

UNIVERSIDAD POLITECNICA DE VALENCIA

DEPARTAMENTO DE INGENIERIA ELECTRONICA



UNIVERSIDAD
POLITECNICA
DE VALENCIA

Sistema de compensación mediante filtro activo de potencia con sistema de obtención de las corrientes de referencia selectivo utilizando control 3D-3B SVPWM de la etapa de potencia. Aplicación a sistemas industriales a 4 hilos.

TESIS DOCTORAL

Doctorando:

Salvador Orts Grau

Dirigida por:

Dr. D. Francisco J. Gimeno Sales

Dr. D. Antonio Abellán García

Valencia, 2008

AGRADECIMIENTOS

Desde estas líneas quiero expresar mi sincero agradecimiento a todos aquellos que de alguna forma han contribuido a la conclusión de este trabajo. En especial, a mis directores por su guía y consejo, a mis compañeros del grupo de trabajo por su colaboración, y a mis personas más queridas por su incondicional apoyo.

Gracias.

RESUMEN

Esta tesis doctoral trata acerca de los sistemas de compensación activos con conexión en paralelo, utilizados para la mejora de la calidad del suministro eléctrico y de la eficiencia energética en las redes eléctricas de distribución y en las instalaciones a cuatro hilos. En la presente tesis se desarrolla un nuevo filtro o compensador activo de potencia con la capacidad de seleccionar los fenómenos a compensar. Se incluyen además algunas propuestas sobre determinadas partes del sistema de control que permiten la mejora de las características finales del compensador activo desarrollado.

Se presentan las estrategias de compensación global más utilizadas en compensadores activos y se propone un nuevo método de compensación global basado en la norma IEEE Std. 1459-2000. Se realiza un estudio comparativo entre las diferentes estrategias de compensación global y la estrategia propuesta.

Para la obtención de un compensador selectivo, se proponen dos métodos diferentes para la descomposición de las corrientes de carga y la consiguiente obtención de las corrientes de compensación. El primer método está basado en la utilización de las conductancias por fase y la conductancia equivalente de sistema trifásico. El segundo se basa en la descomposición de potencias propuesta en la IEEE Std. 1459-2000. Se presenta un análisis de cada uno de los métodos propuestos.

Se presenta el análisis del sistema completo para la implementación del compensador selectivo propuesto. El sistema de control incluye, la utilización de la técnica de la ventana deslizante para la obtención de las corrientes de referencia, el desarrollo de un regulador de corriente de bajo coste computacional, el diseño del regulador para el control del bus dc y el desarrollo de un nuevo modulador vectorial tridimensional para la topología de la etapa de potencia utilizada.

Se presentan los resultados de simulación y experimentales del sistema de compensación diseñado para diferentes tipos de cargas y condiciones de alimentación. Los resultados demuestran el buen funcionamiento del compensador selectivo propuesto el cual logra la mejora de la calidad del suministro eléctrico.

Finalmente se incluyen las conclusiones, aportaciones, líneas de trabajo futuro y las publicaciones derivadas de los resultados de investigación de la tesis doctoral.

RESUM

Aquesta tesi doctoral tracta sobre els sistemes de compensació activa de connexió en derivació que s'utilitzen per a la millora de la qualitat del subministrament elèctric i de la eficiència energètica a les xarxes elèctriques de distribució i a les instal·lacions a quatre fils. A la present tesi es desenvolupa un nou filtre o compensador actiu de potència amb la capacitat de triar els fenòmens a compensar. La tesi inclou diferents propostes a determinades parts del sistema de control que permeten la millora de les característiques finals del compensador actiu desenvolupat.

Es presenten les estratègies de compensació global mes utilitzades en compensadors actius i es proposa un mètode de compensació global basat en la norma IEEE Std. 1459. Se inclou un estudi comparatiu entre les diferents estratègies de compensació global i la estratègia proposada.

Per a la obtenció del compensador selectiu, es proposen dos mètodes diferents per a la descomposició de les corrents de la càrrega i la obtenció de les corrents de compensació. El primer mètode està basat en la utilització de les conductàncies per fase i la conductància equivalent del sistema trifàsic. El segon es basa en la descomposició de potències proposada a la IEEE Std. 1459-2000. Es presenta un anàlisi dels dos mètodes proposats.

Es presenta el disseny del sistema complet per a la implementació del compensador selectiu proposat. El sistema de control inclou, la utilització de la tècnica "moving window" per a la obtenció de les corrents de referència, el disseny d'un regulador de corrent de baix cost computacional, el disseny del regulador per al control de la tensió del bus dc i el desenvolupament d'un nou modulador vectorial tridimensional aplicable a la topologia de la etapa de potència utilitzada.

Es presenten els resultats de simulació i experimentals del sistema de compensació dissenyat per a diferents tipus de càrregues i de condicions d'alimentació. Els resultats demostren que el sistema proposat aconsegueix la millora de la qualitat del sistema elèctric així com el bon funcionament del sistema de compensació selectiu.

Per últim, es presenten les conclusions, aportacions, les línies a seguir en futurs treballs i les publicacions derivades del resultat d'investigació obtinguts a la present tesi doctoral.

ABSTRACT

This PhD thesis deals with shunt active compensation systems used to improve power quality and efficiency in low voltage electric power networks. In this work, a new active power filter with selective capabilities has been developed. Furthermore, new improvements are added to some parts of the active power filter.

The most popular global compensation strategies used in shunt active power compensators are presented, and a global compensation method based on IEEE Std 1459-2000 is proposed. A comparative study of these compensation strategies has also been performed.

The active power filter compensating currents are obtained from the decomposition of load currents. Two different methods of separating the load current components are proposed in order to obtain the selective compensation currents. The first method is based on the calculation of the per-phase load conductances and the three-phase load equivalent conductance. The second one is based on the load power decomposition proposed in IEEE Std 1459-2000. Both methods have been studied.

The complete shunt active filter has been analysed. Its control system includes: a moving window technique applied to the extraction of reference currents, a current regulator with a low computational cost, a DC voltage control loop, and a new 3D space vector modulation technique.

Both simulated and experimental results of the proposed selective shunt active power filter, including different loads and supply conditions, are presented. The results demonstrate not only that the proposed system improves the electrical power quality but also the excellent behaviour of the selective compensation method.

INDICE GENERAL

| | |
|--|----------|
| MOTIVACIÓN, OBJETIVOS Y SUMARIO DE LA TESIS DOCTORAL | 1 |
| Motivación..... | 1 |
| Objetivos..... | 3 |
| Sumario..... | 5 |
| 1. INTRODUCCIÓN A LA EFICIENCIA ENERGÉTICA. GENERACIÓN, RECEPTORES Y EQUIPOS DE MEJORA | 7 |
| 1.1. Definiciones de la Potencia Eléctrica. | 13 |
| 1.1.1. Definiciones de potencia propuestas por Budeanu (1927). | 15 |
| 1.1.2. Teoría de la potencia eléctrica de Fryze (1932). | 16 |
| 1.1.3. Definiciones recogidas en el Standard 100 de IEEE. | 18 |
| 1.1.4. Teoría p-q de Akagi. | 19 |
| 1.1.5. Teoría de la potencia del IEEE Std. 1459-2000. | 22 |
| 1.2. Causas y efectos de los desequilibrios en los sistemas eléctricos..... | 27 |
| 1.3. Causas y efectos de la distorsión en los sistemas eléctricos. | 29 |
| 1.4. Compensadores activos para sistemas trifásicos a cuatro hilos. | 31 |
| 1.4.1. Topologías de la etapa de potencia de un SAPC..... | 32 |
| 1.4.2. Técnicas para el control de corriente..... | 34 |
| 1.4.2.1. Controladores lineales. Estructuras básicas. | 36 |
| 1.4.2.1.1. Controlador PI con modulación por comparación con portadora triangular PWM. | 37 |
| 1.4.2.1.2. Control de corriente en coordenadas estacionarias α , β , 0. | 38 |
| 1.4.2.1.3. Control de corriente en coordenadas rotatorias d, q, 0. Transformada de Park. | 39 |
| 1.4.2.1.4. Controlador de corriente en espacio de estados..... | 41 |
| 1.4.2.2. Controladores de corriente on – off. Controlador de corriente por banda de histéresis | 43 |
| 1.4.3. Modulación vectorial SVPWM..... | 44 |

| | | |
|------------|--|-----------|
| 1.4.3.1. | Modulación vectorial en el plano α - β (2D-SVM)..... | 44 |
| 1.4.3.1.1. | Modulación vectorial en coordenadas del sistema A, B, C..... | 51 |
| 1.4.3.1.2. | Distribución de los ciclos de trabajo..... | 53 |
| 1.4.3.2. | Modulador vectorial tridimensional 3D SVPWM..... | 58 |
| 1.5. | Conclusiones..... | 63 |
| 2. | ESTRATEGIAS DE COMPENSACIÓN PARA COMPENSADORES ACTIVOS PARALELO SAPC. SISTEMA PROPUESTO PARA LA COMPENSACIÓN SELECTIVA DE LOS FENÓMENOS NO EFICIENTES. | 67 |
| 2.1. | Estrategias de compensación global mediante SAPC..... | 69 |
| 2.1.1. | Método P-Q generalizado..... | 69 |
| 2.1.2. | Método del sistema de referencia síncrono modificado (i_d - i_q). | 72 |
| 2.1.3. | Estrategia de compensación UPF..... | 74 |
| 2.1.4. | Estrategia de compensación para absorción de corriente senoidal basada en la IEEE Std. 1459..... | 76 |
| 2.1.4.1. | Método de absorción senoidal basado en la tensión fundamental de secuencia directa según IEEE Std. 1459..... | 78 |
| 2.1.5. | Análisis de las estrategias de compensación global según IEEE Std. 1459-2000... | 82 |
| 2.1.5.1. | Tensiones de alimentación ideales. Carga desequilibrada y distorsionada... | 83 |
| 2.1.5.2. | Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas. Corrientes de carga senoidales y equilibradas..... | 86 |
| 2.1.5.3. | Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas. Corrientes de carga no senoidales y desequilibradas..... | 89 |
| 2.1.5.4. | Tensiones de alimentación y corrientes de carga no senoidales (5° y 7° armónico) y equilibradas..... | 92 |
| 2.1.5.5. | Tensiones de alimentación no senoidales (5° armónico) y equilibradas. Corrientes de carga no senoidales (7° armónico) y equilibradas..... | 95 |
| 2.1.5.6. | Tensiones de alimentación y corrientes de carga senoidales y desequilibradas..... | 98 |
| 2.2. | Compensación selectiva de fenómenos no eficientes..... | 101 |
| 2.2.1. | Método de compensación selectiva utilizando conductancias equivalentes..... | 101 |

| | | |
|------------|--|------------|
| 2.2.1.1. | Análisis de la compensación selectiva mediante conductancias según IEEE Std. 1459-2000 | 103 |
| 2.2.1.1.1. | Tensiones de alimentación ideales. Carga resistiva desequilibrada..... | 104 |
| 2.2.1.1.2. | Tensiones de alimentación ideales. Carga desequilibrada y distorsionada..... | 108 |
| 2.2.1.1.3. | Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas. Corrientes de carga senoidales y equilibradas. | 110 |
| 2.2.1.1.4. | Tensiones de alimentación no senoidales (5° armónico) y equilibradas. Corrientes de carga no senoidales (7° armónico) y equilibradas. | 112 |
| 2.2.1.1.5. | Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas. Corrientes de carga senoidales y desequilibradas. | 114 |
| 2.2.2. | Método de compensación selectiva basado en la IEEE Std. 1459. | 116 |
| 2.2.2.1. | Análisis de la compensación selectiva basada en la IEEE Std. 1459..... | 122 |
| 2.2.2.1.1. | Tensiones de alimentación ideales. Carga resistiva desequilibrada..... | 122 |
| 2.2.2.1.2. | Tensiones de alimentación ideales. Carga desequilibrada y distorsionada..... | 124 |
| 2.2.2.1.3. | Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas. Corrientes de carga senoidales y equilibradas. | 126 |
| 2.2.2.1.4. | Tensiones de alimentación no senoidales (5° armónico) y equilibradas. Corrientes de carga no senoidales (7° armónico) y equilibradas. | 128 |
| 2.2.2.1.5. | Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas. Corrientes de carga senoidales y desequilibradas. | 130 |
| 2.3. | Conclusiones | 132 |
| 3. | ANÁLISIS DEL COMPENSADOR ACTIVO DE POTENCIA..... | 135 |
| 3.1. | Descripción de la etapa de potencia..... | 136 |
| 3.2. | Modelado de la etapa de potencia..... | 138 |
| 3.2.1. | Modelo en funciones de conmutación..... | 138 |
| 3.2.2. | Modelo promediado | 140 |
| 3.3. | Ecuaciones básicas de diseño de la etapa de potencia | 142 |
| 3.3.1. | Cálculo de la capacidad del bus dc..... | 142 |

| | | |
|----------|--|------------|
| 3.3.2. | Cálculo de las inductancias del lado de alterna del SAPC. | 142 |
| 3.3.3. | Valor nominal de la tensión del bus DC..... | 144 |
| 3.4. | Descripción de la plataforma hardware implementada para el SAPC. | 146 |
| 3.5. | Sistema de control del SAPC..... | 150 |
| 3.5.1. | Método de obtención de las corrientes de referencia basado en la IEEE Std. 1459. | 151 |
| 3.5.1.1. | Método de la ventana deslizante..... | 154 |
| 3.6. | Diseño del regulador de corriente..... | 156 |
| 3.7. | Pérdidas en el SAPC. Control del bus dc. Diseño del lazo de tensión..... | 160 |
| 3.7.1. | Energía disipada en los semiconductores..... | 161 |
| 3.7.2. | Pérdidas en el bus dc y en el lado de alterna. | 161 |
| 3.7.3. | Potencias activas residuales. Mejora del compensador selectivo..... | 162 |
| 3.7.4. | Análisis y control del bus DC. | 165 |
| 3.8. | Desarrollo del modulador vectorial. | 172 |
| 3.8.1. | Modulador 3D-3B-SVPWM en coordenadas A-B-C..... | 173 |
| 3.8.2. | Modulador 3D-3B-SVPWM modificado. | 179 |
| 3.9. | Conclusiones | 184 |
| 4. | RESULTADOS DE SIMULACIÓN. | 185 |
| 4.1. | Técnicas de Simulación..... | 185 |
| 4.2. | Simulación mediante el modelo promediado del SAPC..... | 187 |
| 4.2.1. | Condiciones de alimentación. | 189 |
| 4.2.2. | Carga trifásica lineal desequilibrada. | 190 |
| 4.2.2.1. | Carga trifásica lineal desequilibrada resistiva..... | 190 |
| 4.2.3. | Carga trifásica lineal desequilibrada mixta. Compensación del desequilibrio y del desfase. | 193 |
| 4.2.3.1. | Compensación del desequilibrio..... | 195 |
| 4.2.3.2. | Compensación del desfase..... | 197 |
| 4.2.3.3. | Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase..... | 199 |

| | | |
|----------|--|------------|
| 4.2.4. | Carga trifásica no lineal..... | 201 |
| 4.2.4.1. | Compensación del desequilibrio..... | 202 |
| 4.2.4.2. | Compensación del desfase..... | 205 |
| 4.2.4.3. | Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase..... | 206 |
| 4.2.4.4. | Compensación de la distorsión..... | 209 |
| 4.2.4.5. | Compensación conjunta del desequilibrio, el desfase y la distorsión..... | 211 |
| 4.2.5. | Otros casos significativos..... | 213 |
| 4.2.5.1. | Tensiones de alimentación no lineales..... | 213 |
| 4.2.5.2. | Tensiones de alimentación lineales con desfase y asimetría..... | 217 |
| 4.3. | Simulación del regulador de corriente..... | 221 |
| 4.4. | Simulación de la DFT de ventana deslizante..... | 224 |
| 4.5. | Simulación del sistema completo..... | 226 |
| 4.6. | Simulación del control del bus dc..... | 232 |
| 4.7. | Simulación del modulador vectorial 3D 3B SVPWM..... | 235 |
| 4.8. | Conclusiones..... | 240 |
| 5. | ENSAYOS Y RESULTADOS EXPERIMENTALES..... | 241 |
| 5.1. | Tensiones de alimentación senoidales y equilibradas..... | 244 |
| 5.1.1. | Carga trifásica lineal desequilibrada..... | 245 |
| 5.1.1.1. | Compensación del desequilibrio..... | 247 |
| 5.1.2. | Carga trifásica lineal desequilibrada con componente inductiva..... | 249 |
| 5.1.2.1. | Compensación del desequilibrio..... | 251 |
| 5.1.2.2. | Compensación del desfase..... | 253 |
| 5.1.2.3. | Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase..... | 255 |
| 5.1.3. | Carga trifásica no lineal desequilibrada y con desfase..... | 257 |
| 5.1.3.1. | Compensación del desequilibrio..... | 259 |
| 5.1.3.2. | Compensación del desfase..... | 261 |
| 5.1.3.3. | Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase..... | 263 |
| 5.1.3.4. | Compensación de la distorsión..... | 265 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 5.1.3.5. | Compensación conjunta del desequilibrio, el desfase y la distorsión. | 267 |
| 5.2. | Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas. | 269 |
| 5.2.1. | Carga trifásica lineal desequilibrada. | 270 |
| 5.2.1.1. | Compensación del desequilibrio. | 272 |
| 5.2.2. | Carga trifásica lineal desequilibrada con componente inductiva. | 274 |
| 5.2.2.1. | Compensación del desequilibrio. | 276 |
| 5.2.2.2. | Compensación del desfase. | 278 |
| 5.2.2.3. | Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase. | 280 |
| 5.2.3. | Carga trifásica no lineal desequilibrada y con desfase. | 282 |
| 5.2.3.1. | Compensación del desequilibrio. | 284 |
| 5.2.3.2. | Compensación del desfase. | 286 |
| 5.2.3.3. | Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase. | 288 |
| 5.2.3.4. | Compensación de la distorsión. | 290 |
| 5.2.3.5. | Compensación conjunta del desequilibrio, el desfase y la distorsión. | 292 |
| 5.3. | Tensión de salida del inversor, rizado de corriente y frecuencia de conmutación. | 294 |
| 5.4. | Conclusiones. | 297 |
| 6. | APORTACIONES Y LÍNEAS DE TRABAJO FUTURO. PUBLICACIÓN DE RESULTADOS. | 299 |
| 6.1. | Aportaciones. | 299 |
| 6.2. | Líneas de trabajo futuro. | 301 |
| 6.3. | Resultados publicados de la tesis doctoral. | 302 |
| 7. | REFERENCIAS. | 305 |

MOTIVACIÓN, OBJETIVOS Y SUMARIO DE LA TESIS DOCTORAL

Motivación.

En los últimos años se ha despertado un creciente interés por el estudio de los problemas que afectan a la red eléctrica y que degradan la calidad del suministro que reciben los usuarios de la misma. La problemática es muy variada dando lugar a un amplio campo de estudio que, entre otros muchos temas incluye los efectos de la creciente deslocalización de los sistemas de generación, debido a la gran expansión de las energías renovables, y el desarrollo de equipos de compensación activa para la mejora de la calidad del suministro y el ahorro energético.

En el estudio de los equipos de compensación activa, el gran desarrollo de la electrónica de potencia ha abierto un extenso campo de investigación y desarrollo propiciando, en el ámbito de la mejora de la calidad de la red eléctrica, la aparición de nuevos equipos de compensación activa. El gran número de trabajos presentados recientemente acerca de las topologías de las etapas de potencia, las diferentes configuraciones para la conexión y la sincronización con la red eléctrica, el desarrollo de nuevas técnicas de modulación para el control de los semiconductores de potencia, el estudio y desarrollo de nuevas estrategias de compensación a partir de las diferentes teorías de la potencia eléctrica, las técnicas de control de corriente, y otros, son buena muestra de la importancia del tema y del interés que suscita.

Por lo general, en lo que respecta a las estrategias de compensación para filtros o compensadores activos, se aborda el problema de la mejora de la calidad eléctrica de una forma global, basándose en una u otra teoría de la potencia eléctrica. Aún cuando se conocen los distintos fenómenos que pueden suceder en los sistemas eléctricos con tensiones y corrientes desequilibradas y no senoidales, las estrategias de compensación más comunes no ofrecen la posibilidad de realizar la mejora de los fenómenos no eficientes por separado. Sin embargo, teniendo en cuenta que los compensadores activos no disponen de una potencia infinita, cuando la magnitud de las potencias no eficientes a compensar supere a la máxima potencia aparente disponible en el compensador, puede resultar más beneficioso utilizar la potencia aparente disponible en corregir uno u otro fenómeno no eficiente, ya sea por separado o alguna combinación de los mismos. Para lograr este funcionamiento selectivo en la compensación es necesaria la correcta identificación de los fenómenos no eficientes y la determinación de las corrientes de compensación independientes para cada fenómeno no eficiente.

Los compensadores activos con capacidad de compensación selectiva serán una pieza clave en futuros sistemas de compensación distribuidos donde, en una sección de la red eléctrica, un equipo de gestión energética se encargue de decidir y ordenar las acciones correctoras de los equipos de compensación selectiva a su cargo.

La gran versatilidad que en lo referente a posibilidades de gestión de la calidad de la red eléctrica y de la eficiencia energética puede ofrecer la utilización de compensadores activos con capacidad de compensación selectiva, junto a la necesidad de lograr el máximo aprovechamiento de las redes de distribución eléctrica y de mejorar la calidad del suministro ofrecido son las principales motivaciones del trabajo desarrollado en esta tesis doctoral. El trabajo se ha enfocado hacia la obtención de un compensador activo que ofrezca los mejores resultados en cuanto a la mejora de la calidad de la red eléctrica y del desarrollo de un compensador selectivo pensando en sistemas de compensación distribuidos.

Objetivos.

El trabajo de tesis presentado se enmarca en el área la mejora de la calidad del suministro eléctrico y el ahorro energético en las redes eléctricas de distribución a cuatro hilos mediante la utilización de sistemas de compensación activos de conexión en paralelo. La presente tesis aborda el desarrollo de un nuevo compensador activo de potencia configurable, con la capacidad de seleccionar los fenómenos a compensar.

A partir del estudio de las de las principales estrategias de compensación para compensadores activos de potencia de conexión en paralelo, del análisis de las etapas de potencia y de los sistemas de control aplicables a este tipo de compensadores, esta tesis se plantea los siguientes objetivos:

- Determinar las corrientes que identifican a los fenómenos no eficientes que empeoran la calidad de la red eléctrica utilizando la teoría de la potencia eléctrica más apropiada.
- Desarrollar un compensador activo paralelo selectivo. Este compensador, basándose en la identificación de corrientes obtenida, deberá permitir la compensación de forma independiente o en cualquier combinación, de los fenómenos de desequilibrio, desfase y distorsión.
- Aplicar un método de obtención de las corrientes de referencia que permita la obtención de las corrientes de referencia con cada nueva muestra adquirida.
- Desarrollar un regulador de corriente optimizado, de bajo coste computacional que asegure la implementación del sistema de control completo en un único procesador digital.
- Adaptar la técnica de modulación vectorial SVPWM a la topología de convertidor de potencia de tres semipuentes utilizado para la compensación de ineficiencias en sistemas de distribución eléctrica de baja tensión a cuatro hilos.

Sumario.

La tesis doctoral presenta la siguiente estructura:

El capítulo 1 presenta una introducción a la eficiencia energética en los sistemas eléctricos de distribución y en las instalaciones. Se presentan las teorías de la potencia eléctrica de mayor difusión. Se exponen las causas y efectos de los fenómenos no eficientes de desequilibrio y distorsión, que empeoran la calidad de la red de distribución pudiendo afectar a otras instalaciones o equipos. Se presentan también los compensadores o filtros activos de potencia, incluyéndose las diferentes topologías de la etapa de potencia del convertidor electrónico para conexión a sistemas eléctricos a cuatro hilos, las técnicas básicas para el control de corriente y las técnicas de modulación vectorial para el disparo de los semiconductores del convertidor.

El capítulo 2 se centra en el análisis de las diferentes estrategias de compensación para compensadores activos paralelo. El capítulo se divide en dos partes fundamentales. En primer lugar se presentan las principales estrategias de compensación global. En este apartado se propone un método de compensación global basado en la norma IEEE Std. 1459-2000. Se incluye un estudio comparativo de las estrategias de compensación global mediante el análisis de los resultados obtenidos para diferentes casos de cargas y condiciones de alimentación. En la segunda parte del capítulo se presentan dos estrategias para la obtención de las corrientes de compensación que permitan la implementación de un compensador selectivo. La primera basada en la obtención de las conductancias por fase y la conductancia equivalente del sistema trifásico. La segunda se basa en la descomposición de potencias planteada por la norma IEEE Std. 1459-2000. Para ambas estrategias se realiza un análisis de los resultados que ofrecen los modos de compensación selectivos en diferentes casos de cargas y condiciones de alimentación.

En el capítulo 3 se analiza y describe el diseño del compensador activo de potencia paralelo. Se presenta la etapa de potencia a utilizar y las ecuaciones básicas de diseño de sus componentes. Tras esto se describe la etapa de potencia del prototipo experimental. Se propone la utilización de un método para la obtención de las corrientes de referencia empleando un algoritmo de ventana deslizante. Se desarrolla un regulador de corriente de bajo coste computacional y se presentan sus prestaciones. Se presenta el análisis de las pérdidas en el convertidor y el diseño del lazo de regulación del bus dc. Se propone una modificación de las corrientes de referencia en modo selectivo para mejorar el funcionamiento del lazo de regulación del bus dc. Finalmente se desarrolla un nuevo modulador vectorial tridimensional para la topología de la etapa de potencia utilizada.

En el capítulo 4 se presentan los resultados obtenidos a partir de la simulación del compensador selectivo diseñado. Utilizando un modelo promediado de la etapa de potencia se simula el sistema para diferentes casos de carga y condiciones de alimentación. Utilizando el modelo de gran señal en funciones de conmutación se simula el funcionamiento del sistema

completo incluyendo, el modulador vectorial propuesto y el control del bus de continua. Se simula el comportamiento del regulador de corriente y finalmente se realiza una simulación comparativa de la utilización de la técnica de la ventana deslizante con respecto a otras técnicas aplicadas a la obtención de las corrientes de referencia.

El capítulo 5 presenta los resultados experimentales obtenidos a partir del prototipo implementado en el laboratorio. Se comprueba el funcionamiento real del compensador activo diseñado, de su sistema de control de corriente y de tensión del bus dc, y de la compensación selectiva propuesta.

En el capítulo 6 se presentan las conclusiones de la tesis, las aportaciones y las líneas de trabajo futuro. Así mismo, se presentan las publicaciones en revistas internacionales de reconocido prestigio y en congresos internacionales que se han derivado de los resultados de la tesis.

Finalmente el capítulo 7 recoge las referencias utilizadas en la tesis.

1. Introducción a la eficiencia energética. Generación, receptores y equipos de mejora.

Año tras año la demanda de energía eléctrica de la sociedad española, y mundial en general, va en aumento, lo cual crea la necesidad de disponer de la energía eléctrica suficiente para satisfacer las demandas de consumo. La generación de energía eléctrica en España es suficiente para abastecer el nivel de consumo actual, importándose energía eléctrica de países vecinos como Francia en ciertas ocasiones, y en otras, exportándose a países como Portugal, presentándose finalmente un balance general equilibrado. Sin embargo, en los últimos años, viene repitiéndose uno de los principales problemas del sistema eléctrico, los cortes de servicio debidos a puntas de consumo masivo superiores a la energía disponible. Estas puntas de consumo son fundamentalmente provocadas por las conocidas olas de calor en verano y las olas de frío durante el invierno, y el funcionamiento simultáneo de todos los sistemas de refrigeración o calefacción de una misma zona geográfica. Este problema tiene graves consecuencias a nivel social provocando importantes pérdidas y un gran trastorno en la vida cotidiana. La solución es aparentemente obvia, generar más energía mediante la instalación de nuevas centrales.

La producción de energía eléctrica depende en gran manera de procesos altamente contaminantes, tanto es así, que la energía obtenida a partir de centrales nucleares y térmicas (convencionales de carbón y ciclos combinados de gas natural) constituye el 78% de la energía eléctrica total generada en España en 2006 [1]. Por ello, y debido a la creciente preocupación por la conservación del medio ambiente, se presenta una gran controversia social entre la necesidad de aumentar la producción de energía eléctrica mediante estas centrales de alto rendimiento, y la necesidad de un medio ambiente apto y saludable para la vida. Ante esta situación, surgen como importantes alternativas el uso de ciertas fuentes de energía, como la energía solar fotovoltaica y la energía eólica, que aunque de menor rendimiento energético, son limpias (no contaminantes) y renovables. En la actualidad, la aportación de los parques eólicos españoles supone el 10% de la producción total de energía eléctrica. Mucho menor es la aportación de la energía solar fotovoltaica y de otras fuentes renovables como la solar térmica o la biomasa [1]. Estas cifras se verán ampliamente incrementadas en el futuro siendo sobre todo la gran eólica la llamada a ser uno de los principales motores del sector eléctrico en las próximas décadas.

En cuanto a las instituciones, la sensibilización tanto en el ámbito comunitario europeo como en España ante los problemas derivados del cambio climático, ha fructificado en 2006 en la puesta en marcha de importantes procesos de revisión de las normas de regulación. En el caso

de Europa, la cumbre de Jefes de Estado y de Gobierno presentó el “*Paquete Global de Medidas sobre la Energía y el Cambio Climático*” y un “*Plan de acción energética 2007-2009*” [2]-[5] que revisa la política energética europea desde un enfoque de sostenibilidad, apoyándose en tres pilares básicos: seguridad de suministro, competitividad, y minimización del impacto medioambiental y cambio climático. En el caso de España, en marzo de 2006 el Gobierno aprobó el documento de “*Planificación de los sectores de electricidad y gas. Revisión 2005-2011*” [6] donde se recogen las nuevas previsiones del consumo de energía primaria y final para este período, así como las fuentes energéticas que suministrarán dicho consumo. Esta planificación se enmarca, junto a la transposición a nuestra legislación de las nuevas directivas europeas, en una serie de medidas sectoriales, que a día de hoy se encuentran en diverso estado de desarrollo, como son el nuevo “*Plan de Energías Renovables 2005-2010*”, los “*Planes Nacionales de Asignación*” (PNA) para los períodos 2005-2007 y 2008-2012, el “*Plan de Reducción de emisiones de SO₂ y NO_X*”, el “*Plan Nacional de la Minería del Carbón*” y los “*Planes sectoriales de industrias de alto consumo energético*” [7]-[9]. Todo ello pone de manifiesto la importancia del tema y como las instituciones, no sin cierto retardo, reaccionan mediante la promoción de nuevos planes nacionales enfocados a las energías renovables, al ahorro y la eficiencia energética y, a la reducción de emisiones de gases de efecto invernadero, principales responsables del cambio climático que está sufriendo el planeta.

Tanto o más importante como el aumentar la producción energética, es lograr un máximo aprovechamiento de ésta mejorando el rendimiento de los equipos y de los propios receptores o instalaciones que consumen energía. En este aspecto, y a nivel español, se encuentra en marcha el “*Plan de Acción de la Estrategia de Ahorro y Eficiencia Energética de España 2005-2007*” [10] focalizado en incentivar el desarrollo y consumo de equipos de alta eficiencia energética. Las ayudas contemplan el “*Plan Renove*” de electrodomésticos y la renovación del parque automovilístico de turismos. Se pretende incentivar la adquisición de electrodomésticos de clase energética A o superior, así como de vehículos turismos alimentados con energías alternativas a las convencionales (gasolina y gasóleo). Por ejemplo, en el caso de los electrodomésticos, es subvencionable la compra de frigoríficos con clasificación energética A, A+ y A++, lavadoras A, lavavajillas A o B y, lavadoras y lavavajillas bitérmicas.

Desde un punto de vista eléctrico, los equipos o instalaciones de baja eficiencia energética se caracterizan por no aprovechar toda la energía que requieren para su funcionamiento. Estos equipos consumen de la red eléctrica corrientes “no eficientes” provocadas por fenómenos que no representan una transferencia de energía útil entre generador y carga, reconociéndose como energía útil a aquella que se transforma en otro tipo de energía en los equipos e instalaciones. La energía útil representa un flujo de energía unidireccional desde la fuente o generador hacia el receptor o instalación. Este flujo de energía unidireccional es computado a través de la potencia activa.

De forma clásica, la principal y única causa de ineficiencia del sistema eléctrico era el consumo de potencia reactiva por parte de los receptores e instalaciones. La potencia reactiva aparece debida al fenómeno de desfase entre las tensiones de alimentación y las corrientes consumidas por el receptor. El fenómeno de desfase es un fenómeno no eficiente puesto que genera un flujo de energía bidireccional que fluye entre el generador y el receptor, sin haber sido convertido en otro tipo de energía. La figura 1-1, representa los flujos de energía que aparecen entre la red de distribución y los equipos no eficientes.

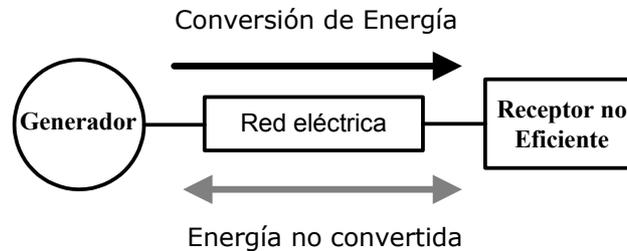


Figura 1-1. Flujos de energéticos eficientes y no eficientes.

Las definiciones tradicionales de la potencia eléctrica, potencia activa, reactiva y aparente, se basan en teorías que fueron establecidas durante la primera mitad del siglo XX. Durante años estas teorías fueron aceptadas y utilizadas puesto que identificaban fielmente los fenómenos que se producían en los sistemas eléctricos. Sin embargo, durante las últimas décadas y debido en gran parte a la amplia expansión de la electrónica de potencia y a la masiva proliferación de instalaciones monofásicas de baja tensión, han aparecido nuevos fenómenos no eficientes en los sistemas eléctricos ante los que las antiguas formulaciones no ofrecen resultados correctos. Los convertidores electrónicos de potencia, ampliamente extendidos en el ámbito industrial y en el doméstico, demandan del sistema eléctrico corrientes no senoidales que, al circular por las líneas de distribución, provocan la aparición de componentes armónicas en las tensiones de la red. La aparición de componentes armónicas en las corrientes y tensiones se conoce como fenómeno de distorsión. Las cargas monofásicas y los sistemas trifásicos desequilibrados, conectados en los sistemas de distribución habituales de 4 hilos, consumen corrientes desequilibradas que al circular por las líneas de distribución provocan la aparición de desequilibrios en las tensiones de red. La aparición de desequilibrios en las corrientes y en las tensiones se conoce como fenómeno de desequilibrio. Cuando las tensiones y corrientes dejan de ser senoidales y equilibradas, las antiguas teorías de la potencia eléctrica producen resultados erróneos por no estar concebidas para tener en cuenta los nuevos fenómenos.

En general los denominados receptores o instalaciones de baja eficiencia energética consumen corrientes que provocan los fenómenos no eficientes de desfase (reactiva), desequilibrio y distorsión armónica. Los flujos de energía asociados a estos fenómenos son principalmente bidireccionales y causan un incremento de las pérdidas en las líneas y en los receptores,

deterioran la calidad del suministro eléctrico provocando desequilibrios y distorsión en las tensiones, y provocan una disminución de la capacidad de transporte de energía útil por las líneas de la red de distribución eléctrica [11]-[13]. Se les denomina flujos de energía no eficientes. Un receptor no eficiente, debido a los efectos que provoca sobre el sistema eléctrico, puede afectar a instalaciones cercanas, provocando incluso que las cargas eficientes se comporten de forma no eficiente empeorando, por tanto, la calidad del suministro eléctrico en la instalación.

Las modernas teorías de la potencia eléctrica se encaminan hacia la correcta identificación y cuantificación de los fenómenos no eficientes de desfase, distorsión y desequilibrio. La correcta identificación de estos fenómenos va a tener dos importantes aplicaciones, la tarificación y la compensación. La tarificación incluye, por una parte, el pago por la energía eficiente consumida y, por otra parte, el pago o recargo por consumo de energías no eficientes que empeoran la calidad del suministro en el sistema eléctrico [14]. Para lograrlo se requiere de equipos de medida convenientemente adaptados que ya están siendo desarrollados [15]-[19]. En la actualidad, el sistema de tarificación eléctrica, sólo penaliza el consumo de energía reactiva mediante la instalación de equipos de medida del consumo de potencia reactiva en las instalaciones. Aunque existe normativa reguladora al respecto del consumo armónico de los equipos [20]-[22], los cuales deben de cumplir exigentes normas de compatibilidad electromagnética, no existe tarificación ni penalización por el consumo de corrientes armónicas o desequilibradas, siendo previsible que en el futuro sean de aplicación.

Por otra parte, la compensación trata de mitigar o reducir los efectos provocados por el consumo de energías no eficientes “aguas arriba” del punto en el que se conecta el compensador a la red eléctrica (punto de conexión común o pcc). Se basa en el desarrollo de equipos capaces de corregir los efectos de dichos fenómenos. En el ámbito de la tecnología, la utilización de sistemas de compensación activos de potencia (Active Power Conditioners / Compensators o APC), también denominados filtros activos o acondicionadores activos, ha sido ampliamente desarrollada y aplicada en los últimos años para la mejora de la calidad del suministro y de la eficiencia energética de las instalaciones. Compensadores activos de conexión en serie, derivación o híbridos han sido desarrollados y aplicados de forma satisfactoria para la mejora de la calidad y la eficiencia de las instalaciones, tanto en media como en baja tensión [23]-[29]. Los compensadores activos en paralelo o derivación (Shunt Active Power Compensator o SAPC) son los más utilizados en baja tensión [30]-[31]. El objetivo fundamental de un SAPC es la mejora de la calidad del sistema eléctrico, “aguas arriba” del pcc. Este tipo de compensadores actúan generando las corrientes no eficientes que demandan los equipos o instalaciones, evitando así los problemas derivados de la circulación de dichas corrientes por el resto del sistema eléctrico de distribución. De esta forma los compensadores mejoran la calidad del sistema eléctrico y aumentan su capacidad para el transporte de energía útil.

Los SAPCs han sido tradicionalmente diseñados para realizar una compensación total de todos los fenómenos no eficientes, lo que se conoce como estrategia de compensación global. Esta estrategia se basa en la identificación de la corriente que representa al fenómeno de transferencia de energía útil (generalmente la potencia activa), para separarla de la corriente total consumida por el equipo o instalación. Esta identificación permite determinar la corriente debida al conjunto de todos los fenómenos no eficientes y que debe generar el SAPC. En la mayor parte de trabajos publicados sobre SAPC trabajando en modo de compensación global, la carga utilizada se selecciona de forma que se asegura que no se excede la capacidad del convertidor de potencia del SAPC [24]-[27], [32]. Sin embargo, puesto que los equipos de compensación son sistemas de potencia limitada, debido a las limitaciones de sus propios componentes, cuando la magnitud de las potencias no eficientes supere a la potencia máxima de los compensadores, puede resultar más beneficioso utilizar la potencia disponible en corregir uno u otro determinado fenómeno.

En los últimos años han aparecido estudios acerca de sistemas distribuidos para la medida de la calidad de la potencia eléctrica [33]-[34]. La arquitectura de estos sistemas implica la existencia de un equipo central que recibe y gestiona la información enviada por los equipos de medida distribuidos en la sección de la red eléctrica supervisada. El desarrollo de SAPCs con capacidad de compensación selectiva de los fenómenos no eficientes sería la base para la implementación de sistemas de compensación distribuidos de gran versatilidad. En una sección de la red eléctrica, existirá un equipo de gestión energética central encargado de decidir y ordenar las acciones correctoras de los equipos de compensación selectiva a su cargo, a partir de las medidas recibidas desde los propios compensadores o desde equipos de medida distribuidos. La decisión acerca de las acciones correctoras a tomar, se basará en diferentes factores económicos (relacionados con las penalizaciones que se apliquen por consumo de uno u otro fenómeno no eficiente) y técnicos (relacionados con garantizar la continuidad del suministro, mejorar su calidad, disminuir las pérdidas, etc.).

El desarrollo del sistema de control de un SAPC selectivo se basa en la utilización de una teoría de la potencia eléctrica [35]-[36]. Esta teoría debe identificar y cuantificar de forma correcta los fenómenos no eficientes presentes en el sistema y las corrientes asociadas a los mismos, ya que si se conocen las corrientes no eficientes que provocan cada fenómeno, mediante un SAPC será posible realizar la compensación individual de cada uno de ellos o incluso de combinaciones de los mismos. Ejemplos de métodos de compensación o generación selectiva se muestran en [37]-[41]. La compensación selectiva de armónicos se muestran en [37]-[39]. La utilización de SAPC's para la generación de potencia reactiva fundamental se muestra en [40]. En [41] se presenta un generador distribuido para la generación de potencia activa y reactiva durante fallos de la red eléctrica.

Como objetivo fundamental de la presente tesis se establece el desarrollo de un compensador activo de potencia de conexión en paralelo SAPC con capacidad de compensación selectiva de

los fenómenos de desfase, desequilibrio y distorsión. Para estar en condiciones de llevar a cabo este objetivo se presentan en este capítulo las bases del trabajo.

La estructura de este capítulo es la siguiente: en primer lugar se presentan las teorías de la potencia eléctrica de mayor difusión que se emplean para la obtención de las corrientes de referencia en compensadores activos. En segundo lugar, se exponen las causas y efectos de los fenómenos de desequilibrio y distorsión. Finalmente se presentan los tipos de convertidores electrónicos de potencia aplicables en la implementación de un SAPC, así como sus técnicas de control y modulación más destacadas.

1.1. Definiciones de la Potencia Eléctrica.

La implementación de un SAPC con capacidad de compensación selectiva requiere la identificación independiente de las corrientes que son responsables de cada uno de los fenómenos no eficientes presentes en los sistemas eléctricos. Esta identificación debe estar basada en el empleo de alguna teoría de la potencia eléctrica que permita la correcta cuantificación de los fenómenos no eficientes de forma independiente.

Desde hace más de un siglo, numerosos científicos se han preocupado de intentar explicar los fenómenos existentes en los sistemas eléctricos. Sus trabajos han dado lugar a la aparición, a lo largo del tiempo, de las diferentes teorías de la potencia eléctrica existentes. Una teoría de la potencia eléctrica debe entenderse como un conocimiento desde el nivel más básico de las propiedades de los sistemas eléctricos [42]-[43] y, a su vez, debe establecer las herramientas matemáticas (ecuaciones y modelos) que proporcionen una interpretación física del conjunto de fenómenos propios de los sistemas eléctricos, permitiendo su cuantificación, el desarrollo de equipos de medida y el desarrollo de equipos de compensación.

Las definiciones tradicionales de la potencia eléctrica se basan en teorías que fueron establecidas durante la primera mitad del siglo pasado. Durante los años 20 se postularon los dos enfoques tradicionales de las teorías de la potencia eléctrica. Fryze estableció las definiciones de la potencia eléctrica en el dominio temporal [44]. Por otra parte, Budeanu las estableció en el dominio de la frecuencia utilizando las series de Fourier [45]. En 1950 Buchholz extendió los trabajos de Fryze a sistemas polifásicos [46]. La teoría de Fryze está respaldada por el comité electrotécnico internacional [47], mientras que la de Budeanu encuentra su apoyo fundamental en el Std. 100 de IEEE [48].

Durante años estas teorías fueron aceptadas y utilizadas puesto que identificaban fielmente los fenómenos que se producían en los sistemas eléctricos. Sin embargo, a partir de las últimas décadas del siglo pasado se han venido produciendo importantes cambios en los sistemas eléctricos, cambios que pusieron ya entonces de manifiesto que las antiguas formulaciones no ofrecen resultados correctos cuando las tensiones y corrientes no son senoidales y equilibradas [49]-[51]. Las modernas teorías de la potencia eléctrica aparecen a partir de la década de los 70, siendo en un principio ampliaciones o modificaciones de las teorías clásicas de Fryze y Budeanu. En esta línea, cabe destacar los trabajos de Sheperd y Zakikhani [52] en 1972, Kusters y Moore [53] en 1980 y Nowomiejski [54] en 1981. Basados en estos trabajos es también destacable la aparición de equipos de compensación como C. H. Page [55] y el desarrollo de equipos de medidas como P. Filipinski [56]. Los métodos de compensación basados en las teorías clásicas de la potencia requieren condiciones de régimen estacionario para la obtención de las correctas corrientes de compensación. Esto se debe a la necesidad del cálculo del valor medio de la potencia instantánea para determinar las corrientes activas. La compensación obtenida mediante estos métodos no puede ser realmente instantánea ya que,

ante transitorios provocados por variaciones de la carga o de las condiciones de alimentación, a partir del instante en que se alcance el nuevo régimen estacionario será necesario un periodo completo de red para obtener los valores correctos de las corrientes de compensación.

En 1980 Depenbrock introdujo las bases para el cálculo instantáneo de las corrientes activas con su método llamado FBD en homenaje a Fryze y a Buchholz, aunque no fue publicado en inglés hasta 1993 [57], lo cual explica que no haya tenido tanta repercusión como otras teorías de la potencia instantánea. En 1983 H. Akagi propone la teoría de la potencia instantánea (o teoría p-q) [58] y en 1984, junto con A. Nabae proponen un modelo para obtener, a partir de la potencia instantánea, las potencias activa y reactiva en sistemas trifásicos y las tensiones y corrientes que las producen, permitiendo el control de dispositivos de compensación [59]. La gran aceptación y su amplia utilización en el control de dispositivos de compensación y mejora de la calidad de suministro eléctrico, la han consolidado como una de las teorías de la potencia eléctrica de mas extendidas. Basándose en la teoría p-q de Akagi han surgido numerosas teorías que proponen diferentes modificaciones sobre la misma. Willems presentó la expansión de la teoría p-q a sistemas polifásicos en 1992 [60]. En 1994 Nabae presentó una modificación de la teoría p-q para que fuese aplicable a sistemas de cuatro hilos [61]. En 1996 Peng y Lai presentaron una generalización de la potencia reactiva instantánea [62], mientras que Nabae y Tanaka reformularon la teoría p-q en coordenadas polares. En 1999 fueron Kim y el propio Akagi quienes presentaron la teoría p-q-r que expresa las variables de la teoría p-q utilizando una transformación de coordenadas a un sistema de referencia giratorio [63].

Las teorías de la potencia instantánea surgen a partir de desarrollos matemáticos complejos, con mayor o menor grado de abstracción, en los que no se puede establecer una relación directa entre las magnitudes calculadas y los fenómenos físicos reales presentes en el sistema eléctrico. Estas teorías resultan ideales para el diseño de compensadores globales, donde lo fundamental es obtener el valor de la corriente activa del sistema, y además de forma instantánea, para que el compensador genere todas las corrientes no activas de la carga. Sin embargo, al no existir una relación directa entre las magnitudes utilizadas y los fenómenos físicos reconocidos en los sistemas eléctricos, desfase, desequilibrio y distorsión, no será posible la implementación de un compensador selectivo que pueda seleccionar el fenómeno físico no eficiente a mitigar.

En 2000, como resultado de los trabajos del “IEEE Working Group in non-sinusoidal situations” [64] se publicó la norma IEEE Std. 1459-2000 [14] en su versión “trial use”, siendo ascendida a “full use” en 2002. En este estándar se incluyen definiciones para las medidas de las magnitudes de potencia de los sistemas eléctricos en condiciones senoidales o no senoidales y equilibradas o desequilibradas. A partir de la potencia aparente efectiva, que es la misma que la introducida por Buchholz en 1950, se presenta una elegante descomposición de los términos de potencia atendiendo a los fenómenos físicos que las producen. Se desarrolla la base matemática que permite el cálculo de las componentes de la potencia aparente debidas al fenómeno de transferencia de energía útil, al fenómeno de desfase, al de desequilibrio y al de

distorsión. La IEEE Std. 1459 no fue desarrollada pensando en equipos de compensación sino en el desarrollo de una nueva generación de equipos de medida. Esto se debe a que necesita al menos un ciclo completo de la señal de red en régimen estacionario para alcanzar resultados correctos, alejándose de la idea de compensación instantánea de las teorías surgidas a raíz de Akagi. Sin embargo, presenta una descomposición de potencias en base a los fenómenos que tienen lugar en los sistemas eléctricos y todas las magnitudes obtenidas tienen un claro significado físico, es decir cada magnitud está asociada a un fenómeno real.

En los siguientes puntos se va a introducir brevemente los conceptos básicos de las teorías clásicas así como los de la teoría p-q de Akagi por su importancia. Seguidamente se presentarán en detalle las descomposiciones de la potencia propuestas por el estándar 1459-2000 de IEEE, por su conveniencia para la implementación de un compensador activo selectivo.

1.1.1. Definiciones de potencia propuestas por Budeanu (1927).

Como se citó anteriormente, el origen de las teorías de la potencia eléctrica se remonta a las primeras décadas del siglo pasado cuando diferentes investigadores comenzaron a interesarse por los fenómenos que ocurren en los sistemas eléctricos. Budeanu estableció las definiciones de la potencia eléctrica en el dominio de la frecuencia [45]. Basándose en las series de Fourier estableció que en un circuito monofásico de corriente alterna, la tensión y corriente de régimen estacionario se pueden expresar mediante series de Fourier. Por tanto, el valor eficaz de dichas variables se puede calcular mediante (1.1) y (1.2).

$$V = \sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{1}{T} \int_0^T v_n^2 dt \right)} = \sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} V_n^2} \quad (1.1)$$

$$I = \sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{1}{T} \int_0^T i_n^2 dt \right)} = \sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} I_n^2} \quad (1.2)$$

donde V_n e I_n representan respectivamente los valores eficaces del armónico enésimo de tensión y corriente.

A partir del análisis matemático de la interacción entre tensión y corriente en el dominio de la frecuencia, Budeanu definió las siguientes potencias:

- Potencia aparente (U) en un sistema monofásico (1.3). Esta potencia viene determinada a partir de los valores eficaces de la corriente y la tensión definidos en (1.1) y (1.2).

$$U = VI \quad (1.3)$$

- Potencia activa (P) en un sistema eléctrico monofásico (1.4).

$$P = \sum_{n=1}^{\infty} P_n = \sum_{n=1}^{\infty} V_n I_n \cos(\varphi_n - \theta_n) \quad (1.4)$$

- Potencia reactiva (Q) en un sistema monofásico (1.5).

$$Q = \sum_{n=1}^{\infty} Q_n = \sum_{n=1}^{\infty} V_n I_n \sin(\varphi_n - \theta_n) \quad (1.5)$$

- Potencia de distorsión (D) de un sistema monofásico. La potencia de distorsión en un circuito monofásico se define como una magnitud escalar de amplitud igual a la raíz cuadrada de la diferencia entre el cuadrado de la potencia aparente y la suma de los cuadrados de las potencias activa y reactiva. La potencia de distorsión viene dada por la ecuación (1.6).

$$D = \sqrt{U^2 - P^2 - Q^2} \quad (1.6)$$

La potencia de distorsión en un circuito monofásico es cero si la tensión y la corriente son sinusoidales y tienen la misma frecuencia o cuando el circuito está constituido por cargas lineales.

1.1.2. Teoría de la potencia eléctrica de Fryze (1932).

La formulación propuesta por Fryze también a principios del siglo pasado [44], se desarrolla en el dominio temporal, con lo que su aplicación práctica era más simple que la de Budeanu. A continuación se describen los conceptos básicos de su teoría.

En el dominio temporal, el valor eficaz de tensión y corriente se calcula mediante (1.7) y (1.8) respectivamente.

$$V = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T v^2 dt} \quad (1.7)$$

$$I = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i^2 dt} \quad (1.8)$$

A partir de los valores eficaces de tensión y corriente, y de la determinación del valor medio de la potencia instantánea, Fryze propone la siguiente descomposición de potencias en un sistema monofásico:

- La potencia aparente (S) resulta del producto de los valores eficaces de la tensión y la corriente definidos en (1.7) y (1.8) respectivamente (1.9).

$$S = VI \quad (1.9)$$

- La potencia activa (P) se obtiene a partir de (1.10) mediante el cálculo del valor medio en un ciclo de la potencia instantánea.

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T p \, dt = \frac{1}{T} \int_0^T v i \, dt \quad (1.10)$$

- Se define la potencia no activa (Q) como la diferencia entre la potencia aparente y la potencia activa (1.11).

$$Q = \sqrt{S^2 - P^2} \quad (1.11)$$

Además de esta descomposición se Fryze definió los factores de potencia activa y no activa que relacionan las anteriores potencias. El factor de potencia activa (λ_a) expresa la relación entre las potencias activa y aparente (1.12).

$$\lambda_a = \frac{P}{S} \quad (1.12)$$

El factor de potencia no activa (λ_n) expresa la relación con la potencia aparente de la potencia no activa (1.13).

$$\lambda_n = \frac{Q}{S} = \sqrt{1 - \lambda_a} \quad (1.13)$$

A partir de estos dos factores de potencia se definen en (1.14) la tensión activa y no activa V_a , V_n como las componentes de la tensión eficaz.

$$V_a = \lambda_a V = \frac{P}{I} \quad ; \quad V_n = \lambda_n V = \frac{Q}{I} \quad (1.14)$$

De forma análoga al caso de las tensiones, se definen la corriente activa y no activa I_a , I_n como las componentes de la corriente eficaz (1.15).

$$I_a = \lambda_a I = \frac{P}{V} \quad ; \quad I_n = \lambda_n I = \frac{Q}{V} \quad (1.15)$$

Las componentes de la tensión y la corriente eficaz verifican la relación de ortogonalidad (1.16).

$$I^2 = I_a^2 + I_n^2 \quad ; \quad V^2 = V_a^2 + V_n^2 \quad (1.16)$$

Fryze sentó las bases para la división de la corriente instantánea (i) en dos componentes instantáneas ortogonales, activa (i_a) y no activa (i_n), como se expresa en (1.17).

$$i_a = \frac{P}{V^2} v \quad ; \quad i_n = i - i_a \quad (1.17)$$

Si las dos componentes de la corriente instantánea son ortogonales se cumple (1.18).

$$\frac{1}{T} \int_0^T i_a i_n dt = 0 \quad (1.18)$$

Fryze verificó que el factor de potencia activo, λ_a , alcanza su valor máximo ($\lambda_a = 1$) si, y solo si, la corriente instantánea es proporcional a la tensión instantánea. En cualquier otro caso $\lambda_a < 1$ [65].

1.1.3. Definiciones recogidas en el Standard 100 de IEEE.

Basadas en la teoría de Budeanu, el diccionario de términos IEEE Std. 100 [48] establece las definiciones de potencia para sistemas polifásicos que se muestran a continuación.

Se define la potencia activa en circuitos polifásicos como la suma algebraica de las potencias activas para los diversos terminales de entrada, cuando las tensiones se determinan todas respecto al mismo punto de referencia elegido arbitrariamente. Para un sistema polifásico de m fases, se considerarán m sistemas monofásicos formados por cada conductor y el punto de referencia elegido, calculándose la potencia activa tal como se obtiene en los sistemas monofásicos (1.3). La potencia activa de un sistema trifásico se calcula mediante (1.19).

$$P = \sum_{z=A,B,C} \sum_{n=1}^{\infty} V_{zn} I_{zn} \cos(\varphi_{zn} - \theta_{zn}) \quad (1.19)$$

Siendo los subíndices A , B y C cada una de las fases del sistema trifásico.

Si las tensiones y las corrientes en la ecuación anterior constituyen un sistema simétrico y equilibrado de la misma secuencia de fases y libre de componentes armónicas, la potencia activa se puede escribir como en (1.20).

$$P = 3V_A I_A \cos(\varphi_A - \theta_A) \quad (1.20)$$

Se define la potencia reactiva para un circuito polifásico como la suma algebraica de la potencia reactiva para los terminales de entrada individuales cuando las tensiones se determinan todas respecto al mismo punto de referencia común elegido arbitrariamente. Al igual que para la potencia activa, la potencia reactiva se determina considerando cada fase y el punto de referencia común como un circuito monofásico y encontrando la potencia reactiva de cada uno de ellos. La potencia reactiva Q para un sistema trifásico se establece en (1.21).

$$Q = \sum_{z=A,B,C} \sum_{n=1}^{\infty} V_{zn} I_{zn} \sin(\varphi_{zn} - \theta_{zn}) \quad (1.21)$$

Cuando el sistema de tensiones y corrientes constituyen un sistema simétrico de la misma secuencia de fases y compuesto únicamente por componentes fundamentales, el valor de la potencia reactiva es el expresado en (1.22).

$$Q = 3V_A I_A \sin(\varphi_A - \theta_A) \quad (1.22)$$

La potencia de distorsión en un circuito polifásico se define como la suma de la potencia de distorsión de los circuitos monofásicos que lo forman, donde uno de los conductores es la fase y el otro conductor es el punto de referencia común. La potencia de distorsión del sistema trifásico se define en (1.23).

$$D = \sum_{z=A,B,C} \sqrt{\sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \{V_{zm}^2 I_{zn}^2 - V_{zm} V_{zn} I_{zm} I_{zn} \cos[(\varphi_{zm} - \theta_{zm}) - (\varphi_{zn} - \theta_{zn})]\}} \quad (1.23)$$

La potencia aparente en sistemas polifásicos se define como una cantidad escalar igual a la magnitud del vector potencia. La expresión matemática de la potencia aparente según se indica en [66], se expresa en (1.24).

$$U = \sqrt{\sum_{z=A,B,C} P_z^2 + \sum_{z=A,B,C} Q_z^2 + \sum_{z=A,B,C} D_z^2} \quad (1.24)$$

Finalmente debe incluirse aquí la potencia aparente aritmética (U_a), que aunque no se encuentra explícitamente definida en el diccionario, si que se hace referencia a la misma en diferentes lugares. El módulo del vector U_a es la suma aritmética de las potencias aparentes de las fases individuales [66]. Su expresión se muestra en (1.25).

$$U_a = \sum_{z=A,B,C} \sqrt{P_z^2 + Q_z^2 + D_z^2} \quad (1.25)$$

Por lo general U_a es mayor que la potencia aparente U . Ambas magnitudes son iguales sólo cuando el sistema polifásico es equilibrado, con fuentes de tensión del mismo valor y de la misma forma de onda. El diccionario recomienda que se utilice la potencia aparente aritmética sólo en aquellas ocasiones en que la potencia aparente no pueda ser obtenida con los aparatos de medida existentes comercialmente.

En estas definiciones, la potencia P tiene un claro significado físico ante cualquier valor de tensión y corriente, sin embargo ante magnitudes no senoidales, las potencias Q y D pueden ofrecer resultados erróneos debido a su origen empírico y lejano de una interpretación física real. Su utilidad a la hora de cuantificar el flujo de potencia no activa ha sido cuestionada por muchos investigadores [49]-[51].

1.1.4. Teoría p - q de Akagi.

La teoría p - q fue propuesta por H. Akagi en 1983. Inicialmente se desarrolló la teoría para sistemas trifásicos a tres hilos [58], para después ampliarse a sistemas a cuatro hilos [31]. A partir de las tensiones y corrientes del sistema trifásico, que se representan en un plano mediante vectores espaciales desfasados entre sí, se obtiene un nuevo sistema de vectores espaciales aplicando la transformación de Clarke [67] modificada para incluir la componente

denominada de secuencia cero que aparece en los sistemas a cuatro hilos. La matriz de transformación se presenta en (1.26).

$$T_{\alpha\beta 0} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{\sqrt{1}}{\sqrt{2}} & \frac{\sqrt{1}}{\sqrt{2}} & \frac{\sqrt{1}}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (1.26)$$

Los vectores de tensiones y corrientes transformadas del sistema trifásico se expresan en (1.27) y (1.28) a partir de los vectores de tensión y corriente en coordenadas del sistema.

$$\mathbf{V}_{\alpha\beta 0} = T_{\alpha\beta 0} \cdot \mathbf{V}_{ABC} \quad (1.27)$$

$$\mathbf{I}_{\alpha\beta 0} = T_{\alpha\beta 0} \cdot \mathbf{I}_{ABC} \quad (1.28)$$

La potencia instantánea propuesta por Akagi queda definida mediante (1.29).

$$p = p_{\alpha} + p_{\beta} + p_0 = v_{\alpha} i_{\alpha} + v_{\beta} i_{\beta} + v_0 i_0 \quad (1.29)$$

Agrupando las componentes α y β la potencia instantánea se puede expresar como en (1.30).

$$\begin{aligned} p_{\alpha\beta} &= v_{\alpha} i_{\alpha} + v_{\beta} i_{\beta} \\ p &= p_{\alpha\beta} + p_0 \end{aligned} \quad (1.30)$$

La potencia instantánea se puede descomponer en varios términos (1.31) que se obtienen a partir del desarrollo de (1.30) para el producto de cualquier tensión y corriente.

$$p = \bar{p}_{\alpha\beta} + \tilde{p}_{\alpha\beta} + \bar{p}_0 + \tilde{p}_0 \quad (1.31)$$

Donde el primer término ($\bar{p}_{\alpha\beta}$) es un valor constante que representa la potencia activa (P) debida a las componentes α y β . El segundo término ($\tilde{p}_{\alpha\beta}$) corresponde a una suma de términos senoidales que son consecuencia de la distorsión y del desequilibrio. El tercer término (\bar{p}_0) corresponde a una potencia activa debida a la secuencia homopolar mientras que, el cuarto término (\tilde{p}_0), corresponde a componentes senoidales debidas a las componentes de secuencia homopolar.

Para alcanzar la máxima eficiencia de un sistema solo debería estar presente el primer término ($\bar{p}_{\alpha\beta}$), por lo que la teoría de Akagi propone que el resto de términos hay que cancelarlos mediante el compensador adecuado. El segundo término ($\tilde{p}_{\alpha\beta}$), formado por componentes senoidales debidas a las no linealidades y desequilibrios, no suministra la información necesaria para definir la potencia reactiva, por lo que Akagi definió el vector espacial de potencia imaginaria instantánea (1.32).

$$\mathbf{q} = \mathbf{v}_\alpha \times \mathbf{i}_\beta + \mathbf{v}_\beta \times \mathbf{i}_\alpha \quad (1.32)$$

Teniendo en cuenta que los ejes α y β son perpendiculares, se define la potencia imaginaria instantánea (q) como el módulo del vector espacial \mathbf{q} (1.33).

$$q = v_\alpha i_\beta - v_\beta i_\alpha \quad (1.33)$$

La potencia imaginaria instantánea no puede ser considerada como una potencia real puesto que es el módulo del vector espacial formado por el producto vectorial de las variables transformadas de fases diferentes. Akagi propuso como unidad el [IW] (Imaginary Watt).

La potencia imaginaria instantánea puede expresarse, utilizando la transformada inversa de Clarke, en términos de las corrientes y tensiones de línea como en (1.34).

$$q = -\frac{1}{\sqrt{3}} [(v_A - v_B)i_C + (v_B - v_C)i_A + (v_C - v_A)i_B] \quad (1.34)$$

La expresión (1.34) es utilizada para la medida convencional de la potencia reactiva en sistemas trifásicos cuando solo se tiene en cuenta la componente fundamental. Tal como se indica en [68], la potencia imaginaria q cuantifica la cantidad de energía instantánea que está siendo intercambiada entre las fases del sistema sin contribuir al flujo de energía entre receptor y generador (cuantifica los flujos bidireccionales entre receptor y generador debidos a los desfases).

La potencia instantánea imaginaria tiene en cuenta todas las componentes armónicas de la tensión y la corriente y se puede descomponer en dos términos (1.35).

$$q = \bar{q} + \tilde{q} \quad (1.35)$$

La primera componente (\bar{q}) es un término constante que coincide con la potencia reactiva del sistema trifásico (Q). La segunda componente (\tilde{q}) aparece en los sistemas no lineales y desequilibrados como una suma de términos senoidales.

A partir de estas definiciones Watanabe propuso en [69] la potencia armónica (H) en un sistema de tensiones trifásico conectado a una carga no lineal (1.36).

$$H = \sqrt{\tilde{P}^2 + \tilde{Q}^2} \quad (1.36)$$

Siendo \tilde{P} y \tilde{Q} los valores eficaces de \tilde{p} y \tilde{q} respectivamente. A partir de esta definición estableció una descomposición de la potencia aparente formada por los tres términos de potencia definidos en (1.37).

$$S = \sqrt{P^2 + Q^2 + H^2} \quad (1.37)$$

En el caso de sistemas trifásicos desequilibrados y lineales, Watanabe observó la presencia de componentes de alterna, \tilde{p} y \tilde{q} , aunque no relacionó su presencia con ninguna potencia diferente de P y Q .

1.1.5. Teoría de la potencia del IEEE Std. 1459-2000.

A partir de los estudios llevados a cabo por el “IEEE Working Group in non-sinusoidal situations” [64] apareció en el año 2000 la norma IEEE Std. 1459-2000 [14]. Esta norma pretende mejorar a la antigua IEEE Std. 100-1996, demostrando que las definiciones de esta última sólo producen resultados correctos cuando las tensiones y corrientes son senoidales y la carga está equilibrada. Ejemplos de algunas situaciones que producen errores con las definiciones antiguas se pueden encontrar en [11] y [14]. La norma IEEE Std. 1459 establece nuevas definiciones para la medida de las diversas potencias eléctricas bajo condiciones senoidales, no senoidales, equilibradas o desequilibradas, siendo aplicable en equipos de medida en redes eléctricas, suministrando información para penalizar al usuario por el consumo de potencias no eficientes.

La IEEE Std. 1459 se basa en la definición de potencia efectiva (S_e) de Buchholz y en la descomposición de la misma en diferentes potencias relacionadas con los fenómenos físicos que tienen lugar en los sistemas eléctricos trifásicos. El estándar 1459-2000 atribuye la potencia útil o eficiente en una instalación a la potencia activa fundamental y de secuencia directa, que es la única que se transforma en otro tipo de energía aprovechable. Las potencias activas debidas a la distorsión armónica y a las componentes fundamentales de secuencia inversa y homopolar se consideran residuales y se engloban junto con el resto de ineficiencias, puesto que no transportan energía útil a la carga y se transforman en pérdidas en el sistema eléctrico.

Las pérdidas de potencia en una red de distribución de cuatro hilos que alimenta una carga desequilibrada se expresan en (1.38), donde r es la resistencia de los conductores de fase y r_n la del conductor de neutro.

$$\Delta P = r(I_A^2 + I_B^2 + I_C^2) + r_n I_n^2 \quad (1.38)$$

Los subíndices A , B y C denotan las tres fases del sistema trifásico, mientras que el subíndice n hace referencia al conductor de neutro.

La IEEE Std. 1459 asume $r_n = r$, por lo que (1.38) se compacta en (1.39).

$$\Delta P = r(I_A^2 + I_B^2 + I_C^2 + I_n^2) \quad (1.39)$$

Para cualquier conjunto de corrientes desequilibradas, existe un sistema equilibrado equivalente que provoca las mismas pérdidas de potencia. En este sistema equilibrado se cumple que $I_A = I_B = I_C = I_e$ e $I_n = 0$. Denominándose a I_e como la corriente equivalente o

efectiva del sistema trifásico de corrientes. En estas circunstancias las pérdidas se obtienen en (1.40).

$$\Delta P = 3r I_e^2 \quad (1.40)$$

Igualando las expresiones anteriores se obtiene la expresión general de la corriente efectiva en sistemas trifásicos a cuatro hilos (1.41).

$$I_e = \sqrt{\frac{1}{3}(I_A^2 + I_B^2 + I_C^2 + I_N^2)} \quad (1.41)$$

De forma similar, existe un sistema equilibrado de tensiones, equivalente a cualquier conjunto de tensiones desequilibradas, que provoca la misma disipación de potencia. Para una carga trifásica implementada por tres resistencias iguales en configuración estrella (Y) se expresa en (1.42).

$$P_\lambda = \frac{V_A^2 + V_B^2 + V_C^2}{R_\lambda} = \frac{3V_e^2}{R_\lambda} \quad (1.42)$$

Siendo V_e la tensión efectiva o equivalente del sistema trifásico de tensiones de alimentación, y R_λ la resistencia equivalente de la carga equilibrada en estrella.

Para una carga trifásica resistiva y equilibrada conectada en triángulo (Δ) la disipación de potencia se calcula en (1.43).

$$P_\Delta = \frac{V_{AB}^2 + V_{BC}^2 + V_{CA}^2}{R_\Delta} = \frac{3(\sqrt{3}V_e)^2}{R_\Delta} \quad (1.43)$$

Siendo R_Δ la resistencia equivalente de la carga equilibrada en triángulo.

Elijiendo $R_\Delta = 3R_\lambda$ se cumple que $P_\Delta = P_\lambda$, pudiendo escribirse la igualdad (1.44).

$$\frac{V_A^2 + V_B^2 + V_C^2}{R_\lambda} + \frac{V_{AB}^2 + V_{BC}^2 + V_{CA}^2}{3R_\lambda} = \frac{3V_e^2}{R_\lambda} + \frac{3(\sqrt{3}V_e)^2}{3R_\lambda} \quad (1.44)$$

Despejando de (1.44), en (1.45) se obtiene la expresión general de V_e planteada en la norma IEEE Std. 1459-2000.

$$V_e = \sqrt{\frac{1}{18} [3(V_A^2 + V_B^2 + V_C^2) + (V_{AB}^2 + V_{BC}^2 + V_{CA}^2)]} \quad (1.45)$$

A partir de las definiciones de I_e y V_e en (1.46) se define la potencia aparente efectiva (S_e).

$$S_e = 3V_e I_e \quad (1.46)$$

La potencia aparente efectiva representa el conjunto de todos los fenómenos físicos que se producen en el sistema eléctrico. S_e refleja de forma correcta las pérdidas en el conductor neutro en un sistema trifásico de cuatro hilos así como el fenómeno del desequilibrio. S_e es la máxima potencia activa que puede ser transmitida por un sistema de distribución trifásico a una

carga trifásica perfectamente equilibrada, alimentada por un sistema de tensiones con una tensión efectiva igual a V_e , manteniendo las mismas pérdidas en las líneas.

Las plantas de generación eléctrica ofrecen sistemas de tensiones libres de armónicos y de componentes de secuencia inversa y homopolar. Resulta lógico separar, tanto en las tensiones como en las corrientes, las componentes fundamentales de las componentes armónicas (1.47).

$$\begin{aligned} I_e^2 &= I_{e1}^2 + I_{eH}^2 \\ V_e^2 &= V_{e1}^2 + V_{eH}^2 \end{aligned} \quad (1.47)$$

Donde el subíndice 1 indica componentes fundamentales, mientras que el subíndice H hace referencia al conjunto de componentes armónicas.

La corriente y la tensión efectivas fundamentales se calculan en (1.48).

$$\begin{aligned} I_{e1} &= \sqrt{\frac{1}{3}(I_{A1}^2 + I_{B1}^2 + I_{C1}^2 + I_{N1}^2)} \\ V_{e1} &= \sqrt{\frac{1}{18}[3(V_{A1}^2 + V_{B1}^2 + V_{C1}^2) + (V_{AB1}^2 + V_{BC1}^2 + V_{CA1}^2)]} \end{aligned} \quad (1.48)$$

La corriente y la tensión armónicas se calculan mediante (1.49).

$$\begin{aligned} I_{eH}^2 &= I_e^2 - I_{e1}^2 \\ V_{eH}^2 &= V_e^2 - V_{e1}^2 \end{aligned} \quad (1.49)$$

A partir de las expresiones anteriores, S_e se puede expresar como en (1.50)

$$S_e^2 = 3V_{e1}^2 I_{e1}^2 + 3V_{e1}^2 I_{eH}^2 + 3V_{eH}^2 I_{e1}^2 + 3V_{eH}^2 I_{eH}^2 \quad (1.50)$$

Donde el primer término es la potencia aparente efectiva fundamental (S_{e1}) que se define en (1.51), mientras que los otros tres, donde intervienen corrientes o tensiones armónicas, constituyen la potencia aparente efectiva no fundamental (S_{eN}) definida en (1.52). Por lo tanto la potencia aparente efectiva puede escribirse como en (1.53).

$$S_{e1}^2 = 3V_{e1}^2 I_{e1}^2 \quad (1.51)$$

$$S_{eN}^2 = \sqrt{3V_{e1}^2 I_{eH}^2 + 3V_{eH}^2 I_{e1}^2 + 3V_{eH}^2 I_{eH}^2} \quad (1.52)$$

$$S_e^2 = S_{e1}^2 + S_{eN}^2 \quad (1.53)$$

Utilizando la transformación de Fortescue [70] la IEEE Std. 1459 propone mediante (1.54) la descomposición de S_{e1} en su componente de secuencia directa (S_{1+}) y el resto, compuesto por las secuencias inversa y homopolar, y por los productos cruzados de tensiones y corrientes fundamentales de secuencias diferentes, que se atribuyen al fenómeno de desequilibrio del sistema y que se cuantifica mediante la potencia de desequilibrio (S_{U1}).

$$S_{el}^2 = (S_1^+)^2 + S_{U1}^2 \quad (1.54)$$

La potencia aparente fundamental de secuencia directa se divide a su vez en sus componentes en fase y en cuadratura (1.55), dando lugar a la potencia activa fundamental de secuencia directa (P_1^+) y a la potencia reactiva fundamental de secuencia directa (Q_1^+).

$$S_1^+ = \sqrt{(P_1^+)^2 + (Q_1^+)^2} \quad (1.55)$$

P_1^+ representa el fenómeno de transferencia de energía útil, mientras que Q_1^+ representa el flujo de energía bidireccional causado por el fenómeno de desfase. P_1^+ y Q_1^+ se calculan mediante (1.56) y (1.57) respectivamente, donde θ_1^+ es el ángulo de desfase entre las componentes fundamentales de secuencia directa de tensión y corriente.

$$P_1^+ = 3V_1^+ I_1^+ \cos\theta_1^+ \quad (1.56)$$

$$Q_1^+ = 3V_1^+ I_1^+ \sin\theta_1^+ \quad (1.57)$$

La potencia aparente efectiva no fundamental (S_{eN}) se compone de tres términos (1.52). El primer término se define como la potencia efectiva de distorsión corriente (D_{el}), el segundo es la potencia efectiva de distorsión de tensión (D_{eV}), y el tercero es la potencia aparente efectiva armónica (S_{eH}). Los tres términos se escriben por separado en (1.58)-(1.60).

$$D_{el} = 3V_{e1} I_{eH} \quad (1.58)$$

$$D_{eV} = 3V_{eH} I_{e1} \quad (1.59)$$

$$S_{eH} = 3V_{eH} I_{eH} \quad (1.60)$$

Se define la distorsión armónica total equivalente de corriente (THD_{el}) como la relación entre I_{eH} e I_{e1} , cumpliéndose (1.61).

$$D_{el} = 3V_{e1} I_{eH} = S_{e1} \frac{I_{eH}}{I_{e1}} = S_{e1} (THD_{el}) \quad (1.61)$$

Se define la distorsión armónica total equivalente de tensión (THD_{eV}) como la relación entre V_{eH} y V_{e1} , cumpliéndose (1.62).

$$D_{eV} = 3V_{eH} I_{e1} = S_{e1} \frac{V_{eH}}{V_{e1}} = S_{e1} (THD_{eV}) \quad (1.62)$$

En función de los THD anteriores, S_{eH} podría escribirse como en (1.63).

$$S_{eH} = 3V_{eH} I_{eH} = S_{e1} \frac{V_{eH}}{V_{e1}} \frac{I_{eH}}{I_{e1}} = S_{e1} (THD_{eV}) (THD_{el}) \quad (1.63)$$

Igualmente S_{eN} se escribiría como en (1.64).

$$S_{eN} = S_{e1} \sqrt{(THD_{eI})^2 + (THD_{eV})^2 + (THD_{eI} \cdot THD_{eV})^2} \quad (1.64)$$

Cabe destacar que estos THD son diferentes a los habitualmente computados por los equipos de medida puesto que se definen a partir de las corrientes y tensiones efectivas que se han establecido previamente.

S_{eH} puede ser a su vez descompuesta (1.65) en su parte activa, la potencia activa armónica (P_H) y su parte no activa (D_{eH}). Estos dos términos se calculan mediante (1.66) y (1.67) respectivamente.

$$S_{eH}^2 = P_H^2 + D_{eH}^2 \quad (1.65)$$

$$P_H = P - P_1 = \sum_{\substack{h \neq 1 \\ i=A,B,C}} V_{ih} I_{ih} \cos \theta_{ih} \quad (1.66)$$

$$D_{eH} = \sqrt{S_{eH}^2 - P_H^2} \quad (1.67)$$

La figura 1-2 muestra un esquema de la descomposición de potencias propuesta por la IEEE Std. 1459-2000.

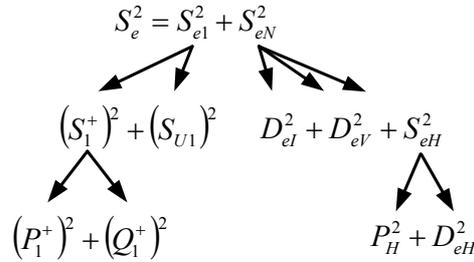


Figura 1-2. Descomposición de potencias propuesta por la IEEE Std. 1459-2000.

Se definen los siguientes factores de potencia:

- El factor de potencia relaciona la potencia activa con la potencia aparente efectiva (1.68).

$$P_F = \frac{P}{S_e} \quad (1.68)$$

- El factor de potencia fundamental de secuencia directa relaciona la potencia activa fundamental de secuencia directa con la potencia aparente efectiva fundamental de secuencia directa (1.69).

$$P_{F1}^+ = \frac{P_1^+}{S_1^+} \quad (1.69)$$

El diseño de un compensador activo teniendo en cuenta las definiciones incluidas en IEEE Std. 1459 deberá utilizar la tensión de secuencia directa V_1^+ en el punto de conexión como referencia para el cálculo de las corrientes de compensación del sistema [71]. Tras la compensación, el conjunto formado por la carga y el compensador activo alcanza la máxima eficiencia solo cuando se consume del sistema eléctrico la corriente senoidal fundamental en fase con V_1^+ , es decir, la corriente activa fundamental de secuencia directa (I_1^{+a}). El compensador actuará por tanto en un modo absorción de corriente senoidal.

1.2. Causas y efectos de los desequilibrios en los sistemas eléctricos.

Se define un sistema eléctrico como equilibrado cuando lo son sus generadores, líneas y receptores. Un generador trifásico es equilibrado cuando sus fuerzas electromotrices tienen el mismo valor eficaz ($V_A = V_B = V_C$) y están desfasadas 120° entre sí, y las impedancias de sus bobinas son iguales. Esto en la realidad nunca se cumple, por lo tanto, todos los sistemas son desequilibrados por definición.

El fenómeno del desequilibrio se produce debido a la presencia en el sistema eléctrico de tensiones y cargas desequilibradas. En estos casos se produce la circulación de corrientes desequilibradas por las líneas y, en los sistemas a cuatro hilos, se produce circulación de corriente por el conductor neutro, lo que produce efectos desfavorables que, aunque hace tiempo que se han observado [72], no ha sido hasta la última década cuando se han tomado realmente en consideración en las revisiones de los estándares de medida de potencia. Tal como se indica en [73] y [74], la causa principal de los desequilibrios en la tensión es la presencia de cargas monofásicas. Este tipo de cargas son habituales en la distribución doméstica de energía eléctrica, en la que se puede encontrar distribución a dos hilos, entre cualquiera de las tres fases y el neutro, con potencias que pueden llegar hasta los 10kW, encontrando que, tal como se indica en [75], más del 40% del consumo de energía eléctrica en la Unión Europea tiene lugar en los edificios. Este tipo de cargas es capaz de provocar desequilibrios en las tensiones, por lo que una carga trifásica equilibrada conectada a la red de suministro en ese mismo punto de conexión también presentaría un consumo de corrientes desequilibrado. En [76] se indica que la conexión de cargas monofásicas a generadores de inducción autoexcitados provocan sobrecorrientes y sobretensiones, eficiencia reducida debido al aumento excesivo de la temperatura en el generador y vibración mecánica. En [74] se explica el efecto amplificador del desequilibrio de un motor de inducción sometido a desequilibrios de tensión. Dicho efecto es debido a los diferentes valores de impedancia que presenta el motor para las componentes de secuencia directa e inversa, provocando la menor impedancia a la secuencia inversa, un consumo de corriente de secuencia inversa que aumenta el desequilibrio en corrientes, aumenta las caídas de tensión en la impedancia de línea y contribuye a un incremento del desequilibrio de tensiones.

Para paliar el problema de los desequilibrios en las cargas, se utiliza el reparto equitativo de las cargas (difícil de realizar en algunos casos), y la conexión en estrella para utilizar el conductor neutro, aunque estos sistemas no siempre son efectivos. Existe un tercer procedimiento para eliminar o limitar los efectos no deseables del problema de los desequilibrios, además de los dos citados anteriormente. Dicho procedimiento fue estudiado por primera vez por Steinmetz (1865-1923) a finales del siglo XIX, y ha sido desarrollado matemáticamente por León en [77]. El procedimiento consiste en utilizar sistemas trifásicos pasivos, denominados filtros de secuencia, que al ser conectados en bornes de la carga desequilibrada, le suministran los sistemas de corrientes de distinta secuencia que la secuencia de la principal (la de las f.e.m. del generador). En [78] se realiza un completo análisis de los efectos de los desequilibrios en sistemas lineales a cuatro hilos, desarrollándose un compensador activo de desequilibrios para estos sistemas.

Los efectos de los desequilibrios en los sistemas eléctricos son:

- Disminución del factor de potencia de la instalación. La aparición de desequilibrios provoca un aumento de la potencia aparente necesaria para transportar la misma potencia útil.
- Diferente valor de las tensiones y corrientes en cada fase del sistema. Para evitar este inconveniente se utiliza la conexión en estrella con conductor de neutro. Este conductor neutro se supone de una impedancia despreciable, de tal forma que las tensiones de las fases del receptor deberían ser casi iguales. En la práctica la impedancia no es despreciable y la corriente circulante por el neutro (I_N) provoca en dicha impedancia una caída de tensión, tanto mayor cuanto más grande sea el desequilibrio, con lo cual, los neutros del generador y receptor dejan de estar al mismo potencial y aparecen desequilibrios de tensión entre las fases.
- Funcionamiento defectuoso de los aparatos y máquinas eléctricas. En los centros de transformación, donde la configuración de los transformadores suele ser triángulo-estrella para facilitar la conexión de un conductor de neutro, la presencia de desequilibrios en la instalación da lugar a corrientes de secuencia homopolar en el secundario. Estas corrientes, reflejadas en el primario, quedan encerradas dentro del triángulo tal como se indica en [79] y [80]. Este hecho provoca el aumento de las caídas de tensión y de las pérdidas por efecto Joule. Desequilibrios de tensión del 3.5% pueden resultar en un 25% de incremento en la temperatura de un motor, debido al aumento sustancial de las pérdidas de potencia y la disminución de la eficiencia [74]. Los desequilibrios de tensión pueden provocar además la aparición de problemas mecánicos en los generadores eólicos (vibraciones en el par mecánico, estrés y sobrecalentamiento en partes mecánicas) [81], provocando su desconexión cuando el desequilibrio de tensión entre fases excede del 6%, cuando se

presenta una bajada de tensión superior al 10% o cuando aparezcan sobretensiones por encima del 5%.

- Incorrecto funcionamiento de los equipos de compensación de reactiva (implementados mediante componentes pasivos) debido a la aparición de resonancias.
- Si el desequilibrio es muy grande se puede provocar la desconexión de alguna fase o de todas ellas para evitar la sobrecarga del sistema [82]. Este fenómeno se conoce como “apagón energético” y se produce aun cuando existe suficiente potencia de suministro.

1.3. Causas y efectos de la distorsión en los sistemas eléctricos.

Las corrientes armónicas circulantes por la red de distribución pueden estar producidas por los equipos de las instalaciones conectadas a la red, o bien por componentes armónicas presentes en las tensiones de la propia red de distribución [83]. Una red con tensiones distorsionadas hará que una carga eficiente consuma corrientes distorsionadas. Sin embargo, el origen de los armónicos de tensión se encuentra en la demanda de corrientes armónicas que solicitan las cargas no lineales, siendo las caídas de tensión provocadas por estas corrientes las que distorsionan las tensiones de la red de suministro.

Como ya se ha introducido, la aparición de componentes armónicas en las corrientes está íntimamente ligada al nacimiento y posterior desarrollo de la electrónica de potencia. Los convertidores electrónicos de potencia son sistemas utilizados para modificar las características eléctricas de la fuente de energía primaria para adaptarla a las características requeridas por el proceso industrial, receptor o carga que se debe controlar o alimentar. Estos convertidores utilizan semiconductores de potencia trabajando en conmutación, de forma que los convertidores electrónicos de potencia son sistemas intrínsecamente no lineales. Esta no linealidad hace que las corrientes demandadas a la fuente primaria presenten discontinuidades y, por lo tanto, un alto contenido armónico. Desde el punto de vista de la red de distribución alterna senoidal, las corrientes suministradas a receptores controlados o alimentados mediante convertidores electrónicos de potencia dejan de ser senoidales, pudiendo descomponerse en corrientes con componentes armónicas de diferentes frecuencias.

Los efectos que producen los armónicos de corriente son variados y siempre perjudiciales para los equipos conectados a la red eléctrica [84]. Estos efectos van ligados a los armónicos de tensión que los armónicos de corriente producen en las tensiones de la red de distribución, y que debido a las componentes inductivas de las líneas de transmisión, producen mayores caídas de tensión cuanto mayor es la frecuencia de las componentes armónicas. En los equipos o receptores, los armónicos suelen dar lugar a un aumento de los calentamientos provocado por el aumento de la disipación de potencia.

La presencia de componentes armónicas en las corrientes produce efectos diferentes en procesos industriales o elementos que incluyan componentes inductivas y resistivas. Sobre las

partes resistivas, la presencia de armónicos de corriente provoca caídas de tensión del mismo orden y en fase con las componentes armónicas de las corrientes que las generan. Este hecho provoca la aparición de potencias activas armónicas residuales que se convierten en calor contribuyendo al sobrecalentamiento de los receptores. En las partes inductivas, las caídas de tensión provocadas por las componentes armónicas de las corrientes producirán sobretensiones debido a la dependencia de la reactancia inductiva con la frecuencia. Para una misma componente inductiva, a mayor frecuencia mayor reactancia, y por lo tanto, una misma corriente provocará mayor caída de tensión. Las componentes de alta frecuencia en las corrientes provocan también el conocido efecto pelicular que consiste en la localización de la conducción en las partes externas de los conductores, produciendo el sobrecalentamiento de estas zonas y el aumento de la resistencia de los conductores que hará aumentar las pérdidas. La presencia de armónicos de corriente puede provocar resonancias en las bancadas de condensadores de los equipos de compensación pasiva de reactiva, induciendo calentamientos y pudiendo provocar fallos de aislamiento por tratarse de capacidades diseñadas para el funcionamiento a la frecuencia fundamental.

Los armónicos de corriente pueden provocar fallos o modificar las condiciones de funcionamiento de ciertos equipos. Por ejemplo, en el diseño de una instalación eléctrica convencional no se tienen en consideración las posibles cargas o equipos generadores de armónicos de corriente. El poder de corte de los interruptores magneto-térmicos de protección instalados puede verse superado a causa del aumento de la corriente provocado por la circulación de armónicos, lo cual puede dificultar su apertura e incluso impedir la extinción del arco eléctrico. También los denominados armónicos homopolares (armónicos de orden $3n$, con $n=1,2,\dots$) pueden producir las desconexiones no deseadas de los interruptores diferenciales de las instalaciones eléctricas al inducir corrientes elevadas por el neutro. Hoy en día existen diferenciales inmunizados que están especialmente diseñados para evitar estos problemas.

Resulta muy destacable el efecto que los armónicos pueden llegar a provocar sobre ciertos aparatos de medida del tipo inducción pensados para realizar medidas eléctricas a partir de corrientes y tensiones alternas y senoidales fundamentales. Se pueden producir grandes errores de medida dependiendo de la magnitud de los armónicos presentes [18].

En equipos que utilizan la detección del cruce por cero de la tensión de red como punto de sincronización, como son los controles de fase en rectificadores controlados o para reguladores de alterna, incluso en equipos de medida o compensación activa digitales, la presencia de tensiones distorsionadas por componentes armónicas en la red de alimentación puede provocar el error en la detección del cruce por cero y con ello el mal funcionamiento de los equipos.

1.4. Compensadores activos para sistemas trifásicos a cuatro hilos.

Como se ha explicado anteriormente, desde el punto de vista del generador, existen determinados fenómenos físicos inherentes a las cargas que reducen la eficiencia del sistema eléctrico. Para evitar los flujos bidireccionales no eficientes entre los generadores y las cargas es posible realizar una compensación en bornes de las mismas, de forma que un equipo de compensación sea el encargado de suministrar a la instalación estos flujos bidireccionales de energía, de forma que dejan de circular por la red de distribución. Los filtros, compensadores o acondicionadores activos son equipos electrónicos basados en convertidores de potencia conmutados. Estos equipos son utilizados para corregir los fenómenos no eficientes presentes en las instalaciones para que, visto desde el punto de conexión del compensador, el sistema formado por el propio compensador y la instalación se comporten como un sistema eficiente. Los compensadores activos en paralelo (SAPC) son los más utilizados en baja tensión. Este tipo de compensadores actúa generando las corrientes no eficientes que demandan los equipos o instalaciones, evitando así los problemas derivados de la circulación de dichas corrientes por el resto del sistema eléctrico de distribución. La figura 1-3 muestra el esquema de conexión de un SAPC y los flujos de corriente.

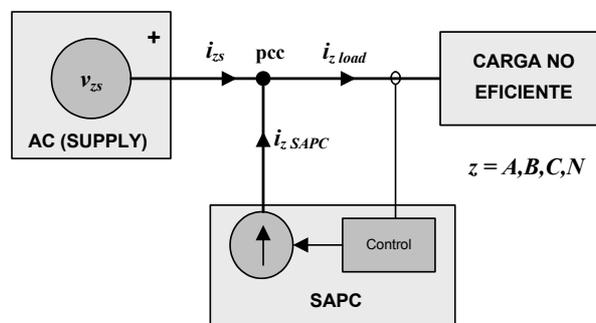


Figura 1-3. Diagrama de conexión y flujos de corriente.

Un SAPC es un equipo formado por una unidad de control generalmente un procesador digital de señal o DSP [85], una etapa de potencia o convertidor PWM (por lo general un inversor trifásico o convertidor DC/AC actuando a modo de fuente de corriente) y todos los sensores y transductores necesarios para sensar las señales del sistema. A partir de las medidas realizadas, el procesador digital se encarga de calcular las corrientes de referencia a inyectar para lograr la compensación (según el método que se utilice). Una vez calculadas se realiza un control de corriente para asegurar que las corrientes que se generan sigan a las de referencia, aplicando una técnica de modulación adecuada para disparar a los semiconductores de la etapa de potencia.

En los siguientes puntos se presentan las topologías, métodos de control de corriente y técnicas de modulación utilizadas actualmente en la implementación de este tipo de compensadores.

1.4.1. Topologías de la etapa de potencia de un SAPC.

Para la implementación de un SAPC es necesaria la utilización de un convertidor electrónico de potencia que permita la conversión dc/ac. Este tipo de convertidores de potencia se conocen con el nombre de inversores. En el diseño de un SAPC para sistemas trifásicos a cuatro hilos existen diferentes configuraciones de la etapa de potencia que pueden ser utilizadas. En una primera clasificación, es posible distinguir entre etapas de potencia según los niveles de tensión que son capaces de obtener en el lado de alterna. De esta forma se distingue entre convertidores de dos niveles y los convertidores multinivel. Entre las posibles configuraciones de dos niveles, los convertidores más comúnmente utilizados a nivel industrial son los inversores de tres y cuatro ramas. Cada rama de estos inversores está formada por dos semiconductores de potencia controlados, normalmente IGBT's de potencia, que llevan asociados sendos diodos de potencia en antiparalelo, formando una célula de conducción bidireccional. Los convertidores de tres ramas utilizan 6 interruptores IGBT mientras que los de cuatro ramas utilizan 8. Los inversores multinivel presentan matrices de interruptores más complejas que incluyen un mayor número de semiconductores de potencia. Este hecho les otorga la característica de poder obtener varios niveles de tensión en la parte de alterna, sin embargo aumenta con ello la dificultad y complejidad del control del inversor. En general, todas estas topologías suelen ser controladas mediante la modulación PWM, habiéndose hecho usual referirse a ellas con el nombre de convertidores PWM [86].

El inversor de dos niveles y tres ramas es uno de los convertidores de potencia más extendidos y utilizados gracias a su aplicación en el control de motores trifásicos y en filtros activos en redes trifásicas de tres hilos. Sin embargo, su adaptación para ser conectado a un sistema de cuatro hilos con conductor de neutro, necesita de la habilitación de un punto para la conexión del mismo. Esto se consigue mediante la utilización de un bus de continua repartido formado por dos condensadores. La configuración de la etapa de potencia de un inversor trifásico de tres ramas y cuatro hilos se muestra en la figura 1-4. Por otra parte, el inversor de cuatro ramas no necesita de bus repartido puesto que la cuarta rama posibilita la conexión del conductor de neutro. La configuración de la etapa de potencia utilizada para un inversor trifásico de cuatro ramas y cuatro hilos se muestra en la figura 1-5.

Las principales ventajas del inversor de tres ramas y bus dc repartido son su menor número de semiconductores y la menor complejidad en el control del mismo (modulación), siendo común su utilización en SAPC's [87]-[88]. El inversor de cuatro ramas presenta mayor número de semiconductores, lo cual se traduce en un incremento de las pérdidas por conmutación y en una mayor complejidad en el control. Sin embargo, su uso en el campo de los compensadores activos está muy extendido [89] puesto que presenta una importante ventaja respecto al inversor de tres ramas, y es que se consigue un mayor aprovechamiento de la capacidad del bus dc del inversor. En [90] se presentan resultados de simulación que muestran el comportamiento de ambas topologías.

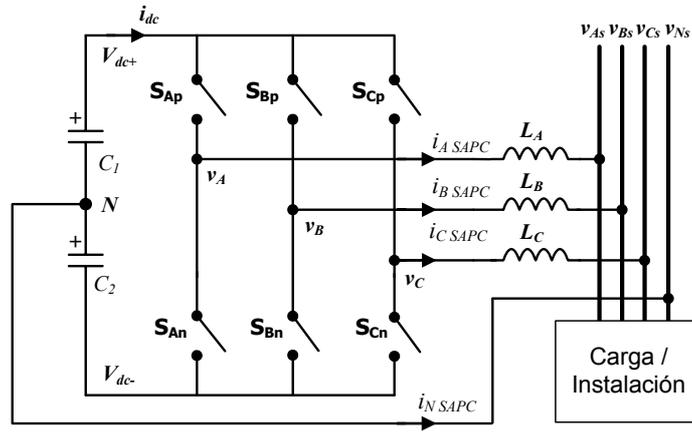


Figura 1-4. Etapa de potencia de un SAPC con inversor trifásico de tres ramas y cuatro hilos.

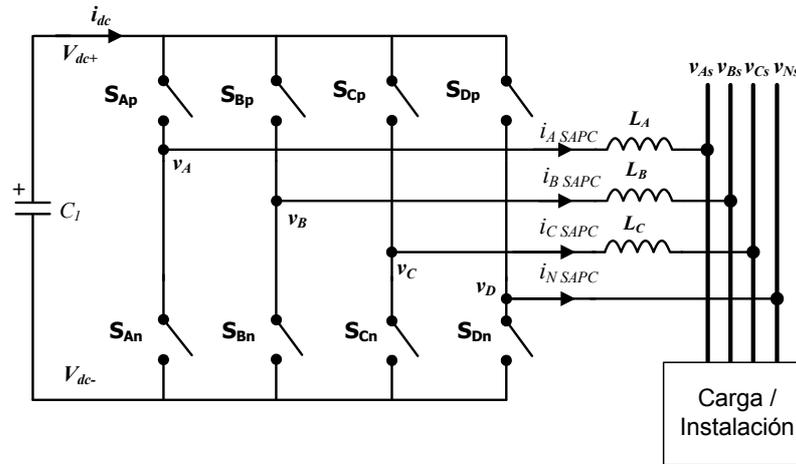


Figura 1-5. Etapa de potencia de un SAPC con inversor trifásico de cuatro ramas y cuatro hilos.

Los interruptores del puente trifásico S_x de las figuras anteriores representan una asociación IGBT – Diodo como la que se muestra en la figura 1-6. Esta asociación permite la conducción bidireccional de corriente siendo unidireccional en tensión.

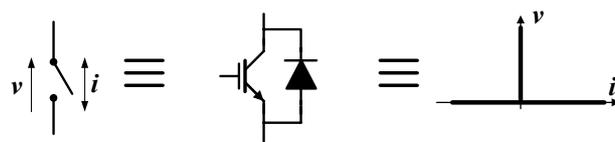


Figura 1-6. Configuración real de los interruptores de un convertidor DC/AC.

Los inversores multinivel consiguen la conexión de fuentes de continua independientes para conformar una tensión de salida escalonada. En [91] se definió por primera vez el inversor en

cascada. A partir de esta topología surgió el convertidor multinivel DCI [92] que cuando se aplica en convertidores tres niveles se le denomina convertidor NPC (neutral point clamped) [93]. Posteriormente aparecieron los convertidores multinivel con condensadores flotantes [94]-[95]. Los convertidores multinivel son habitualmente utilizados en sistemas de media tensión y gran potencia. También ofrecen ventajas en el control de motores [96]-[97]. En sistemas de gran potencia y frente a los inversores de dos niveles presentan la capacidad de incrementar la magnitud de la tensión de salida, aumentando así el aprovechamiento del convertidor. Otras ventajas son la reducción del contenido armónico de la tensión y corriente generadas, permitiendo la reducción de la frecuencia de conmutación y la disminución de la tensión que deben soportar los semiconductores de potencia. Al ser la tensión de salida escalonada, las derivadas de la tensión de salida en las conmutaciones son menores, lo cual reduce el nivel de interferencia electromagnética (EMI) generado.

1.4.2. Técnicas para el control de corriente.

Un SAPC actúa como una fuente de corriente controlada, por lo tanto necesita una estructura de control interna que incluya, un lazo de realimentación de la corriente que sea capaz de hacer que la corriente siga a la referencia deseada y, un modulador que se encargue de que los interruptores de la etapa de potencia conmuten de forma adecuada. Centrándose en los convertidores de dos niveles presentados en el punto anterior, se van a presentar algunas de las técnicas utilizadas para el control de corriente en un SAPC. Un completo compendio de trabajos acerca de los métodos de control de corriente para convertidores PWM se encuentra en [98]. En general los convertidores conmutados PWM con control de corriente (CCPWM) presentan las siguientes características:

- Control de la forma de onda de corriente con gran precisión.
- Protección contra picos de corriente.
- Protección contra sobrecargas.
- Buena respuesta dinámica.
- Compensación ante variaciones en la carga.
- Compensación ante variaciones en la tensión de entrada.

El regulador o controlador de corriente calcula la acción de control necesaria para reducir el error de corriente, obtenido mediante la comparación de las corrientes de referencia con las corrientes instantáneas de fase medidas en la parte de alterna del SAPC. A partir de las acciones de control que determine el control de corriente, un modulador PWM se encargará de generar las señales de disparo de los semiconductores de la etapa de potencia.

El sistema de control del SAPC, debe cumplir algunas premisas básicas como son:

- Seguimiento de la referencia de corriente.
- Buena respuesta dinámica.
- Frecuencia de conmutación limitada o constante, para que los semiconductores se mantengan dentro de su zona de trabajo seguro.
- Bajo contenido armónico en las corrientes.
- Buena utilización del bus de continua.

En [86] se clasifican las técnicas de control de corriente en:

- Controladores tipo on – off.
- Controladores con modulador PWM independiente.

En los controladores on – off, cuyo diagrama de bloques se muestra en la figura 1-7, el regulador y el modulador están ligados intrínsecamente.

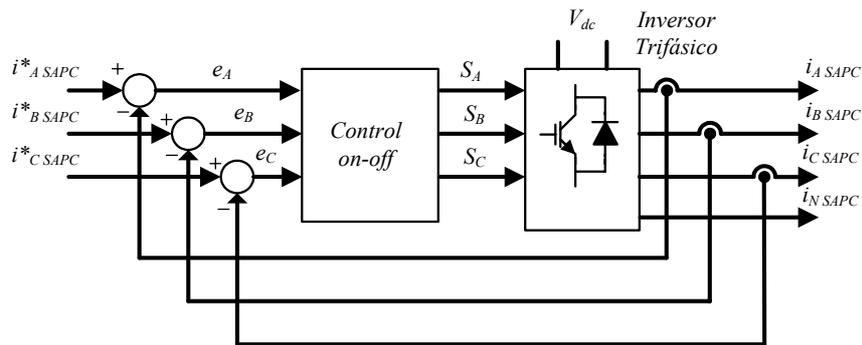


Figura 1-7 Diagrama de bloques de un regulador CCPWM tipo on - off

Dentro de los reguladores tipo on – off se puede destacar los siguientes tipos:

- Controlador por banda de histéresis y Sliding mode control [78], [99]-[101].
- Controlador Delta y Sigma-Delta [102]-[104].

La figura 1-8 muestra el diagrama de bloques de un controlador con modulador PWM independiente. En este caso el regulador se encarga de generar la acción de control necesaria para compensar el error de corriente, mientras que las funciones de conmutación son generadas por el modulador PWM a partir dicha acción de control.

Entre los controladores con modulador PWM independiente, se puede destacar los controladores lineales siguientes:

- Controlador mediante regulador PI [86].
- Controlador por realimentación del estado [105]-[106].
- Controladores resonantes o multiresonantes (PIS) [86], [107]-[109].

- Controladores Predictivos [110]-[111].

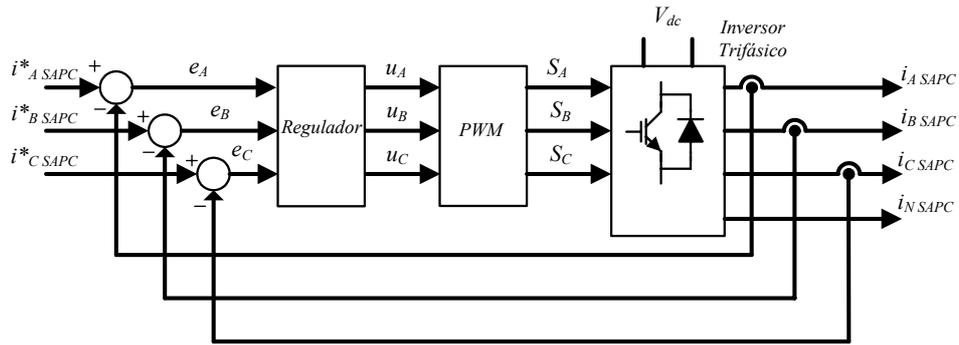


Figura 1-8. Diagrama de bloques de un CCPWM con modulador independiente.

1.4.2.1. Controladores lineales. Estructuras básicas.

Las función de un controlador de corriente es conseguir que la señal de salida siga a la de referencia rechazando las posibles perturbaciones del sistema. La figura 1-9 representa diagrama de bloques del control en lazo cerrado.

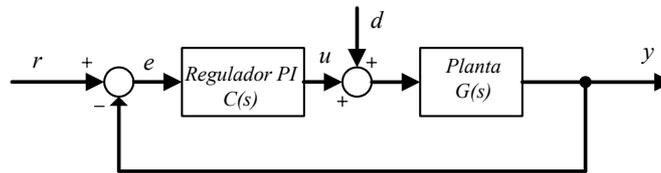


Figura 1-9 Diagrama de bloques del esquema de control con regulador PI

La expresión matemática de la función de transferencia entrada – salida es la siguiente:

$$y(s) = \frac{C(s) \cdot G(s)}{1 + C(s) \cdot G(s)} \cdot r(s) + \frac{G(s)}{1 + C(s) \cdot G(s)} \cdot d(s) \quad (1.70)$$

Siendo $r(s)$ la señal de referencia, $d(s)$ la perturbación, $y(s)$ la señal de salida, $G(s)$ la función de transferencia de la planta (sistema a controlar) y $C(s)$ la función de transferencia del regulador PI, que tiene la estructura presentada en (1.71).

$$C(s) = K_1 + \frac{K_2}{s} = K_1 \cdot \frac{1 + s \cdot T_2}{s \cdot T_2} \quad (1.71)$$

Donde K_1 es la ganancia proporcional, K_2 la ganancia integral y T_2 el tiempo de integración. Para conseguir que la salida siga a la referencia adecuadamente se debe cumplir (1.72) y (1.73).

$$T(s) = \frac{C(s) \cdot G(s)}{1 + C(s) \cdot G(s)} \approx 1 \quad (1.72)$$

$$S(s) = \frac{G(s)}{1 + C(s) \cdot G(s)} \approx 0 \quad (1.73)$$

Siendo $T(S)$ la función de transferencia en lazo cerrado que relaciona la salida con la referencia y, $S(s)$ la función de transferencia que relaciona la señal de salida con la entrada de perturbación. Estas condiciones se pueden satisfacer en baja frecuencia. Cuando se requiere un ancho de banda mayor, se debe tener en cuenta que las prestaciones empeoran al aumentar la frecuencia. Los parámetros del regulador PI que se diseñe afectarán tanto al seguimiento de la referencia como al rechazo de perturbaciones.

1.4.2.1.1. Controlador PI con modulación por comparación con portadora triangular PWM.

Este tipo de controlador, cuyo diagrama de bloques se muestra en la figura 1-10, se implementa utilizando tres reguladores PI que actúan sobre las señales de error existentes entre las tres corrientes de referencia y las tres corrientes medidas en la parte de alterna del inversor. Los reguladores producen como respuesta a la señal de error, las acciones de control correspondientes. Las funciones de conmutación para las ramas del inversor trifásico se consiguen por comparación de las acciones de control con una señal triangular.

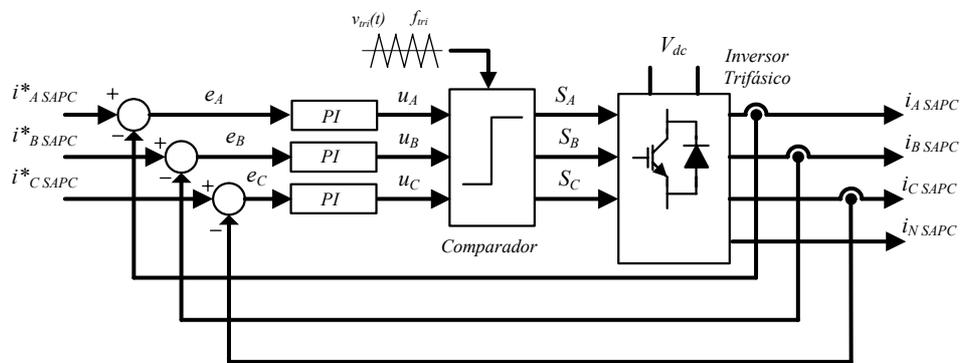


Figura 1-10. Controlador PI y modulación por comparación con triangular PWM.

La parte integral de los reguladores PI anula el error de posición cuando trabaja con magnitudes de continua. Trabajando con componentes alternas el error de posición no consigue anularse. La ganancia proporcional está directamente relacionada con la amplitud del rizado de corriente. La máxima pendiente de las acciones de control generadas por los reguladores PI no debe superar la pendiente de la señal triangular. En caso contrario, pueden aparecer problemas si debido al rizado que presente la señal de control se producen múltiples cortes en la comparación con la señal triangular, por ello, las prestaciones del controlador serán buenas si los armónicos principales presentes en la señal de control son de frecuencia inferior a la de la señal triangular (se recomienda un relación 1:10) [112]. En (1.74) se expresa esta condición para la fase A.

$$\frac{dv_{tri}(t)}{dt} > \frac{du_A(t)}{dt} \quad (1.74)$$

1.4.2.1.2. Control de corriente en coordenadas estacionarias α , β , 0 .

El enfoque vectorial de un sistema trifásico fue introducido por Fortescue [70]. El vector representativo de un sistema trifásico de corrientes o tensiones se obtiene mediante la composición vectorial de sus componentes en el sistema de referencia A , B y C , cuyos ejes se encuentran desfasados espacialmente 120° entre sí. La transformada de Clarke, que se definió en (1.26), permite obtener las proyecciones del vector representativo del sistema trifásico sobre un sistema de coordenadas ortogonal, cuyos ejes se denominan α , β y 0 . En la figura 1-11 se representan las proyecciones del vector de corriente del sistema trifásico sobre los ejes de Clarke.

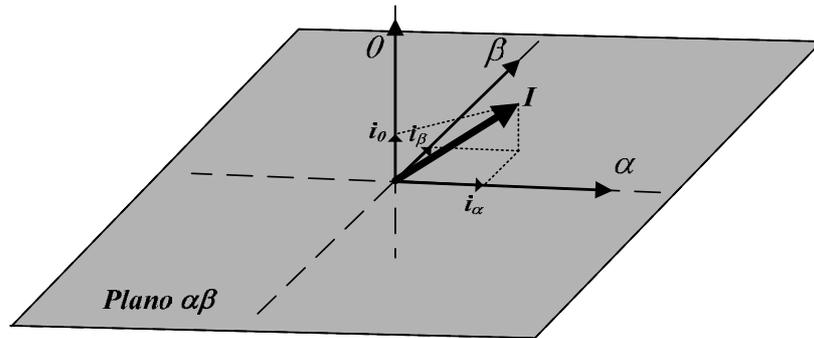


Figura 1-11. Proyecciones del vector representativo del sistema trifásico de corrientes sobre los ejes estacionarios.

Esta transformación es utilizada en la teoría $p-q$ de Akagi para definir las potencias activas y reactivas del sistema trifásico. Como se verá en el capítulo 2, cuando se utiliza la teoría $p-q$ como estrategia de control de un SAPC, las corrientes de referencia se definen en coordenadas ortogonales α , β y 0 . Debido a las características de la transformación resulta muy interesante la implementación del control de corriente en coordenadas de Clarke. La coordenada 0 representa la componente homopolar del sistema trifásico de corrientes transformado. Esto significa que, para sistemas a tres hilos, la coordenada 0 siempre será nula y, por tanto, el control de corriente en coordenadas de Clarke se reducirá al control de las magnitudes transformadas en las coordenadas α y β , requiriéndose únicamente el uso de dos reguladores. Por otra parte, en sistemas a cuatro hilos, donde existe conductor neutro y las corrientes pueden ser desequilibradas, el control sobre la coordenada 0 permite el control de la corriente del neutro. Como se verá en el capítulo 2, si se establece como corriente de referencia para la coordenada 0 del SAPC una corriente igual a la corriente de la coordenada 0 resultante de la transformación de las corrientes de la carga, se conseguirá que el conjunto formado por el SAPC y la carga tome del generador un conjunto de corrientes equilibradas. En la figura 1-12 se representa un sistema trifásico de corrientes equilibradas y su representación en coordenadas de Clarke.

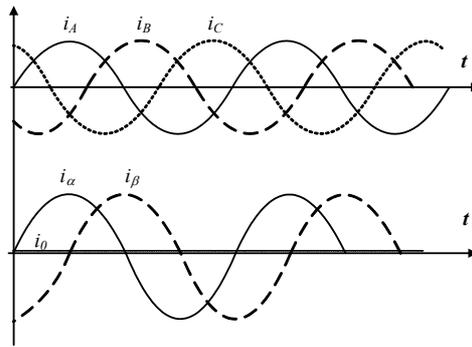


Figura 1-12. Representación de un sistema trifásico de corrientes equilibrado en coordenadas del sistema y de Clarke.

Las tensiones de referencia para el modulador PWM se obtendrán matemáticamente utilizando la transformada inversa de Clarke. También es posible utilizar la técnica de modulación del vector espacio, o modulación vectorial para obtener las señales de conmutación directamente en coordenadas de Clarke sin necesidad de utilizar la transformación inversa. Estas técnicas de modulación se exponen más adelante. En la figura 1-13 se muestra el diagrama de bloques del sistema de control en coordenadas de Clarke utilizando reguladores PI, cuando se utiliza en un sistema a tres hilos.

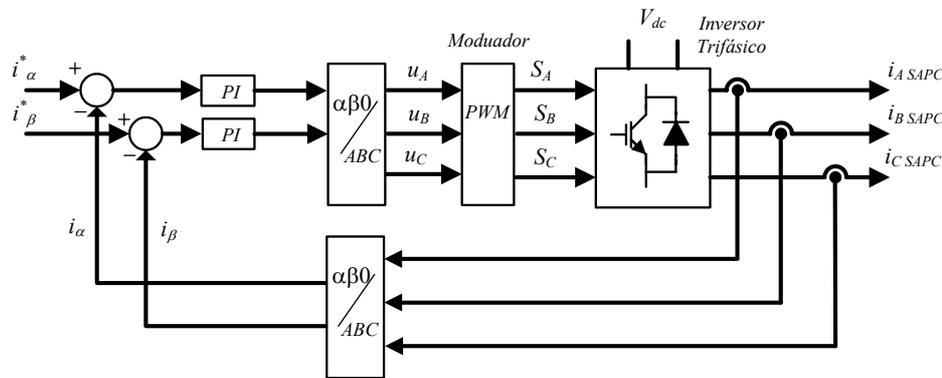


Figura 1-13 Control de corriente en coordenadas estacionarias.

1.4.2.1.3. Control de corriente en coordenadas rotatorias d , q , 0 . Transformada de Park.

Las componentes del sistema trifásico en coordenadas de Clarke son magnitudes alternas y, por ello, el esquema de control de la figura 1-12 no consigue anular el error de corriente en régimen estacionario. Mediante la utilización de la transformación de Park [113] se obtienen las proyecciones del vector representativo del sistema trifásico de corrientes sobre un sistema de referencia móvil que gira a la velocidad de sincronismo del sistema trifásico. La velocidad de sincronismo corresponde a la pulsación de la componente fundamental. Los ejes del sistema de referencia móvil se denominan d (directo), q (cuadratura) y 0 (homopolar). En la figura 1-14

se representa el sistema de referencia móvil girando respecto del sistema de referencia de Clarke y las proyecciones del vector de corrientes del sistema trifásico sobre ambos sistemas de referencia.

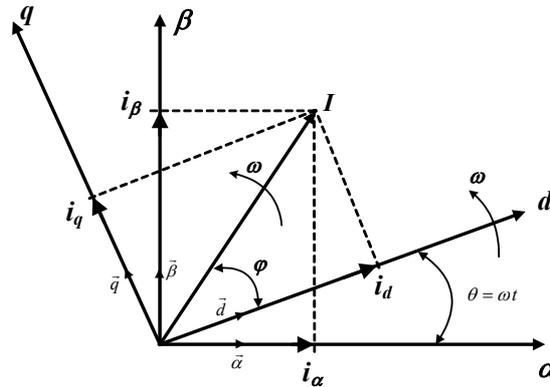


Figura 1-14. Proyecciones del vector espacial de corriente sobre los ejes fijos y móviles.

El eje 0 es perpendicular al plano formado por los ejes d y q . La transformación de Park se expresa en forma matricial en (1.75).

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \text{sen} \theta & 0 \\ -\text{sen} \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \\ i_0 \end{bmatrix} \quad (1.75)$$

La transformada inversa de Park se define en (1.76).

$$\begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \\ i_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\text{sen} \theta & 0 \\ \text{sen} \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} \quad (1.76)$$

Gracias a esta transformación, la componente fundamental del vector espacial resultante del sistema trifásico pierde su dependencia temporal pues, en régimen estacionario, sus proyecciones sobre los ejes d y q serán constantes en el tiempo. Por ser magnitudes constantes, un controlador de corriente formado por reguladores PI será capaz de reducir a cero los errores en estado estacionario de la componente fundamental. En la figura 1-15 se representa el valor de las proyecciones del vector representativo de un sistema trifásico de corrientes equilibrado, en coordenadas de Clarke y de Park.

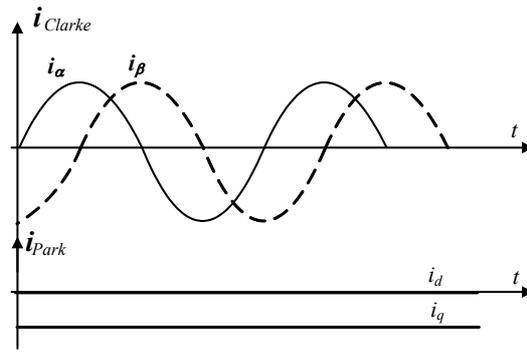


Figura 1-15 Componentes del vector espacial de corriente en el sistema de coordenadas rotatorio d, q, 0.

En un sistema trifásico equilibrado o a tres hilos, la componente homopolar es nula y por tanto no existe coordenada 0. En la figura 1-16 se muestra el diagrama de bloques del lazo de control de corriente en coordenadas de Park.

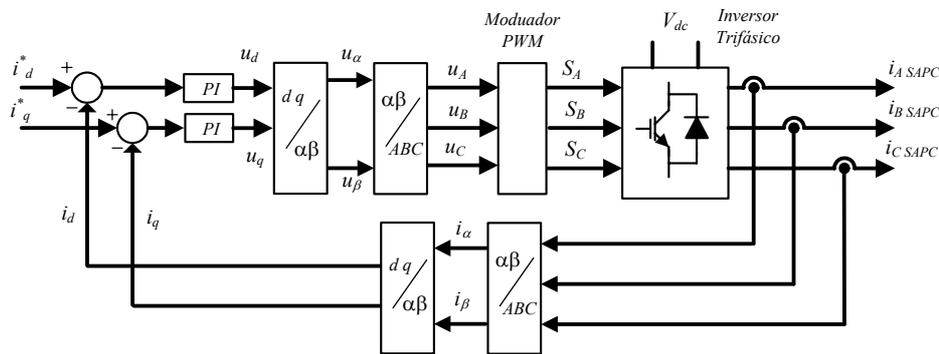


Figura 1-16 Control de corriente mediante reguladores PI en coordenadas rotatorias d, q.

Con respecto al control en coordenadas de Clarke, el nivel de complejidad se incrementa al ser necesarias dos nuevas transformaciones. Sin embargo, se consigue anular el error en régimen estacionario.

1.4.2.1.4. Controlador de corriente en espacio de estados.

Los reguladores PI para la compensación del error de corriente pueden sustituirse por controladores por realimentación del estado trabajando en coordenadas estacionarias [106] o rotatorias [105]. La representación en espacio de estados se basa en la expresión matemática del sistema mediante la utilización de variables de entrada, de salida y variables de estado. Las variables de estado son aquellas que contienen la información del estado en que se encuentra el sistema en un momento determinado. En sistemas electrónicos, son variables de estado las tensiones en los condensadores y las corrientes a través de las bobinas puesto que son los componentes que pueden almacenar información en forma de corrientes y tensiones. Para determinar el funcionamiento de un sistema electrónico en un instante determinado es

necesario conocer, además de las variables de entrada, el valor de las variables de estado para poder determinar el estado inicial del que se parte.

Los sistemas en el espacio de estados se describen mediante las ecuaciones escritas en (1.77) y (1.78).

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{A} \cdot \mathbf{x}(t) + \mathbf{B} \cdot \mathbf{u}(t) \quad (1.77)$$

$$\mathbf{y}(t) = \mathbf{C} \cdot \mathbf{x}(t) + \mathbf{D} \cdot \mathbf{u}(t) \quad (1.78)$$

Donde \mathbf{x} es el conjunto de variables de estado o vector de estado, \mathbf{y} es el vector de las salidas del sistema y \mathbf{u} es el vector de las entradas del sistema. El estado siguiente $\dot{\mathbf{x}}$ (las derivadas de las variables de estado) se obtiene a partir del estado actual (valor de las variables de estado actual) y del valor actual de las entradas al sistema, mediante dos matrices que los relacionan, la matriz \mathbf{A} o matriz de estado y la matriz \mathbf{B} o matriz de entradas.

El vector de salidas \mathbf{y} se obtiene también mediante combinación lineal del estado y las entradas. Las matrices que lo relacionan son la matriz \mathbf{C} , o matriz de salidas, y la matriz \mathbf{D} o de transferencia directa. La figura 1-17 muestra el diagrama de bloques del control en modo corriente implementado mediante la técnica de realimentación del estado.

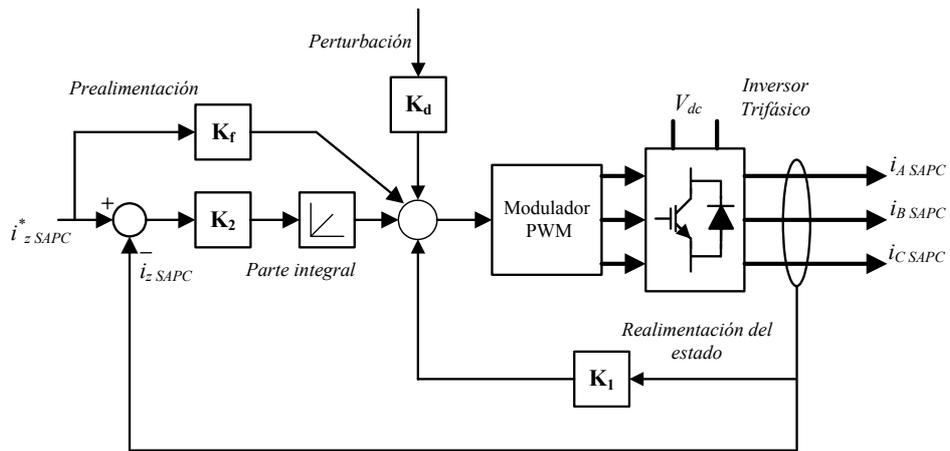


Figura 1-17. Diagrama de bloques del control de corriente en espacio de estados.

La matriz de ganancias de la realimentación del estado K_1 se obtiene utilizando la técnica de asignación de polos a partir de la dinámica deseada. Las prestaciones dinámicas y estáticas de la realimentación del estado son mejores que las de los reguladores PI convencionales. Sin embargo, el procedimiento de diseño es más complejo.

1.4.2.2. Controladores de corriente on – off. Controlador de corriente por banda de histéresis

Como ejemplo de control no lineal de corriente, la más sencilla de las propuestas la materializa el control de corriente por banda de histéresis. Para conseguir que la corriente por la parte de alterna del SAPC siga a la corriente de referencia establecida para la compensación, existe la posibilidad de implementar un simple comparador que actúe como controlador on – off. Este comparador, a la vez que actúa como controlador de corriente, obtiene las señales de conmutación para los interruptores de la etapa de potencia. El controlador ejerce las dos funciones, no existiendo bloque modulador independiente. Sin embargo, en un convertidor de potencia la frecuencia de conmutación sería muy elevada provocando unas pérdidas por conmutación excesivas que podrían dañar los semiconductores de potencia. En la práctica, la frecuencia de conmutación se limita introduciendo una banda de histéresis o un bloque muestreador – retenedor con frecuencia de muestreo inferior a la máxima frecuencia de conmutación. La principal ventaja del control por banda de histéresis es la simplicidad del esquema de control que dota al sistema de gran robustez, consiguiendo un seguimiento de la referencia sin errores, independientemente de los cambios en la carga. La respuesta dinámica de este esquema de control es muy buena, estando sólo limitada por la frecuencia de conmutación y la constante de tiempo de la carga. Como mayores desventajas se encuentran la dependencia que presenta la frecuencia de conmutación de los parámetros de la carga y de la tensión en el pcc. Los controladores por banda de histéresis logran mantener la corriente instantánea dentro de la banda de tolerancia, excepto en los sistemas trifásicos con neutro aislado donde el error de corriente puede alcanzar un valor igual al doble del valor de la banda [114]. Esto se debe a la interacción que se produce en un sistema con tres controladores independientes, ya que cuando el controlador de una de las corrientes provoca el cambio de estado de una rama, afecta también al voltaje aplicado en las otras dos fases de la carga. Sin embargo, si los errores de corriente se toman como vectores espaciales [115], es posible compensar este efecto de interacción pudiendo obtenerse nuevas variantes del controlador [116]-[117]. También es posible encontrar un gran número de referencias en las que se proponen modificaciones del controlador para conseguir una frecuencia de conmutación media constante [118]. La figura 1-18 muestra el diagrama de bloques correspondiente a este esquema de control de corriente.

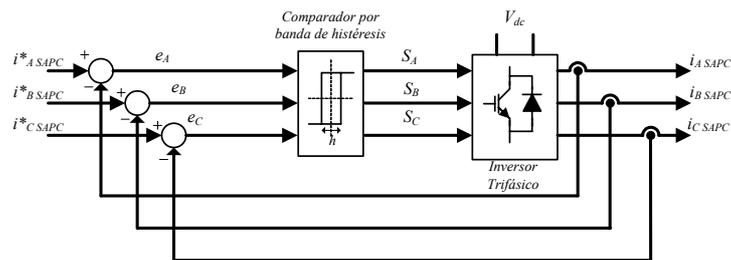


Figura 1-18. Diagrama de bloques del controlador de corriente por banda de histéresis.

1.4.3. Modulación vectorial SVPWM.

Las técnicas de modulación determinan las conmutaciones de los semiconductores de la etapa de potencia. De entre las técnicas de modulación que trabajan a partir de reguladores de corriente lineales, las más importantes son la modulación senoidal o SPWM y la modulación vectorial o SVPWM (Space Vector PWM) [119]. Las características de la modulación vectorial son bien conocidas por su amplia aplicación en el campo del control de motores de inducción. En estas aplicaciones se utilizan convertidores de tres ramas sin conexión de neutro. En estos sistemas la modulación SVPWM destaca por su mejor aprovechamiento de la capacidad del inversor, ampliando la zona de trabajo lineal del índice de modulación de amplitud hasta en un 15% sobre la modulación SPWM [86]. La utilización de SVPWM se ha extendido a otros campos, como el de los compensadores activos, que utilizan configuraciones similares de la etapa de potencia, existiendo una extensa bibliografía en la que se pueden hallar desarrollos basados en la técnica SVPWM y adaptados a las diferentes topologías utilizadas. Adaptaciones del modulador vectorial a convertidores multinivel han venido desarrollándose en los últimos años [120]. Como base para el desarrollo del modulador vectorial aplicado a inversores de tres ramas y cuatro hilos (figura 1-4) que se propondrá en el capítulo 3, en este punto se van a presentar las conocidas técnicas de modulación vectorial para inversores de tres ramas y tres hilos 2D-SVM (modulación vectorial en dos dimensiones), y la modulación vectorial para inversores de cuatro ramas 3D-4B SVPWM (modulación vectorial tridimensional para 4 ramas).

1.4.3.1. Modulación vectorial en el plano α - β (2D-SVM).

Cuando se trabaja con sistemas a tres hilos (neutro aislado), como en el control de motores de inducción, los sistemas de tensiones y corrientes son equilibrados cumpliendo la condición expresada en (1.79).

$$x_A + x_B + x_C = 0 \quad (1.79)$$

En estas condiciones la aplicación de la transformación de Clarke al sistema trifásico de tensiones o corrientes siempre ofrece como resultado que la coordenada θ es nula, puesto que representa la componente homopolar. Por este motivo, el vector que representa al sistema trifásico equilibrado en coordenadas de Clarke se encuentra confinado en el plano α, β (figura 1-11).

Teniendo en cuenta las reglas de conmutación básicas, un convertidor de tres ramas y tres hilos como el de la figura 1-19, puede presentar 8 estados de conmutación o posibles combinaciones de los interruptores. Las reglas de conmutación básicas son:

- Nunca se puede cortocircuitar una fuente de continua (condensador en el lado de continua), lo que se traduce en que en una misma rama no pueden dispararse los dos semiconductores a la vez.
- Nunca se deben poner en circuito abierto las fuentes de corriente (inductancias dispuestas en el lado de alterna), lo que se traduce en que siempre debe haber algún semiconductor conduciendo en cada rama.

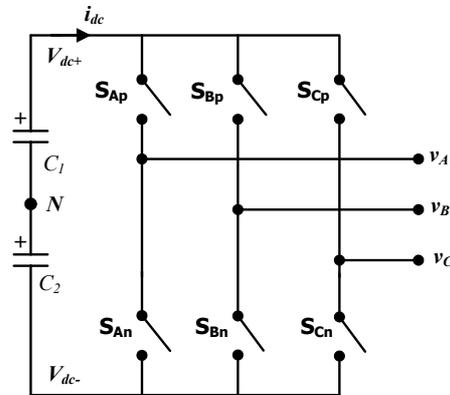
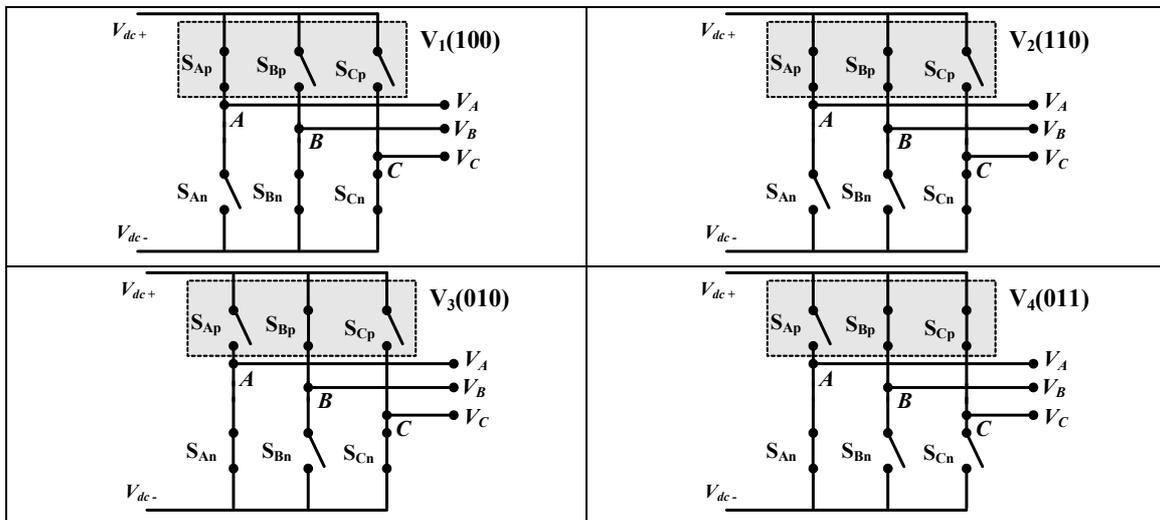


Figura 1-19 Inversor trifásico de tres ramas y conexión a tres hilos.

Los ocho posibles estados de conmutación del inversor se muestran en la figura 1-20. El estado de los interruptores de la parte alta de cada rama del convertidor se utiliza para identificar el estado de conmutación. Cuando un interruptor está cerrado se representa con un "1" y cuando está abierto con un "0". El estado de conmutación 1 se representa por la combinación (100). Mediante estas combinaciones se deduce el estado de todos los interruptores del convertidor.



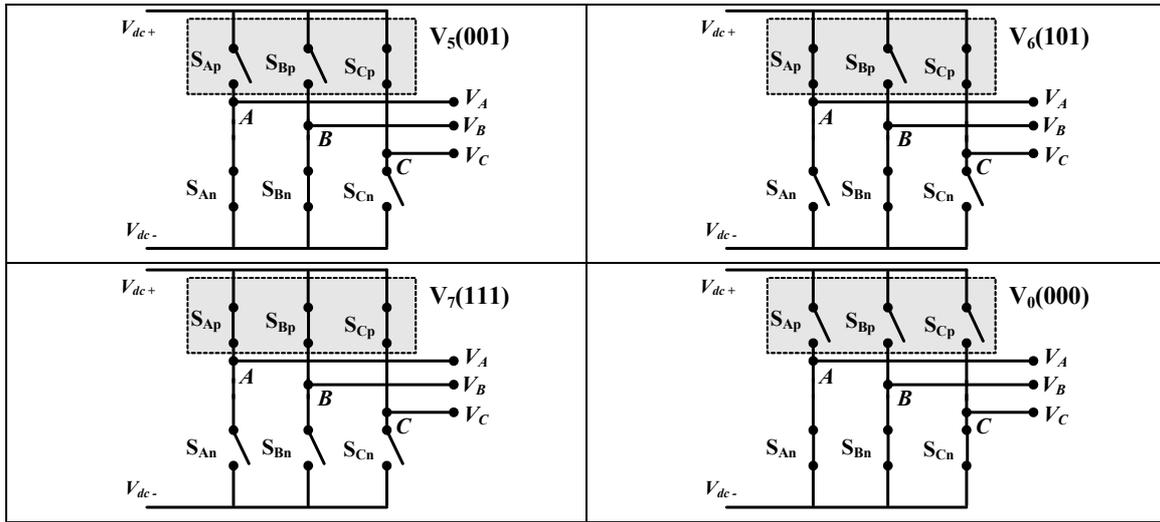


Figura1-20. Estados posibles de los interruptores del convertidor.

La diferencia entre cada vector y el siguiente, o el anterior, se encuentra en que los interruptores de una de las ramas han conmutado. Estas ocho combinaciones son denominadas vectores de tensión de conmutación (SVV o *Switching Voltage Vectors*) o estados de conmutación. Los vectores V_0 y V_7 son los llamados vectores nulos puesto que no aplican diferencia de tensión a las salidas.

Si se considera el vector de tensión de conmutación V_1 , correspondiente a la combinación (100), las tensiones aplicadas en la parte de alterna del inversor son las expresadas en (1.80).

$$\begin{aligned} V_{AB} &= V_{dc} \\ V_{BC} &= 0 \\ V_{CA} &= -V_{dc} \end{aligned} \quad (1.80)$$

Aplicando la transformación de Clark sobre el vector de tensión correspondiente a esta combinación, se obtienen en (1.81) sus proyecciones en coordenadas α , β y θ .

$$\begin{bmatrix} V_{\alpha 1} \\ V_{\beta 1} \\ V_{\theta 1} \end{bmatrix} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{dc} \\ 0 \\ -V_{dc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\sqrt{3}}{2} V_{dc} \\ \frac{\sqrt{2}}{2} V_{dc} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (1.81)$$

La coordenada θ es nula indicando que el vector pertenece al plano α , β . El vector se expresa en (1.82) en formato módulo - argumento.

$$\mathbf{V}_1 = \sqrt{2} V_{dc} \angle +30^\circ \quad (1.82)$$

Procediendo de la misma manera con el resto de combinaciones de la figura 1-20 se obtienen los 8 vectores de conmutación que puede generar en convertidor. Estos vectores se muestran en la tabla 1-1.

| Vector | Estado interruptores | V_{AB} | V_{BC} | V_{CA} | Expresión SVV |
|--------|----------------------|-----------|-----------|-----------|---|
| V_0 | (000) | 0 | 0 | 0 | $V_0 = 0V$ |
| V_1 | (100) | $+V_{dc}$ | 0 | $-V_{dc}$ | $V_1 = \sqrt{2}V_{dc} \angle 30^\circ$ |
| V_2 | (110) | 0 | $+V_{dc}$ | $-V_{dc}$ | $V_2 = \sqrt{2}V_{dc} \angle 90^\circ$ |
| V_3 | (010) | $-V_{dc}$ | $+V_{dc}$ | 0 | $V_3 = \sqrt{2}V_{dc} \angle 150^\circ$ |
| V_4 | (011) | $-V_{dc}$ | 0 | $+V_{dc}$ | $V_4 = \sqrt{2}V_{dc} \angle 210^\circ$ |
| V_5 | (001) | 0 | $-V_{dc}$ | $+V_{dc}$ | $V_5 = \sqrt{2}V_{dc} \angle 270^\circ$ |
| V_6 | (101) | $+V_{dc}$ | $-V_{dc}$ | 0 | $V_6 = \sqrt{2}V_{dc} \angle 330^\circ$ |
| V_7 | (111) | 0 | 0 | 0 | $V_7 = 0V$ |

Tabla 1-1. Vectores de conmutación del inversor de tres ramas son neutro aislado.

A partir de esta tabla se pueden representar los distintos vectores SVV sobre el plano α, β tal como se muestra en la figura 1-21.

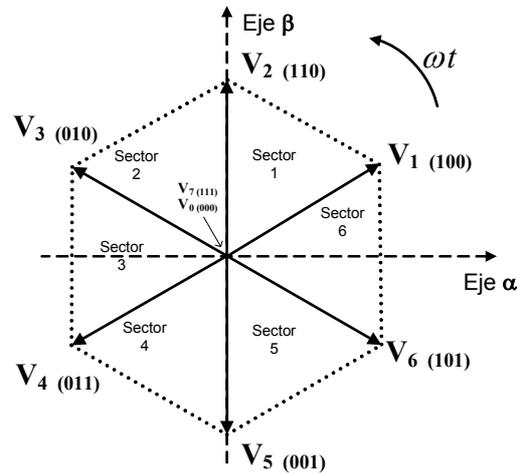


Figura 1-21. Posición de los diferentes vectores de conmutación sobre el plano α, β .

Como se puede apreciar, los extremos de los vectores forman un hexágono regular. El área encerrada entre dos vectores adyacentes define un sector, existiendo seis sectores diferentes. Los vectores V_0 y V_7 corresponden con el valor cero y se encontrarían en el centro del hexágono.

A partir de los estados de conmutación del convertidor, para generar a la salida del mismo un vector de tensión igual al vector de referencia que haya determinado el sistema de control,

deberá identificarse su posición en el hexágono para así determinar los vectores de conmutación adyacentes al mismo. La modulación vectorial consiste en construir el vector de tensión de referencia \mathbf{V}^* a la salida del inversor, aplicando alternativamente sus dos vectores de conmutación adyacentes. Mediante la obtención de las proyecciones del vector de referencia sobre los vectores de conmutación adyacentes, se obtendrán los ciclos de trabajo durante los que aplicar estos vectores en un ciclo de conmutación de forma que, en promedio durante un ciclo, el resultado será igual al vector de referencia.

Para obtener las expresiones generales se detalla como se obtienen los tiempos de aplicación de los vectores adyacentes cuando el vector \mathbf{V}^* se encuentra en el sector definido por los vectores de conmutación \mathbf{V}_1 y \mathbf{V}_6 . Para mayor simplicidad se ha hecho coincidir el eje α con el vector \mathbf{V}_1 , lo que correspondería a tener el sistema de referencia adelantado 30° , o lo que es lo mismo, en fase con la tensión simple V_A . El vector de referencia se puede descomponer como suma del vector \mathbf{d}_1 más el vector \mathbf{d}_6 , tal como se observa en la figura 1-22.

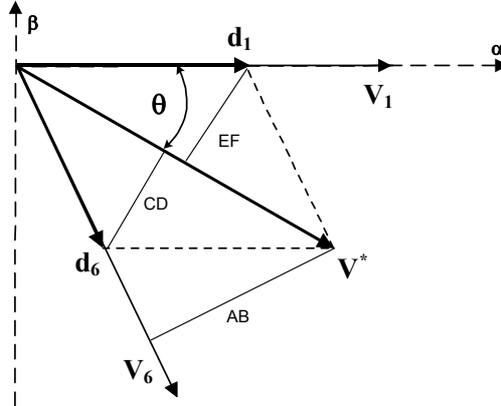


Figura 1-22. Descomposición del vector de referencia \mathbf{V}^* situado en el sector 6.

La relación entre los vectores \mathbf{V}_1 y \mathbf{d}_1 determina el ciclo de trabajo d_1 . En el transcurso de un periodo de conmutación (T_s), el ciclo de trabajo d_1 determina el tiempo T_1 durante el cual se activarán los interruptores correspondientes al vector \mathbf{V}_1 (100). De igual forma, a partir de la relación entre \mathbf{V}_6 y \mathbf{d}_6 se determina el ciclo de trabajo d_6 que permite obtener el tiempo T_6 de activación de los interruptores de \mathbf{V}_6 (101) durante un periodo de conmutación. La descomposición del vector de referencia verifica (1.83).

$$\mathbf{V}^* = \mathbf{d}_1 + \mathbf{d}_6 = d_1 \mathbf{V}_1 + d_6 \mathbf{V}_6 = \frac{T_1}{T_s} \mathbf{V}_1 + \frac{T_6}{T_s} \mathbf{V}_6 \quad (1.83)$$

A partir de la figura 1-22, se puede obtener el valor de los ciclos de trabajo (1.84).

$$\begin{bmatrix} d_1 \\ d_6 \end{bmatrix} = \frac{|V^*|}{V_{dc}} \begin{bmatrix} \sin\left(\frac{\pi}{3} - \theta\right) \\ \sin \theta \end{bmatrix} = \frac{|V^*|}{V_{dc}} \begin{bmatrix} \cos\left(\frac{\pi}{6} + \theta\right) \\ \sin \theta \end{bmatrix} \quad (1.84)$$

Para completar el período de conmutación se reparte el tiempo restante entre los vectores nulos (\mathbf{V}_0 y \mathbf{V}_7), ya que estos no aplican tensión. El ciclo de trabajo para los dos vectores nulos (d_0) viene dado por la ecuación (1.85).

$$d_0 = 1 - d_1 - d_6 = 1 - \frac{|V^*|}{V_{dc}} \cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) \quad (1.85)$$

Para la implementación de la modulación SVPWM es necesario, en primer lugar, determinar el sector en el que se encuentra el vector de referencia deseado. A partir de las componentes del vector sobre los ejes α - β es posible determinar el sector mediante las comparaciones definidas en la tabla 1-2 (eje α coincidente con \mathbf{V}_1).

| Sector | Condición 1 | Condición 2 | Condición 3 |
|--------|---------------|---------------------------------|----------------|
| 1 | $V_\beta > 0$ | $ V_\alpha > \frac{1}{2} V^* $ | $V_\alpha > 0$ |
| 2 | $V_\beta > 0$ | $ V_\alpha < \frac{1}{2} V^* $ | |
| 3 | $V_\beta > 0$ | $ V_\alpha > \frac{1}{2} V^* $ | $V_\alpha < 0$ |
| 4 | $V_\beta < 0$ | $ V_\alpha > \frac{1}{2} V^* $ | $V_\alpha < 0$ |
| 5 | $V_\beta < 0$ | $ V_\alpha > \frac{1}{2} V^* $ | |
| 6 | $V_\beta < 0$ | $ V_\alpha < \frac{1}{2} V^* $ | $V_\alpha > 0$ |

Tabla 1-2. Determinación del sector a partir de las componentes del vector de referencia.

Una vez se ha determinado el sector de trabajo (m), el vector de referencia deseado se debe implementar con los dos vectores adyacentes que forman el sector: el vector m (\mathbf{V}_m) y el vector $m+1$ (\mathbf{V}_{m+1}). La descomposición en general se escribe como en (1.86).

$$\mathbf{V}^* = \mathbf{V}_\alpha^* + j\mathbf{V}_\beta^* = \frac{T_m}{T_s} \mathbf{V}_m + \frac{T_{m+1}}{T_s} \mathbf{V}_{m+1} \quad (1.86)$$

Siendo, T_m el tiempo durante el que se aplica el vector de tensión de conmutación \mathbf{V}_m , T_{m+1} el tiempo que se aplica el vector de tensión de conmutación \mathbf{V}_{m+1} y, T_s es el periodo de conmutación.

Sustituyendo valores y considerando las partes reales e imaginarias, es posible escribir una expresión general para los tiempos de activación de los vectores correspondientes al sector en que se sitúe el vector de referencia deseado (1.87), (1.88). Esta ecuación general servirá para cualquier vector de referencia y para cualquier sector.

$$\mathbf{V}_m = \sqrt{2} V_{dc} e^{j\frac{(m-1)\pi}{3}} = \sqrt{2} V_{dc} \left[\cos\frac{(m-1)\pi}{3} + j \sin\frac{(m-1)\pi}{3} \right] \quad (1.87a)$$

$$\mathbf{V}_{m+1} = \sqrt{2} V_{dc} e^{j\frac{m\pi}{3}} = \sqrt{2} V_{dc} \left[\cos\frac{m\pi}{3} + j \sin\frac{m\pi}{3} \right] \quad (1.87b)$$

Sustituyendo las expresiones de (1.87) en (1.86) e identificando términos reales e imaginarios, se encuentran las expresiones de \mathbf{V}_α y \mathbf{V}_β (1.88).

$$\mathbf{V}_\alpha = \frac{\sqrt{2} V_{dc}}{T_s} \left[T_m \cos \frac{(m-1)\pi}{3} + T_{m+1} \cos \frac{m\pi}{3} \right] \quad (1.88a)$$

$$\mathbf{V}_\beta = \frac{\sqrt{2} V_{dc}}{T_s} \left[T_m \sin \frac{(m-1)\pi}{3} + T_{m+1} \sin \frac{m\pi}{3} \right] \quad (1.88b)$$

A partir de estas dos expresiones y mediante las oportunas relaciones trigonométricas, es posible despejar los tiempos de aplicación de cada vector adyacente a partir de las componentes del vector de referencia a generar. Estos tiempos se expresan en (1.89) y (1.90).

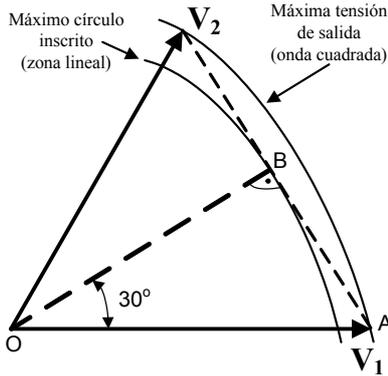
$$T_m = \frac{2}{\sqrt{6}} \frac{T_s}{V_{dc}} \left[|\mathbf{V}_\alpha^*| \sin \frac{m\pi}{3} - |\mathbf{V}_\beta^*| \cos \frac{m\pi}{3} \right] \quad (1.89)$$

$$T_{m+1} = \frac{2}{\sqrt{6}} \frac{T_s}{V_{dc}} \left[|\mathbf{V}_\beta^*| \cos \frac{(m-1)\pi}{3} - |\mathbf{V}_\alpha^*| \sin \frac{(m-1)\pi}{3} \right] \quad (1.90)$$

Los dos vectores nulos se repartirán el tiempo restante del periodo de conmutación (1.91).

$$T_{nulo} = T_{V0} + T_{V7} = T_s - T_m - T_{m+1} \quad (1.91)$$

El mayor vector de referencia que se puede generar trabajando en la zona lineal, corresponde a aquel cuyo módulo es igual al radio del mayor círculo que pueda ser inscrito dentro del hexágono, siendo su valor igual a V_{dc} . Este valor se puede obtener tal como se indica en la figura 1-23.



$$|\mathbf{V}_1| = |\mathbf{V}_2| = OA = 2 \cdot AB = \sqrt{2} V_{dc}$$

$$OB = \sqrt{OA^2 - AB^2} = \sqrt{(\sqrt{2} V_{dc})^2 - \left(\frac{\sqrt{2} V_{dc}}{2}\right)^2} = V_{dc}$$

Figura 1-23. Máxima amplitud de la componente fundamental de la tensión de salida con SVPWM en zona lineal

Puesto que la tensión máxima en zona lineal que se puede obtener entre fases es igual a V_{dc} , si se compara este valor con la máxima tensión que puede obtener el inversor, correspondiente a la modulación de 180° (onda cuadrada), se obtiene que la modulación SVPWM, en el rango de trabajo lineal, alcanza un 90.6% de la capacidad máxima del inversor (1.92).

$$\frac{\hat{V}_{AB1(SVPWM)}}{\hat{V}_{AB1(onda\ cuadrada)}} = \frac{V_{dc}}{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}V_{dc}} = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} = 0.906 \quad (1.92)$$

Esta cifra representa una mejora en el uso del inversor del 15% frente a la modulación senoidal o SPWM, ya que la máxima tensión de salida con SPWM es $(\sqrt{3}/2)V_{dc}$.

La cantidad de cálculos que se requieren para la implementación del modulador SVPWM obliga a utilizar sistemas digitales de procesamiento muy rápidos y con gran capacidad de cálculo (procesadores digitales de señal DSP's). Muchos de estos DSP, sobre todo de la gama industrial, incorporan módulos de cálculo hardware y funciones específicas para implementación de la modulación SVPWM.

1.4.3.1.1. Modulación vectorial en coordenadas del sistema A, B, C.

La utilización de la transformada de Clarke se justifica en caso de que el sistema de control trabaje en este marco de referencia. Este caso se puede dar en control de motores, o en el caso de un SAPC basado en la teoría p-q de Akagi. En el caso de sistemas de control que trabajen en coordenadas del sistema A, B, C (ejes desfasados 120° entre sí) es posible utilizar como ejes de referencia a los propios vectores de conmutación del inversor [121], concretamente a los vectores de conmutación adyacentes al vector de referencia a generar. Teniendo en cuenta que el vector de referencia gira dentro del plano con el tiempo, los vectores de conmutación que formen los ejes cambiarán cuando el vector de referencia cambie de sector. La figura 1-24 muestra la obtención de las proyecciones sobre los vectores de conmutación.

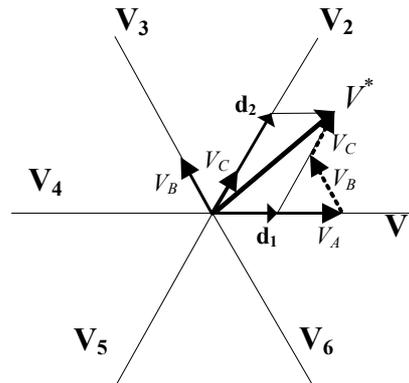


Figura 1-24. Descomposición del vector de referencia sobre los ejes de los vectores de conmutación.

Por el hecho de disponer en todo momento de unos ejes que forman un ángulo de 60°, la transformación a realizar se simplifica, obteniéndose directamente el valor de los ciclos de trabajo de los vectores de conmutación mediante sumas y restas de las componentes del vector de referencia en coordenadas del sistema. Como ejemplo, en (1.93) se obtienen los ciclos de

trabajo para un vector de referencia situado en el sector 1 (entre los vectores de conmutación \mathbf{V}_1 y \mathbf{V}_2).

$$\begin{bmatrix} d_1 \\ d_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{bmatrix} \quad (1.93)$$

Al cambiar de sector se cambia de ejes de referencia, pasando a utilizarse como ejes los nuevos vectores adyacentes y, por lo tanto, obteniéndose una nueva matriz de transformación. Por ejemplo, para el sector 2 (entre los vectores de conmutación \mathbf{V}_2 y \mathbf{V}_3) se tendrá la matriz definida en (1.94).

$$\begin{bmatrix} d_2 \\ d_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{bmatrix} \quad (1.94)$$

La tabla 1-3 muestra el valor de las componentes del vector de referencia en cada sector.

| Sector | d_m | d_{m+1} |
|--------|-------------|-------------|
| 1 | $V_A - V_B$ | $V_B - V_C$ |
| 2 | $V_A - V_C$ | $V_B - V_A$ |
| 3 | $V_B - V_C$ | $V_C - V_A$ |
| 4 | $V_B - V_A$ | $V_C - V_B$ |
| 5 | $V_C - V_A$ | $V_A - V_B$ |
| 6 | $V_C - V_B$ | $V_A - V_C$ |

Tabla 1-3. Componentes del vector de referencia sobre los vectores de conmutación en coordenadas A,B,C.

Para determinar el sector en el que se encuentra el vector de referencia se recurrirá a las comparaciones presentadas en la tabla 1-4. Cabe destacar que solo es necesario utilizar la transformación del primer sector.

| Sector | Condición 1 | Condición 2 | Condición 3 |
|--------|-------------|-------------|-----------------|
| 1 | $d_1 > 0$ | $d_2 > 0$ | |
| 2 | $d_1 < 0$ | $d_2 > 0$ | $ d_1 < d_2 $ |
| 3 | $d_1 < 0$ | $d_2 > 0$ | $ d_1 > d_2 $ |
| 4 | $d_1 < 0$ | $d_2 < 0$ | |
| 5 | $d_1 > 0$ | $d_2 < 0$ | $ d_1 < d_2 $ |
| 6 | $d_1 > 0$ | $d_2 < 0$ | $ d_1 > d_2 $ |

Tabla 1-4. Determinación del sector en el que se encuentra el vector de referencia.

A partir de las componentes del vector de referencia en cada sector, en (1.95) y (1.96) se calculan los valores de los tiempos de aplicación de los vectores de conmutación, adyacentes al vector de referencia.

$$T_m = \frac{T_s}{\sqrt{2}V_{dc}} \cdot |d_m| \quad (1.95)$$

$$T_{m+1} = \frac{T_s}{\sqrt{2}V_{dc}} \cdot |d_{m+1}| \quad (1.96)$$

En la tabla 1-5 se muestra un resumen para cada sector donde se indican los tiempos de conmutación a emplear.

| Sector | d_m | d_{m+1} | T_i | T_{i+1} |
|--------|-----------|-----------|---------------------------|---------------------------|
| 1 | V_A-V_B | V_B-V_C | $T_s \cdot (V_A-V_B)/V $ | $T_s \cdot (V_B-V_C)/V $ |
| 2 | V_A-V_C | V_B-V_A | $T_s \cdot (V_A-V_C)/V $ | $T_s \cdot (V_B-V_A)/V $ |
| 3 | V_B-V_C | V_C-V_A | $T_s \cdot (V_B-V_C)/V $ | $T_s \cdot (V_C-V_A)/V $ |
| 4 | V_B-V_A | V_C-V_B | $T_s \cdot (V_B-V_A)/V $ | $T_s \cdot (V_C-V_B)/V $ |
| 5 | V_C-V_A | V_A-V_B | $T_s \cdot (V_C-V_A)/V $ | $T_s \cdot (V_A-V_B)/V $ |
| 6 | V_C-V_B | V_A-V_C | $T_s \cdot (V_C-V_B)/V $ | $T_s \cdot (V_A-V_C)/V $ |

Tabla 1-5. Tiempos de conmutación para los vectores intervinientes en cada sector.

Siendo $V = \sqrt{2}V_{dc}$.

1.4.3.1.2. Distribución de los ciclos de trabajo

Una vez obtenidos los ciclos de trabajo de los vectores de conmutación del convertidor, existen diferentes opciones para la distribución de los ciclos de trabajo a lo largo del periodo de conmutación. Las posibles combinaciones para repartir la aplicación de los vectores de conmutación dentro de un periodo de conmutación son muy numerosas [122]. Los criterios a seguir para la elección de una distribución concreta de los ciclos de trabajo son básicamente dos, estando ambos relacionados. Estos criterios son:

- Reducción de la distorsión armónica de la forma de onda de las tensiones generadas. La secuencia de aplicación de los vectores de conmutación en un periodo de conmutación puede conseguir la reducción del contenido armónico de la señal generada.
- Reducción de las pérdidas en conmutación. Una de las características de cada secuencia es el número de conmutaciones de los transistores del convertidor que se producen en un ciclo de conmutación.

Los dos criterios están relacionados entre sí ya que, si bien una reducción del número de conmutaciones logrará reducir las pérdidas del convertidor, también se reducirá la frecuencia real de conmutación disminuyendo, por tanto, el índice de modulación de frecuencia. Esta reducción afectará a la distorsión armónica.

Los tipos de distribución de los ciclos de trabajo se pueden agrupar en dos grandes bloques:

- Distribuciones de los ciclos de trabajo que utilizan los dos vectores nulos.
- Distribuciones de los ciclos de trabajo que solo utilizan uno de los dos vectores nulos.

Las distribuciones básicas de los ciclos de trabajo de los vectores de conmutación son:

- Disparos alineados con el flanco de subida.
- Disparos alineados con el flanco de bajada.
- Disparos alineados simétricamente.
- Disparos alineados de forma inversa.

Para distinguir entre las distribuciones de los ciclos de trabajo que utilizan los dos vectores nulos de aquellas que solo utilizan uno, se ha incluido en los gráficos siguientes la designación Clase II cuando utiliza los dos vectores nulos y Clase I cuando solo utiliza uno de los dos vectores nulos. Los ejemplos mostrados en las siguientes figuras corresponden a las posibles distribuciones de un vector de referencia situado en el sector I, el cual se conforma mediante los vectores directores V_1 y V_2 .

Distribución Clase II. Alineamiento por flanco de subida.

La figura 1-25 muestra la secuencia de aplicación de los vectores de conmutación para este modo de alineamiento. Se arranca con la transición del vector V_0 al vector V_7 , lo que significa alineamiento por flanco de subida. La secuencia de conmutación es V_7 (111), V_2 (110), V_1 (100), V_0 (000). El paso de un vector al siguiente solo implica la conmutación de una rama, este criterio permite reducir el número de conmutaciones de la secuencia. En un periodo de conmutación $T_s(k)$ tres transistores pasan a conducción y otros tres pasan a corte, con un total de seis conmutaciones. Cuando arranca el ciclo, en el paso del V_0 al V_7 todos los transistores cambian de estado, produciéndose seis conmutaciones. En total en un periodo de conmutación se invierten 12 conmutaciones de los transistores. Este tipo de distribución es usada en convertidores de conmutación suave.

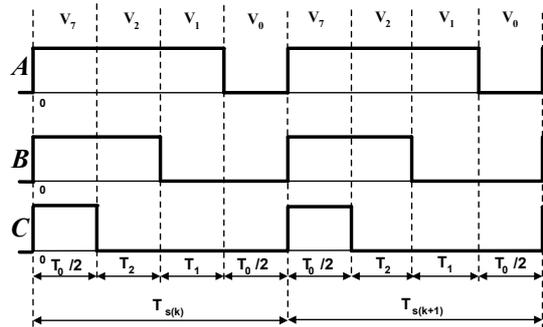


Figura 1-25. Alineamiento flanco de subida - Clase II.

Distribución Clase II. Alineamiento por flanco de bajada.

La figura 1-26 muestra la secuencia de aplicación de los vectores de conmutación para este modo de alineamiento. Este caso es similar al anterior son la excepción del arranque, el cual se produce mediante una transición de V_7 a V_0 lo que determina alineamiento por flanco de

bajada. El paso de un vector al siguiente sigue el criterio de mínimas conmutaciones. El número de conmutaciones es el mismo que en el caso anterior.

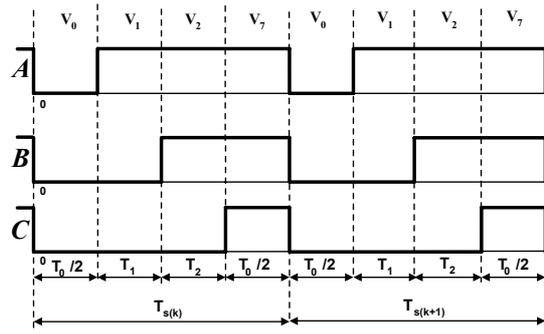


Figura 1-26. Alineamiento flanco de bajada - Clase II.

Distribución Clase II. Alineamiento simétrico.

La figura 1-27 muestra la secuencia de aplicación de los vectores de conmutación para este modo de alineamiento. Este patrón de conmutación presenta la menor distorsión a la salida y el mejor espectro armónico, debido a la simetría que se consigue en la aplicación de los vectores de conmutación. El número de conmutaciones que se producen durante un ciclo es de doce.

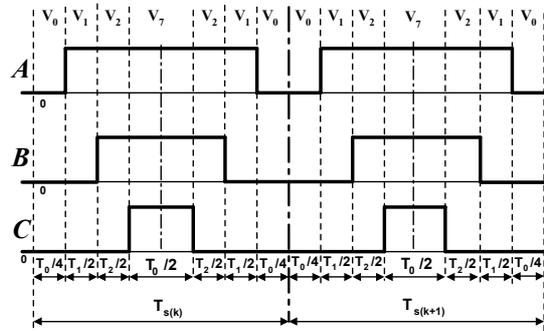


Figura 1-27. Alineamiento simétrico - Clase II.

Distribución Clase II. Alineamiento de secuencia alternativa.

La figura 1-28 muestra la secuencia de aplicación de los vectores de conmutación para este modo de alineamiento. Como principal característica destaca la utilización alternativa de los vectores nulos V_7 y V_0 . La frecuencia efectiva de conmutación se reduce a la mitad, ya que cada dos ciclos de conmutación se repite la secuencia. Las pérdidas de conmutación son un 50% inferiores a otras distribuciones, ya que solo se producen seis conmutaciones en un ciclo de conmutación. La distorsión armónica total (THD) aumenta con respecto a los modos anteriores.

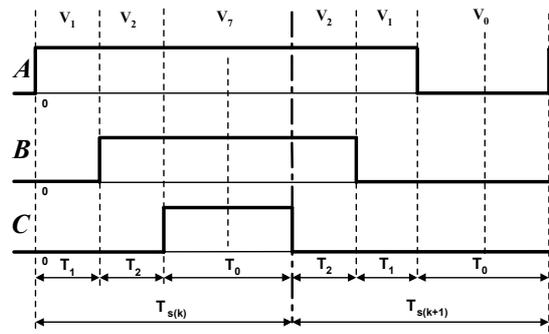


Figura 1-28. Secuencia alternativa - Clase II.

Distribuciones Clase I.

Este tipo de técnicas de distribución de los vectores de conmutación, se muestran en las figuras 1-29, 1-30, 1-31 y 1-32. Al utilizar un solo vector nulo reducen las pérdidas por conmutación. Resulta interesante su aplicación en equipos de gran potencia, donde estas pérdidas son de gran importancia. Las pérdidas por conmutación se pueden reducir si la fase que soporta una mayor corriente no conmuta [123]. Esto es posible de implementar ya que los vectores adyacentes que se conmutan solo difieren en el estado de una de las ramas del puente inversor. Eligiendo solo uno de los vectores nulos para completar el periodo de conmutación, existirá una rama que no conmute.

Comparando con las distribuciones que utilizan los dos vectores nulos (clase II), las distribuciones Clase I reducen en 1/3 el número conmutaciones, con lo que se puede llegar a reducir hasta en un 50% las pérdidas por conmutación. Por contra, el contenido de armónicos de las tensiones generadas es superior. De todas las distribuciones, la alineada simétricamente es la que presenta un mejor compromiso entre pérdidas por conmutación y distorsión en la señal de salida.

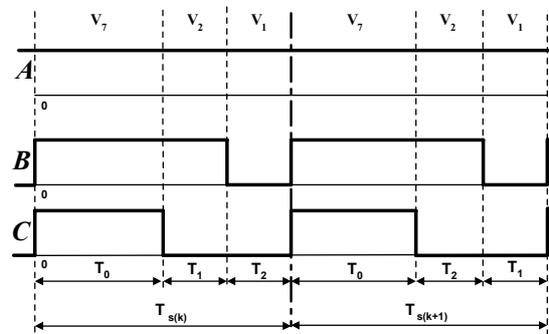


Figura 1-29. Alineamiento flanco de subida - Clase I.

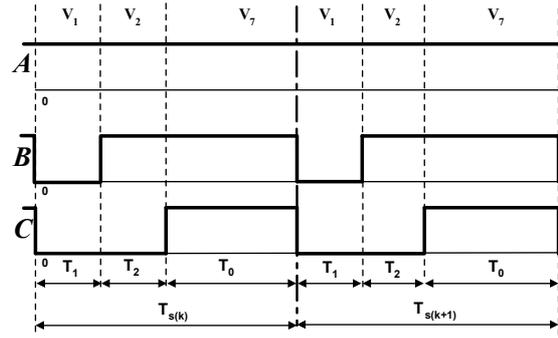


Figura 1-30 Alineamiento flanco de bajada - Clase I.

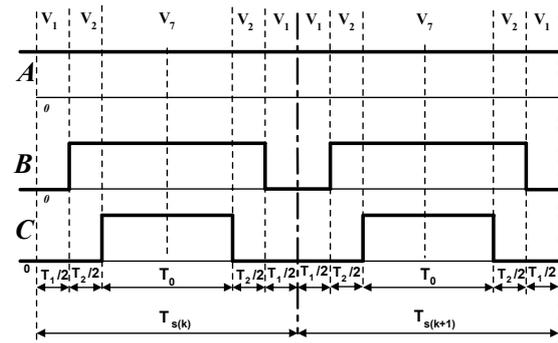


Figura 1-31. Alineamiento simétrico - Clase I.

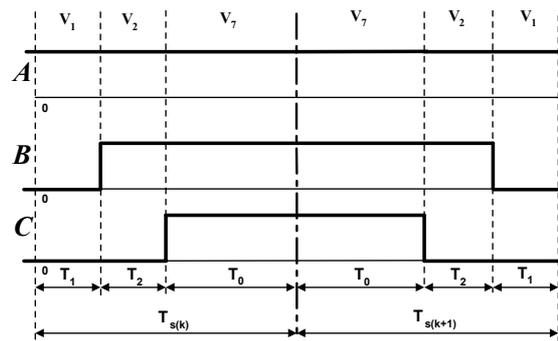


Figura 1-32. Secuencia alternativa - Clase I.

1.4.3.2. Modulador vectorial tridimensional 3D SVPWM.

En el campo de los compensadores activos, cuando se trabaja con sistemas eléctricos de 4 hilos, las etapas de potencia utilizadas permiten la generación de sistemas de tensiones desequilibrados proporcionando un punto de conexión para el conductor de neutro. Los vectores de conmutación que puede generar el convertidor sobre los ejes de Clarke tienen coordenada θ no nula, por ello dichos vectores no quedan confinados en el plano α, β , sino que se distribuyen en el espacio α, β, θ . En este caso, la modulación SVPWM se convierte en lo que se conoce como 3D-SVPWM, o modulación vectorial tridimensional.

Una de las configuraciones clásicas en dos niveles es el convertidor de 4 ramas, cuya cuarta rama se implementa expresamente para la conexión del neutro. Este convertidor, que se mostró en la figura 1-5, permite la flotación del bus de continua sobre el punto neutro de la carga, al igual que el convertidor de tres ramas con neutro aislado. De esta forma, la aplicación de la modulación 3D-SVPWM en este convertidor conserva las propiedades descritas anteriormente, mejor aprovechamiento del bus dc y aumento del rango lineal del índice de modulación en un 15%. En el capítulo 3, para la implementación del SAPC selectivo que se propone en la presente tesis, se propondrá un nuevo modulador 3D SVPWM para ser utilizado en convertidores de tres ramas y cuatro hilos (conexión de neutro al punto medio del bus dc) como el que se mostró en la figura 1-4. Aunque este convertidor trabaja como tres semi-puentes independientes y la modulación vectorial en este caso no mejora el aprovechamiento del bus dc, se propondrá por su sencillez (en coordenadas A,B,C). Además se realizará una modificación sobre el mismo para obtener un menor rizado de conmutación a través del bus dc.

Como introducción a la técnica de modulación vectorial tridimensional, en este apartado se describe de forma básica la implementación del modulador aplicado a la topología de la etapa de potencia de cuatro ramas, en coordenadas de Clarke. En la bibliografía pueden encontrarse este tipo de moduladores desarrollados en coordenadas de Clarke y en coordenadas del sistema A,B,C [124]-[126]. El inversor trifásico de 4 ramas se muestra en la figura 1-33 (se vuelve a representar por comodidad).

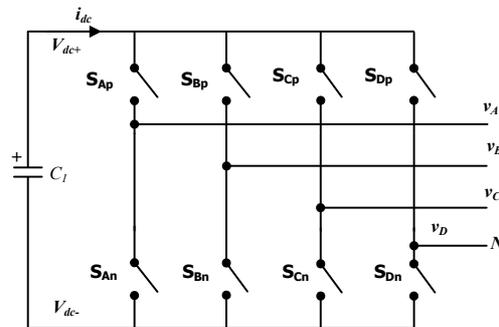


Figura 1-33. Etapa de potencia de un inversor trifásico de cuatro ramas y cuatro hilos.

El inversor de cuatro ramas presenta 16 combinaciones posibles sobre los conmutadores y, por lo tanto, se tienen 16 vectores de conmutación. La tabla 1-6 presenta las 16 posibles combinaciones y las tensiones de salida generadas por el inversor.

| Vector | S _A | S _B | S _C | S _D | V _{AN} | V _{BN} | V _{CN} |
|-----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|------------------|------------------|------------------|
| V ₀ | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| V ₁ | 0 | 0 | 0 | 1 | -V _{dc} | -V _{dc} | -V _{dc} |
| V ₂ | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 | +V _{dc} |
| V ₃ | 0 | 0 | 1 | 1 | -V _{dc} | -V _{dc} | 0 |
| V ₄ | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 | +V _{dc} | 0 |
| V ₅ | 0 | 1 | 0 | 1 | -V _{dc} | 0 | -V _{dc} |
| V ₆ | 0 | 1 | 1 | 0 | 0 | +V _{dc} | +V _{dc} |
| V ₇ | 0 | 1 | 1 | 1 | -V _{dc} | 0 | 0 |
| V ₈ | 1 | 0 | 0 | 0 | +V _{dc} | 0 | 0 |
| V ₉ | 1 | 0 | 0 | 1 | 0 | -V _{dc} | -V _{dc} |
| V ₁₀ | 1 | 0 | 1 | 0 | +V _{dc} | 0 | +V _{dc} |
| V ₁₁ | 1 | 0 | 1 | 1 | 0 | -V _{dc} | 0 |
| V ₁₂ | 1 | 1 | 0 | 0 | +V _{dc} | +V _{dc} | 0 |
| V ₁₃ | 1 | 1 | 0 | 1 | 0 | 0 | -V _{dc} |
| V ₁₄ | 1 | 1 | 1 | 0 | +V _{dc} | +V _{dc} | +V _{dc} |
| V ₁₅ | 1 | 1 | 1 | 1 | 0 | 0 | 0 |

Tabla 1-6. Vectores de conmutación del inversor trifásico de cuatro ramas.

La figura 1-34 muestra la distribución espacial de los vectores de conmutación en coordenadas α , β , θ . Los vectores 0 y 15 son vectores nulos, su posición estaría en el centro del prisma.

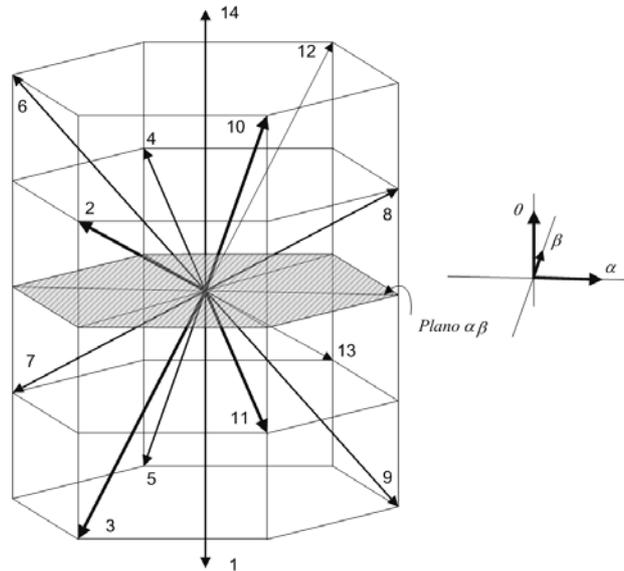


Figura 1-34. Distribución espacial de los vectores de conmutación del convertidor de cuatro ramas.

Para la generación de un vector de referencia situado en el espacio $\alpha, \beta, 0$ mediante la modulación vectorial se deben determinar los vectores de conmutación adyacentes. En este caso se requiere de la combinación de tres vectores de conmutación para poder generar el vector de referencia. Para ello, se identifica en primer lugar el prisma que contiene al vector a generar mediante la utilización de sus proyecciones en el plano α, β . Este paso es equivalente a la búsqueda del sector que contiene al vector de tensión de referencia en 2D SVM. Los vectores de conmutación forman tres planos que dividen a cada prisma en 4 tetraedros. El plano 1 se muestra en la figura 1-35 izquierda. Este plano lo forman los vectores $V_3, V_4, V_7, V_8, V_{11}$ y V_{12} . El plano 2 se muestra en la figura 1-35 centro. Este plano lo forman los vectores $V_2, V_4, V_6, V_9, V_{11}$ y V_{13} . El plano 3 se muestra en la figura 1-35 derecha y está formado por los vectores $V_2, V_5, V_7, V_8, V_{10}$ y V_{13} . Las ecuaciones de los planos en coordenadas de Clarke se presentan en (1.97).

$$P_1 = -\alpha - \sqrt{3}\beta + 20 \quad (1.97a)$$

$$P_2 = \alpha + 0 \quad (1.97b)$$

$$P_3 = \alpha - \sqrt{3}\beta - 20 \quad (1.97c)$$

Mediante las ecuaciones de los planos y utilizando las coordenadas del vector de referencia a generar se obtiene la posición relativa del vector respecto de cada plano, de forma que se puede identificar el tetraedro que lo contiene y con ello los vectores de conmutación adyacentes.

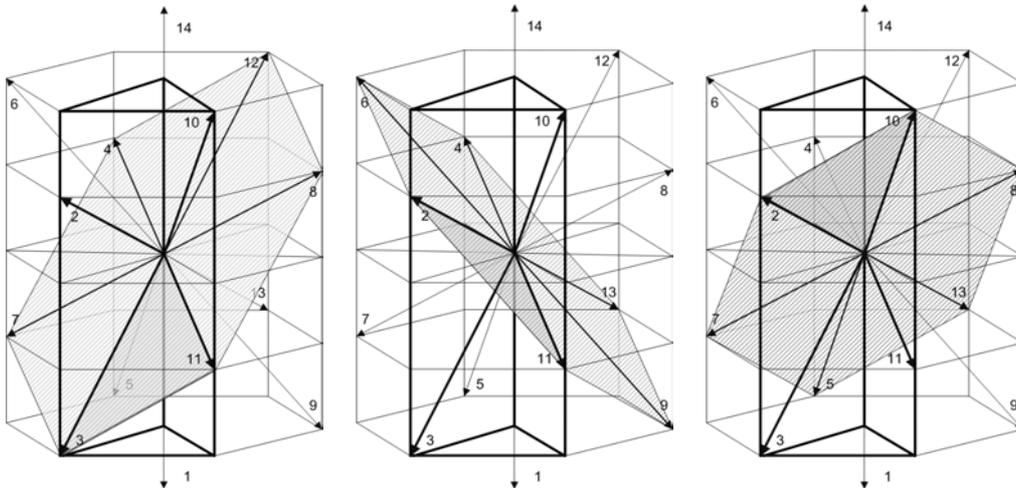


Figura 1-35. Planos definidos por los vectores de conmutación del convertidor de cuatro ramas.

Para el prisma resaltado en la figura 1-35, si el vector de referencia a generar está por encima del plano 3 ($P_3 > 0$ en (1.97c)), los vectores adyacentes serán V_2, V_{10} y V_{14} , figura 1-36 izquierda. Si el vector de referencia está por debajo del plano 3 ($P_3 < 0$ en (1.97c)) y por encima del plano 2 ($P_2 > 0$ en (1.97b)), los vectores adyacentes serán V_2, V_{10} y V_{11} , figura 1-36 derecha.

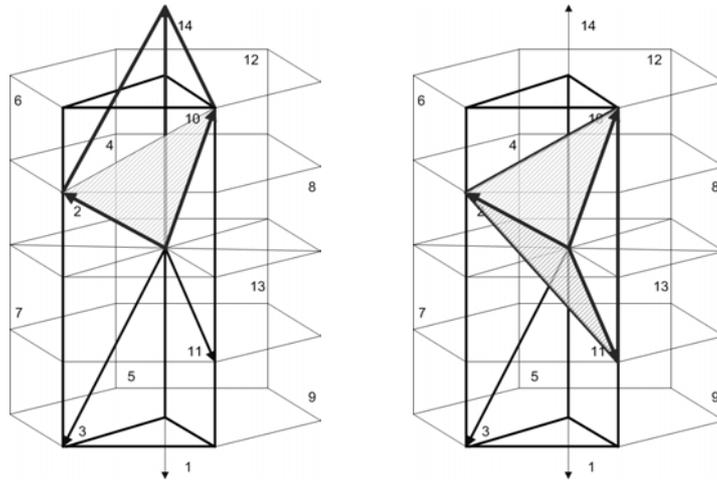


Figura 1-36. Tetraedros superiores definidos por los planos que cortan el prisma.

Si el vector de referencia a generar está por debajo del plano 2 ($P_2 < 0$ en (1.97b)) y por encima del plano 1 ($P_1 > 0$ en (1.97a)), los vectores adyacentes serán V_2 , V_3 y V_{11} , figura 1-37 izquierda. Por último, si el vector de referencia está por debajo del plano 1 ($P_1 < 0$ en (1.97a)) los vectores adyacentes serán V_1 , V_3 y V_{11} , figura 1-37 derecha.

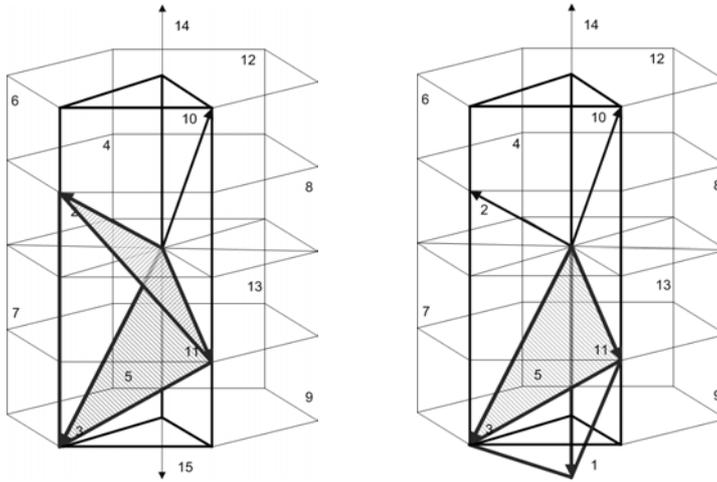


Figura 1-37. Tetraedros inferiores definidos por los planos que cortan el prisma.

Una vez definidos los vectores adyacentes en el espacio tridimensional se obtendrán los ciclos de trabajo de cada uno a partir de las proyecciones del vector a generar sobre cada vector de conmutación adyacente. Para ellos se dispondrá de 24 matrices, una por cada tetraedro, que permitirán la obtención de las proyecciones. Estas matrices se llaman matrices de ciclos de trabajo. Para cada tetraedro, la matriz de ciclos de trabajo se define utilizando los vectores que lo forman. Por ejemplo, la matriz de ciclos de trabajo para el tetraedro de la figura 1-37 izquierda, definido por los vectores V_2 , V_3 y V_{11} , se escribe en (1.98).

$$M_x = [\mathbf{V}_2^T \quad \mathbf{V}_3^T \quad \mathbf{V}_{11}^T]^{-1} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{3} & -\frac{1}{3} & \frac{1}{3} \\ \frac{\sqrt{3}}{3} & -\frac{\sqrt{3}}{3} & -\frac{\sqrt{3}}{3} \\ \frac{1}{3} & -\frac{2}{3} & -\frac{1}{3} \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & 1 \\ -1 & 0 & -1 \\ \frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & 0 \end{bmatrix} \quad (1.98)$$

Los ciclos de trabajo para cada vector de conmutación se obtienen mediante (1.99).

$$\begin{bmatrix} d_2 \\ d_3 \\ d_{11} \end{bmatrix} = \frac{1}{V_{dc}} M_x \mathbf{V}^* \quad (1.99)$$

A partir de los ciclos de trabajo calculados en (1.99) se obtienen en (1.100a), (1.100b) y (1.100c) los tiempos de aplicación de cada vector de conmutación en un periodo de conmutación T_s . El tiempo restante (t_{nulo}) para completar el periodo de conmutación se obtiene en (1.101). Este tiempo suele repartirse a partes iguales entre los vectores nulos \mathbf{V}_0 y \mathbf{V}_{15} (1.102).

$$t_{v_2} = T_s \cdot d_2 \quad (1.100a)$$

$$t_{v_3} = T_s \cdot d_3 \quad (1.100b)$$

$$t_{v_{11}} = T_s \cdot d_{11} \quad (1.100c)$$

$$t_{nulo} = T_s - t_{v_2} - t_{v_3} - t_{v_{11}} \quad (1.101)$$

$$t_{v_0} = t_{v_{15}} = \frac{t_{nulo}}{2} \quad (1.102)$$

Finalmente se adoptará una distribución de los ciclos de trabajo en el periodo de conmutación, siendo la distribución simétrica una de las más utilizadas por su compromiso entre número de conmutaciones y distorsión de la señal generada.

En el capítulo 3 se propondrá un nuevo modulador 3D SVPWM para ser utilizado en convertidores de tres ramas y cuatro hilos como el que se mostró en la figura 1-4, en coordenadas del sistema A, B, C .

1.5. Conclusiones

La descomposición de potencias propuesta por la IEEE Std. 1459-2000 parte de la base de que “*Las plantas modernas generan sistemas de tensiones libres de armónicos y de componentes de secuencia inversa y homopolar*”, por ello el Std. distingue entre diferentes potencias activas y considera que el fenómeno de la transferencia de energía útil sólo viene representado por la potencia activa fundamental de secuencia directa P_1^+ . Este es un punto diferenciador muy importante con respecto al resto de teorías de la potencia eléctrica. Se considera que, a partir de un sistema de tensiones libre de armónicos y de secuencia directa, un receptor eficiente sólo consumiría corrientes en fase y con la misma forma de onda que dichas tensiones, es decir, la única potencia en juego sería P_1^+ . Cuando por las líneas del sistema de distribución circulen corrientes armónicas, se producirán en las mismas caídas de tensión armónicas, apareciendo las diferentes potencias debidas al fenómeno de distorsión (D_{el} , D_{eV} , S_{eH}), y apareciendo también la potencia activa armónica P_H . Aún cuantificando un flujo de energía unidireccional, P_H aparece debido a la presencia de componentes armónicas en las corrientes y tensiones del sistema. Es decir, de no existir distorsión en el sistema, P_H no existiría y es por ello que se considera como una potencia activa residual. Igualmente, cuando por el sistema circulen corrientes desequilibradas, se producirán caídas de tensión diferentes en las líneas provocando el desequilibrio de las tensiones entre las fases del sistema de distribución. Esto dará lugar a la aparición de la potencia de desequilibrio S_{U1} , que implícitamente incluye a las potencias activas P_1^- y P_1^0 fruto del producto de tensiones y corrientes fundamentales de secuencias inversas y homopolar (1.103 - 1.104).

$$P_1^- = V_1^- I_1^- \cos \theta_1^- \quad (1.103)$$

$$P_1^0 = V_1^0 I_1^0 \cos \theta_1^0 \quad (1.104)$$

Por ser causadas por el fenómeno no eficiente del desequilibrio, estas potencias activas son consideradas como potencias activas residuales y no forman parte del fenómeno de transferencia de energía útil.

IEEE Std. 1459-2000 está pensada para el desarrollo de nuevos equipos de medida y para ser aplicada con fines de penalización por el consumo de potencias no eficientes. Los nuevos equipos de medida diseñados a partir de este estándar servirán para la tarificación y penalización:

- Por consumo de reactiva a partir de las mediciones de Q_1^+ . El fenómeno de desfase se considera únicamente entre las componentes fundamentales de secuencia directa de las tensiones y las corrientes. El resto son provocados bien por el desequilibrio o bien por la distorsión, por lo que se engloba en estos fenómenos.

- Por consumo de corrientes distorsionadas, a partir de las mediciones de D_{el} , que es una parte de la potencia aparente efectiva no fundamental S_{eN} . La distinción entre la potencia de distorsión de tensión y de corriente, permite no penalizar al usuario final por el global de la distorsión del sistema. Esto resulta de gran importancia, puesto que el usuario deberá consumir corrientes libres de armónicos ($D_{el} = 0$) y, siendo así, no será responsable de la posible distorsión que presenten las tensiones de la red en su punto de conexión ($D_{eV} \neq 0$). De esta forma la potencia D_{el} , debe ser el factor a medir y la base de la penalización a aplicar.
- Por desequilibrio en el sistema. La medición de S_{U1} será la base de la tarificación y penalización por desequilibrio en el sistema. Sin embargo, y analizando el caso de la distorsión, resultaría lógico pensar en una descomposición del fenómeno de desequilibrio en sus componentes debidas al desequilibrio de las tensiones de suministro y al de las corrientes consumidas por la instalación de usuario. Las tensiones desequilibradas impuestas por la red de suministro influyen en el cálculo de S_{U1} y por este motivo, una instalación que consuma corrientes equilibradas no debe ser penalizada cuando S_{U1} sea distinto de cero a causa de los desequilibrios de tensión en el pcc, ya que esta instalación no estará contribuyendo a la aparición de desequilibrios entre las fases del sistema eléctrico. Esta descomposición se propondrá como una línea de trabajo futuro a desarrollar.

Desde el punto de vista de los compensadores activos paralelo SAPC, la IEEE Std. 1459-2000 presenta importantes implicaciones:

- El conjunto formado por la carga y el compensador se comportará como una carga eficiente desde el punto de vista del sistema de distribución, si sólo consume potencia activa fundamental de secuencia directa P_1^+ .
- Un SAPC basado en este estándar deberá calcular la tensión de secuencia directa en el pcc para poder realizar una absorción de corriente senoidal en fase con esta tensión.
- La necesidad del cálculo de las tensiones y corrientes fundamentales y de sus componentes de secuencia directa para la correcta determinación de los fenómenos eléctricos, implica que los valores correctos de las magnitudes se obtendrán en condiciones de régimen estacionario. Por ello, un SAPC basado en la IEEE Std. 1459 no podrá ser un compensador instantáneo, lo cual se cita en la propia introducción del estándar, donde se indica que este no está pensado para el diseño de compensadores activos en tiempo real.

2. Estrategias de compensación para compensadores activos paralelo SAPC. Sistema propuesto para la compensación selectiva de los fenómenos no eficientes.

De forma clásica los filtros o compensadores activos (APC – Active Power Compensator) han sido utilizados para la mejora de la calidad de la red eléctrica mediante la compensación de las ineficiencias o fenómenos no eficientes presentes en los sistemas eléctricos [23]-[29]. Estos fenómenos no eficientes son aquellos flujos de energía que no se transforman en trabajo útil en la carga, pudiendo ser clasificados en tres grupos diferentes según su naturaleza: desfase, desequilibrio (o asimetría) y distorsión. En sistemas de distribución en baja tensión a cuatro hilos, lo más habitual es la utilización de compensadores activos conectados en derivación (SAPC – Shunt APC) [30]-[31]. Un SAPC es equivalente a una fuente de corriente controlada, conectada en el punto de conexión común (pcc) entre la red eléctrica y la carga, como se representa en la figura 2-1.

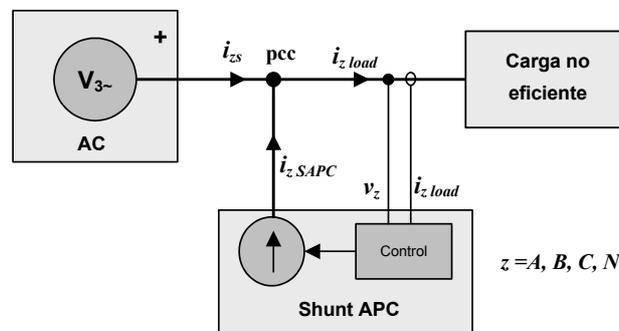


Figura 2-1 Esquema de conexión de un compensador activo en derivación (SAPC).

A partir de las medidas de las corrientes de carga (i_z) y de las tensiones en el pcc (v_z), el sistema de control del SAPC obtiene las corrientes a generar ($i_{z,SAPC}$) de acuerdo con la estrategia de compensación adoptada. Cuando el SAPC entrega las corrientes de compensación determinadas, el sistema de generación o red de distribución eléctrica suministrará unas corrientes (i_{zs}) que coinciden con la diferencia entre las corrientes i_z y $i_{z,SAPC}$. Cada estrategia de compensación determinará diferentes corrientes de compensación a generar por el SAPC y, por lo tanto, diferentes efectos sobre las corrientes que debe entregar el generador. Idealmente, un SAPC debe conseguir que el conjunto formado por el propio SAPC y la carga se comporten desde el punto de vista del generador como una única carga eficiente. Es decir, el generador solo debe aportar la corriente que produzca el fenómeno de transferencia de energía útil. Sin embargo,

según la estrategia de compensación utilizada se alcanzará diferentes grados de mejora en el sistema también dependiendo de las condiciones de alimentación y carga.

El funcionamiento habitual de un compensador activo se basa en la identificación de la potencia activa consumida por la carga y el intento de compensar el resto de potencias aguas arriba del pcc. De esta forma el compensador libera al sistema de generación de tener que suministrar otra potencia que no sea la potencia útil. A este modo de funcionamiento se le conoce como compensación global [24]-[27], [32].

El límite de compensación que puede alcanzar un SAPC lo establece la potencia máxima del convertidor de potencia utilizado en su implementación. Puesto que un convertidor electrónico de potencia no es un sistema de potencia ilimitada, el hecho de que existan fenómenos ineficientes de diferente naturaleza nos lleva a plantear que, cuando se alcanza el límite de potencia del convertidor, no siempre la compensación global es la mejor opción de compensación. En determinadas situaciones, resultará más conveniente utilizar toda la potencia del convertidor en la cancelación de un único fenómeno o alguna combinación de ellos. La tendencia actual se encamina hacia sistemas de compensación distribuidos, gobernados por un gestor energético que decide la estrategia de compensación a seguir en su ámbito de acción (su sección de sistema eléctrico). La utilización de compensadores selectivos permitirá dotar a los sistemas de compensación distribuidos de un mayor grado de libertad a la hora de determinar las acciones correctivas sobre los sistemas eléctricos. El gestor energético determinará qué acción correctiva debe desarrollar cada uno de los compensadores que controla, instalados en su sección de red.

En este capítulo se presentan, en primer lugar, las principales estrategias de compensación global utilizadas en SAPCs, basadas en las teorías de la potencia eléctrica expuestas en el capítulo 1. Se analizan varios casos teóricos a partir de los cuales se realiza un estudio comparativo entre las diferentes estrategias de compensación. En segundo lugar se proponen dos métodos para la descomposición de las corrientes de carga que permiten la obtención de las corrientes de compensación asociadas a cada fenómeno no eficiente. El primer método parte de la teoría de la potencia instantánea propuesta por Fryze [44] y seguida por otros, proponiéndose una aproximación a la compensación selectiva mediante la identificación de las corrientes de referencia asociadas a los diferentes fenómenos no eficientes. Esta identificación se consigue mediante la definición de nuevas conductancias equivalentes de la carga. En segundo lugar se utiliza la descomposición de la potencia propuesta en la norma IEEE Std. 1459 [14]. Esta descomposición permite identificar las corrientes asociadas a cada fenómeno no eficiente permitiendo, por tanto, obtener las corrientes de referencia a utilizar por el sistema de control de un compensador activo. Este compensador conseguirá la mitigación de cada fenómeno de forma independiente o combinada. A partir de estos métodos se posibilita la implementación de un compensador selectivo, facilitando al SAPC las herramientas para poder atenuar cualquier combinación de fenómenos no eficientes.

2.1. Estrategias de compensación global mediante SAPC.

Por el hecho de ser equivalente a una fuente de corriente controlada (figura 2-1), el control de un SAPC se realizará a partir de la determinación de las corrientes de referencia que este debe generar para conseguir la compensación del desfase, del desequilibrio y de la distorsión. La obtención de estas corrientes de referencia se basa siempre en la aplicación de una teoría de la potencia eléctrica para separar de las corrientes de carga el término no eficiente, el cual deberá ser generado por el SAPC. Lógicamente, la utilización de una u otra teoría de la potencia determinará diferentes términos a compensar. En los siguientes puntos se presentan algunas de las principales estrategias de control para compensación global mediante SAPCs, basadas en las teorías de la potencia eléctrica introducidas en el capítulo 1. Se presentan dos estrategias de control, la $p-q$ generalizada y la estrategia $i_d - i_q$, ambas basadas en la utilización de las transformaciones de Clark y Park. Seguidamente se presenta la estrategia de control UPF (factor de potencia unitario o Unity Power Factor) y una estrategia para absorción de corriente senoidal basada en la IEEE Std. 1459-2000.

2.1.1. Método P-Q generalizado.

Como se comentó en el primer capítulo, la teoría de la potencia reactiva instantánea (o teoría $p-q$) propuesta por Akagi en 1984 es una de las teorías más extendidas, habiendo sido interpretada, mejorada y generalizada a sistemas de trifásicos de cuatro hilos posteriormente por diferentes autores. Utilizando la transformación de Clarke a ejes fijos se logra separar las componentes instantáneas (activa y reactiva) de las corrientes. La corriente reactiva obtenida será la corriente de compensación que deberá generar el SAPC para la compensación [23].

Mediante la aplicación de la transformada de Clarke se obtienen las componentes en los ejes α , β , 0 de las tensiones en el pcc y las corrientes de carga (2.1).

$$\begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \\ v_0 \end{bmatrix} = T_{Clarke} \begin{bmatrix} v_{As} \\ v_{Bs} \\ v_{Cs} \end{bmatrix}; \quad \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \\ i_0 \end{bmatrix} = T_{Clarke} \begin{bmatrix} i_{Aload} \\ i_{Bload} \\ i_{Cload} \end{bmatrix} \quad T_{Clarke} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & \sqrt{3}/2 & -\sqrt{3}/2 \\ 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

Mediante la teoría $p-q$ generalizada a sistemas a cuatro hilos la potencia activa instantánea en ejes α , β , 0 se obtiene mediante (2.2).

$$p = v_\alpha i_\alpha + v_\beta i_\beta + v_0 i_0 \quad (2.2)$$

Mientras que la potencia reactiva instantánea es la formada por todos los productos cruzados entre las tensiones y corrientes en ejes diferentes (2.3).

$$q = v_\alpha i_\beta - v_\beta i_\alpha \quad (2.3)$$

La potencia activa instantánea está formada por dos términos, (p_0) es la potencia activa instantánea de secuencia homopolar que se obtiene directamente del producto de la tensión y la corriente en el eje 0 (2.4), y ($p_{\alpha\beta}$) es la potencia activa instantánea de secuencia directa inversa que representa el valor colectivo de las potencias activas instantáneas de secuencias directa e inversa (2.5).

$$p_0 = v_0 i_0 \quad (2.4)$$

$$p_{\alpha\beta} = p - p_0 = v_\alpha i_\alpha + v_\beta i_\beta \quad (2.5)$$

Las corrientes en los ejes α , β y 0 pueden obtenerse a partir de las potencias definidas en las ecuaciones anteriores utilizando la expresión presentada en (2.6).

$$\begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} = \frac{1}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \begin{bmatrix} v_\alpha & -v_\beta \\ v_\beta & v_\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p_{\alpha\beta} \\ q \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

$$i_0 = \frac{p_0}{v_0}$$

Pudiendo además las componentes α y β separarse en sus componentes activa ($i_{\alpha p}, i_{\beta p}$) y reactiva ($i_{\alpha q}, i_{\beta q}$) (2.7).

$$\begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{\alpha p} \\ i_{\beta p} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} i_{\alpha q} \\ i_{\beta q} \end{bmatrix} = \frac{1}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \begin{bmatrix} v_\alpha & -v_\beta \\ v_\beta & v_\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p_{\alpha\beta} \\ 0 \end{bmatrix} + \frac{1}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \begin{bmatrix} v_\alpha & -v_\beta \\ v_\beta & v_\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ q \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

Tanto la potencia activa instantánea como la potencia reactiva instantánea se pueden separar en dos componentes, una componente de continua (valor medio) y una componente alterna (2.8).

$$p = \bar{p} + \tilde{p} \quad ; \quad q = \bar{q} + \tilde{q} \quad (2.8)$$

Por lo tanto, teniendo en cuenta esta última expresión y sustituyendo en (2.7), las corrientes en los ejes α , β pueden descomponerse en cuatro términos como se muestra en (2.9).

$$i_\alpha = \frac{\bar{p}_{\alpha\beta}}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \cdot v_\alpha + \frac{\tilde{p}_{\alpha\beta}}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \cdot v_\alpha - \frac{\bar{q}}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \cdot v_\beta - \frac{\tilde{q}}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \cdot v_\beta \quad (2.9a)$$

$$i_\beta = \frac{\bar{p}_{\alpha\beta}}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \cdot v_\beta + \frac{\tilde{p}_{\alpha\beta}}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \cdot v_\beta + \frac{\bar{q}}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \cdot v_\alpha + \frac{\tilde{q}}{v_\alpha^2 + v_\beta^2} \cdot v_\alpha \quad (2.9b)$$

Igualmente la corriente correspondiente al eje 0 se podrá descomponer como en (2.10).

$$i_0 = \frac{\bar{p}_0}{v_0} + \frac{\tilde{p}_0}{v_0} \quad (2.10)$$

El objetivo de la estrategia p - q es conseguir que el conjunto formado por la carga y el SAPC sólo demande de la red de distribución la componente constante o de continua de la potencia activa instantánea y que, además, las corrientes absorbidas sean equilibradas, es decir que la componente de secuencia homopolar sea nula. Por ello, las corrientes de compensación del SAPC serán las que se escriben en (2.11).

$$i_{\alpha SAPC} = \frac{\tilde{p}_{\alpha\beta}}{v_{\alpha}^2 + v_{\beta}^2} \cdot v_{\alpha} - \frac{\bar{q}}{v_{\alpha}^2 + v_{\beta}^2} \cdot v_{\beta} - \frac{\tilde{q}}{v_{\alpha}^2 + v_{\beta}^2} \cdot v_{\beta} \quad (2.11a)$$

$$i_{\beta SAPC} = \frac{\tilde{p}_{\alpha\beta}}{v_{\alpha}^2 + v_{\beta}^2} \cdot v_{\beta} + \frac{\bar{q}}{v_{\alpha}^2 + v_{\beta}^2} \cdot v_{\alpha} + \frac{\tilde{q}}{v_{\alpha}^2 + v_{\beta}^2} \cdot v_{\alpha} \quad (2.11b)$$

$$i_{0 SAPC} = \frac{\bar{p}_0}{v_0} + \frac{\tilde{p}_0}{v_0} \quad (2.11c)$$

Las corrientes que entregará la red de suministro cuando el SAPC se encuentre generando las corrientes de compensación definidas en (2.9), se expresan en (2.12).

$$\begin{bmatrix} i_{\alpha s} \\ i_{\beta s} \\ i_{0s} \end{bmatrix} = \frac{\bar{p}}{v_{\alpha}^2 + v_{\beta}^2} \begin{bmatrix} v_{\alpha} \\ v_{\beta} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

De esta forma el sistema de generación entrega toda la potencia activa de la instalación, incluida la potencia activa debida a la secuencia homopolar. Las corrientes de compensación del SAPC en coordenadas del sistema son las determinadas en (2.13).

$$\begin{bmatrix} i_{\alpha SAPC} \\ i_{\beta SAPC} \\ i_{0 SAPC} \end{bmatrix} = T_{Clarke}^{-1} \begin{bmatrix} i_{\alpha SAPC} \\ i_{\beta SAPC} \\ i_{0 SAPC} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{\alpha load} \\ i_{\beta load} \\ i_{0 load} \end{bmatrix} - T_{Clarke}^{-1} \begin{bmatrix} i_{\alpha s} \\ i_{\beta s} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

A partir de (2.12) se deduce que el generador no aportará corriente homopolar, siendo el SAPC el encargado de proporcionarla a la carga. Sin embargo, este aporte de corriente homopolar por parte del SAPC supone un flujo de potencia activa, la correspondiente a \bar{p}_0 , del SAPC hacia la carga. Idealmente, tal como se indica en [68], para conseguir la compensación óptima, solo la componente continua de la potencia activa instantánea de secuencia directa inversa ($\bar{p}_{\alpha\beta}$) debe ser entregada por el generador. Sin embargo, de no existir una fuente de energía extra para disponer de potencia activa alternativa, el SPAC deberá tomar del generador la potencia activa que necesite. El equivalente a \bar{p}_0 que necesita el SAPC lo obtendrá del generador en forma de $\bar{p}_{\alpha\beta}$, es decir, solo a través de las corrientes $i_{\alpha s}$ e $i_{\beta s}$. El generador continuará suministrando la potencia activa total de la carga \bar{p} pero solo a través de las corrientes $i_{\alpha s}$ e $i_{\beta s}$, de forma que el consumo de corriente será equilibrado. Desde el punto de vista del

generador, el conjunto formado por el SAPC y la carga sólo consume $\bar{P}_{\alpha\beta}^*$. En la figura 2-2 se representan los flujos de potencia en el sistema cuando el SAPC se encuentra entregando las corrientes definidas en (2.13), cumpliéndose las igualdades de (2.14).

$$\bar{P}_{\alpha\beta}^* = \bar{P}_{\alpha\beta} + \Delta\bar{P}_{\alpha\beta} = \bar{P}_{\alpha\beta} + \bar{P}_0 = \bar{P} \quad (2.14)$$

Salvo que se dispusiese de una fuente de energía alternativa, el hecho de que el SAPC deba aportar la potencia activa correspondiente a la coordenada 0, hará necesaria la existencia de un condensador que almacene energía durante unos instantes y la entregue durante otros para compensar los flujos bidireccionales existentes. En una implementación experimental deberán contemplarse las pérdidas en el convertidor electrónico de potencia, de forma que $\Delta\bar{P}_{\alpha\beta}$, deberá incluir además la potencia activa necesaria para compensar dichas pérdidas que producen la descarga del bus de continua del inversor. En este apartado se considera al SAPC como un generador de corriente ideal, no teniéndose en consideración dichas pérdidas

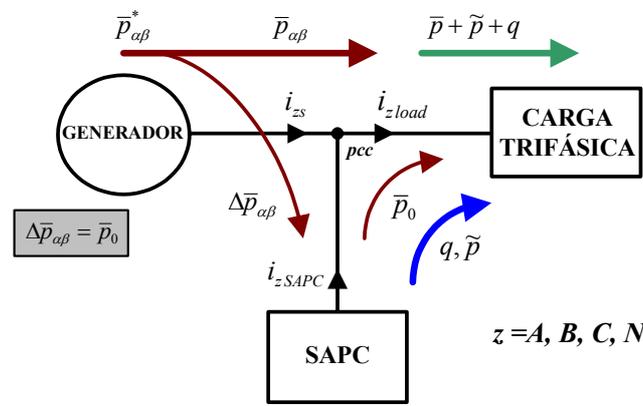


Figura 2-2 Flujos de potencia en coordenadas α - β -0, para un sistema con compensación basada en la teoría p - q .

2.1.2. Método del sistema de referencia síncrono modificado ($i_d - i_q$).

Este método, propuesto originalmente por Nabae y Tanaka en 1996 [127] y aplicado en SAPC's por Soares y Verdelho [128], se basa en la aplicación de la transformación de Park a las corrientes de carga. La transformación de Park (o d - q -0) utiliza un sistema de referencia móvil cuyos ejes d (direct) y q (quadrature) giran respecto del sistema de referencia fijo $\alpha, \beta, 0$ utilizado en la teoría p - q . La posición relativa del sistema de referencia móvil d - q -0 la establece el ángulo $\theta = \omega t$. Las corrientes de carga definidas en el sistema de coordenadas d - q -0 se expresan en (2.15).

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} = T_{Park} T_{Clarke} \begin{bmatrix} i_{Aload} \\ i_{Bload} \\ i_{Cload} \end{bmatrix} \quad T_{Park} = \begin{bmatrix} \cos\theta & \sin\theta & 0 \\ -\sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \theta = \tan^{-1} \frac{v_\alpha}{v_\beta} \quad (2.15)$$

Si la dirección del eje d se hace coincidir con la dirección del vector de tensión en el pcc, entonces la componente homopolar será constante en el tiempo y la transformación se simplifica (2.16).

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \frac{1}{\sqrt{v_\alpha^2 + v_\beta^2}} \begin{bmatrix} v_\alpha & v_\beta \\ -v_\beta & v_\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

Cada una de las corrientes i_d e i_q pueden descomponerse en dos términos, una componente de continua y una componente de alterna (2.17).

$$\begin{aligned} i_d &= \bar{i}_d + \tilde{i}_d \\ i_q &= \bar{i}_q + \tilde{i}_q \end{aligned} \quad (2.17)$$

La estrategia de control para la reducción de armónicos y la compensación de reactiva se establece a partir de la premisa de que la red de distribución sólo aporte el valor medio de la corriente de carga del eje d (\bar{i}_d). Por lo tanto, tras la compensación las corrientes que aporta el generador deben verificar (2.18). Las corrientes aportadas por la red estarán en fase con las tensiones del pcc y se cumplirá que la componente homopolar será nula para el equilibrado de las corrientes del generador.

$$\begin{aligned} i_{ds} &= \bar{i}_d \\ i_{qs} &= i_{0s} = 0 \end{aligned} \quad (2.18)$$

A partir de (2.16), el valor medio de la proyección del vector de corrientes de carga sobre el eje d se calcula a partir de (2.19), donde el subíndice dc indica el valor medio de la expresión.

$$\bar{i}_d = \left(\frac{P_{\alpha\beta}}{\sqrt{v_\alpha^2 + v_\beta^2}} \right)_{dc} \quad (2.19)$$

A partir de (2.18) y (2.19) en (2.20) se establecen las corrientes de compensación del SAPC en coordenadas del sistema.

$$\begin{bmatrix} i_{ASAPC} \\ i_{BSAPC} \\ i_{CSAPC} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{Aload} \\ i_{Bload} \\ i_{Cload} \end{bmatrix} - T_{Clarke}^{-1} \left(\frac{P_{\alpha\beta}}{\sqrt{v_\alpha^2 + v_\beta^2}} \right)_{dc} \frac{1}{\sqrt{v_\alpha^2 + v_\beta^2}} \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

La utilización de (2.20) presenta el problema de que, al demandarse del generador sólo la potencia activa $\bar{p}_{\alpha\beta}$, el SAPC no puede compensar la potencia \bar{p}_0 de la carga, requiriendo una fuente de energía extra. Este hecho se soluciona incluyendo este término en la ecuación tal

como se muestra en (2.21), de esta forma el SAPC toma del generador la potencia activa \bar{p}_0 en formato $\bar{p}_{\alpha\beta}$, de forma equilibrada.

$$\begin{bmatrix} i_{ASAPC} \\ i_{BSAPC} \\ i_{CSAPC} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{Aload} \\ i_{Bload} \\ i_{Cload} \end{bmatrix} - T_{Clarke}^{-1} \left(\frac{P_{\alpha\beta} + P_0}{\sqrt{v_\alpha^2 + v_\beta^2}} \right)_{dc} \frac{1}{\sqrt{v_\alpha^2 + v_\beta^2}} \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

2.1.3. Estrategia de compensación UPF.

A partir de los trabajos de Fryze [44], recogidos en su teoría de la potencia instantánea, extendidos por Buchholz en 1950 [46] y seguidos más adelante por C. H. Page [55] y P. Pilipski [56], se introduce un método de medida de la potencia reactiva basada en la descomposición de las corrientes de carga. Las corrientes instantáneas por cada fase (i_{zload}) se pueden descomponer en el dominio del tiempo en sus respectivas componentes activa (i_{zpload}) y reactiva (i_{zqload}) como se escribe en (2.22).

$$i_{zload} = i_{zpload} + i_{zqload} \quad (2.22)$$

Donde el subíndice z hace referencia a las tres fases del sistema trifásico en coordenadas del sistema A, B, C. En (2.23) se define la corriente activa por cada fase.

$$i_{zpload} = G_z v_{zs} \quad (2.23)$$

Donde G_z representa para cada fase la conductancia de un elemento resistivo ideal que consume la misma potencia activa (P_z) que la carga en cada fase, bajo las mismas condiciones de alimentación (v_{zs}). G_z se calcula mediante (2.24).

$$G_z = \frac{P_z}{V_{zs}^2} \quad (2.24)$$

Desarrollando (2.23) se puede decir que las corrientes activas presentarán el mismo contenido armónico que presenten las tensiones de alimentación en el pcc (2.25).

$$i_{zpload} = G_z v_{zs} = G_z \left[V_{zsDC} + \sqrt{2} V_{zs1} \cos(\omega t) + \sum_{j=2}^n \sqrt{2} V_{zsj} \cos(j \omega t + \phi_{sj}) \right] \quad (2.25)$$

Donde se ha tomado la componente fundamental como origen de fase. Si se aplica la descomposición de las corrientes sobre la definición de potencia activa se obtiene:

$$\begin{aligned} P_z &= \frac{1}{T} \int_0^T v_{zs} i_{zload} dt = \frac{1}{T} \int_0^T v_{zs} (i_{zpload} + i_{zqload}) dt = \\ &= \frac{1}{T} \int_0^T v_{zs} (G_z v_{zs} + i_{zqload}) dt \end{aligned} \quad (2.26a)$$

$$P_z = \frac{1}{T} \int_0^T G_z v_{zs}^2 dt + \frac{1}{T} \int_0^T i_{zqload} v_{zs} dt \quad (2.26b)$$

$$P_z = G_z V_{zs}^2 + \frac{1}{T} \int_0^T i_{zqload} v_{zs} dt \quad (2.26c)$$

A partir de (2.26) se demuestra que i_{zqload} no realiza ningún aporte de potencia útil, verificándose (2.27), debiendo ser compensada en bornes de la carga para contrarrestar los efectos adversos que produce en el sistema eléctrico.

$$\frac{1}{T} \int_0^T i_{zqload} v_{zs} dt = 0 \quad (2.27)$$

Por lo tanto, un SAPC deberá inyectar en el pcc unas corrientes iguales a i_{zqload} consiguiendo de esta forma que estas corrientes no sean consumidas desde la red de distribución. Las corrientes de compensación del SAPC (i_{zSAPC}) se obtienen a partir de (2.28)

$$i_{zSAPC} = i_{zqload} = i_{zload} - i_{zpload} = i_{zload} - G_z v_{zs} \quad (2.28)$$

Mediante la utilización de (2.28), el conjunto formado por el SAPC y la carga se comporta como una carga resistiva que consume la misma potencia por fase que la carga, para las mismas condiciones de alimentación.

La estrategia UPF trata de conseguir que, visto desde la red de distribución, el conjunto formado por el SAPC y la carga trifásica se comporte como una carga resistiva y además, equilibrada. A partir de (2.26c) y (2.27) se puede escribir la potencia activa total del sistema trifásico en función de las conductancias de cada fase (2.29).

$$P = P_A + P_B + P_C = G_A V_{As}^2 + G_B V_{Bs}^2 + G_C V_{Cs}^2 \quad (2.29)$$

Para lograr que el conjunto se comporte como una carga resistiva y equilibrada se define en (2.30) la conductancia equivalente de la carga trifásica (G_{eq}).

$$G_{eq} = \frac{P}{V_s^2} \quad (2.30a)$$

$$G_{eq} = \frac{G_A V_{As}^2 + G_B V_{Bs}^2 + G_C V_{Cs}^2}{V_{As}^2 + V_{Bs}^2 + V_{Cs}^2} \quad (2.30b)$$

Utilizando la conductancia equivalente definida en (2.30) es posible definir la corriente activa por fase mediante la expresión (2.31).

$$i_{zpload} = G_{eq} v_{zs} \quad (2.31)$$

Una vez obtenida la componente activa es posible obtener las corrientes de compensación restando estas de las corrientes de fase. Utilizando G_{eq} , se obtienen las corrientes de compensación presentadas en (2.32).

$$i_{z\text{SAPC}} = i_{zq\text{load}} = i_{z\text{load}} - G_{eq} v_{zs} \quad (2.32)$$

En modo UPF, cuando el SAPC inyecte las corrientes de compensación calculadas en (2.32), el conjunto formado por la carga y el compensador activo se comportarán, visto desde el generador, como una carga trifásica resistiva y equilibrada. El sistema generador sólo suministrará corrientes en fase y con la misma forma de onda que las tensiones en el punto de conexión del compensador. La figura 2-3 muestra los flujos de corriente y de potencia activa tras la conexión del SAPC con estrategia de control UPF.

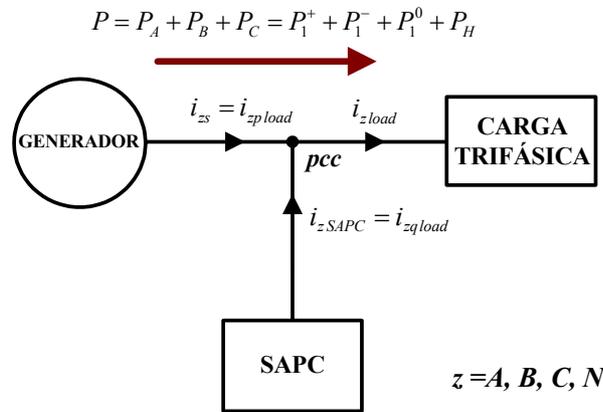


Figura 2-3 Flujos de corriente y potencias activas en el sistema tras la conexión del SAPC en modo UPF.

Visto desde el sistema de generación el conjunto formado por la carga y el SAPC se comportan como una carga resistiva ideal equilibrada que consume únicamente la potencia activa P . Sin embargo, en presencia de componentes armónicas en las tensiones de alimentación, las corrientes suministradas por la red de suministro tendrán las mismas componentes armónicas.

2.1.4. Estrategia de compensación para absorción de corriente senoidal basada en la IEEE Std. 1459.

Las potencias activas producidas por el flujo de corrientes armónicas son convertidas en calor y pérdidas, tanto en las líneas de la red eléctrica como en las cargas o instalaciones [11], [129]-[130]. Estas potencias, aunque activas, son consideradas como no eficientes y se pueden denominar potencias activas residuales. La circulación de corrientes armónicas por las líneas de la red de distribución provoca pérdidas energéticas, reduciendo la capacidad de transporte de energía útil y ocasionando caídas de tensión no senoidales que empeoran la calidad del suministro ofrecido.

Teniendo en cuenta los efectos perjudiciales de la circulación de corrientes armónicas, parece lógica la búsqueda de una estrategia de control para lograr que la absorción de corriente de red que realice el conjunto formado por la carga y el SAPC sea senoidal. De esta forma se evitará la circulación de armónicos de corriente por la red de distribución. Para ello, se define en

(2.33) una nueva conductancia por fase denominada (G_{z1}). Esta conductancia correspondería para cada fase a la conductancia que tendría un elemento resistivo ideal que consumiese la misma potencia activa fundamental (P_{z1}) que consume la carga en dicha fase, cuando está alimentada por un sistema trifásico de tensiones senoidales fundamentales (V_{z1}).

$$G_{z1} = \frac{P_{z1}}{V_{z1}^2} \quad (2.33)$$

Donde V_{z1} es el valor eficaz de de la componente fundamental de la tensión en el pcc v_z . Utilizando esta nueva conductancia y de la misma forma que en el caso de la estrategia UPF, la corriente activa por fase, utilizando esta estrategia para absorción de corriente senoidal, se define en (2.34).

$$i_{zp} = G_{z1} v_{zs1} = G_{z1} \sqrt{2} V_{zs1} \sin(\omega t + \varphi_{z1}^+) \quad (2.34)$$

Donde φ_{z1}^+ representa el desfase de secuencia directa correspondiente a las tensiones de cada fase ($\varphi_{A1}^+ = 0^\circ$ para la fase A, $\varphi_{B1}^+ = -120^\circ$ para la fase B, and $\varphi_{C1}^+ = +120^\circ$ para la fase C) y solo se consideran las componentes fundamentales de las tensiones en el pcc. Las corrientes de compensación que debe aportar el SAPC (i_{zSAPC}) se obtienen en este caso a partir de (2.35).

$$i_{zSAPC} = i_{zload} - G_{z1} v_{zs1} \quad (2.35)$$

De esta forma, i_{zSAPC} incluye las corrientes debidas al fenómeno de desfase en la componente fundamental, las corrientes armónicas debidas a la distorsión introducida por la carga y las corrientes armónicas debidas a la distorsión que presentasen las tensiones en el pcc. Si un SAPC inyecta las corrientes de compensación de (2.35), las corrientes demandadas al sistema de alimentación serán un juego de corrientes senoidales y en fase con las componentes fundamentales de las tensiones en el pcc. La potencia activa armónica P_H queda incluida en i_{zSAPC} y por lo tanto será aportada por el SAPC. La figura 2-4 muestra los flujos de corriente y de potencia activa tras la conexión del SAPC utilizando esta estrategia de control.

Utilizando las corrientes de compensación definidas en (2.35), el generador sólo aporta la potencia activa fundamental, mientras que el SAPC aporta la potencia activa armónica. Para poder aportar esta potencia activa el SAPC deberá de disponer de una fuente de energía externa. De no ser así no podría compensar la potencia P_H de la carga según se han definido las corrientes de compensación. En la práctica, la energía se tomará del generador mediante la utilización de un regulador de la tensión del bus dc del SAPC. Al entregar potencia activa, el bus dc del SAPC se descargará. El regulador de tensión del bus dc añadirá un término a las corrientes de referencia que suministre una potencia ΔP_1 al SAPC para lograr compensar la bajada de tensión y mantener la tensión del bus dc en su valor de referencia, lo cual supone un consumo de potencia activa del generador equivalente a P_H . Finalmente se consumirá del generador la potencia activa total de la carga P pero como potencia activa fundamental.

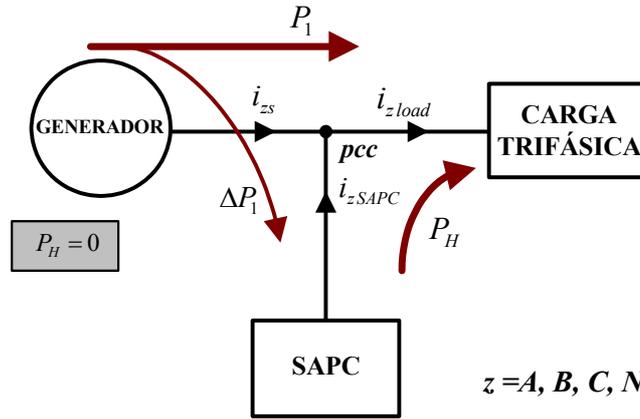


Figura 2-4 Flujos de corriente y potencias activas tras la conexión del SAPC en modo absorción de corriente senoidal.

2.1.4.1. Método de absorción senoidal basado en la tensión fundamental de secuencia directa según IEEE Std. 1459.

Como se ha reflejado anteriormente, si la potencia activa que consume un sistema trifásico no está equilibrada entre sus fases, esto puede deberse a dos causas. O bien las tensiones de alimentación presentes en el pcc no están equilibradas, o bien el equipo o instalación trifásica es desequilibrado [14]. En una carga o instalación trifásica alimentada con tensiones fundamentales equilibradas, si el consumo de potencia activa fundamental es distinto en las tres fases, entonces se verifica (2.36).

$$G_{A1} \neq G_{B1} \neq G_{C1} \quad (2.36)$$

En este caso, si se emplea (2.35) para obtener las corrientes de compensación a generar por el SAPC, las corrientes absorbidas de la red de suministro por el conjunto formado por la carga y el propio SAPC serán desequilibradas, debido a la presencia de componente de secuencia inversa y homopolar en las corrientes de carga [131]. Con el objetivo de lograr un consumo de corriente equilibrado aguas arriba del pcc, se define en (2.37) una conductancia equivalente de la carga trifásica (G_{eq1}) que correspondería a la conductancia de un elemento resistivo ideal, que consume la misma potencia activa fundamental que la carga en las mismas condiciones de alimentación.

$$G_{eq1} = \frac{G_{A1} \cdot V_{As1}^2 + G_{B1} \cdot V_{Bs1}^2 + G_{C1} \cdot V_{Cs1}^2}{V_{As1}^2 + V_{Bs1}^2 + V_{Cs1}^2} = \frac{P_1}{V_{As1}^2 + V_{Bs1}^2 + V_{Cs1}^2} \quad (2.37)$$

La corriente activa por fase se obtiene en (2.38) a partir de G_{eq1} .

$$i_{zp1} = G_{eq1} v_{zs1} \quad (2.38)$$

Obteniéndose las corrientes de compensación restando en (2.39) las corrientes definidas en (2.38) de las corrientes de carga.

$$i_{z\text{SAPC}} = i_{zq1} = i_{z\text{load}} - G_{eq1} \cdot v_{zs1} \quad (2.39)$$

Un SAPC entregando las corrientes de compensación definidas en (2.39) conseguirá que el conjunto formado por la carga y el SAPC se comporte como una carga equilibrada que solo consume corriente fundamental en fase con las tensiones fundamentales en el pcc.

Desde el punto de vista de la IEEE Std. 1459, si un SAPC entrega las corrientes de compensación definidas en (2.39), el SAPC estará funcionando como un compensador global capaz de corregir la distorsión de corriente D_{el} (absorción senoidal), el fenómeno de desequilibrio S_{U1} debido al desequilibrio de la carga y el fenómeno de desfase Q_1^+ . El conjunto formado por el SAPC y la carga se comporta como una carga trifásica resistiva y equilibrada para la componente fundamental. Esto significa que ante un sistema de tensiones de alimentación cuya componente fundamental sea equilibrada, las corrientes fundamentales absorbidas también serán equilibradas, reduciéndose S_{U1} a un valor idealmente igual a cero.

Sin embargo, si el sistema trifásico de tensiones fundamentales de alimentación no está equilibrado, un SAPC suministrando las corrientes de compensación definidas en (2.39) no conseguirá que las corrientes absorbidas de la red sean equilibradas. Debido a que el conjunto se comporta como una carga trifásica resistiva y equilibrada para la componente fundamental, si las componentes fundamentales de las tensiones de alimentación no están equilibradas, el consumo de corriente fundamental tampoco será equilibrado.

Ante esta situación se propone el uso de la tensión fundamental de secuencia directa V_1^+ para la obtención de las corrientes de compensación del SAPC [27], [36], [71], [132]. Utilizando V_1^+ se obtienen en (2.40) tres nuevas conductancias por fase.

$$G_{zV_1^+} = \frac{P_{z1}^*}{(V_1^+)^2} \quad (2.40)$$

Donde se define una nueva potencia activa fundamental para cada fase cuya expresión se presenta en (2.41).

$$P_{z1}^* = V_1^+ I_{z\text{load}1} \cos(\phi_{V_1^+} - \phi_{I_{z1}} + \varphi_{z1}^+) \quad (2.41)$$

Siendo $\phi_{V_1^+}$ el desfase entre los pasos por cero de V_1^+ y de la tensión en la fase A, que se elige como origen de ángulos. $\phi_{I_{z1}}$ es el desfase de la corriente fundamental en cada fase respecto al origen de ángulos. Como se indicó anteriormente, φ_{z1}^+ representa el desfase de secuencia directa para cada fase. Esta nueva definición de la potencia activa no incluye el efecto de los posibles desequilibrios de tensión (fundamental) presentes en el pcc. Basándose en (2.40) se obtiene en (2.42) una nueva conductancia equivalente ($G_{eqV_1^+}$) que asegura, además, que el consumo de potencia sea equilibrado en las tres fases.

$$G_{eq V_1^+} = \frac{\sum_{z=A,B,C} P_{z1}^*}{3(V_1^+)^2} = \frac{P_1^+}{3(V_1^+)^2} \quad (2.42)$$

Siendo P_1^+ la potencia activa fundamental de secuencia directa. Utilizando (2.42) la nueva expresión de las corrientes de compensación se presenta en (2.43) [32], [133].

$$i_{zSAPC} = i_{zload} - G_{eq V_1^+} v_{zs1}^+ = i_{zload} - i_{zload1}^{+a} \quad (2.43)$$

Donde i_{z1}^{+a} es la corriente activa fundamental de secuencia directa.

$$v_{zs1}^+ = \sqrt{2} V_1^+ \sin(\omega t + \phi_{V_1^+} + \phi_{z1}^+) \quad (2.44a)$$

$$i_{zload1}^{+a} = \sqrt{2} I_{load1}^+ \cos(\phi_{V_1^+} - \phi_{I_1^+}) \cdot \sin(\omega t + \phi_{V_1^+} + \phi_{z1}^+) \quad (2.44b)$$

Las corrientes de compensación definidas en (2.43) añaden la compensación de los desequilibrios de corriente debidos a los desequilibrios de las tensiones de alimentación fundamentales en el pcc. Si el SAPC suministra las corrientes definidas en (2.43) el conjunto formado por la carga y el SAPC sólo consume de la red de suministro un juego de corrientes senoidales fundamentales en fase con V_1^+ . Es decir, el generador sólo entrega la potencia activa fundamental de secuencia directa P_1^+ que consume la carga.

La utilización de V_1^+ no es novedosa ya que en este mismo concepto se fundamenta el método PHC (perfect harmonic cancellation) [134]. Sin embargo, en [134] se utiliza la potencia activa total P para la obtención de las corrientes de compensación. Esta estrategia de control hace que el conjunto formado por la carga y el compensador tome del generador toda la potencia activa en forma de P_1^+ . Es decir, tras la compensación el generador entrega una potencia activa fundamental de secuencia directa de valor $P_1^+ = P$. Este funcionamiento se logra mediante la utilización de (2.45) y (2.46).

$$G_{eq V_1^+}^* = \frac{P}{3(V_1^+)^2} \quad (2.45)$$

$$i_{zSAPC}(t) = i_{zload} - G_{eq V_1^+}^* v_{zs1}^+ = i_{zload} - i_{zload1}^{+a} \quad (2.46)$$

La utilización de (2.45) evita la utilización de una fuente de energía extra para que el SAPC pueda entregar el resto de potencias activas de la carga diferentes de P_1^+ (P_1^- , P_1^0 y P_H). Sin embargo, puesto que las potencias activas P_1^- , P_1^0 y P_H se consideran potencias activas residuales, si se dispone de una fuente de energía extra, un SAPC podría aportar estas potencias activas de forma que el valor de P_1^+ absorbido de la red sería el mínimo e igual al valor P_1^+ de la carga, alcanzándose la máxima eficiencia en las líneas de la red de distribución [32], [133]. Por ello la ecuación (2.42) representa la mínima conductancia equivalente de la carga trifásica. Si se utiliza (2.42), en un sistema de compensación sin disponibilidad de energía extra, el regulador de la tensión del bus dc establecerá las corrientes necesarias para el mantenimiento de la tensión bus, siendo estas tomadas de la red en forma de I_1^{+a} . Finalmente en este caso P_1^+ será de nuevo

igual a P . La figura 2-5 muestra los flujos de corriente y potencia activa cuando se utiliza un SAPC utilizando una estrategia de compensación para absorción de corriente senoidal a partir de la IEEE Std. 1459.

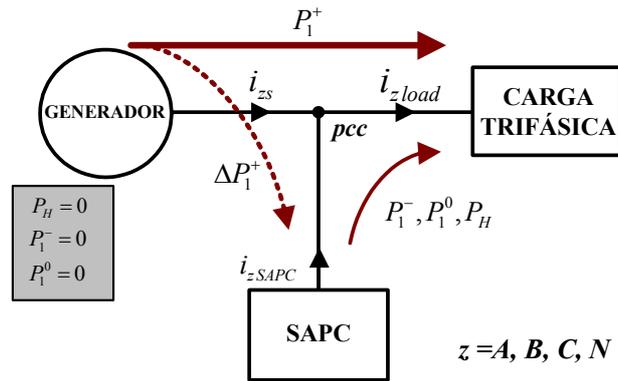


Figura 2-5 Flujos de corriente y potencia activa en el sistema con un SAPC basado en la IEEE Std. 1459.

2.1.5. Análisis de las estrategias de compensación global según IEEE Std. 1459-2000.

Se plantean a continuación los casos teóricos que permiten el análisis de las estrategias de compensación presentadas utilizando la IEEE Std. 1459-2000. Para cada caso se sigue la siguiente estructura:

- Carga y condiciones de alimentación. En primer lugar se presentan las corrientes de carga y las tensiones de alimentación en el pcc mediante sus expresiones matemáticas, sus representaciones temporales y sus espectros armónicos. Se presenta una primera tabla donde se muestran los valores de las principales magnitudes definidas por la IEEE Std. 1459-2000, calculados a partir de las corrientes de carga y las tensiones en el pcc.
- Corrientes de compensación. En segundo lugar se calculan las corrientes de compensación según las estrategias objeto del análisis. En una nueva figura se muestran las diferentes corrientes de compensación junto con sus respectivos espectros armónicos.
- Corrientes entregadas por el generador. En tercer lugar se calculan las corrientes que entrega el generador durante la compensación para cada estrategia de compensación. Se muestran sus representaciones temporales junto con sus espectros armónicos. Las corrientes entregadas por el generador se obtienen restando de las corrientes de carga las corrientes de compensación calculadas según las diferentes estrategias (el SAPC se sustituye por una fuente de corriente ideal tal como se mostró en la figura 2-1).
- Finalmente se presenta una tabla comparativa que incluye los valores de las magnitudes más significativas en formato IEEE Std. 1459-2000, calculadas a partir de las corrientes entregadas por el generador durante la compensación según cada estrategia de compensación. Seguidamente se comentan los resultados obtenidos.

Las magnitudes en formato IEEE Std. 1459-2000 presentadas en las tablas se definieron en el capítulo 1, sin embargo, se ha añadido un nuevo factor para la medida de la eficiencia del sistema eléctrico, denominado factor de eficiencia (F_e). El factor de eficiencia se define como la relación entre la potencia útil, calculada mediante la potencia activa fundamental de secuencia directa, y la potencia aparente efectiva definida en la norma IEEE Std. 1459. Su expresión se muestra en (2.47).

$$F_e = \frac{P_1^+}{S_e} \quad (2.47)$$

En todas las formas de onda presentadas, la fase *A* se representa en trazo grueso continuo, la fase *B* en trazo grueso discontinuo y la fase *C* se representa en trazo grueso punteado. Las figuras correspondientes a los espectros armónicos son gráficos de barras en los que, para cada

componente armónica (f_h/f_1) existen tres barras. La primera barra, situada a la izquierda, corresponde a la fase *A*, la barra que está centrada sobre el número (en tono claro), a la fase *B*, y a la barra situada a la derecha a la fase *C*. Cuando una componente armónica no tiene valor en alguna fase no aparece la barra, lo que puede dar lugar a alguna confusión. En estos casos las fases pueden identificarse por su posición respecto a las divisiones del eje x que indican el orden de la componente armónica. A la izquierda fase *A*, centrado fase *B* y a la derecha fase *C*. Finalmente, indicar que en las figuras que representan las corrientes suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) durante la compensación, se incluye en trazo fino y continuo la corriente a través del neutro del generador (i_{Ns}).

2.1.5.1. Tensiones de alimentación ideales. Carga desequilibrada y distorsionada.

En primer lugar se presenta el caso en el que las tensiones de alimentación son senoidales y equilibradas, mientras que las corrientes de carga son desequilibradas y no senoidales. En (2.48) se presentan las expresiones analíticas de las corrientes de carga y las tensiones de alimentación. La figura 2-6 muestra las formas de onda y los espectros armónicos de las tensiones y corrientes.

$$\begin{aligned}
 v_{As}(t) &= 311 \sin(\omega t) & i_{Aload}(t) &= 10 \sin(\omega t - 0.3) + 2 \sin(5\omega t - 1.5) \\
 v_{Bs}(t) &= 311 \sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3}) & i_{Bload}(t) &= 5 \sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3} - 0.3) + 3 \sin(5\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 1.5) \\
 v_{Cs}(t) &= 311 \sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3}) & i_{Cload}(t) &= 8 \sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 0.3) + 2 \sin(7\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 2.1)
 \end{aligned}
 \tag{2.48}$$

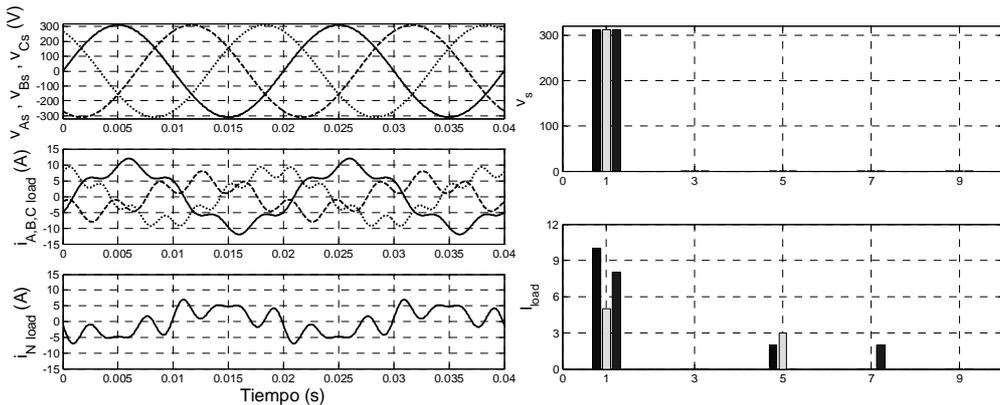


Figura 2-6 Tensiones en el pcc, corrientes de carga y espectro armónico de las mismas.

La tabla 2-1 muestra las principales magnitudes en formato IEEE 1459 a partir de las corrientes de carga y las tensiones de alimentación en el pcc. La figura 2-7 presenta las corrientes que suministra el compensador ($i_{A\ SAPC}$, $i_{B\ SAPC}$, $i_{C\ SAPC}$) para cada una de las estrategias de compensación y sus respectivos espectros armónicos. La figura 2-8 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) tras la compensación y sus espectros

armónicos, según la estrategia de compensación empleada. La tabla 2-2 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes para cada estrategia de compensación.

| | | | | | |
|-------------------------------|--------------------------------|-------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 219.91 \text{ V}$ | | | $I_e = 6.27 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 219.91 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.00 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 5.88 \text{ A}$ | $I_{eh} = 2.16 \text{ A}$ | |
| $V_{1+} = 219.91 \text{ V}$ | $V_{1-} = 0.00 \text{ V}$ | $V_{10} = 0.00 \text{ V}$ | $I_{1+} = 5.42 \text{ A}$ | $I_{1-} = 1.03 \text{ A}$ | $I_{10} = 1.03 \text{ A}$ |
| $\phi_{1+} = 0.00 \text{ rd}$ | $\phi_{1-} = - \text{rd}$ | $\phi_{10} = - \text{rd}$ | $\phi_{1+} = -0.30 \text{ rd}$ | $\phi_{1-} = -0.94 \text{ rd}$ | $\phi_{10} = 0.34 \text{ rd}$ |
| $S_e = 4137.59 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 3884.39 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 1425.18 \text{ va}$ | | |
| $S_{1+} = 3576.50 \text{ va}$ | | $S_{Ul} = 1515.63 \text{ va}$ | $D_{eN} = 0.00 \text{ va}$ | | $D_{e1} = 1425.18 \text{ va}$ |
| $P_{1+} = 3416.76 \text{ W}$ | $Q_{1+} = 1056.93 \text{ var}$ | | $THD_{eN} = 0 \%$ | | $THD_{e1} = 36.69 \%$ |
| $P = 3416.76 \text{ W}$ | | $P_1 = 3416.76 \text{ W}$ | | $P_H = 0.00 \text{ W}$ | |
| $P_A = 1485.55 \text{ W}$ | $P_B = 742.77 \text{ W}$ | | $P_C = 1188.44 \text{ W}$ | | $P_F = 0.826$ |
| $P_{A1} = 1485.55 \text{ W}$ | $P_{B1} = 742.77 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 1188.44 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.879$ |
| $P_{1+} = 3416.76 \text{ W}$ | $P_{1-} = 0.00 \text{ W}$ | | $P_{10} = 0.00 \text{ W}$ | | $P_{F1+} = 0.955$ |
| $F_e = 0.82$ | | | | | |

Tabla 2-1 Tensiones, corrientes y potencias en la carga formato IEEE Std. 1459

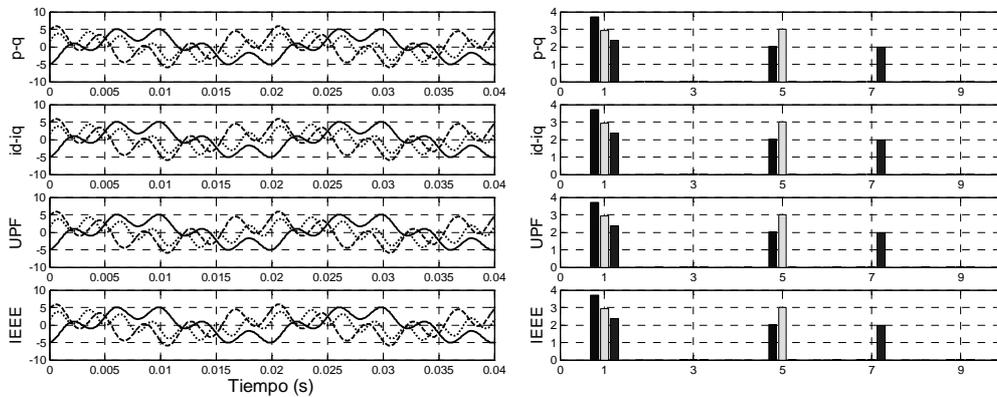


Figura 2-7 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos.

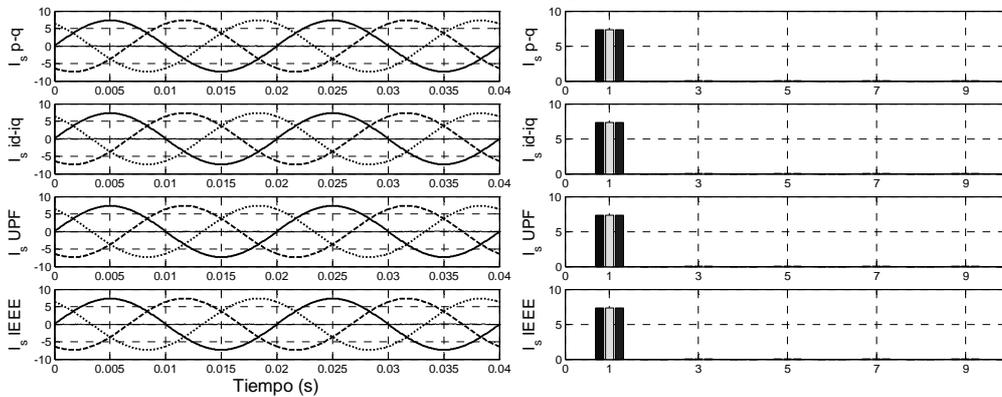


Figura 2-8 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada estrategia de compensación.

| | $p-q$ | i_d-i_q | UPF | IEEE 1459 |
|----------------|---------|-----------|---------|------------------|
| I_e (A) | 5.18 | 5.18 | 5.18 | 5.18 |
| I_{eh} (A) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_e (va) | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 |
| S_{ei} (va) | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 |
| S_{eN} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_1^+ (va) | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 |
| P (W) | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 |
| P_1^+ (W) | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 |
| P_1^- (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^0 (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_{II} (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| D_{ei} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| THD_{ei} (%) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_F | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| P_{F1}^+ | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| F_e | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |

Tabla 2-2 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

Como se observa en la tabla 2-1, la carga presenta los fenómenos de desfase (Q_1^+), desequilibrio (S_{U1}) y distorsión (S_{eN}). Todos ellos achacables a las corrientes de carga puesto que las tensiones son ideales. En las figuras 2-7 y 2-8 se observa que todas las estrategias de control generan las mismas corrientes de compensación, alcanzándose corrientes perfectamente senoidales y equilibradas a través de las líneas del generador. La corriente por el neutro tras la compensación es nula en todos los casos. A la vista de los resultados expuestos en la tabla 2-2 se puede concluir que cuando las tensiones de alimentación son ideales, es decir, senoidales y perfectamente equilibradas, todas las estrategias de compensación global presentan las mismas prestaciones. En cualquier caso de los presentados, la única potencia que entrega el sistema de generación tras la compensación es la potencia activa fundamental de secuencia directa P_1^+ . Se corrige el desfase, el desequilibrio y la distorsión, alcanzándose factor de potencia unitario y máxima eficiencia en el sistema eléctrico con $F_e = 1$.

2.1.5.2. Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas. Corrientes de carga senoidales y equilibradas.

En segundo lugar se presenta el caso en el que las tensiones de alimentación son senoidales pero presentan desequilibrio, mientras que las corrientes de carga son senoidales y equilibradas.

$$\begin{aligned}
 v_{As}(t) &= 311\sin(\omega t) & i_{Aload}(t) &= 10\sin(\omega t) \\
 v_{Bs}(t) &= 250\sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3}) & i_{Bload}(t) &= 10\sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3}) \\
 v_{Cs}(t) &= 311\sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3}) & i_{Cload}(t) &= 10\sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3})
 \end{aligned}
 \tag{2.49}$$

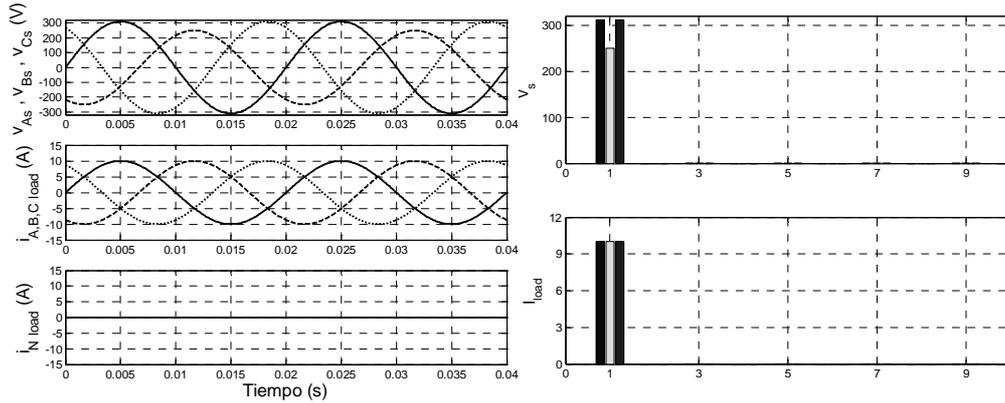


Figura 2-9 Tensiones en el pcc, corrientes de carga y espectro armónico de las mismas.

| | | | | | |
|-------------------------------|--------------------------------|-------------------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------|
| $V_e = 206.28 \text{ V}$ | | | $I_e = 7.07 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 206.28 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 7.07 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.00 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 205.53 \text{ V}$ | $V_1^- = 14.38 \text{ V}$ | $V_1^0 = 14.38 \text{ V}$ | $I_1^+ = 7.07 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.00 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.00 \text{ A}$ |
| $\phi_{1+} = 0 \text{ rd}$ | $\phi_{1-} = -1.05 \text{ rd}$ | $\phi_{10} = 1.05 \text{ rd}$ | $\phi_{1+} = 0 \text{ rd}$ | $\phi_{1-} = - \text{ rd}$ | $\phi_{10} = - \text{ rd}$ |
| $S_e = 4375.97 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 4375.97 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 0.00 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 4360.00 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 373.55 \text{ va}$ | $D_{eV} = 0.00 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 0.00 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 4360.00 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 0 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 0.00 \%$ | | $THD_{eI} = 0.00 \%$ |
| $P = 4360.00 \text{ W}$ | | $P_1 = 4360.00 \text{ W}$ | | $P_H = 0.00 \text{ W}$ | |
| $P_A = 1555.00 \text{ W}$ | $P_B = 1250.00 \text{ W}$ | $P_C = 1555.00 \text{ W}$ | | $P_F = 0.996$ | |
| $P_{A1} = 1555.00 \text{ W}$ | $P_{B1} = 1250.00 \text{ W}$ | $P_{C1} = 1555.00 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.996$ | |
| $P_1^+ = 4360.00 \text{ W}$ | $P_1^- = 0.00 \text{ W}$ | | $P_1^0 = 0.00 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 1.000$ |
| $F_e = 0.996$ | | | | | |

Tabla 2-3 Tensiones, corrientes y potencias en la carga formato IEEE Std. 1459

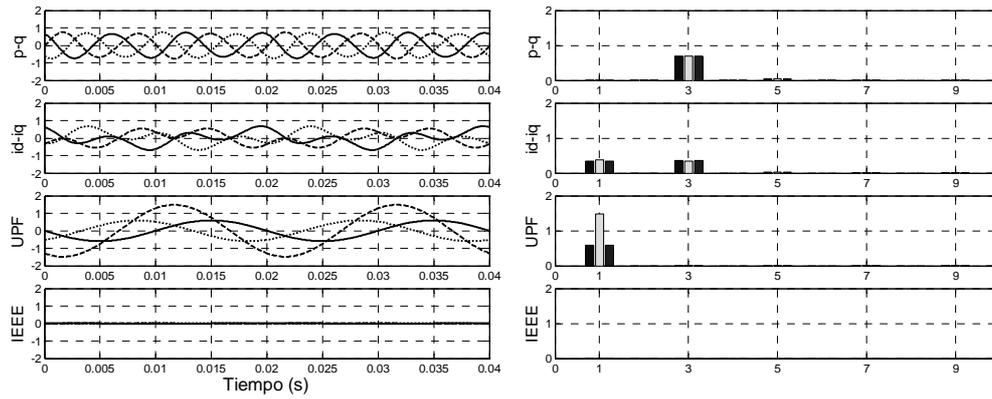


Figura 2-10 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos.

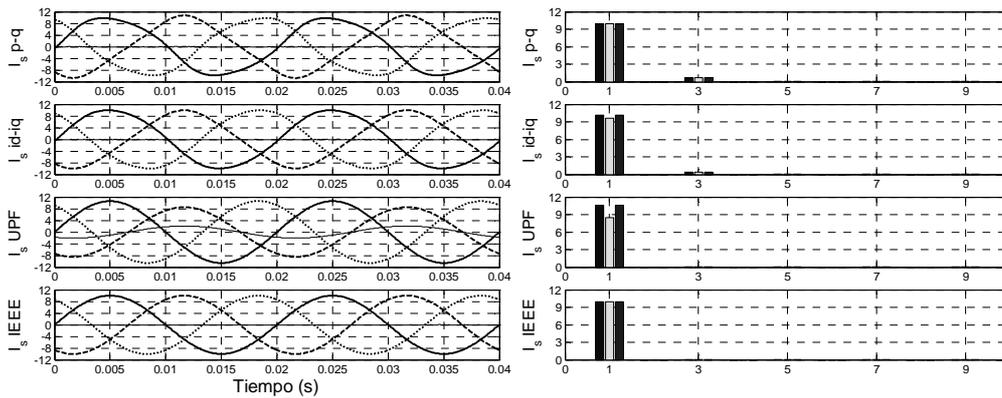


Figura 2-11 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada estrategia de compensación.

| | <i>p-q</i> | <i>i_ri_q</i> | <i>UPF</i> | <i>IEEE 1459</i> |
|--|------------|-----------------------------------|------------|------------------|
| <i>I_e</i> (A) | 7.09 | 7.06 | 7.09 | 7.07 |
| <i>I_{eh}</i> (A) | 0.50 | 0.25 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S_e</i> (va) | 4386.72 | 4370.62 | 4386.26 | 4375.97 |
| <i>S_{el}</i> (va) | 4375.97 | 4367.95 | 4386.26 | 4375.97 |
| <i>S_{eN}</i> (va) | 306.87 | 152.82 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S₁⁺</i> (va) | 4360.00 | 4349.34 | 4317.74 | 4360.00 |
| <i>P</i> (W) | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 |
| <i>P₁⁺</i> (W) | 4360.00 | 4349.34 | 4317.74 | 4360.00 |
| <i>P₁⁻</i> (W) | 0.00 | 10.66 | 21.13 | 0.00 |
| <i>P₁⁰</i> (W) | 0.00 | 0.00 | 21.13 | 0.00 |
| <i>P_H</i> (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>Q₁⁺</i> (var) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S_{U1}</i> (va) | 373.55 | 402.81 | 772.23 | 373.55 |
| <i>D_{el}</i> (va) | 306.87 | 152.82 | 0.00 | 0.00 |
| <i>THD_{el}</i> (%) | 7.01 | 3.50 | 0.00 | 0.00 |
| <i>P_F</i> | 0.994 | 0.998 | 0.994 | 0.996 |
| <i>P_{F1}⁺</i> | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| <i>F_e</i> | 0.994 | 0.995 | 0.984 | 0.996 |

Tabla 2-4 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

A partir de los datos de la tabla 2-3 se comprueba que la existencia de desequilibrio en las tensiones causa una merma en el factor de eficiencia. S_{U1} aparece como única potencia no eficiente presente y su valor, en este caso, es debido únicamente a los desequilibrios de la tensión. Este es, por lo tanto, el valor mínimo para S_{U1} puesto que, como se ha comentado, la compensación mediante el SAPC no alterará las tensiones en el pcc. En un caso como el planteado en este punto, ninguna estrategia de compensación con SAPC va a conseguir mejorar la eficiencia del sistema, puesto que ya es la máxima alcanzable. A partir de los resultados de la tabla 2-4, se observa como la única estrategia de compensación que mantiene la máxima eficiencia es la basada en la IEEE 1459. Fijándose en la figura 2-10 se observa como la estrategia de compensación global desarrollada en base a la IEEE Std. 1459 no genera ninguna corriente de compensación, ya que interpreta que no es posible la mejora del sistema. El resto de estrategias empeoran las prestaciones del sistema en cuanto a eficiencia.

Desde el punto de vista armónico, ante la presencia de desequilibrios en las tensiones de alimentación, la utilización de las estrategias $p-q$ e i_d-i_q provocan la aparición de armónicos de corriente por las líneas del generador que la carga no demanda. Las estrategias UPF y $IEEE 1459$ mantienen las corrientes del generador libres de armónicos.

Las estrategias i_d-i_q y UPF provocan el aumento de S_{U1} . Aunque las corrientes consumidas del generador con $id-iq$ son equilibradas en conjunto, no lo son en su componente fundamental, provocando la aparición de P_1^- . En el caso UPF aparece también P_1^0 .

Desde el punto de vista del factor de potencia, el mejor comportamiento lo presenta la estrategia i_d-i_q ya que requiere la menor potencia aparente efectiva para entregar la misma potencia activa a la carga.

2.1.5.3. Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas. Corrientes de carga no senoidales y desequilibradas.

Se presenta en tercer lugar el caso en el que las tensiones de alimentación, como en el anterior, son senoidales y desequilibradas, mientras que las corrientes de carga son ahora no senoidales y desequilibradas.

$$\begin{aligned}
 v_{As}(t) &= 311 \sin(\omega t) & i_{Aload}(t) &= 10 \sin(\omega t - 0.3) + 2 \sin(5\omega t - 1.5) \\
 v_{Bs}(t) &= 250 \sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3}) & i_{Bload}(t) &= 5 \sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3} - 0.3) + 3 \sin(5\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 1.5) \\
 v_{Cs}(t) &= 311 \sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3}) & i_{Cload}(t) &= 8 \sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 0.3) + 2 \sin(7\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 2.1)
 \end{aligned} \tag{2.50}$$

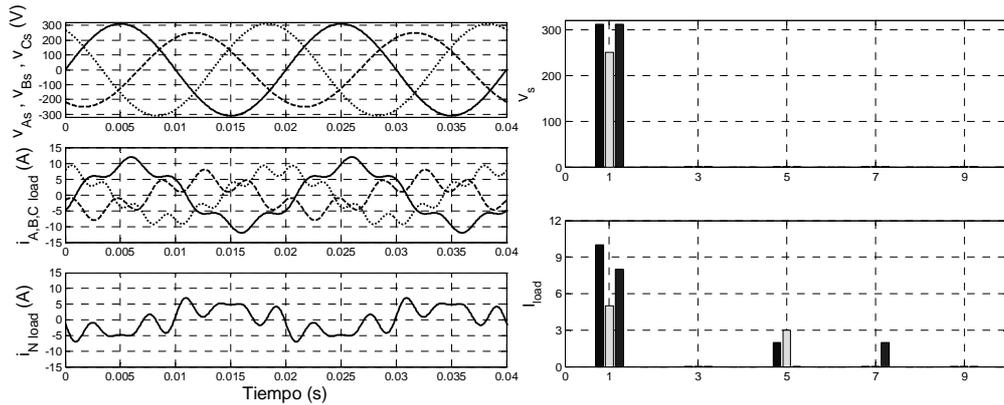


Figura 2-12 Tensiones en el pcc, corrientes de carga y espectro armónico de las mismas.

| | | | | | |
|-------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|-------------------------------|--------------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 206.28 \text{ V}$ | | | $I_e = 6.27 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 206.28 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 5.88 \text{ A}$ | $I_{eh} = 2.16 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 205.53 \text{ V}$ | $V_1^- = 14.38 \text{ V}$ | $V_1^0 = 14.38 \text{ V}$ | $I_1^+ = 5.42 \text{ A}$ | $I_1^- = 1.03 \text{ A}$ | $I_1^0 = 1.03 \text{ A}$ |
| $\phi_{1+} = 0 \text{ rd}$ | $\phi_{1-} = -1.05 \text{ rd}$ | $\phi_{10} = 1.05 \text{ rd}$ | $\phi_{1+} = -0.3 \text{ rd}$ | $\phi_{1-} = -0.94 \text{ rd}$ | $\phi_{10} = 0.34 \text{ rd}$ |
| $S_e = 3881.23 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 3643.72 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 1336.88 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 3342.67 \text{ va}$ | | $S_{U/I} = 1450.28 \text{ va}$ | $D_{eV} = 0.00 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 1336.88 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 3193.37 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 987.82 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 0.00 \%$ | | $THD_{eI} = 36.69 \%$ |
| $P = 3271.07 \text{ W}$ | | $P_1 = 3271.07 \text{ W}$ | | $P_H = 0.00 \text{ W}$ | |
| $P_A = 1485.55 \text{ W}$ | $P_B = 597.08 \text{ W}$ | $P_C = 1188.44 \text{ W}$ | | $P_F = 0.843$ | |
| $P_{A1} = 1485.55 \text{ W}$ | $P_{B1} = 597.08 \text{ W}$ | $P_{C1} = 1188.44 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.898$ | |
| $P_1^+ = 3193.37 \text{ W}$ | $P_1^- = 44.05 \text{ W}$ | $P_1^0 = 33.65 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.955$ | |
| $F_e = 0.823$ | | | | | |

Tabla 2-5 Tensiones, corrientes y potencias en la carga formato IEEE Std. 1459

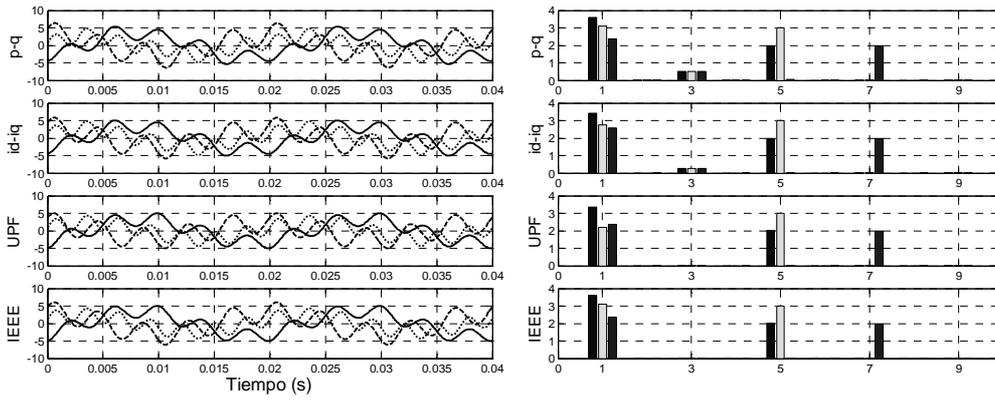


Figura 2-13 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos.

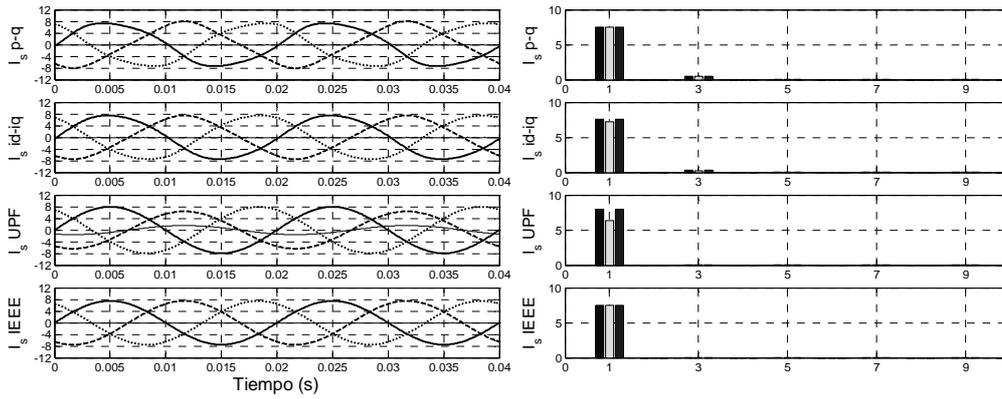


Figura 2-14 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada estrategia de compensación.

| | <i>p-q</i> | <i>i_r-i_q</i> | <i>UPF</i> | <i>IEEE 1459</i> |
|--|------------|------------------------------------|------------|------------------|
| <i>I_e</i> (A) | 5.32 | 5.30 | 5.32 | 5.31 |
| <i>I_{eh}</i> (A) | 0.37 | 0.19 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S_e</i> (va) | 3291.12 | 3279.04 | 3290.77 | 3283.06 |
| <i>S_{el}</i> (va) | 3283.06 | 3277.04 | 3290.77 | 3283.06 |
| <i>S_{eN}</i> (va) | 230.23 | 114.66 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S₁⁺</i> (va) | 3271.07 | 3263.07 | 3239.37 | 3271.07 |
| <i>P</i> (W) | 3271.07 | 3271.07 | 3271.07 | 3271.07 |
| <i>P₁⁺</i> (W) | 3271.07 | 3263.07 | 3239.37 | 3271.07 |
| <i>P₁⁻</i> (W) | 0.00 | 8.00 | 15.85 | 0.00 |
| <i>P₁⁰</i> (W) | 0.00 | 0.00 | 15.85 | 0.00 |
| <i>P_H</i> (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>Q₁⁺</i> (var) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S_{U1}</i> (va) | 280.25 | 302.21 | 579.37 | 280.25 |
| <i>D_{el}</i> (va) | 230.23 | 114.66 | 0.00 | 0.00 |
| <i>THD_{el}</i> (%) | 7.01 | 3.50 | 0.00 | 0.00 |
| <i>P_F</i> | 0.994 | 0.998 | 0.994 | 0.996 |
| <i>P_{F1}⁺</i> | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| <i>F_e</i> | 0.994 | 0.995 | 0.984 | 0.996 |

Tabla 2-6 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

A partir de los datos de la tabla 2-5 se comprueba que la carga presenta los fenómenos de desequilibrio, con un valor de S_{U1} producido tanto por los desequilibrios de las corrientes como de las tensiones fundamentales, distorsión producida por los armónicos de corriente y desfase Q_1^+ entre las corrientes y tensiones fundamentales de secuencia directa. Puesto que las tensiones son las mismas, como en el caso anterior, el valor mínimo para S_{U1} es el debido únicamente a los desequilibrios de la tensión. La máxima eficiencia alcanzable se obtendrá cuando solo se presente en las líneas del generador desequilibrio de tensión.

A partir de los resultados de la tabla 2-6, la máxima eficiencia se obtiene mediante la IEEE 1459. Todas las estrategias eliminan la distorsión causada por las corrientes de carga. Sin embargo, como en el caso anterior, el desequilibrio de tensión induce a que $p-q$ e i_d-i_q provoquen la aparición del 3^{er} armónico en las corrientes del generador. La distorsión de corriente es más elevada con $p-q$, no cumpliendo el estándar IEEE 519 sobre los límites para armónicos de corriente [22].

Desde el punto de vista del factor de potencia, el mejor comportamiento lo presenta la estrategia i_d-i_q ya que requiere la menor potencia aparente efectiva para entregar la misma potencia activa a la carga.

2.1.5.4. Tensiones de alimentación y corrientes de carga no senoidales (5° y 7° armónico) y equilibradas.

En cuarto lugar se presenta el caso en el que tanto las tensiones de alimentación como las corrientes de carga son no senoidales pero equilibradas, presentando armónicos del mismo orden 5° y 7° en ambos casos.

$$\begin{aligned}
 v_{As}(t) &= 280\sin(\omega t) + 56\sin(5\omega t) + 36.4\sin(7\omega t + \pi) \\
 v_{Bs}(t) &= 280\sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3}) + 56\sin(5\omega t + 2\frac{\pi}{3}) + 36.4\sin(7\omega t - 2\frac{\pi}{3} + \pi) \\
 v_{Cs}(t) &= 280\sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3}) + 56\sin(5\omega t - 2\frac{\pi}{3}) + 36.4\sin(7\omega t + 2\frac{\pi}{3} + \pi) \\
 i_{Aload}(t) &= 5\sin(\omega t - 0.2) + 2\sin(5\omega t - 1) + 1.3\sin(7\omega t - 1.4 + \pi) \\
 i_{Bload}(t) &= 5\sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3} - 0.2) + 2\sin(5\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 1) + 1.3\sin(7\omega t - 2\frac{\pi}{3} - 1.4 + \pi) \\
 i_{Cload}(t) &= 5\sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 0.2) + 2\sin(5\omega t - 2\frac{\pi}{3} - 1) + 1.3\sin(7\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 1.4 + \pi)
 \end{aligned}
 \tag{2.51}$$

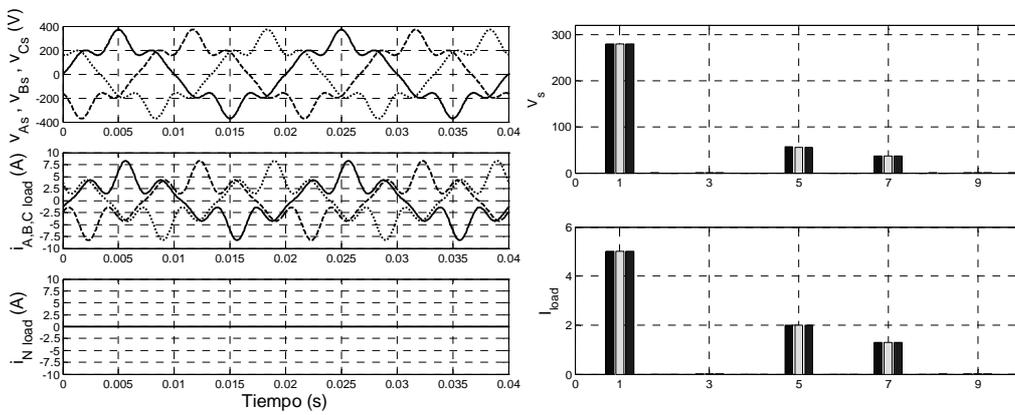


Figura 2-15 Tensiones en el pcc, corrientes de carga y espectro armónico de las mismas.

| | | | | | |
|---------------------------------|------------------------------|-----------------------------|---------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 203.54 \text{ V}$ | | | $I_e = 3.92 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 197.99 \text{ V}$ | | $V_{eh} = 47.22 \text{ V}$ | $I_{e1} = 3.53 \text{ A}$ | | $I_{eh} = 1.69 \text{ A}$ |
| $V_1^+ = 197.99 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.00 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.00 \text{ V}$ | $I_1^+ = 3.53 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.00 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.00 \text{ A}$ |
| $\phi_{v1^+} = 0.00 \text{ rd}$ | $\phi_{v1^-} = - \text{rd}$ | $\phi_{v1^0} = - \text{rd}$ | $\phi_{i1^+} = -0.2 \text{ rd}$ | $\phi_{i1^-} = - \text{rd}$ | $\phi_{i1^0} = - \text{rd}$ |
| $S_e = 2392.02 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 2100.00 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 1145.32 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 2100.00 \text{ va}$ | | $S_{Ul} = 0.00 \text{ va}$ | $D_{eV} = 500.93 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 1001.86 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 2058.14 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 417.21 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 23.85 \%$ | | $THD_{eI} = 47.71 \%$ |
| $P = 2160.97 \text{ W}$ | | $P_1 = 2058.14 \text{ W}$ | | $P_H = 102.84 \text{ W}$ | |
| $P_A = 720.32 \text{ W}$ | | $P_B = 720.32 \text{ W}$ | | $P_C = 720.32 \text{ W}$ | |
| $P_{A1} = 686.05 \text{ W}$ | | $P_{B1} = 686.05 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 686.05 \text{ W}$ | |
| $P_1^+ = 2058.14 \text{ W}$ | | $P_1^- = 0.00 \text{ W}$ | | $P_1^0 = 0.00 \text{ W}$ | |
| $F_e = 0.860$ | | | | | |

Tabla 2-7 Tensiones, corrientes y potencias en la carga formato IEEE Std. 1459

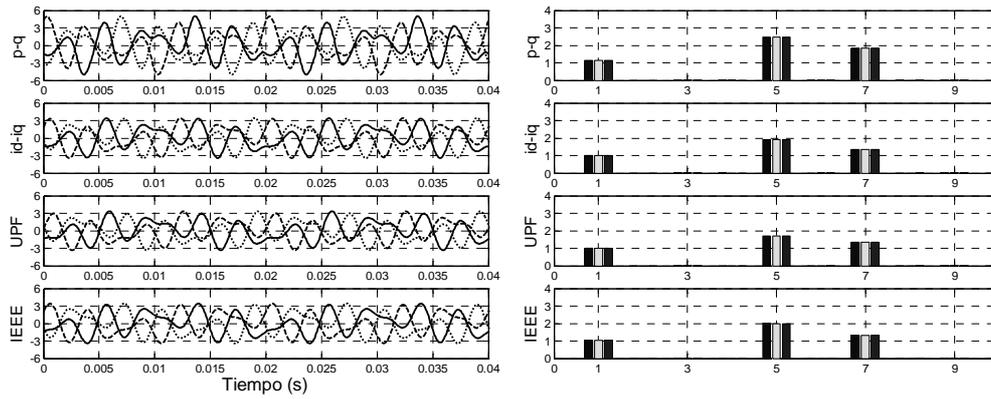


Figura 2-16 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos.

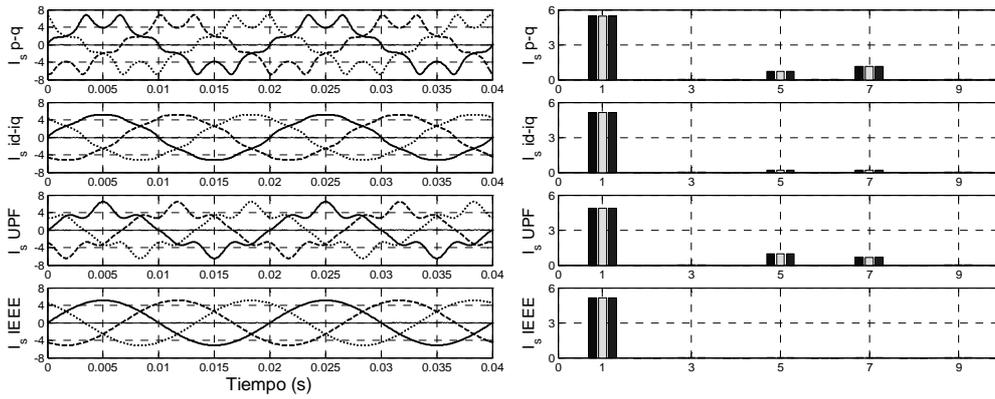


Figura 2-17 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada estrategia de compensación.

| | <i>p-q</i> | <i>i_r-i_q</i> | <i>UPF</i> | <i>IEEE 1459</i> |
|--|------------|------------------------------------|------------|------------------|
| <i>I_e</i> (A) | 3.96 | 3.63 | 3.54 | 3.64 |
| <i>I_{eh}</i> (A) | 0.96 | 0.19 | 0.82 | 0.00 |
| <i>S_e</i> (va) | 2418.95 | 2218.81 | 2160.97 | 2221.60 |
| <i>S_{el}</i> (va) | 2282.95 | 2155.38 | 2044.64 | 2160.97 |
| <i>S_{eN}</i> (va) | 799.66 | 526.72 | 699.49 | 515.47 |
| <i>S₁⁺</i> (va) | 2282.95 | 2155.38 | 2044.64 | 2160.97 |
| <i>P</i> (W) | 2160.97 | 2160.97 | 2160.97 | 2160.97 |
| <i>P₁⁺</i> (W) | 2282.95 | 2155.38 | 2044.64 | 2160.97 |
| <i>P₁⁻</i> (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>P₁⁰</i> (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>P_H</i> (W) | -121.97 | 5.59 | 116.34 | 0.00 |
| <i>Q₁⁺</i> (var) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S_{U1}</i> (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>D_{el}</i> (va) | 569.60 | 111.32 | 487.72 | 0.00 |
| <i>THD_{el}</i> (%) | 24.95 | 5.16 | 23.85 | 0.00 |
| <i>P_F</i> | 0.893 | 0.974 | 1.000 | 0.973 |
| <i>P_{F1}⁺</i> | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| <i>F_e</i> | 0.944 | 0.971 | 0.946 | 0.973 |

Tabla 2-8 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

En este caso será la potencia aparente no fundamental S_{eN} la que no podrá bajar del valor mínimo marcado por la distorsión efectiva de tensión D_{eV} en la tabla 2-7. La aparición de armónicos de corriente y tensión del mismo orden provoca la aparición de potencia activa armónica P_H .

Desde el punto de vista armónico, cuando las tensiones de alimentación contienen armónicos, las estrategias de compensación $p-q$ e i_d-i_q mantendrán armónicos de corriente del mismo orden en las líneas del generador, manteniéndose un consumo de P_H . En el caso propuesto cuando se utiliza la compensación mediante $p-q$, P_H es negativa lo que hace que aumente P_1^+ para mantener la potencia activa total P constante. La estrategia UPF al reproducir la forma de onda de la tensión en el pcc presenta un contenido armónico igual al de las tensiones y a escala. La distorsión efectiva de corriente D_{eI} para $p-q$, i_d-i_q y UPF no cumple el estándar IEEE 519, estando fuera de límites.

Con el uso de la estrategia *IEEE 1459* se mantiene las corrientes del generador libres de armónicos, siendo D_{eV} la única potencia no eficiente en las líneas del generador, por lo que se consigue la máxima eficiencia posible.

2.1.5.5. Tensiones de alimentación no senoidales (5° armónico) y equilibradas. Corrientes de carga no senoidales (7° armónico) y equilibradas.

A diferencia del caso anterior los armónicos de tensión y de corriente no coinciden.

$$\begin{aligned}
 v_{As}(t) &= 280\sin(\omega t) + 56\sin(5\omega t) \\
 v_{Bs}(t) &= 280\sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3}) + 56\sin(5\omega t + 2\frac{\pi}{3}) \\
 v_{Cs}(t) &= 280\sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3}) + 56\sin(5\omega t - 2\frac{\pi}{3}) \\
 i_{Aload}(t) &= 5\sin(\omega t - 0.2) + 2\sin(7\omega t - 1.4 + \pi) \\
 i_{Bload}(t) &= 5\sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3} - 0.2) + 2\sin(7\omega t - 2\frac{\pi}{3} - 1.4 + \pi) \\
 i_{Cload}(t) &= 5\sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 0.2) + 2\sin(7\omega t + 2\frac{\pi}{3} - 1.4 + \pi)
 \end{aligned}
 \tag{2.52}$$

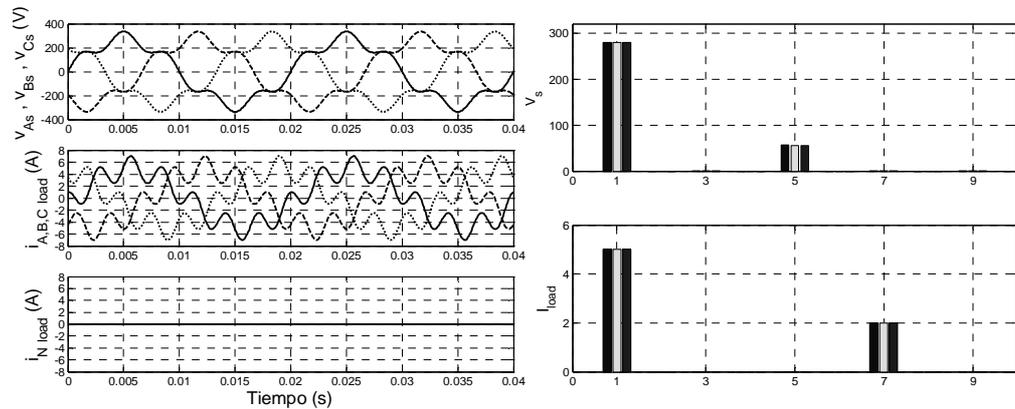


Figura 2-18 Tensiones en el pcc, corrientes de carga y espectro armónico de las mismas.

| | | | | | |
|-------------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|-------------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| $V_e = 201.91 \text{ V}$ | | | $I_e = 3.81 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 197.99 \text{ V}$ | $V_{eh} = 39.60 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 3.53 \text{ A}$ | $I_{eh} = 1.41 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 197.99 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.00 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.00 \text{ V}$ | $I_1^+ = 3.53 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.00 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.00 \text{ A}$ |
| $\phi_{\gamma1+} = 0.00 \text{ rd}$ | $\phi_{\gamma1-} = - \text{ rd}$ | $\phi_{\gamma10} = - \text{ rd}$ | $\phi_{\gamma1+} = -0.2 \text{ rd}$ | $\phi_{\gamma1-} = - \text{ rd}$ | $\phi_{\gamma10} = - \text{ rd}$ |
| $S_e = 2306.56 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 2100.00 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 954.06 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 2100.00 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 0.00 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 420.00 \text{ va}$ | $D_{eI} = 840.00 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 2058.14 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 417.21 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 20.00 \%$ | | $THD_{eI} = 40.00 \%$ |
| $P = 2058.14 \text{ W}$ | | $P_1 = 2058.14 \text{ W}$ | | $P_H = 0.00 \text{ W}$ | |
| $P_A = 686.05 \text{ W}$ | $P_B = 686.05 \text{ W}$ | | $P_C = 686.05 \text{ W}$ | | $P_F = 0.892$ |
| $P_{A1} = 686.05 \text{ W}$ | $P_{B1} = 686.05 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 686.05 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.980$ |
| $P_1^+ = 2058.14 \text{ W}$ | $P_1^- = 0.00 \text{ W}$ | | $P_1^0 = 0.00 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.980$ |
| $F_e = 0.860$ | | | | | |

Tabla 2-9 Tensiones, corrientes y potencias en la carga formato IEEE Std. 1459

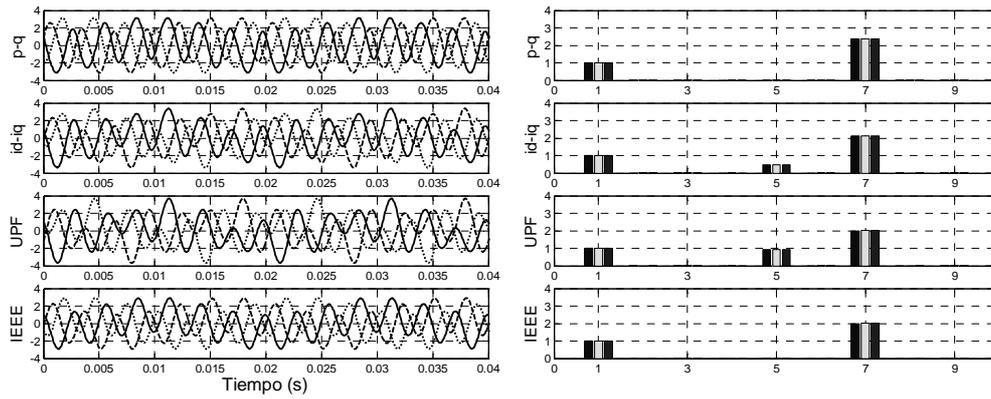


Figura 2-19 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos.

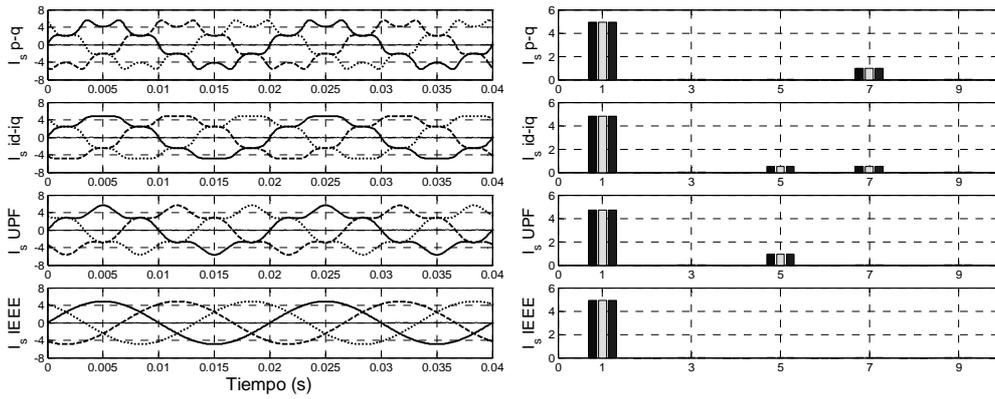


Figura 2-20 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada estrategia de compensación.

| | <i>p-q</i> | <i>i_ri_q</i> | <i>UPF</i> | <i>IEEE 1459</i> |
|--|------------|-----------------------------------|------------|------------------|
| <i>I_e</i> (A) | 3.54 | 3.43 | 3.40 | 3.47 |
| <i>I_{eh}</i> (A) | 0.71 | 0.49 | 0.67 | 0.00 |
| <i>S_e</i> (va) | 2142.18 | 2078.07 | 2058.14 | 2098.90 |
| <i>S_{el}</i> (va) | 2058.14 | 2017.18 | 1978.98 | 2058.14 |
| <i>S_{eN}</i> (va) | 594.13 | 499.35 | 565.31 | 411.63 |
| <i>S₁⁺</i> (va) | 2058.14 | 2017.18 | 1978.98 | 2058.14 |
| <i>P</i> (W) | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 |
| <i>P₁⁺</i> (W) | 2058.14 | 2017.18 | 1978.98 | 2058.14 |
| <i>P₁⁻</i> (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>P₁⁰</i> (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>P_H</i> (W) | 0.00 | 40.96 | 79.16 | 0.00 |
| <i>Q₁⁺</i> (var) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S_{U1}</i> (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>D_{el}</i> (va) | 420.12 | 288.54 | 395.80 | 0.00 |
| <i>THD_{el}</i> (%) | 20.41 | 14.30 | 20.00 | 0.00 |
| <i>P_F</i> | 0.961 | 0.990 | 1.000 | 0.981 |
| <i>P_{F1}⁺</i> | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| <i>F_e</i> | 0.961 | 0.971 | 0.962 | 0.981 |

Tabla 2-10 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

Como en el caso anterior, S_{U1} no entra en juego, existiendo únicamente distorsión de tensión y corriente en la carga. De nuevo la potencia aparente no fundamental S_{eN} no podrá bajar del valor mínimo marcado por la distorsión efectiva de tensión D_{eV} en la tabla 2-9. La no coincidencia de armónicos de corriente y tensión del mismo orden provoca que no exista en la carga potencia activa armónica P_H .

Desde el punto de vista armónico, cuando los armónicos de tensión y corriente no son coincidentes en su orden, la estrategia de compensación p - q elimina los armónicos presentes en las corrientes de carga, sin embargo aparecen armónicos del mismo orden que los de las tensiones en las líneas del generador. Si se utiliza i_d - i_q las corrientes del generador mantienen armónicos del mismo orden que el de los que tenía antes de la compensación y, además, aparecen nuevos armónicos de orden coincidente con el de los armónicos de las tensiones de alimentación provocando la aparición de P_H . Mediante el uso de la estrategia UPF circularán por las líneas corrientes armónicas del mismo orden que el de los armónicos de tensión. La distorsión efectiva de corriente D_{eI} para p - q , i_d - i_q y UPF no cumple el estándar IEEE 519.

La máxima eficiencia se obtiene mediante el empleo de la compensación global basada en la norma IEEE 1459. La única potencia no eficiente que queda tras la compensación es D_{eV} .

2.1.5.6. Tensiones de alimentación y corrientes de carga senoidales y desequilibradas.

Por último se presenta el caso en el que tanto las tensiones de alimentación como las corrientes de carga son senoidales pero desequilibradas. Se pretende en este caso mostrar el comportamiento de las estrategias de compensación global ante un desequilibrio extremo.

$$\begin{aligned}
 v_{As}(t) &= 311 \sin(\omega t) & i_{Aload}(t) &= 15 \sin(\omega t - 1) \\
 v_{Bs}(t) &= 250 \sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3}) & i_{Bload}(t) &= 0 \\
 v_{Cs}(t) &= 0 & i_{Cload}(t) &= 0
 \end{aligned}
 \tag{2.53}$$

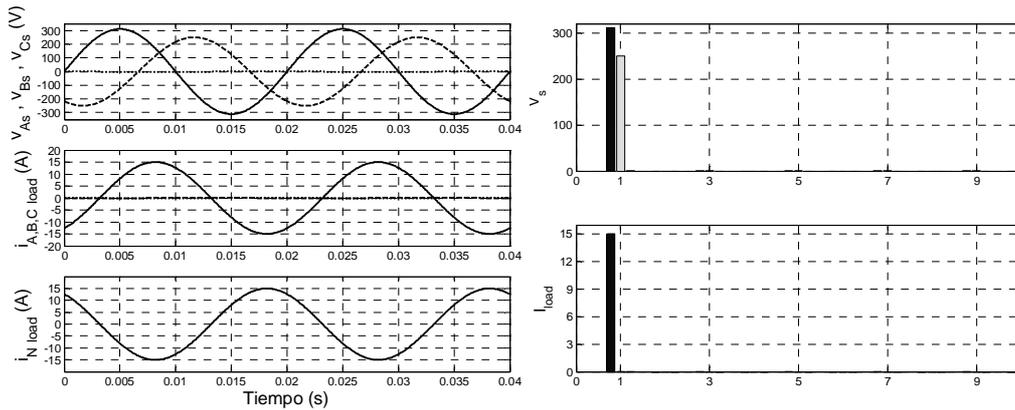


Figura 2-21 Tensiones en el pcc, corrientes de carga y espectro armónico de las mismas.

| | | | | | |
|---------------------------------|---------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| $V_e = 155.81 \text{ V}$ | | | $I_e = 8.66 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 155.81 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.00 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 8.66 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.00 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 132.26 \text{ V}$ | $V_1^- = 67.24 \text{ V}$ | $V_1^0 = 67.24 \text{ V}$ | $I_1^+ = 3.54 \text{ A}$ | $I_1^- = 3.53 \text{ A}$ | $I_1^0 = 3.53 \text{ A}$ |
| $\phi_{v1^+} = 0.00 \text{ rd}$ | $\phi_{v1^-} = 0.86 \text{ rd}$ | $\phi_{v1^0} = -0.86 \text{ rd}$ | $\phi_{i1^+} = -1.00 \text{ rd}$ | $\phi_{i1^-} = -1.00 \text{ rd}$ | $\phi_{i1^0} = -1.00 \text{ rd}$ |
| $S_e = 4047.06 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 4047.06 \text{ va}$ | | | | $S_{eN} = 0.00 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1404.16 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 3795.66 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 0.00 \text{ va}$ | $D_{eI} = 0.00 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 759.80 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 1180.83 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = - \%$ | $THD_{eI} = - \%$ |
| $P = 1261.48 \text{ W}$ | | $P_1 = 1261.48 \text{ W}$ | | $P_H = 0.00 \text{ W}$ | |
| $P_A = 1261.48 \text{ W}$ | $P_B = 0.00 \text{ W}$ | | $P_C = 0.00 \text{ W}$ | | $P_F = 0.312$ |
| $P_{A1} = 1261.48 \text{ W}$ | $P_{B1} = 0.00 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 0.00 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.312$ |
| $P_1^+ = 759.80 \text{ W}$ | $P_1^- = -204.29 \text{ W}$ | | $P_1^0 = 705.97 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.541$ |
| $F_e = 0.188$ | | | | | |

Tabla 2-11 Tensiones, corrientes y potencias en la carga formato IEEE Std. 1459

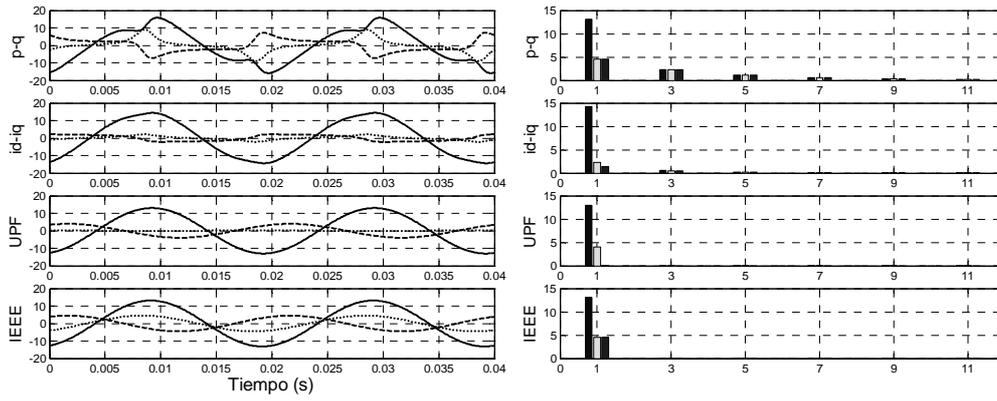


Figura 2-22 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos.

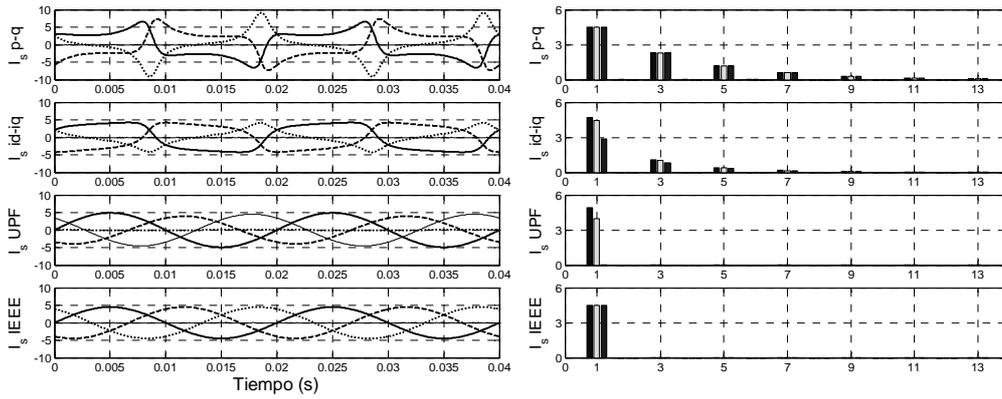


Figura 2-23 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada estrategia de compensación.

| | <i>p-q</i> | <i>i_d-i_q</i> | <i>UPF</i> | <i>IEEE 1459</i> |
|--|------------|------------------------------------|------------|------------------|
| <i>I_e</i> (A) | 3.69 | 2.98 | 3.17 | 3.18 |
| <i>I_{eh}</i> (A) | 1.88 | 0.74 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S_e</i> (va) | 1725.73 | 1394.38 | 1483.21 | 1486.05 |
| <i>S_{el}</i> (va) | 1486.05 | 1350.25 | 1483.21 | 1486.05 |
| <i>S_{eN}</i> (va) | 877.39 | 348.04 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S₁⁺</i> (va) | 1261.48 | 1103.00 | 831.58 | 1261.48 |
| <i>P</i> (W) | 1261.48 | 1261.48 | 1261.48 | 1261.48 |
| <i>P₁⁺</i> (W) | 1261.48 | 1103.00 | 831.58 | 1261.48 |
| <i>P₁⁻</i> (W) | 0.00 | 158.48 | 214.95 | 0.00 |
| <i>P₁⁰</i> (W) | 0.00 | 0.00 | 214.95 | 0.00 |
| <i>P_H</i> (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>Q₁⁺</i> (var) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| <i>S_{U1}</i> (va) | 785.50 | 778.81 | 1228.17 | 785.50 |
| <i>D_{el}</i> (va) | 877.39 | 348.04 | 0.00 | 0.00 |
| <i>THD_{el}</i> (%) | 59.04 | 25.78 | 0.00 | 0.00 |
| <i>P_F</i> | 0.731 | 0.905 | 0.851 | 0.849 |
| <i>P_{F1}⁺</i> | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| <i>F_e</i> | 0.731 | 0.791 | 0.561 | 0.849 |

Tabla 2-12 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

El gran desequilibrio introducido en las tensiones provoca el incorrecto funcionamiento de los métodos $p-q$ e i_d-i_q . La alta distorsión de corriente que presentan las líneas del generador es debida a la aparición de un elevado número de armónicos como se observa en la figura 2-23. El factor de eficiencia resalta esta merma. En el caso de las estrategias $p-q$ e *IEEE 1459* toda la potencia activa entregada por el generador es fundamental y de secuencia directa. Con la estrategia i_d-i_q se elimina la potencia activa fundamental de secuencia homopolar debido a que las corrientes que suministra el compensador son equilibradas, pero se sigue consumiendo potencia activa fundamental de secuencia inversa. La estrategia *UPF* hace aumentar S_{U1} , mientras que no provoca la aparición de armónicos. Se observa que el generador sigue entregando potencias activas residuales P_1^- y P_1^0 debidas a la existencia de componentes de tensión y corriente de secuencias inversa y homopolar.

La estrategia i_d-i_q presenta el menor valor de S_{U1} . Comparando con la estrategia *IEEE 1459* se aprecia que, aún cuando con esta estrategia se consigue equilibrar las corrientes fundamentales consumidas (figura 2-23), el valor de la potencia de desequilibrio es mayor. Esto se debe a que el valor de la corriente efectiva fundamental es menor en el caso de la estrategia i_d-i_q y, por ello, para un mismo desequilibrio en las tensiones provoca un menor valor en S_{U1} . Sería muy interesante obtener una descomposición de S_{U1} que revelase que parte de la misma aparece debido al desequilibrio de corrientes, y que parte se debe al desequilibrio de tensiones. En el caso de que se planteara la penalización por consumo de S_{U1} , la compensación mediante *IEEE 1459* evitaría la penalización al usuario, ya que el término de S_{U1} debido a desequilibrios en la corriente fundamental sería nulo. No ocurriría lo mismo con la estrategia i_d-i_q ya que las corrientes fundamentales están desequilibradas.

El factor de eficiencia demuestra que la mejor estrategia de compensación para este caso es la estrategia basada en la *IEEE Std. 1459*.

2.2. Compensación selectiva de fenómenos no eficientes

El límite de compensación que puede alcanzar un SAPC lo establece la potencia máxima del convertidor de potencia utilizado en su implementación. Dado que un convertidor electrónico de potencia no es un sistema de potencia ilimitada, el hecho de que existan fenómenos ineficientes de diferente naturaleza nos lleva a plantear que, cuando se alcance el límite de potencia del convertidor, no siempre la compensación global será la mejor opción de compensación. En determinadas situaciones, resultará más conveniente utilizar toda la potencia del convertidor en la cancelación de un único fenómeno o alguna combinación de ellos. La obtención de las corrientes de compensación asociadas a cada uno de los fenómenos no eficientes reconocidos en los sistemas eléctricos, permitirá implementar compensadores SPAC con capacidad de mitigar de forma independiente cada uno de los fenómenos o incluso en cualquier combinación de ellos. Gobernados por un gestor energético que determine las acciones correctivas a tomar, la utilización de compensadores selectivos dotarán al sistema de gestión de un mayor grado de libertad a la hora de decidir las acciones a llevar a cabo con el fin de mejorar el sistema eléctrico. Ejemplos de métodos de compensación o generación selectiva se muestran en [37]-[41]. Un compensador selectivo para sistemas lineales utilizando las componentes simétricas se presenta en [135]. En [136] se obtiene un compensador selectivo que ofrece la posibilidad de compensar algunas combinaciones de fenómenos no eficientes, sin embargo no es capaz de determinar las corrientes que identifican cada fenómeno de forma individual.

A partir del estudio de las estrategias de compensación global, se han desarrollado dos métodos diferentes para la obtención de las corrientes de compensación independientes para cada fenómeno no eficiente. En primer lugar, se desarrolla una aproximación a la compensación selectiva a partir de la obtención de unas nuevas conductancias que permiten la división de las corrientes de carga, para separar algunos de los fenómenos existentes. En segundo lugar se propone la identificación de las corrientes asociadas a cada fenómeno basándose en la descomposición de potencias definida en la IEEE 1459.

2.2.1. Método de compensación selectiva utilizando conductancias equivalentes.

A partir de las conductancias definidas en los puntos 2.1.3 y 2.1.4 se ha desarrollado un método que intenta la obtención de las corrientes de compensación de forma independiente de los fenómenos de desfase, desequilibrio y distorsión. Atendiendo a las consideraciones de la IEEE Std. 1459, se parte de la premisa de que tanto el fenómeno del desequilibrio como el del desfase se atribuyen a la componente fundamental. Por ello, tanto la corrección del desequilibrio como la del desfase se realizan sobre la componente fundamental. Para la corrección de la distorsión se van a separar las componentes armónicas de las corrientes de las componentes fundamentales.

Las conductancias por fase definidas en (2.33), representan la conductancia de un elemento resistivo que consume la misma potencia activa fundamental que la carga cuando se alimenta con las tensiones fundamentales en el pcc.

$$G_{z1} = \frac{P_{z1}}{V_{z1}^2}$$

En (2.54) se define, para cada fase, una corriente no eficiente (\bar{i}_{zq1}) que representa a todos los fenómenos diferentes a la potencia activa fundamental.

$$\bar{i}_{zq1} = i_{zload1} - G_{z1} v_{zs1} \quad (2.54)$$

Esta corriente se obtiene como la diferencia entre la corriente fundamental de cada fase de la carga y la corriente activa fundamental en cada fase. La corriente activa fundamental por cada fase (\bar{i}_{zpl}) se define en (2.55) a partir de la conductancia definida en (2.33).

$$\bar{i}_{zpl} = G_{z1} v_{zs1} \quad (2.55)$$

A partir de la conductancia equivalente definida en (2.37) las corrientes activas fundamentales equilibradas (i_{zpl}) por fase se escriben en (2.56).

$$G_{eq1} = \frac{P_1}{V_{As1}^2 + V_{Bs1}^2 + V_{Cs1}^2}$$

$$i_{zpl} = G_{eq1} v_{zs1} \quad (2.56)$$

Teniendo en cuenta las definiciones previas presentadas en (2.54)-(2.56) se define en (2.57) una nueva corriente activa equivalente (i_{zpl}^*).

$$i_{zpl}^* = \bar{i}_{zpl} - i_{zpl} = (G_{z1} - G_{eq1}) v_{zs1} \quad (2.57)$$

Pudiendo ser expresada la corriente por fase de la carga utilizando las corrientes definidas en las ecuaciones previas (2.58).

$$i_{zload1} = i_{zpl} + i_{zpl}^* + \bar{i}_{zq1} \quad (2.58)$$

Y sustituyendo cada componente por su definición, en (2.59) se expresan las corrientes de fase teniendo en cuenta las conductancias previamente definidas.

$$i_{zload1} = G_{eq1} v_{zs1} + (G_{z1} - G_{eq1}) v_{zs1} + \bar{i}_{zq1} \quad (2.59)$$

Es importante demostrar que las corrientes definidas en (2.57) no contribuyen al aporte energético en la carga. Multiplicando (2.59) por v_{zs1} , sumando las tres ecuaciones que representa y promediando su valor, es posible escribir (2.60).

$$\frac{1}{T} \int_0^T \left[\sum_{z=A,B,C} (G_{z1} - G_{eq1}) v_{zs1}^2 \right] dt = 0 \quad (2.60)$$

Cada uno de los términos de (2.61) representan, para cada fase, la corriente reactiva debida a los desequilibrios de la carga para la componente fundamental.

$$(G_{A1} - G_{eq1})v_{As1}, (G_{B1} - G_{eq1})v_{Bs1}, (G_{C1} - G_{eq1})v_{Cs1} \quad (2.61)$$

Por lo tanto, a partir de las corrientes definidas en (2.61) es posible obtener las corrientes de compensación (2.62) que generadas por el SAPC consiguen que el conjunto formado por el compensador y la carga se comporte como una carga equilibrada para la componente fundamental.

$$i_{zSAPC}(t) = (G_{z1} - G_{eq1})v_{zs1} \quad (2.62)$$

Este fenómeno se produce independientemente del desfase o de la distorsión y por tanto ayudará a la reducción del desequilibrio global mediante la reducción del desequilibrio de carga fundamental. La potencia reactiva debida al desfase y a la distorsión permanecerá inalterada al utilizarse (2.62).

Para la reducción de la distorsión armónica de forma independiente, se deberá compensar los armónicos presentes en las corrientes de carga. La potencia distorsión se podrá reducir utilizando como corrientes del SAPC las corrientes de compensación que se definen en (2.63).

$$i_{zSAPC} = i_{zload} - i_{zload1} \quad (2.63)$$

De esta forma, separando de las corrientes de carga sus componentes fundamentales, se obtienen las corrientes de compensación que permiten la reducción de la distorsión de corriente.

Para la reducción del fenómeno de desfase, en (2.64) se definen las corrientes de compensación que deben ser generadas por el SAPC. Estas corrientes de compensación se obtienen a partir de la extracción de la parte no activa de las componentes fundamentales de las corrientes.

$$i_{zSAPC}(t) = i_{zload1}(t) - G_{z1}v_{zs1}(t) \quad (2.64)$$

Mediante las ecuaciones definidas en (2.62)-(2.64) se dispone de las herramientas para la implementación de un compensador selectivo. Las combinaciones entre estas tres ecuaciones permiten la obtención de las corrientes de compensación para cualquier combinación de fenómenos a compensar.

2.2.1.1. Análisis de la compensación selectiva mediante conductancias según IEEE Std. 1459-2000

Mediante la utilización de la norma IEEE Std. 1459 se pretende en este apartado evaluar las prestaciones de la compensación selectiva mediante conductancias definida en el punto anterior. Se va a realizar el análisis utilizando varios de los casos propuestos para la evaluación de las estrategias de compensación global en el punto 2.1.5, así como un nuevo caso con tensiones ideales y carga resistiva desequilibrada. La estructura de los casos planteados es la misma que la que se ha seguido en los apartados anteriores y que se definió en el punto 2.1.5.

En este apartado las tablas comparativas ofrecen los resultados obtenidos para los valores más significativos de las magnitudes en las líneas del generador en formato IEEE Std. 1459, antes de compensar (carga), durante el equilibrado, durante la compensación individual del desfase, durante la compensación individual de la distorsión y, por último, los resultados durante la compensación global.

2.2.1.1.1. Tensiones de alimentación ideales. Carga resistiva desequilibrada.

Este caso no se ha incluido en los apartados anteriores. Se incluye aquí por tener una mayor relevancia en el análisis del compensador selectivo. En (2.65) se presentan sus expresiones analíticas. La figura 2-24 muestra las formas de onda de las tensiones en el pcc y las corrientes de carga. En la parte derecha se representa el espectro armónico de las tensiones, parte superior, y de las corrientes en la inferior.

$$\begin{aligned}
 v_{As}(t) &= 311 \sin(\omega t) & i_{Aload}(t) &= 10 \sin(\omega t) \\
 v_{Bs}(t) &= 311 \sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3}) & i_{Bload}(t) &= 0 \\
 v_{Cs}(t) &= 311 \sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3}) & i_{Cload}(t) &= 0
 \end{aligned}
 \tag{2.65}$$

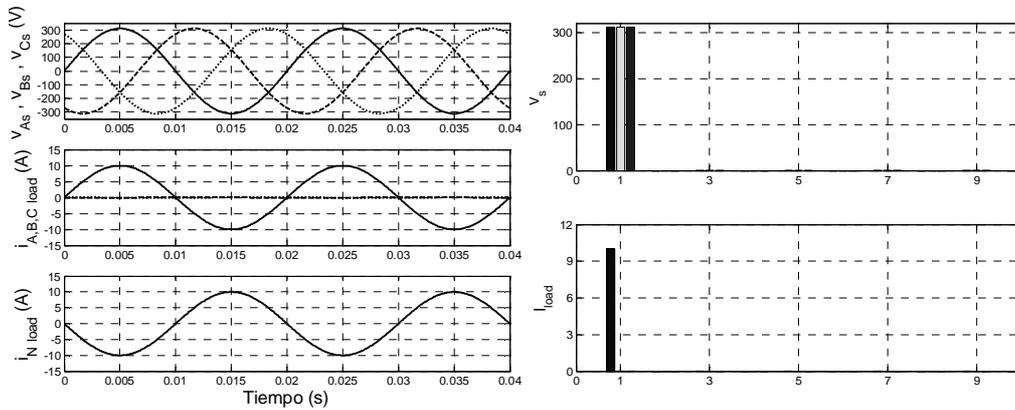


Figura 2-24 Tensiones en el pcc, corrientes de carga y espectro armónico de las mismas.

La tabla 2-13 muestra las principales magnitudes en formato IEEE 1459 a partir de las corrientes de carga y las tensiones de alimentación. La figura 2-25 presenta las corrientes que suministra el compensador ($i_{A\ SAPC}$, $i_{B\ SAPC}$, $i_{C\ SAPC}$) para cada modo de compensación y sus respectivos espectros armónicos, mientras que la figura 2-26 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) tras la compensación y sus espectros armónicos, según el modo de compensación empleado. En esta figura se ha cambiado algunas escalas para

facilitar su visualización. La tabla 2-14 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes según el modo de compensación.

| | | | | | |
|--------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|
| $V_e = 219.91 \text{ V}$ | | | $I_e = 5.77 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 219.91 \text{ V}$ | | $V_{eh} = 0.00 \text{ V}$ | $I_{e1} = 5.77 \text{ A}$ | | $I_{eh} = 0.00 \text{ A}$ |
| $V_1^+ = 219.91 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.00 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.00 \text{ V}$ | $I_1^+ = 2.36 \text{ A}$ | $I_1^- = 2.35 \text{ A}$ | $I_1^0 = 2.35 \text{ A}$ |
| $\phi_{v1+} = 0.00 \text{ rd}$ | $\phi_{v1-} = - \text{ rd}$ | $\phi_{v10} = - \text{ rd}$ | $\phi_{i1+} = 0.00 \text{ rd}$ | $\phi_{i1-} = 0.00 \text{ rd}$ | $\phi_{i10} = 0.00 \text{ rd}$ |
| $S_e = 3807.05 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 3807.05 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 0.00 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1555.00 \text{ va}$ | | $S_{Ul} = 3473.61 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 0.00 \text{ va}$ | $D_{eI} = 0.00 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1555.00 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 0.00 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = - \%$ | $THD_{eI} = - \%$ |
| $P = 1555.00 \text{ W}$ | | $P_1 = 1555.00 \text{ W}$ | | $P_H = 0.00 \text{ W}$ | |
| $P_A = 1555.00 \text{ W}$ | $P_B = 0.00 \text{ W}$ | $P_C = 0.00 \text{ W}$ | $P_F = 0.409$ | | |
| $P_{A1} = 1555.00 \text{ W}$ | $P_{B1} = 0.00 \text{ W}$ | $P_{C1} = 0.00 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.409$ | | |
| $P_1^+ = 1555.00 \text{ W}$ | $P_1^- = 0.00 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.00 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 1.000$ | | |
| $F_e = 0.409$ | | | | | |

Tabla 2-13 Tensiones, corrientes y potencias en la carga formato IEEE Std. 1459

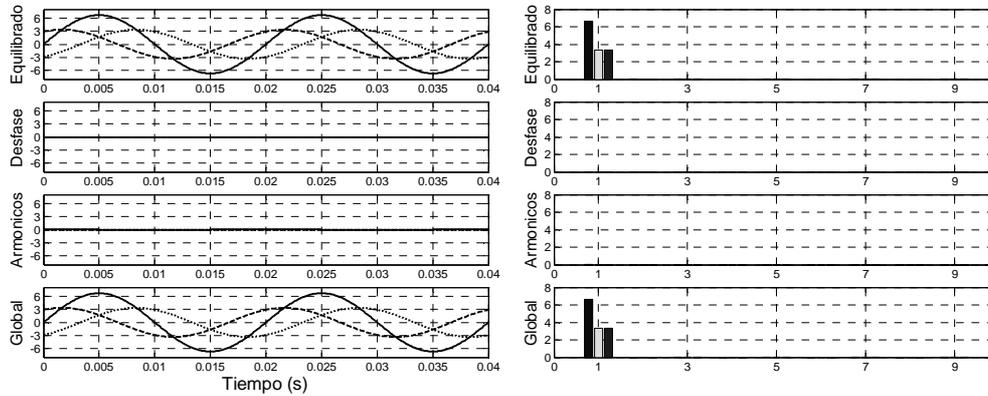


Figura 2-25 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos para cada modo de compensación.

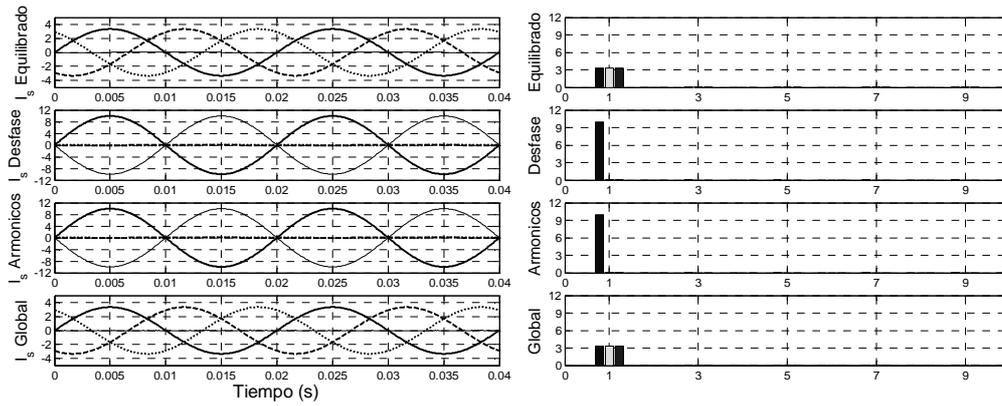


Figura 2-26 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada modo de compensación.

| | <i>Carga</i> | <i>Equilibrado</i> | <i>Desfase</i> | <i>Armónicos</i> | <i>Global</i> |
|----------------|--------------|--------------------|----------------|------------------|---------------|
| I_e (A) | 5.77 | 2.36 | 5.77 | 5.77 | 2.36 |
| I_{e1} (A) | 5.77 | 2.36 | 5.77 | 5.77 | 2.36 |
| I_{eh} (A) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_e (va) | 3807.05 | 1558.11 | 3807.05 | 3807.05 | 1558.11 |
| S_{e1} (va) | 3807.05 | 1558.11 | 3807.05 | 3807.05 | 1558.11 |
| S_{eN} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_1^+ (va) | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 |
| P (W) | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 |
| P_{A1} (W) | 1558.11 | 519.37 | 1555 | 1555 | 519.37 |
| P_{B1} (W) | 0.00 | 519.37 | 0.00 | 0.00 | 519.37 |
| P_{C1} (W) | 0.00 | 519.37 | 0.00 | 0.00 | 519.37 |
| P_1^+ (W) | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 |
| P_1^- (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^0 (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_H (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 3473.61 | 0.00 | 3473.61 | 3473.61 | 0.00 |
| D_{e1} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| THD_{e1} (%) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_F | 0.409 | 1.000 | 0.409 | 0.409 | 1.000 |
| P_{F1}^+ | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| F_e | 0.409 | 1.000 | 0.409 | 0.409 | 1.000 |

Tabla 2-14 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 durante la compensación.

El equilibrado de carga consigue que, para la componente fundamental, el conjunto carga - compensador se comporte como una carga cuya impedancia tiene una parte resistiva equilibrada. Por lo tanto, ante un sistema de alimentación senoidal y equilibrado, se obtiene un

consumo de potencia activa fundamental equilibrado como se observa en la tabla 2-14. El generador entrega un conjunto de corrientes activas fundamentales y de secuencia directa (figura 2-26). La potencia de desequilibrio S_{U1} se compensa por completo. Se alcanza la máxima eficiencia en el sistema y se consume la mínima corriente efectiva posible.

Los modos compensación de desfase y de armónicos no producen corriente de compensación alguna, quedando el sistema generador en la misma situación.

La compensación global tiene en este caso el mismo efecto que el equilibrado.

2.2.1.1.2. Tensiones de alimentación ideales. Carga desequilibrada y distorsionada.

Las tensiones de alimentación y las corrientes de carga se presentaron en el punto 2.1.5.1. Las magnitudes más representativas se mostraron en la tabla 2-1.

La figura 2-27 presenta las corrientes que suministra el compensador ($i_{A\ SAPC}$, $i_{B\ SAPC}$, $i_{C\ SAPC}$) para cada uno de los modos de compensación selectiva y sus respectivos espectros armónicos. La figura 2-28 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) tras la compensación (la línea de trazo fino es la corriente por el neutro) y sus espectros armónicos, según el modo de compensación empleado. La tabla 2-15 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes según la estrategia de compensación utilizada. En esta tabla se incluyen los valores obtenidos a partir de las corrientes y tensiones de carga.

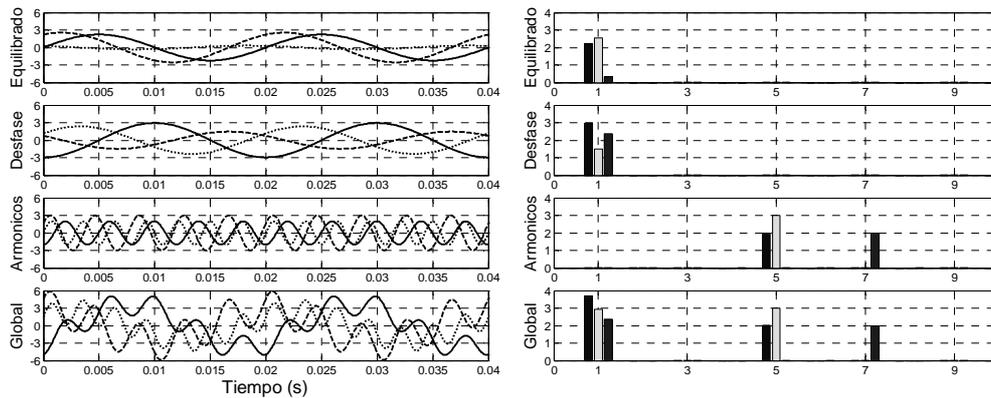


Figura 2-27 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos para cada modo de compensación.

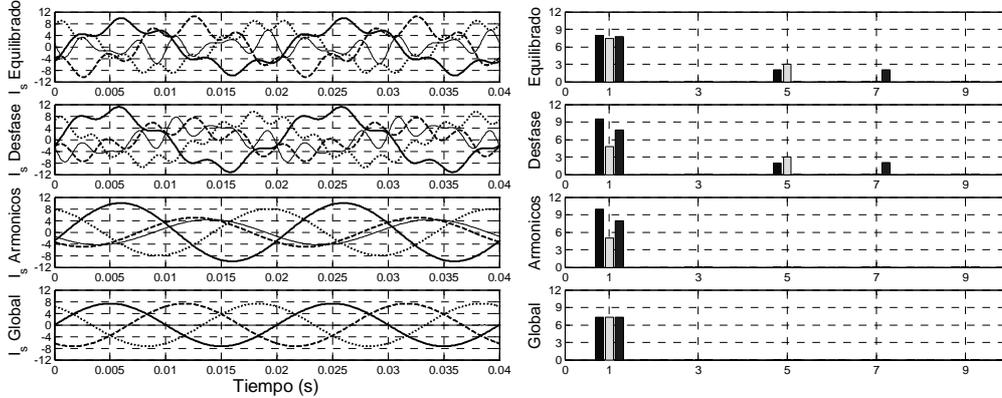


Figura 2-28 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada modo de compensación.

| | <i>Carga</i> | <i>Equilibrado</i> | <i>Desfase</i> | <i>Armónicos</i> | <i>Global</i> |
|----------------|--------------|--------------------|----------------|------------------|---------------|
| I_e (A) | 6.27 | 5.88 | 6.03 | 5.89 | 5.18 |
| I_{e1} (A) | 5.89 | 5.46 | 5.62 | 5.89 | 5.18 |
| I_{eh} (A) | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 0.00 | 0.00 |
| S_e (va) | 4137.59 | 3875.97 | 3975.16 | 3884.39 | 3416.76 |
| S_{e1} (va) | 3884.39 | 3604.44 | 3710.90 | 3884.39 | 3416.76 |
| S_{eN} (va) | 1425.18 | 1425.18 | 1425.18 | 0.00 | 0.00 |
| S_1^+ (va) | 3576.50 | 3576.50 | 3416.76 | 3576.50 | 3416.76 |
| P (W) | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 |
| P_{A1} (W) | 1485.55 | 1138.92 | 1485.55 | 1485.55 | 1138.92 |
| P_{B1} (W) | 742.77 | 1138.92 | 742.77 | 742.77 | 1138.92 |
| P_{C1} (W) | 1188.44 | 1138.92 | 1188.44 | 1188.44 | 1138.92 |
| P_1^+ (W) | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 |
| P_1^- (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^0 (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_H (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 1056.93 | 1056.93 | 0.00 | 1056.93 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 1515.63 | 447.90 | 1447.93 | 1515.63 | 0.00 |
| D_{el} (va) | 1425.18 | 1425.18 | 1425.18 | 0.00 | 0.00 |
| THD_{el} (%) | 36.69 | 39.54 | 38.41 | 0.00 | 0.00 |
| P_F | 0.826 | 0.882 | 0.860 | 0.880 | 1.000 |
| P_{F1}^+ | 0.955 | 0.955 | 1.000 | 0.955 | 1.000 |
| F_e | 0.826 | 0.882 | 0.860 | 0.880 | 1.000 |

Tabla 2-15 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

En este caso la carga incluye desequilibrio, desfase y distorsión. El equilibrado de carga consigue que para la componente fundamental se obtenga un consumo de potencia activa fundamental equilibrado como se observa en la tabla 2-15. Sin embargo, el equilibrado no consigue compensar por completo el desequilibrio fundamental S_{U1} en el sistema. Este hecho se debe a que las corrientes de compensación entregadas por el SAPC sólo incluyen parte de las corrientes fundamentales de secuencia inversa y homopolar, por ello S_{U1} se reduce sin llegar a cancelarse. La compensación del desfase, tal como se ha definido en (2.64) consigue la cancelación de Q_1^+ , sin embargo se aprecia una reducción en S_{U1} , este hecho indica que existe cierto grado de dependencia entre los dos modos de compensación. En (2.64) las corrientes de compensación obtenidas incluyen todas las componentes no activas fundamentales, por ello el generador debe entregar únicamente las componentes activas fundamentales por cada fase. Estas corrientes entregadas por el generador durante la compensación son desequilibradas, pero de menor valor (sólo la parte activa de I_{21}) reduciéndose el valor de corriente efectiva fundamental I_{e1} , lo cual implica que se reduzcan sus componentes de secuencia inversa y homopolar, ocasionando el decremento en S_{U1} . La compensación de armónicos y la compensación global presentan un funcionamiento óptimo.

2.2.1.1.3. Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas.
Corrientes de carga senoidales y equilibradas.

Las tensiones de alimentación y las corrientes de carga para este caso se presentaron en el punto 2.1.5.2, figura 2-9. Las magnitudes más representativas se mostraron en la tabla 2-3.

La figura 2-29 presenta las corrientes que suministra el compensador ($i_{A\ SAPC}$, $i_{B\ SAPC}$, $i_{C\ SAPC}$) para cada uno de los modos de compensación selectiva y sus respectivos espectros armónicos. La figura 2-30 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) tras la compensación (la línea de trazo fino es la corriente por el neutro) y sus espectros armónicos, según el modo de compensación empleado. La tabla 2-16 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes según la estrategia de compensación utilizada. En esta tabla se incluyen los valores obtenidos a partir de las corrientes y tensiones de carga.

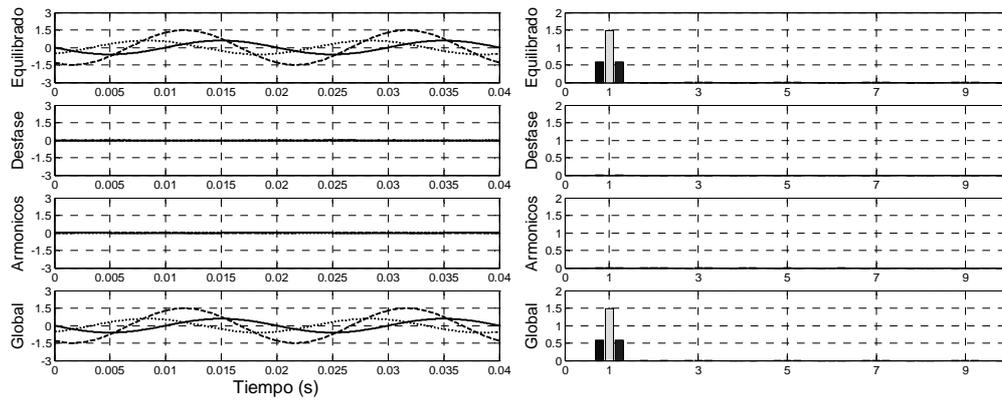


Figura 2-29 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos para cada modo de compensación.

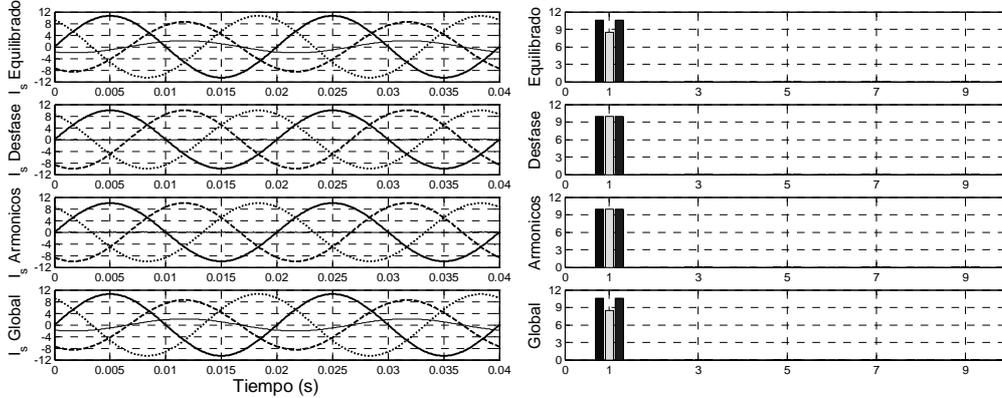


Figura 2-30 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada modo de compensación.

| | <i>Carga</i> | <i>Equilibrado</i> | <i>Desfase</i> | <i>Armónicos</i> | <i>Global</i> |
|----------------|--------------|--------------------|----------------|------------------|---------------|
| I_e (A) | 7.07 | 7.09 | 7.07 | 7.07 | 7.09 |
| I_{e1} (A) | 7.07 | 7.09 | 7.07 | 7.07 | 7.09 |
| I_{eh} (A) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_e (va) | 4375.97 | 4386.26 | 4375.97 | 4375.97 | 4386.26 |
| S_{e1} (va) | 4375.97 | 4386.26 | 4375.97 | 4375.97 | 4386.26 |
| S_{eN} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_1^+ (va) | 4360.00 | 4317.74 | 4360.00 | 4360.00 | 4317.74 |
| P (W) | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 |
| P_{A1} (W) | 1555.00 | 1647.65 | 1555.00 | 1555.00 | 1647.65 |
| P_{B1} (W) | 1250.00 | 1064.69 | 1250.00 | 1250.00 | 1064.69 |
| P_{C1} (W) | 1555.00 | 1647.65 | 1555.00 | 1555.00 | 1647.65 |
| P_1^+ (W) | 4360.00 | 4317.74 | 4360.00 | 4360.00 | 4317.74 |
| P_1^- (W) | 0.00 | 21.13 | 0.00 | 0.00 | 21.13 |
| P_1^0 (W) | 0.00 | 21.13 | 0.00 | 0.00 | 21.13 |
| P_H (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 373.55 | 772.23 | 373.55 | 373.55 | 772.23 |
| D_{e1} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| THD_{e1} (%) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_F | 0.996 | 0.994 | 0.996 | 0.996 | 0.994 |
| P_{FI}^+ | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| F_e | 0.996 | 0.984 | 0.996 | 0.996 | 0.984 |

Tabla 2-16 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

El modo de equilibrado, que hace que el conjunto formado por la carga y el compensador se comporte para el armónico fundamental como una carga con parte resistiva equilibrada, provoca consumos de corriente activa fundamental desequilibrados al existir desequilibrios de tensión. Por lo tanto, el valor de S_{U1} en las líneas del generador aumenta como se aprecia en la tabla 2-16.

Al no existir desfase ni distorsión, las corrientes de compensación para estos modos de funcionamiento son nulas como puede comprobarse en la figura 2-29.

La compensación global produce los mismos efectos adversos que el equilibrado, puesto que es el único modo de funcionamiento que genera corrientes de compensación. En este caso la compensación empeora el factor de eficiencia del sistema.

2.2.1.1.4. Tensiones de alimentación no senoidales (5° armónico) y equilibradas. Corrientes de carga no senoidales (7° armónico) y equilibradas.

Las tensiones de alimentación y las corrientes de carga se presentaron en el punto 2.1.5.5, figura 2-18. Las magnitudes más representativas se mostraron en la tabla 2-9.

La figura 2-31 presenta las corrientes que suministra el compensador ($i_{A\ SAPC}$, $i_{B\ SAPC}$, $i_{C\ SAPC}$) para cada uno de los modos de compensación selectiva y sus respectivos espectros armónicos. La figura 2-32 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) tras la compensación y sus espectros armónicos, según el modo de compensación empleado. La tabla 2-17 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes según la estrategia de compensación utilizada. En esta tabla se incluyen los valores obtenidos a partir de las corrientes y tensiones de carga.

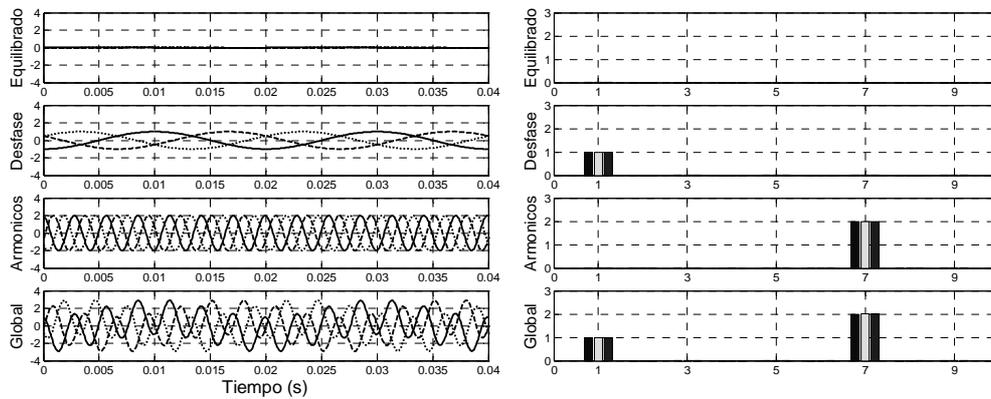


Figura 2-31 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos para cada modo de compensación.

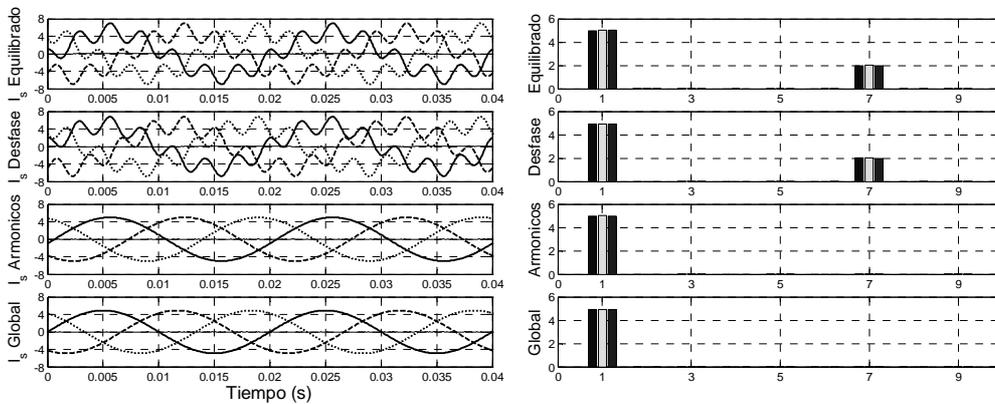


Figura 2-32 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada modo de compensación.

| | <i>Carga</i> | <i>Equilibrado</i> | <i>Desfase</i> | <i>Armónicos</i> | <i>Global</i> |
|----------------|--------------|--------------------|----------------|------------------|---------------|
| I_e (A) | 3.81 | 3.81 | 3.74 | 3.54 | 3.47 |
| I_{e1} (A) | 3.54 | 3.54 | 3.47 | 3.54 | 3.47 |
| I_{eh} (A) | 1.41 | 1.41 | 1.41 | 0.00 | 0.00 |
| S_e (va) | 2306.56 | 2306.56 | 2266.98 | 2141.59 | 2098.90 |
| S_{e1} (va) | 2100.00 | 2100.00 | 2058.14 | 2100.00 | 2058.14 |
| S_{eN} (va) | 954.06 | 954.06 | 950.40 | 420.00 | 411.63 |
| S_1^+ (va) | 2100.00 | 2100.00 | 2058.14 | 2100.00 | 2058.14 |
| P (W) | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 |
| P_{A1} (W) | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 |
| P_{B1} (W) | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 |
| P_{C1} (W) | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 |
| P_1^+ (W) | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 |
| P_1^- (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^0 (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_{II} (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 417.21 | 417.21 | 0.00 | 417.21 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| D_{e1} (va) | 840.00 | 840.00 | 840.00 | 0.00 | 0.00 |
| THD_{e1} (%) | 40.00 | 40.00 | 40.81 | 0.00 | 0.00 |
| P_F | 0.892 | 0.892 | 0.908 | 0.961 | 0.981 |
| P_{FI}^+ | 0.980 | 0.980 | 1.000 | 0.980 | 1.000 |
| F_e | 0.892 | 0.892 | 0.908 | 0.961 | 0.981 |

Tabla 2-17 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

Los resultados obtenidos y mostrados en la tabla 2-17, para una carga que presenta desfase y distorsión, alimentada por un sistema de tensiones distorsionado, pero donde los armónicos de tensión y corriente son de diferente orden, demuestran que los modos de compensación de desfase y distorsión son independientes entre sí. A tenor de los valores de D_{e1} y de Q_1^+ en la tabla 2-17, se comprueba la compensación de forma independiente. En ambos casos se logra un aumento del factor de eficiencia de la instalación. La compensación independiente de la distorsión deja a S_{eN} en su valor mínimo debido a la distorsión de tensión en el pcc (Tabla 2-9 $THD_{e1} = 20\%$). Sin embargo, cuando se compensa el desfase, se produce un ligero descenso en S_{eN} . Este descenso se debe a que la potencia efectiva de distorsión de tensión (D_{e1}) se calcula a partir de I_{e1} (ver ecuación 1.59) y esta corriente se ve reducida en las líneas del generador al compensarse el desfase como se aprecia en la tabla 2-17.

2.2.1.1.5. Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas.
Corrientes de carga senoidales y desequilibradas.

Las tensiones de alimentación y las corrientes de carga se presentaron en el punto 2.1.5.6, figura 2-21. Las magnitudes más representativas se mostraron en la tabla 2-11.

La figura 2-33 presenta las corrientes que suministra el compensador ($i_{A\ SAPC}$, $i_{B\ SAPC}$, $i_{C\ SAPC}$) para cada uno de los modos de compensación selectiva y sus respectivos espectros armónicos. La figura 2-34 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) tras la compensación (la línea de trazo fino es la corriente por el neutro) y sus espectros armónicos, según el modo de compensación empleado. En esta figura se ha cambiado algunas escalas para facilitar su visualización. La tabla 2-18 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes según la estrategia de compensación utilizada. En esta tabla se incluyen los valores obtenidos a partir de las corrientes y tensiones de carga.

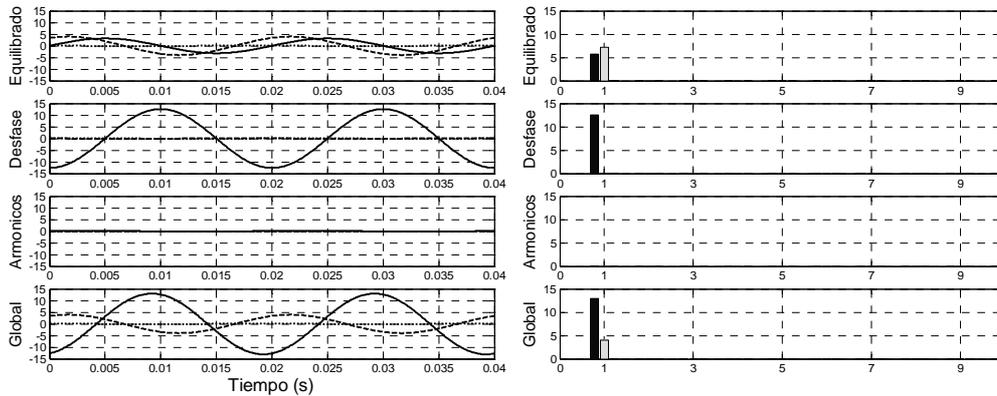


Figura 2-33 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos para cada modo de compensación.

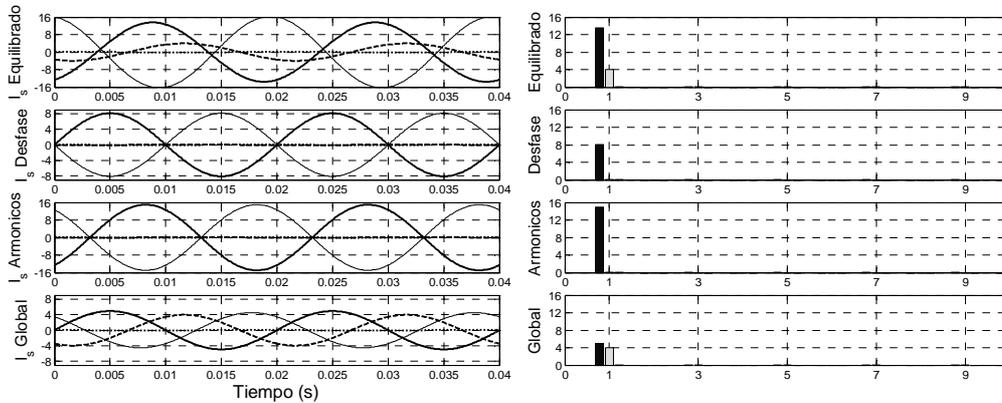


Figura 2-34 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada modo de compensación.

| | <i>Carga</i> | <i>Equilibrado</i> | <i>Desfase</i> | <i>Armónicos</i> | <i>Global</i> |
|----------------|--------------|--------------------|----------------|------------------|---------------|
| I_e (A) | 8.66 | 8.81 | 4.68 | 8.66 | 3.17 |
| I_{e1} (A) | 8.66 | 8.81 | 4.68 | 8.66 | 3.17 |
| I_{eh} (A) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_e (va) | 4047.70 | 4116.79 | 2186.98 | 4047.70 | 1481.95 |
| S_{e1} (va) | 4047.70 | 4116.79 | 2186.98 | 4047.70 | 1481.95 |
| S_{eN} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_1^+ (va) | 1402.60 | 1443.06 | 757.89 | 1402.60 | 830.39 |
| P (W) | 1260.27 | 1260.27 | 1260.27 | 1260.27 | 1260.27 |
| P_{A1} (W) | 1260.27 | 765.57 | 1260.27 | 1260.27 | 765.57 |
| P_{B1} (W) | 0.00 | 494.70 | 0.00 | 0.00 | 494.70 |
| P_{C1} (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^+ (W) | 757.89 | 830.39 | 757.89 | 757.89 | 830.39 |
| P_1^- (W) | -204.25 | -240.50 | 251.19 | -204.25 | 214.94 |
| P_1^0 (W) | 706.63 | 670.38 | 251.19 | 706.63 | 214.94 |
| P_{II} (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 1180.20 | 1180.20 | 0.00 | 1180.20 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 3796.92 | 3855.59 | 2051.46 | 3796.92 | 1227.45 |
| D_{e1} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| THD_{e1} (%) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_F | 0.311 | 0.306 | 0.576 | 0.311 | 0.850 |
| P_{FI}^+ | 0.540 | 0.575 | 1.000 | 0.540 | 1.000 |
| F_e | 0.187 | 0.202 | 0.347 | 0.187 | 0.560 |

Tabla 2-18 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

Este caso teórico presenta un desequilibrio extremo de corrientes y tensiones, con un factor de eficiencia del sistema muy pobre. Las magnitudes en la carga incluyen potencias activas de secuencia inversa y homopolar, siendo esta última negativa. Como se observa en la tabla 2-18, en este caso las corrientes de compensación propuestas para el equilibrado hacen aumentar el valor de S_{U1} tras la compensación al aumentar I_{e1} . El factor de eficiencia mejora levemente puesto que parte de P_1^- y de P_1^0 se transforman en P_1^+ . La compensación del desfase consigue la cancelación de Q_1^+ , sin embargo afecta en gran medida al desequilibrio reduciendo el valor de S_{U1} . Este hecho confirma que aunque se corrige Q_1^+ las corrientes de compensación definidas incorporan, además de los términos que identifican el desfase, términos de corriente que son parte de S_{U1} y que, por tanto, no se produce la compensación selectiva independiente de los fenómenos definidos mediante la IEEE Std. 1459. La máxima eficiencia en este caso, obtenida mediante la compensación global sigue siendo muy pobre debido al desequilibrio remanente tras la compensación.

2.2.2. Método de compensación selectiva basado en la IEEE Std. 1459.

Como aportación fundamental de esta tesis, se van a obtener las corrientes de compensación que permitirán la implementación de un SAPC selectivo basado en la norma IEEE Std. 1459-2000 [137]. Esta norma considera sólo potencia útil o eficiente a la potencia activa fundamental y de secuencia directa, que es la única que se transforma en otro tipo de energía aprovechable. Las potencias activas debidas a la distorsión armónica y a las componentes fundamentales de secuencia inversa y homopolar se consideran residuales y se engloban junto con el resto de ineficiencias, puesto que no transportan energía útil a la carga y se transforman en pérdidas en el sistema eléctrico. El diseño de un compensador activo teniendo en cuenta las definiciones incluidas en la IEEE Std. 1459 deberá utilizar la tensión de secuencia directa V_1^+ en el punto de conexión como referencia para el cálculo de las corrientes de compensación del sistema [27], [36], [71], [132]. Tras la compensación, el conjunto formado por la carga y el compensador activo alcanza la máxima eficiencia solo cuando se consume del sistema eléctrico la corriente senoidal fundamental en fase con V_1^+ , es decir, la corriente activa fundamental de secuencia directa I_{1a}^+ . El compensador actuará por tanto en un modo de absorción de corriente senoidal. A partir de las definiciones mostradas en el capítulo 1, se van a obtener las corrientes de compensación que permiten la cancelación o reducción de forma individual de cada uno de los fenómenos ineficientes que pueden presentarse en un sistema eléctrico.

Cuando la potencia del SAPC supere al conjunto de potencias no eficientes a compensar se verifica (2.65), donde no se han tenido en cuenta las pérdidas en el sistema electrónico de potencia. En estas condiciones el SAPC dispone de suficiente capacidad como para realizar una compensación global de todos los fenómenos no eficientes.

$$S_{SAPC} > \sqrt{(Q_1^+)^2 + (S_{U1})^2 + (S_{eN})^2} \quad (2.65)$$

La estrategia de compensación global basada en la IEEE Std. 1459 se describió en el punto 2.1.4.1 de este capítulo. Mediante la utilización de (2.46) se consigue que el conjunto formado por la carga y el compensador se comporten como un sistema eficiente que solo toma del generador corriente activa fundamental de secuencia directa (I_1^{+a}). Las corrientes de compensación que debe generar el SAPC en modo de compensación global se vuelven a escribir aquí por comodidad.

$$i_{zSAPC} = i_{zload} - i_{zload}^{+a}$$

Sin embargo, cuando se verifique (2.66), la utilización de la estrategia de compensación global no permitirá alcanzar la máxima eficiencia en el sistema puesto que no será posible lograr que el generador sólo suministre la corriente I_1^{+a} .

$$S_{SAPC} < \sqrt{(Q_1^+)^2 + (S_{U1})^2 + (S_{eN})^2} \quad (2.66)$$

En estas condiciones las corrientes del generador (i_{zs}) incluyen otros términos de corriente diferentes de I_1^{+a} lo cual determina que no se pueden compensar todos los fenómenos no eficientes presentes en el sistema. Cuando se verifica (2.66) se plantea que, dependiendo de las ineficiencias, podría ser más interesante emplear toda la potencia del SAPC en la compensación selectiva de un único fenómeno o alguna combinación de ellos. Para desarrollar un método de compensación selectiva a partir de la norma IEEE Std. 1459 será necesario identificar las diferentes componentes de las corrientes de carga.

En una primera división las corrientes de carga $i_{z\ load}$ se pueden descomponer en dos términos, la componente fundamental ($i_{z\ load1}$) y la corriente armónica ($i_{z\ loadH}$) como se expresa en (2.67). Esta división es análoga a la división de la potencia aparente efectiva en sus componentes fundamental y armónica, como se mostró en (1.53).

$$i_{z\ load} = i_{z\ load1} + i_{z\ loadH} \quad (2.66)$$

A partir de esta división, las corrientes que debe generar el SAPC para la compensación de los términos no fundamentales de las corrientes de carga se expresan en (2.67).

$$i_{z\ SAPC} = i_{z\ load} - i_{z\ load1} \quad (2.67a)$$

$$i_{z\ SAPC} = i_{z\ load} - \sqrt{2} \cdot I_{z\ load1} \sin(\omega_1 t + \phi_{I_{z1}}) \quad (2.67b)$$

Donde $\phi_{I_{z1}}$ es el desfase de la corriente fundamental en cada fase respecto al origen de ángulos.

La utilización de las corrientes definidas en (2.67) producen la reducción de la potencia aparente no fundamental (S_{eN}). Los demás términos de potencia, la potencia activa fundamental de secuencia directa (P_1^+), la potencia reactiva (Q_1^+) y la potencia de desequilibrio (S_{U1}) permanecerán en valores similares, idealmente no se verán afectados por la compensación. La figura 2-35 muestra los flujos de potencia en el sistema tras la compensación de S_{eN} .

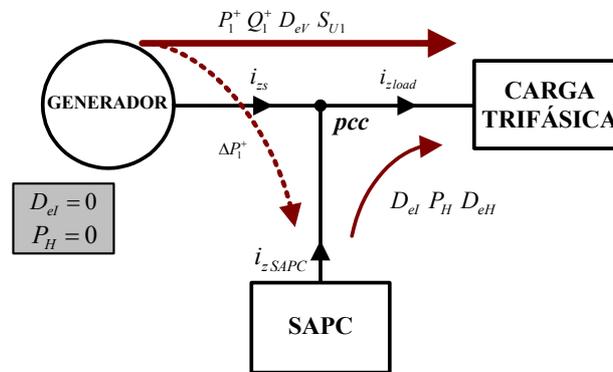


Figura 2-35 Flujos de corriente y potencias en el sistema con un SAPC compensando D_{eI} .

Cabe destacar que puesto que S_{eN} representa la potencia aparente no fundamental debida a las componentes no fundamentales de las tensiones y las corrientes, la compensación ideal mediante las corrientes propuestas en (2.67) sólo producirá la cancelación de la potencia efectiva de distorsión de corriente (D_{eI}), no pudiéndose afectar con un SAPC a los armónicos de las tensiones del pcc. Por ello, S_{eN} se reducirá a un valor mínimo e igual a la potencia efectiva de distorsión de tensión D_{eV} .

Se debe recordar que la potencia activa total P se compone de los términos fundamentales de secuencia directa (P_1^+), inversa (P_1^-) y homopolar (P_1^0), más la potencia activa armónica (P_H). P_1^- y P_1^0 se encuentran incluidas en S_{U1} , mientras que P_H es parte componente de S_{eN} . Al eliminarse los armónicos de corriente, la potencia activa armónica (P_H) tras la compensación será idealmente igual a cero. El hecho de que sea el SAPC quien entregue esta potencia activa a la carga hará necesaria la utilización de un regulador de tensión que obtendrá las corrientes de compensación para el mantenimiento del bus dc. Esto se traduce en un aumento equivalente a P_H de la potencia P_1^+ demandada al generador (ΔP_1^+). De esta forma en la figura 2-35, el generador sigue entregando toda la potencia activa P .

Seguidamente, para conseguir la cancelación o reducción de las magnitudes de potencia fundamentales, las corrientes de carga fundamentales deben de ser divididas. Teniendo en cuenta que tanto P_1^+ como Q_1^+ están asociadas a las tensiones y corrientes de secuencia directa (2.68), para obtener las corrientes de compensación asociadas a las mismas se deberá utilizar la transformación de Stokvis - Fortescue para descomponer las corrientes de carga fundamentales en sus componentes simétricas.

$$\begin{aligned} P_1^+ &= 3V_1^+ I_1^+ \cos\theta_1^+ \\ Q_1^+ &= 3V_1^+ I_1^+ \sin\theta_1^+ \\ \theta_1^+ &= \phi_{V_1^+} - \phi_{I_1^+} \end{aligned} \quad (2.68)$$

Mediante la utilización de las componentes simétricas directa (+), inversa (-) y homopolar (0) las componentes fundamentales de las corrientes de carga se pueden descomponer como en (2.69).

$$i_{z\ load1} = i_{z\ load1}^+ + i_{z\ load1}^- + i_{z\ load1}^0 \quad (2.69)$$

La corriente de carga fundamental de secuencia directa se divide a su vez en (2.70), a semejanza de la descomposición de potencias, en sus componentes activa ($i_{z\ load1}^{+a}$) y reactiva ($i_{z\ load1}^{+r}$).

$$i_{z\ load1}^+ = i_{z\ load1}^{+a} + i_{z\ load1}^{+r} \quad (2.70)$$

Las corrientes activas fundamentales instantáneas de secuencia directa ($i_{z\ load1}^{+a}$) están en fase con la tensión fundamental de secuencia directa en el pcc (v_{zs1}^+), mientras que las corrientes reactivas fundamentales de secuencia directa forman un ángulo de 90° con respecto a dichas

tensiones. La tensión fundamental de secuencia directa en la fase A, se elige como origen para la medida de los ángulos [132]. Consecuentemente, las corrientes de carga fundamentales pueden ser escritas mediante (2.71).

$$i_{zload1} = i_{zload1}^{+a} + i_{zload1}^{+r} + i_{zload1}^{-} + i_{zload1}^0 \quad (2.71)$$

Como se establece en [11], [32], [129]-[130], [135] y ya se ha comentado, la máxima eficiencia en el sistema eléctrico se alcanza cuando el generador solo entrega i_{zload1}^{+a} , por lo tanto, los otros tres términos de (2.71) están relacionados con potencias no eficientes y representan, por lo tanto, términos de corriente no deseables que deben ser compensados por el SAPC.

A partir de (2.68b) se identifica que la corriente i_{zload1}^{+r} está relacionada con la potencia Q_1^+ siendo la causante de la aparición del fenómeno de desfase tal como se entiende en la IEEE Std. 1459. Por lo tanto, las corrientes de compensación que permiten la compensación del fenómeno de desfase se escriben en (2.72).

$$i_{zSAPC} = i_{zload1}^{+r} \quad (2.72a)$$

$$i_{zSAPC} = \sqrt{2} [I_1^+ \sin(\theta_1^+)] \cdot \sin\left(\omega_1 t + \varphi_{z1}^+ - \frac{\pi}{2}\right) \quad (2.72b)$$

Donde se recuerda que φ_{z1}^+ representa el desfase de secuencia directa correspondiente a las tensiones de cada fase ($\varphi_{A1}^+ = 0^\circ$ para la fase A, $\varphi_{B1}^+ = -120^\circ$ para la fase B, and $\varphi_{C1}^+ = +120^\circ$ para la fase C).

Cuando el SAPC genera las corrientes de compensación definidas en (2.72) la potencia reactiva fundamental de secuencia directa Q_1^+ que entrega el generador será reducida e idealmente eliminada. Utilizando estas corrientes de compensación se produce la compensación independiente de Q_1^+ quedando el resto de potencias en los mismos valores que antes de la compensación. La figura 2-36 muestra los flujos de potencia en el sistema tras la compensación selectiva de Q_1^+ .

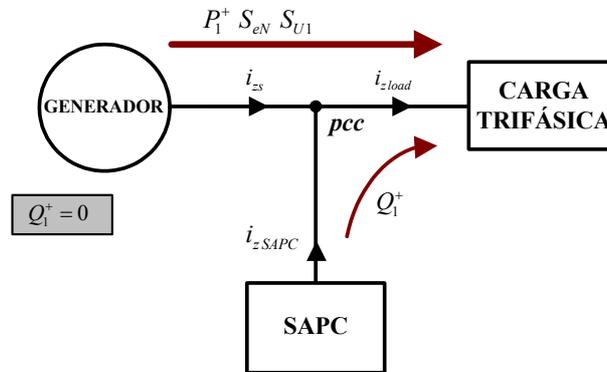


Figura 2-36 Flujos de corriente y potencias en el sistema con un SAPC compensando Q_1^+ .

Como se ha indicado anteriormente el generador de la figura 2-36 entrega toda la potencia activa de la carga.

La única potencia no eficiente fundamental que resta por identificar es la potencia de desequilibrio S_{U1} . La potencia de desequilibrio está relacionada con los dos términos de corriente restantes en (2.71). Las corrientes fundamentales de secuencia inversa y homopolar son las corrientes que identifican al fenómeno de desequilibrio y que ocasionan S_{U1} . Por lo tanto, las corrientes de compensación a utilizar para la reducción de S_{U1} son las que se expresan en (2.73). En (2.73b) las corrientes de compensación se obtienen restando de la componente fundamental de las corrientes de carga, su componente de secuencia directa.

$$i_{zSAPC} = i_{zload1}^- + i_{zload1}^0 \quad (2.73a)$$

$$i_{zSAPC} = \sqrt{2} [I_{zload1} \sin(\omega_1 t + \phi_{z1}^-) - I_1^+ \sin(\omega_1 t + \theta_1^+ + \phi_{z1}^+)] \quad (2.73b)$$

La utilización de las corrientes de compensación definidas en (2.73) permiten la reducción de S_{U1} . Sin embargo, al igual que ocurre con la potencia S_{eN} , S_{U1} representa los desequilibrios de corriente y los desequilibrios de tensión en el pcc. Este hecho causará que ante la presencia de tensiones de alimentación desequilibradas, la utilización de (2.73) consiga la reducción de S_{U1} hasta un valor mínimo que será el debido a los desequilibrios de tensión. Ante la ausencia de los mismos, S_{U1} se reducirá idealmente a cero. Los desequilibrios de corriente serán eliminados alcanzándose corrientes fundamentales equilibradas por el generador en cualquier caso. La figura 2-37 muestra los flujos de potencia en el sistema tras la compensación de S_{U1} .

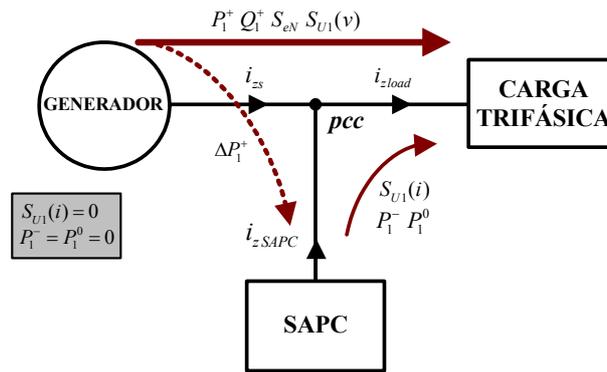


Figura 2-37 Flujos de corriente y potencias en el sistema con un SAPC compensando S_{U1} .

La compensación del desequilibrio de corrientes produce que se anulen las potencias activas residuales P_1^- y P_1^0 entregadas por el generador, con lo cual, esta potencia activa es entregada a la carga mediante el SAPC. La entrega de esta potencia activa producirá la descarga del bus dc, lo que hace necesaria la utilización de un regulador de tensión. Este modificará las corrientes de referencia para obtener del generador las corrientes activas para el mantenimiento del bus dc. Esto se traduce en un aumento de la potencia activa P_1^+ demandada al generador (ΔP_1^+)

que equivaldrá a la suma de las potencias activas entregadas por el SAPC. Se cumplirá para ello (2.74) donde, si se considerase el sistema real, habría que sumar las pérdidas en el mismo. De esta forma en la figura 2-37, el generador sigue entregando toda la potencia activa P .

$$\Delta P_1^+ = P_1^- + P_1^0 \quad (2.74)$$

La norma IEEE Std. 1459 se creó para el desarrollo de equipos de medida y con el objeto de aplicar penalizaciones sobre los usuarios que consumieran potencias no eficientes. En este aspecto, el hecho de que S_{U1} compute tanto los desequilibrios de corriente, achacables al usuario, como los de tensión, impuestos por la red de distribución, hace que no sea un parámetro adecuado con fines de penalización. Al igual que la descomposición desarrollada para la potencia S_{eN} , la potencia de desequilibrio debería ser desarrollada para obtener los términos de esta en función de los desequilibrios de tensión y de los de corriente. El término de S_{U1} asociado a los desequilibrios de corriente sería el parámetro adecuado para establecer la penalización al usuario.

Una vez que se han establecido los términos de corriente relacionados con las magnitudes de potencia establecidas en la IEEE Std. 1459, mediante combinaciones de las ecuaciones definidas es posible obtener las corrientes de compensación de cualquier combinación de fenómenos no eficientes. La compensación conjunta del desfase y del desequilibrio se obtiene mediante la combinación de las ecuaciones (2.72) y (2.73) que se presenta en (2.75).

$$i_{zSAPC} = i_{zload1}^{+r} + i_{zload1}^{-} + i_{zload1}^0 \quad (2.75)$$

La compensación global se alcanzará mediante la combinación de las ecuaciones (2.67), (2.72) y (2.73), su resultado se ofrece en (2.76).

$$i_{zSAPC} = i_{zload} - i_{zload1} + i_{zload1}^{+r} + i_{zload1}^{-} + i_{zload1}^0 \quad (2.76)$$

Ecuación esta que resulta equivalente a (2.46) si se tiene en cuenta (2.77).

$$i_{zSAPC} = i_{zload} - i_{zload1}^{+a} \quad (2.77)$$

El método para la obtención de las corrientes de referencia para el sistema de control a partir de estas ecuaciones se presentará en el siguiente capítulo (punto 3.5.1).

2.2.2.1. Análisis de la compensación selectiva basada en la IEEE Std. 1459

Se va a realizar el análisis de la compensación selectiva basada en la descomposición propuesta en esta tesis mediante la norma IEEE Std. 1459. Se realizará el análisis de los mismos casos tomados para la evaluación del método de compensación selectiva mediante la utilización de conductancias del punto 2.2.1.1. La estructura de los casos planteados es la misma que la que se ha seguido en los apartados anteriores y que se definió en el punto 2.1.5. Para cada uno de los casos analizados se presentan los resultados obtenidos para la compensación individual del desequilibrio, la compensación individual del desfase, la compensación individual de la distorsión de corriente y el caso de compensación conjunta del desequilibrio y del desfase. Se incluyen también los resultados para el caso de compensación global con IEEE Std. 1459 que fueron obtenidos en el punto 2.1.5 donde se analizaron las estrategias de compensación global.

2.2.2.1.1. Tensiones de alimentación ideales. Carga resistiva desequilibrada.

Las tensiones de alimentación y las corrientes de carga se presentaron en el punto 2.2.1.1.1 figura 2-24. Las magnitudes más representativas se mostraron en la tabla 2-13. La figura 2-38 presenta las corrientes que suministra el compensador durante la aplicación de cada uno de los métodos de compensación selectiva y sus respectivos espectros armónicos. La figura 2-39 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador durante la compensación (la línea de trazo fino es la corriente por el neutro) y sus espectros armónicos, según el modo de compensación empleado. La tabla 2-19 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes según la estrategia de compensación utilizada. En esta tabla se incluyen los valores obtenidos a partir de las corrientes y tensiones de carga.

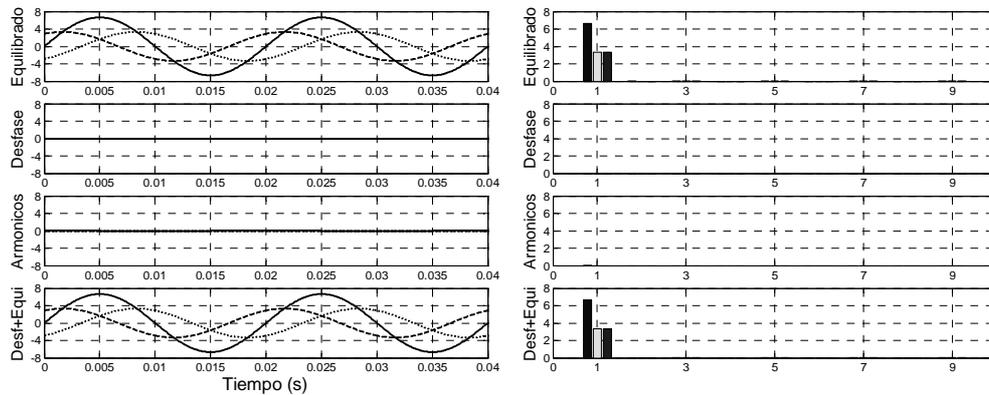


Figura 2-38 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos para cada modo de compensación.

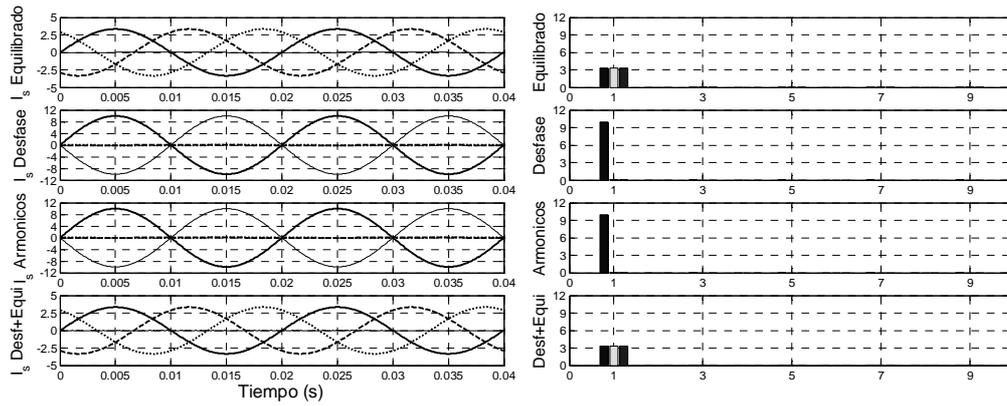


Figura 2-39 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada modo de compensación.

| | <i>Carga</i> | <i>Equilibrado</i> | <i>Desfase</i> | <i>Armónicos</i> | <i>Equilibrado y Desfase</i> | <i>Global</i> |
|----------------|--------------|--------------------|----------------|------------------|------------------------------|---------------|
| I_e (A) | 5.77 | 2.36 | 5.77 | 5.77 | 2.36 | 2.36 |
| I_{e1} (A) | 5.77 | 2.36 | 5.77 | 5.77 | 2.36 | 2.36 |
| I_{eh} (A) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_e (va) | 3807.05 | 1558.11 | 3807.05 | 3807.05 | 1558.11 | 1558.11 |
| S_{e1} (va) | 3807.05 | 1558.11 | 3807.05 | 3807.05 | 1558.11 | 1558.11 |
| S_{eN} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_1^+ (va) | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 |
| P (W) | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 |
| P_{A1} (W) | 1558.11 | 519.37 | 1558.11 | 1558.11 | 519.37 | 519.37 |
| P_{B1} (W) | 0.00 | 519.37 | 0.00 | 0.00 | 519.37 | 519.37 |
| P_{C1} (W) | 0.00 | 519.37 | 0.00 | 0.00 | 519.37 | 519.37 |
| P_1^+ (W) | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 | 1558.11 |
| P_1^- (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^0 (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_H (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 3473.61 | 0.00 | 3473.61 | 3473.61 | 0.00 | 0.00 |
| D_{e1} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| THD_{e1} (%) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_F | 0.409 | 1.000 | 0.409 | 0.409 | 1.000 | 1.000 |
| P_{F1}^+ | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| F_e | 0.409 | 1.000 | 0.409 | 0.409 | 1.000 | 1.000 |

Tabla 2-19 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

A partir de los datos de la tabla 2-19 se comprueba como el sistema cancela el fenómeno de desequilibrio en las corrientes sin afectar a ninguna otra potencia.

2.2.2.1.2. Tensiones de alimentación ideales. Carga desequilibrada y distorsionada.

Las tensiones de alimentación y las corrientes de carga se presentaron en el punto 2.1.5.1 figura 2-6. Las magnitudes más representativas se mostraron en la tabla 2-1. La figura 2-40 presenta las corrientes que suministra el compensador ($i_{A\ SAPC}$, $i_{B\ SAPC}$, $i_{C\ SAPC}$) durante la aplicación de cada uno de los métodos de compensación selectiva y sus respectivos espectros armónicos. La figura 2-41 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) tras la compensación (la línea de trazo fino es la corriente por el neutro) y sus espectros armónicos, según el modo de compensación empleado. La tabla 2-20 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes según la estrategia de compensación utilizada. En esta tabla se incluyen los valores obtenidos a partir de las corrientes y tensiones de carga.

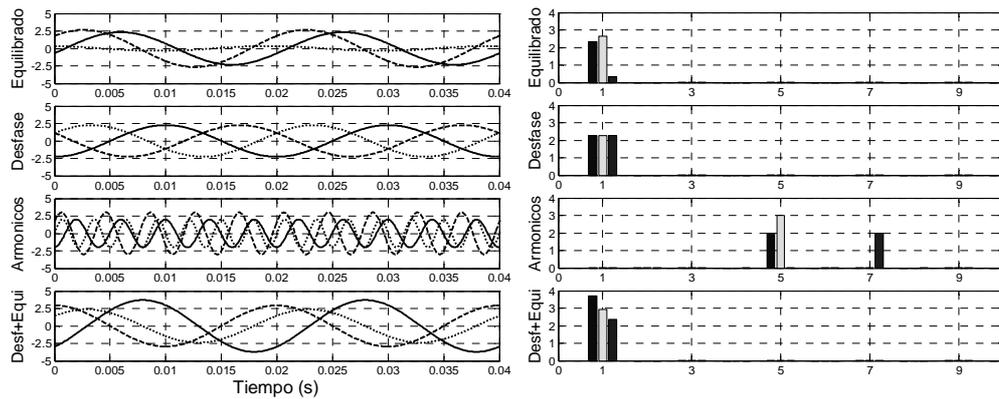


Figura 2-40 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos para cada modo de compensación.

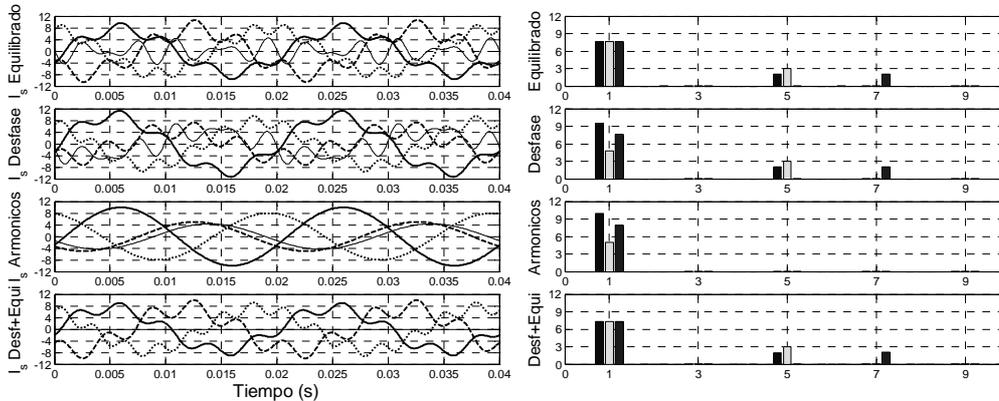


Figura 2-41 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada modo de compensación.

| | <i>Carga</i> | <i>Equilibrado</i> | <i>Desfase</i> | <i>Armónicos</i> | <i>Equilibrado y Desefase</i> | <i>Global</i> |
|----------------|--------------|--------------------|----------------|------------------|-------------------------------|---------------|
| I_c (A) | 6.27 | 5.84 | 6.06 | 5.89 | 5.61 | 5.18 |
| I_{c1} (A) | 5.89 | 5.42 | 5.67 | 5.89 | 5.18 | 5.18 |
| I_{eh} (A) | 2.16 | 2.16 | 2.16 | 0.00 | 2.16 | 0.00 |
| S_c (va) | 4137.59 | 3850.00 | 4000.32 | 3884.39 | 3702.08 | 3416.76 |
| S_{c1} (va) | 3884.39 | 3576.50 | 3737.83 | 3884.39 | 3416.76 | 3416.76 |
| S_{eN} (va) | 1425.18 | 1425.18 | 1425.18 | 0.00 | 1425.18 | 0.00 |
| S_1^+ (va) | 3576.50 | 3576.50 | 3416.76 | 3576.50 | 3416.76 | 3416.76 |
| P (W) | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 |
| P_{A1} (W) | 1485.55 | 1138.92 | 1485.55 | 1485.55 | 1138.92 | 1138.92 |
| P_{B1} (W) | 742.77 | 1138.92 | 742.77 | 742.77 | 1138.92 | 1138.92 |
| P_{C1} (W) | 1188.44 | 1138.92 | 1188.44 | 1188.44 | 1138.92 | 1138.92 |
| P_1^+ (W) | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 | 3416.76 |
| P_1^- (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^0 (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_H (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 1056.93 | 1056.93 | 0.00 | 1056.93 | 0.00 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 1515.63 | 0.00 | 1515.63 | 1515.63 | 0.00 | 0.00 |
| D_{e1} (va) | 1425.18 | 1425.18 | 1425.18 | 0.00 | 1425.18 | 0.00 |
| THD_{e1} (%) | 36.69 | 39.85 | 38.13 | 0.00 | 41.71 | 0.00 |
| P_F | 0.826 | 0.887 | 0.854 | 0.880 | 0.923 | 1.000 |
| P_{F1}^+ | 0.955 | 0.955 | 1.000 | 0.955 | 1.000 | 1.000 |
| F_e | 0.826 | 0.887 | 0.854 | 0.880 | 0.923 | 1.000 |

Tabla 2-20 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

Para un sistema de tensiones de alimentación senoidales y equilibradas, ante la presencia de corrientes de carga que incluyen componentes no fundamentales, así como desfase y desequilibrio en la componente fundamental, los datos de la tabla 2-20 demuestran que cada uno de los modos de funcionamiento selectivo consiguen la cancelación exclusiva del fenómeno deseado. Este hecho indica que la descomposición de corrientes planteada identifica adecuadamente los términos de potencia. Los resultados ofrecidos por la compensación conjunta del desequilibrio y el desfase vienen a constatar a su vez este hecho. Cada uno de los modos de funcionamiento selectivo ofrecen una mejora diferente del factor de eficiencia según la magnitud de la potencia compensada. En este caso el mayor factor de eficiencia lo ofrece la compensación del desequilibrio puesto que es la potencia de mayor peso en la carga. La compensación conjunta del desequilibrio y el desfase ofrecen una importante mejora del factor de eficiencia. La compensación global consigue alcanzar el máximo factor de eficiencia en las líneas del generador.

2.2.2.1.3. Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas.
Corrientes de carga senoidales y equilibradas.

Las tensiones de alimentación y las corrientes de carga se presentaron en el punto 2.1.5.2, figura 2-9. Las magnitudes más representativas se mostraron en la tabla 2-3. La figura 2-42 presenta las corrientes que suministra el compensador ($i_{A\ SAPC}$, $i_{B\ SAPC}$, $i_{C\ SAPC}$) para cada uno de los modos de compensación selectiva y sus respectivos espectros armónicos. La figura 2-43 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) tras la compensación (la línea de trazo fino es la corriente por el neutro) y sus espectros armónicos, según el modo de compensación empleado. La tabla 2-21 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes según la estrategia de compensación utilizada. En esta tabla se incluyen los valores obtenidos a partir de las corrientes y tensiones de carga.

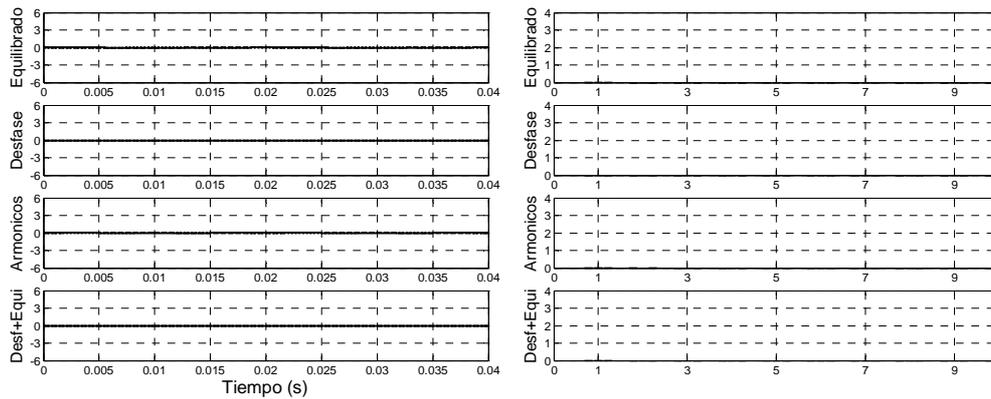


Figura 2-42 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos para cada modo de compensación.

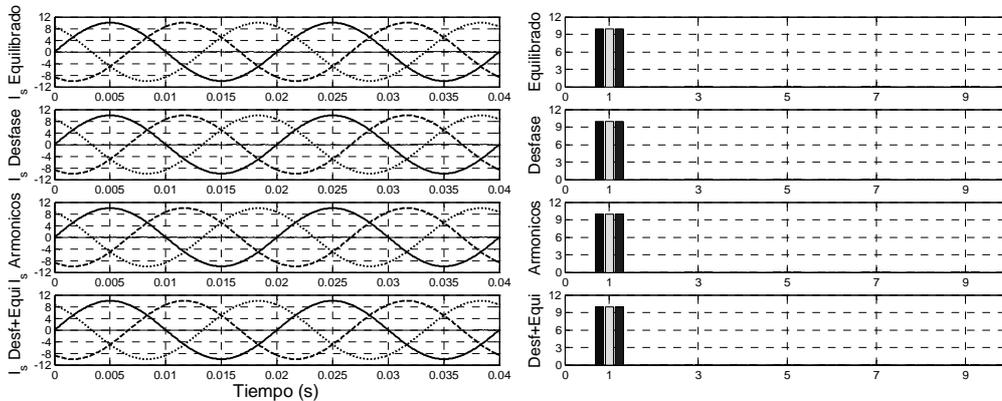


Figura 2-43 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada modo de compensación.

| | <i>Carga</i> | <i>Equilibrado</i> | <i>Desfase</i> | <i>Armónicos</i> | <i>Equilibrado y Desefase</i> | <i>Global</i> |
|----------------|--------------|--------------------|----------------|------------------|-------------------------------|---------------|
| I_c (A) | 7.07 | 7.07 | 7.07 | 7.07 | 7.07 | 7.07 |
| I_{c1} (A) | 7.07 | 7.07 | 7.07 | 7.07 | 7.07 | 7.07 |
| I_{en} (A) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_c (va) | 4375.97 | 4375.97 | 4375.97 | 4375.97 | 4375.97 | 4375.97 |
| S_{c1} (va) | 4375.97 | 4375.97 | 4375.97 | 4375.97 | 4375.97 | 4375.97 |
| S_{eN} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_1^+ (va) | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 |
| P (W) | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 |
| P_{A1} (W) | 1555.00 | 1555.00 | 1555.00 | 1555.00 | 1555.00 | 1555.00 |
| P_{B1} (W) | 1250.00 | 1250.00 | 1250.00 | 1250.00 | 1250.00 | 1250.00 |
| P_{C1} (W) | 1555.00 | 1555.00 | 1555.00 | 1555.00 | 1555.00 | 1555.00 |
| P_1^+ (W) | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 | 4360.00 |
| P_1^- (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^0 (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_H (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 373.55 | 373.55 | 373.55 | 373.55 | 373.55 | 373.55 |
| D_{e1} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| THD_{e1} (%) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_F | 0.996 | 0.996 | 0.996 | 0.996 | 0.996 | 0.996 |
| P_{FI}^+ | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 | 1.000 |
| F_c | 0.996 | 0.996 | 0.996 | 0.996 | 0.996 | 0.996 |

Tabla 2-18 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

Para un sistema de tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas, aun cuando las corrientes de carga sean ideales, el desequilibrio de tensiones provoca que el valor de SU1 sea distinto de cero, y achacable únicamente al desequilibrio de tensión ya que, esta potencia, computa tanto los desequilibrios de corriente como los de tensión. Sin embargo, el SAPC en estas condiciones no produce corriente de compensación alguna. Al ser las corrientes ideales, toda la potencia activa del sistema es fundamental y de secuencia directa. El factor de eficiencia que tiene la instalación es el máximo ya que las tensiones de alimentación en el pcc vienen impuestas por el generador. El SAPC no puede mejorar la eficiencia de este sistema.

2.2.2.1.4. Tensiones de alimentación no senoidales (5° armónico) y equilibradas. Corrientes de carga no senoidales (7° armónico) y equilibradas.

Las tensiones de alimentación y las corrientes de carga se presentaron en el punto 2.1.5.5, figura 2-18. Las magnitudes más representativas se mostraron en la tabla 2-9. La figura 2-44 presenta las corrientes que suministra el compensador ($i_{A\ SAPC}$, $i_{B\ SAPC}$, $i_{C\ SAPC}$) para cada uno de los modos de compensación selectiva y sus respectivos espectros armónicos. La figura 2-45 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) tras la compensación y sus espectros armónicos, según el modo de compensación empleado. La tabla 2-22 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes según la estrategia de compensación utilizada. En esta tabla se incluyen los valores obtenidos a partir de las corrientes y tensiones de carga.

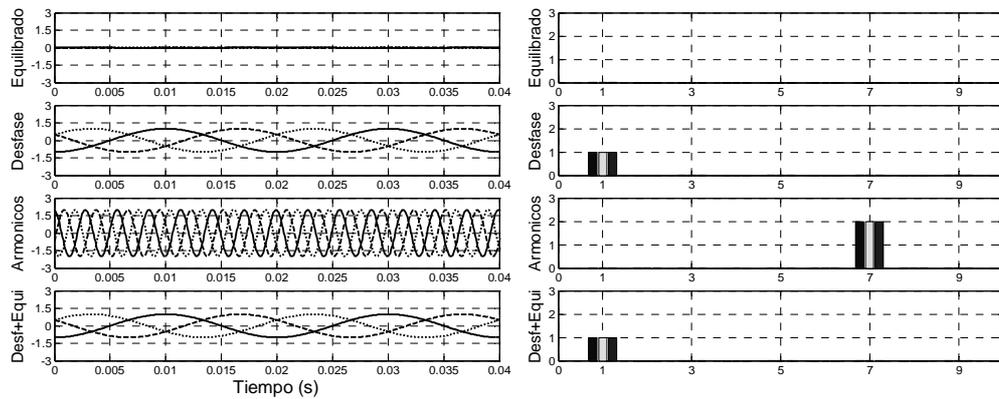


Figura 2-44 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos para cada modo de compensación.

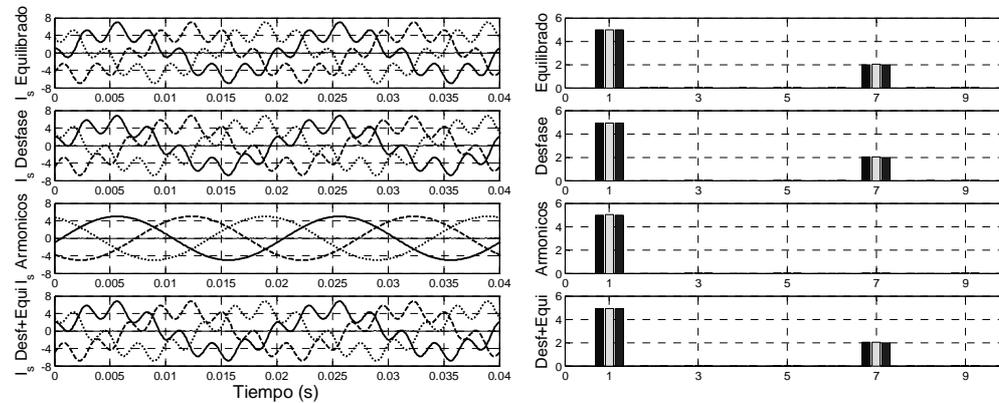


Figura 2-45 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada modo de compensación.

| | <i>Carga</i> | <i>Equilibrado</i> | <i>Desfase</i> | <i>Armónicos</i> | <i>Equilibrado y Desequilibrio</i> | <i>Global</i> |
|----------------|--------------|--------------------|----------------|------------------|------------------------------------|---------------|
| I_e (A) | 3.81 | 3.81 | 3.74 | 3.54 | 3.74 | 3.47 |
| I_{e1} (A) | 3.54 | 3.54 | 3.47 | 3.54 | 3.47 | 3.47 |
| I_{eh} (A) | 1.41 | 1.41 | 1.41 | 0.00 | 1.41 | 0.00 |
| S_e (va) | 2306.56 | 2306.56 | 2266.98 | 2141.59 | 2266.98 | 2098.90 |
| S_{e1} (va) | 2100.00 | 2100.00 | 2058.14 | 2100.00 | 2058.14 | 2058.14 |
| S_{eN} (va) | 954.06 | 954.06 | 950.40 | 420.00 | 950.40 | 411.63 |
| S_1^+ (va) | 2100.00 | 2100.00 | 2058.14 | 2100.00 | 2058.14 | 2058.14 |
| P (W) | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 |
| P_{A1} (W) | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 |
| P_{B1} (W) | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 |
| P_{C1} (W) | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 | 686.05 |
| P_1^+ (W) | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 | 2058.14 |
| P_1^- (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^0 (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_H (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 417.21 | 417.21 | 0.00 | 417.21 | 0.00 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| D_{ei} (va) | 840.00 | 840.00 | 840.00 | 0.00 | 840.00 | 0.00 |
| THD_{ei} (%) | 40.00 | 40.00 | 40.81 | 0.00 | 40.81 | 0.00 |
| P_F | 0.892 | 0.892 | 0.908 | 0.961 | 0.908 | 0.981 |
| P_{FI}^+ | 0.980 | 0.980 | 1.000 | 0.980 | 1.000 | 1.000 |
| F_e | 0.892 | 0.892 | 0.908 | 0.961 | 0.908 | 0.981 |

Tabla 2-22 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

Ante un sistema de tensiones de alimentación y corrientes de carga como el presentado en la figura 2-18, en el que tanto las tensiones como las corrientes presentan distorsión, aunque en armónicos de orden distinto, el resultado la utilización de los diferentes modos de compensación selectiva propuestos se muestra en la tabla 2-22. La distorsión presente en la tensión en el pcc viene impuesta por el generador. El valor de S_{eN} estará compuesto en parte por la potencia de distorsión de tensión (D_{eV}) y, en parte, por la potencia equivalente de distorsión de corriente (D_{ei}). El resultado de la compensación del fenómeno de la distorsión (columna armónicos en las tablas) ofrece la cancelación de la parte de distorsión correspondiente a las corrientes ($D_{ei} = 0$), el valor que queda en S_{eN} es el debido a la distorsión de tensión que viene impuesta por el generador. Se comprueba como Q_1^+ se cancela completamente y de forma totalmente independiente.

2.2.2.1.5. Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas.
Corrientes de carga senoidales y desequilibradas.

Las tensiones de alimentación y las corrientes de carga se presentaron en el punto 2.1.5.6, figura 2-21. Las magnitudes más representativas se mostraron en la tabla 2-11. La figura 2-46 presenta las corrientes que suministra el compensador ($i_{A\ SAPC}$, $i_{B\ SAPC}$, $i_{C\ SAPC}$) para cada uno de los modos de compensación selectiva y sus respectivos espectros armónicos. La figura 2-47 muestra las corrientes que serían suministradas por el generador (i_{As} , i_{Bs} , i_{Cs}) tras la compensación (la línea de trazo fino es la corriente por el neutro) y sus espectros armónicos, según el modo de compensación empleado. La tabla 2-23 resume de forma comparativa los valores de las principales magnitudes según la estrategia de compensación utilizada. En esta tabla se incluyen los valores obtenidos a partir de las corrientes y tensiones de carga.

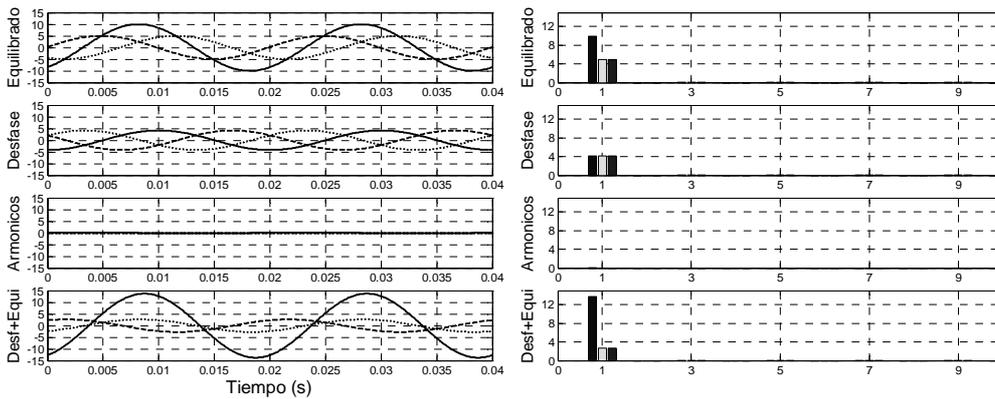


Figura 2-46 Corrientes suministradas por el compensador y sus espectros armónicos para cada modo de compensación.

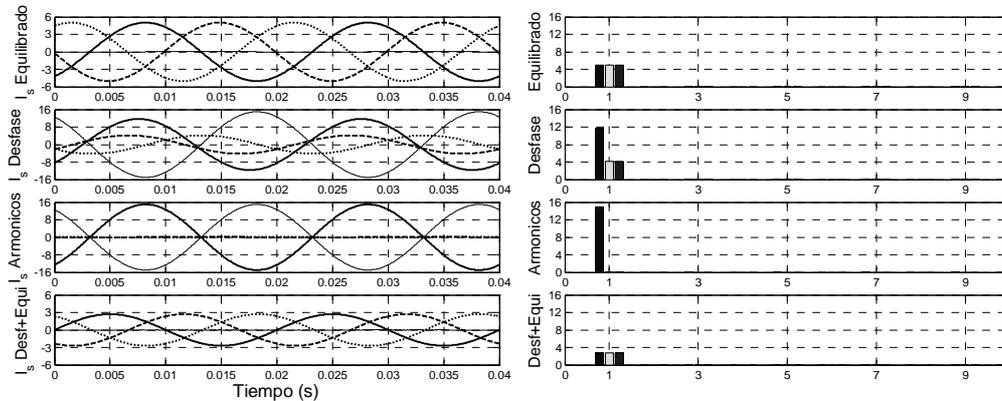


Figura 2-47 Corrientes suministradas por el generador y espectro armónico para cada modo de compensación.

| | <i>Carga</i> | <i>Equilibrado</i> | <i>Desfase</i> | <i>Armónicos</i> | <i>Equilibrado y Desefase</i> | <i>Global</i> |
|----------------|--------------|--------------------|----------------|------------------|-------------------------------|---------------|
| I_c (A) | 8.66 | 3.54 | 8.13 | 8.66 | 1.91 | 1.91 |
| I_{c1} (A) | 8.66 | 3.54 | 8.13 | 8.66 | 1.91 | 1.91 |
| I_{eh} (A) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_e (va) | 4046.52 | 1653.29 | 3800.01 | 4046.52 | 893.95 | 893.95 |
| S_{e1} (va) | 4046.52 | 1653.29 | 3800.01 | 4046.52 | 893.95 | 893.95 |
| S_{eN} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| S_1^+ (va) | 1403.18 | 1403.18 | 758.71 | 1403.18 | 758.71 | 758.71 |
| P (W) | 1260.27 | 758.71 | 1260.27 | 1260.27 | 758.71 | 758.71 |
| P_{A1} (W) | 1260.26 | 420.60 | 1260.26 | 1260.26 | 420.60 | 420.60 |
| P_{B1} (W) | 0.00 | 338.10 | 0.00 | 0.00 | 338.10 | 338.10 |
| P_{C1} (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^+ (W) | 758.71 | 758.71 | 758.71 | 758.71 | 758.71 | 758.71 |
| P_1^- (W) | -204.68 | 0.00 | -204.68 | -204.68 | 0.00 | 0.00 |
| P_1^0 (W) | 706.24 | 0.00 | 706.24 | 706.24 | 0.00 | 0.00 |
| P_H (W) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| Q_1^+ (var) | 1180.37 | 1180.37 | 0.00 | 1180.37 | 0.00 | 0.00 |
| S_{U1} (va) | 3795.45 | 874.33 | 3723.50 | 3795.45 | 472.76 | 472.76 |
| D_{e1} (va) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| THD_{e1} (%) | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| P_F | 0.311 | 0.459 | 0.332 | 0.311 | 0.849 | 0.849 |
| P_{F1}^+ | 0.541 | 0.541 | 1.000 | 0.541 | 1.000 | 1.000 |
| F_e | 0.187 | 0.459 | 0.200 | 0.187 | 0.849 | 0.849 |

Tabla 2-23 Tensiones, corrientes y potencias formato IEEE Std. 1459 tras la compensación.

Por último se ha presentado un caso de desequilibrio extremo tanto en las tensiones de alimentación como en las corrientes de carga. En este caso se comprueba como el SAPC consigue cancelar el fenómeno de desfase, mientras que la compensación de desequilibrio mantiene el valor correspondiente al desequilibrio de tensiones en el pcc. En comparación con el caso 2.2.2.1.3, aquí se observa en la tabla 2-23 como las corrientes absorbidas por la carga en las condiciones de alimentación presentadas, provocan la aparición de potencias activas residuales. Este hecho se produce debido a la existencia tanto de componentes fundamentales de tensión de secuencias inversa (V_1^-) y homopolar (V_1^0) como de corriente (I_1^- e I_1^0). Tanto P_1^- como P_1^0 están asociadas al fenómeno del desequilibrio, lo cual se confirma cuando al compensar este fenómeno, se cancelan I_1^- e I_1^0 y desaparecen estas potencias. En este caso, el SAPC se encuentra aportando la potencia activa correspondiente a estas potencias y por ello, el valor de la potencia activa total P en las líneas del generador decrece. Aquí es donde el regulador de tensión del bus dc se hace necesario pues este aporte de potencia activa provocará el descenso de la tensión en el bus dc del SAPC. será el encargado de demandar del generador la potencia P_1^+ necesaria para compensar estos aportes de P_1^- y P_1^0 . Finalmente la potencia

activa aportada por el generador debe ser la misma potencia activa que demanda la carga pero suministrada como P_1^+ .

En la tabla 2-23 se puede apreciar un descenso en S_{U1} cuando se compensa Q_1^+ . Teniendo en cuenta que S_{U1} engloba a los productos cruzados de la corriente fundamental de secuencia directa (I_1^+) con las componentes inversa y homopolar de la tensión, la reducción de I_1^+ que se produce al compensarse Q_1^+ produce la reducción del valor de S_{U1} . Lógicamente, el valor de la potencia provocada por el desequilibrio de tensión (siendo las tensiones impuestas en el pcc), depende del valor de la corriente efectiva fundamental y de sus componentes.

2.3. Conclusiones

- Del análisis de las estrategias de compensación global del punto 2.1 se concluye que las estrategias de compensación activa clásicas, $p-q$ e $id-iq$, presentan problemas cuando las tensiones de alimentación incluyen desequilibrios y distorsión. La estrategia UPF siempre reproducirá en las corrientes las ineficiencias presentes en las tensiones en el pcc. Desde el punto de vista armónico, según las condiciones de las tensiones de alimentación, estas estrategias pueden no llegar a cumplir las normativas sobre niveles máximos admisibles de armónicos de corriente [20]-[22].
- Se ha desarrollado una estrategia de compensación global para la absorción de corriente senoidal basada en la IEEE Std. 1459. Mediante esta estrategia de compensación se consigue el mejor factor de eficiencia en las líneas del generador. Utilizando esta estrategia se consigue, en cualquier caso, un consumo de corriente senoidal, equilibrado y, en fase con la componente fundamental de secuencia directa de las tensiones en el punto de conexión común. Se ha demostrado que permite alcanzar la máxima eficiencia posible en todos los casos [32].
- Frente al factor de potencia, el factor de eficiencia que se ha definido, por el hecho de descartar las potencias activas residuales (P_1^-, P_1^0, P^H), resulta el factor de mérito ideal para determinar la eficiencia conjunta de la red de distribución y de la instalación en el punto de conexión.
- Se han desarrollado dos estrategias de compensación selectiva de fenómenos no eficientes. A partir de la utilización de las conductancias equivalentes definidas en el punto 2.2.1 se han definido tres juegos de corrientes independientes que permiten la implementación de un compensador selectivo. Sin embargo, estos juegos de corrientes no cuantifican correctamente el fenómeno de desequilibrio tal como se definen en la norma IEEE Std. 1459. Por ello, no es posible conseguir la compensación de forma independiente de cada fenómeno no eficiente. Las corrientes definidas para la compensación del desfase incluyen términos que afectan al desequilibrio del sistema. Por el contrario, estos términos no existen en las corrientes de compensación para

equilibrado y, por ello, no se equilibran correctamente las corrientes fundamentales a través del generador cuando existe desfase fundamental o desequilibrios de tensión fundamentales en el pcc. La segunda estrategia desarrollada, en el punto 2.2.2, se basa en la obtención de las corrientes de compensación a partir de la descomposición de potencias propuesta en la IEEE Std. 1459. De forma análoga a esta descomposición de potencias, se han obtenido los juegos de corrientes de compensación que permiten a un SAPC la compensación independiente de los fenómenos no eficientes definidos, o cualquier combinación de los mismos [137]. Esta estrategia de compensación selectiva resulta el complemento ideal a la estrategia de compensación global basada en la IEEE 1459, que presenta el mejor factor de eficiencia de entre las estrategias de compensación global analizadas [137].

- Los resultados del análisis realizado en este capítulo son la base que justifica el desarrollo de un compensador SAPC selectivo basado en la IEEE 1459. En los siguientes capítulos se va a desarrollar, simular y materializar experimentalmente un SAPC basado en la IEEE Std. 1459.

3. Análisis del compensador activo de potencia.

Un compensador activo de potencia en paralelo o derivación (Shunt APC o SAPC) actúa como una fuente de corriente controlada. El diagrama unifilar de conexión de un SAPC con los flujos de corriente implicados se mostró en la figura 2-1, aunque se vuelven a incluir aquí para mayor comodidad (figura 3-1). El objetivo de un SAPC es el de mejorar la eficiencia del sistema aguas arriba del punto de conexión común (pcc) entre la red de distribución, la carga y el propio SAPC. El sistema de control del SAPC, a partir de las corrientes de carga ($i_{z\ load}$) y de las tensiones en el pcc (v_{zs}) identifica las corrientes relacionadas con los fenómenos no eficientes provocados por la carga y que empeoran la calidad del sistema eléctrico. Una vez identificadas, el SAPC genera unas corrientes de compensación ($i_{z\ SAPC}$) que incluyen las corrientes no eficientes que consume la carga, y que al ser generadas por el SAPC, ya no deberán ser proporcionadas y transportadas por la red de suministro (i_{zs}), reduciéndose así las pérdidas en las líneas, aumentando la capacidad de la red, mejorándose la calidad de la misma y logrando un ahorro energético. La conexión del SAPC consigue que el conjunto formado por la carga y el propio compensador se comporten, desde el punto de vista del sistema de distribución, como una carga eficiente que sólo consume corrientes eficientes.

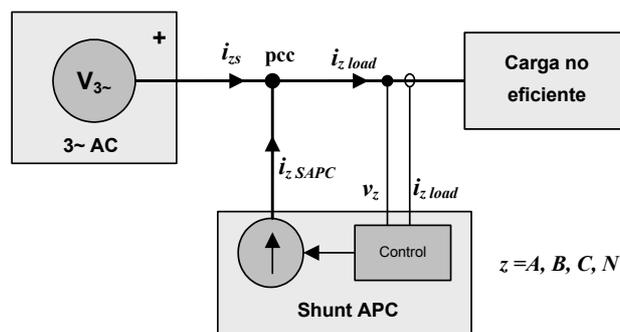


Figura 3-1. Diagrama de conexión y flujos de corriente.

Las estrategias de compensación para SAPC's se han presentado en el capítulo 2. El compensador selectivo basado en la IEEE Std. 1459 propuesto en el punto 2.2.2 permite definir diferentes corrientes de compensación que producen distintos grados de mejora del sistema desde el punto de vista del generador eléctrico ("aguas arriba" del pcc). Pueden encontrarse en la bibliografía, trabajos en los que se desarrollan compensadores selectivos [37]-[41], [135]-[136], sin embargo, no existe en la bibliografía una herramienta de compensación selectiva como la que se presenta en esta tesis, cuya selectividad se apoya en la utilización de una teoría de la potencia eléctrica que permite la correcta identificación de las corrientes que causan cada

uno de los fenómenos que se consideran no eficientes en los sistemas eléctricos. De esta forma, el compensador activo desarrollado puede mitigar los fenómenos no eficientes de desfase, desequilibrio y distorsión armónica, de forma independiente o cualquier combinación de ellos, incluso todos a la vez implementando el extendido compensador global.

En el presente capítulo se detalla el diseño del compensador activo de potencia propuesto. Se describe la topología de la etapa de potencia utilizada, así como su modelización y el sistema de control del SAPC. El detalle del sistema de control incluye la descripción del sistema de medidas, el método de obtención de las corrientes de referencia basado en la utilización de un algoritmo DFT con ventana deslizante, el diseño del regulador de corriente y el desarrollo de un nuevo modulador PWM basado en la técnica de la modulación vectorial aplicado a la topología de la etapa de potencia empleada.

3.1. Descripción de la etapa de potencia.

Como se presentó en el capítulo 1, para la implementación de la etapa de potencia de un SAPC existen múltiples alternativas. Convertidores de potencia implementados mediante inversores de dos niveles, de tres y cuatro ramas, así como inversores multinivel han sido ampliamente empleados para desarrollos de SAPC's. Para el desarrollo del SAPC de la presente tesis se ha elegido la etapa de potencia que se muestra en la figura 3-2.

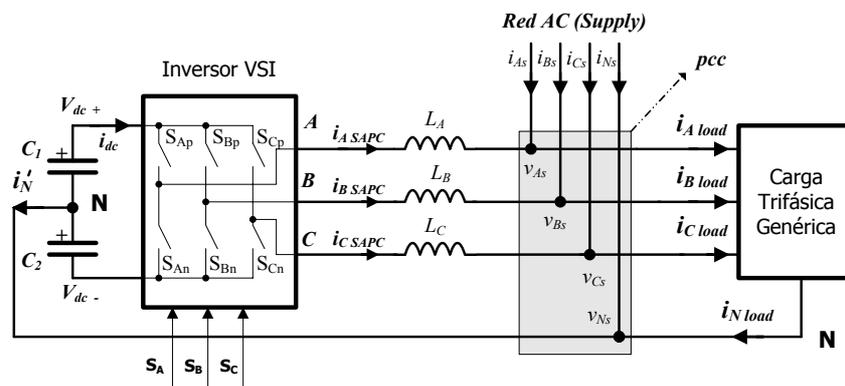


Figura 3-2. Etapa de potencia del compensador activo y conexión a la red.

La etapa de potencia está formada por un inversor trifásico por fuente de tensión (VSI) de tres ramas, bus de con toma media y conexión a la red mediante filtro inductivo. Esta configuración de la etapa de potencia está concebida para ser conectada a sistemas eléctricos a cuatro hilos, pudiendo generar tensiones y corrientes que contengan componentes de secuencia homopolar. Su empleo es adecuado en aplicaciones de media y baja potencia cuando el orden de las componentes de secuencia homopolar a generar no es demasiado elevado, existiendo equipos comerciales basados en esta topología [138].

Los interruptores del puente trifásico S_x de la figura 3-2 representan una asociación IGBT – Diodo como ya se indicó en el punto 1.4.1 (figura 1-6). Esta asociación permite la conducción bidireccional de corriente siendo unidireccional en tensión.

Frente a otras topologías, la etapa de potencia utilizada presenta las siguientes ventajas:

- Mínimo número de semiconductores de potencia [139]. Frente a un inversor de cuatro ramas, dispone de dos interruptores (cuatro semiconductores de potencia) menos. Esta característica lo hace más económico y fácil de implementar.
- Por el hecho de tener menos semiconductores de potencia, las pérdidas por conmutación del inversor son menores que las de cualquier otra configuración, utilizando el mismo tipo de semiconductores y conmutando a la misma frecuencia.
- Las tres ramas del inversor trabajan de forma independiente. La tensión generada a la salida de cada rama del inversor depende únicamente del estado de los interruptores de dicha rama. Esta característica facilita el control del inversor pudiéndose implementar mediante tres moduladores PWM.

Como desventajas se pueden destacar:

- Las tensiones que se pueden generar a partir de un bus dc dividido son inferiores a las que se pueden obtener con configuraciones que utilizan el bus dc completo.
- Necesidad de control de los desequilibrios del bus dc. Este es uno de los principales problemas que presenta esta configuración. Cuando el sistema de corrientes inyectado por el SAPC es desequilibrado, la representación de dicho sistema mediante sus componentes simétricas presenta componente de secuencia homopolar distinta de cero. La componente de secuencia homopolar se cierra a través del conductor de neutro por el punto central del bus dc, provocando el desequilibrio entre las tensiones de los condensadores de la parte alta y baja del bus dc. Este hecho provoca que las tensiones que genera el inversor en cada rama dejen de tener la misma amplitud positiva que negativa y, por lo tanto, se pierde la relación lineal entre el valor medio de la tensión generada y el ciclo de trabajo para cada rama. Para subsanar dicho inconveniente se debe implementar en el sistema de control un lazo de regulación de la tensión del bus dc que monitorice, además del valor absoluto de la tensión del bus completo, las tensiones de las dos partes del bus dc y que compense los desequilibrios que se produzcan con el fin de mantener el bus equilibrado.
- La generación de tensión de secuencia homopolar no es independiente, depende de la amplitud de las tensiones directa e inversa que se estén suministrando en un determinado momento.

3.2. Modelado de la etapa de potencia.

El modelado es una herramienta habitual en el análisis de los convertidores de potencia [140]-[142]. Resulta de gran utilidad para el diseño de los sistemas de control así como para la simulación de los mismos. Los modelos presentados a continuación han sido utilizados para el diseño del sistema de control y para la simulación del SAPC presentado en esta tesis.

3.2.1. Modelo en funciones de conmutación

Los convertidores de potencia trabajan en conmutación, se trata por tanto de sistemas no lineales donde la salida obtenida dependerá del estado de los interruptores (abiertos o cerrados). Como premisas básicas, se debe considerar que nunca se debe poner en cortocircuito una fuente de tensión, del mismo modo que nunca se debe de dejar una fuente de corriente en circuito abierto. En los inversores VSI de dos niveles estas premisas se cumplirán mediante la adecuada conmutación de los semiconductores controlados del convertidor. Estas condiciones se satisfacen siempre que se actúe sobre los interruptores de una rama de forma complementaria, es decir, en cualquier instante de tiempo uno de los dos interruptores estará cerrado mientras que el otro estará abierto, no pudiendo mantenerse los dos cerrados a la vez. De esta forma, en el caso del inversor trifásico VSI de tres ramas de la figura 3-2, se tienen 6 interruptores existiendo, en la práctica, 8 combinaciones válidas de los mismos. Es posible representar el funcionamiento de cada fase mediante un bloque común como el mostrado en la figura 3-3.

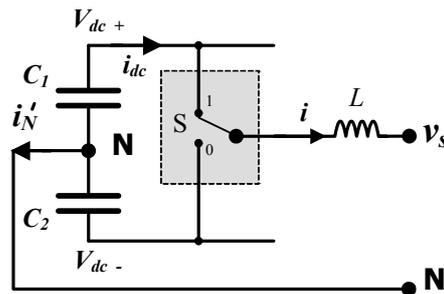


Figura 3-3. Simplificación de la rama del inversor mediante el bloque común.

Este bloque corresponde a un interruptor con dos posiciones que representa el funcionamiento de una rama del inversor atendiendo a las restricciones anteriormente descritas. La posición del interruptor se controla por medio de la función de conmutación denominada S , la cual es generada por el circuito de control para obtener la señal de salida deseada. La función de conmutación sólo puede tomar dos valores discretos, $S=1$ indica que el interruptor de la parte alta de la rama está cerrado y, por lo tanto, el de la parte baja está abierto. Se representa como un interruptor conectado a la parte alta del bus dc. $S=0$ indica que el interruptor de la parte alta de la rama está abierto, mientras que el de la parte baja está cerrado. Su representación será la

de un interruptor conectado a la parte baja del bus. En la figura 3-4 se representa el inversor trifásico de la etapa de potencia de la figura 3-2 utilizando el bloque común que se acaba de describir.

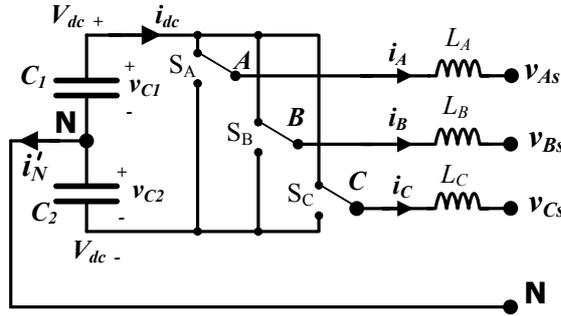


Figura 3-4. Representación del inversor trifásico VSI mediante el bloque común.

A partir de la función de conmutación S se definen las relaciones entre las tensiones del bloque común. Para cada una de las tres ramas del inversor se tiene:

$$v_A(t) = S_A \cdot v_{C1}(t) + (S_A - 1) \cdot v_{C2}(t) \quad (3.1)$$

$$v_B(t) = S_B \cdot v_{C1}(t) + (S_B - 1) \cdot v_{C2}(t) \quad (3.2)$$

$$v_C(t) = S_C \cdot v_{C1}(t) + (S_C - 1) \cdot v_{C2}(t) \quad (3.3)$$

Definiendo la función \bar{S}_z como:

$$\bar{S}_z = S_z - 1 \quad \text{con } z = A, B, C. \quad (3.4)$$

Y aplicando las leyes de Kirchhoff al circuito de la figura 3-2 se obtiene el modelo en gran señal del sistema completo representado mediante sus ecuaciones de estado en formato matricial (3.5).

$$\begin{bmatrix} \frac{di_A}{dt} \\ \frac{di_B}{dt} \\ \frac{di_C}{dt} \\ \frac{dv_{C1}}{dt} \\ \frac{dv_{C2}}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_{LA}}{L_A} & 0 & 0 & \frac{S_A}{L_A} & \frac{\bar{S}_A}{L_A} \\ 0 & -\frac{R_{LB}}{L_B} & 0 & \frac{S_B}{L_B} & \frac{\bar{S}_B}{L_B} \\ 0 & 0 & -\frac{R_{LC}}{L_C} & \frac{S_C}{L_C} & \frac{\bar{S}_C}{L_C} \\ -\frac{S_A}{C_1} & -\frac{S_B}{C_1} & -\frac{S_C}{C_1} & 0 & 0 \\ -\frac{\bar{S}_A}{C_2} & -\frac{\bar{S}_B}{C_2} & -\frac{\bar{S}_C}{C_2} & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \\ v_{C1} \\ v_{C2} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{1}{L_A} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{L_B} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{L_C} \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{As} \\ v_{Bs} \\ v_{Cs} \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

En esta ecuación se han tenido en cuenta las partes resistivas de las inductancias del filtro R_{LA} , R_{LB} y R_{LC} . El modelo de gran señal expresado en la ecuación (3.5) describe el comportamiento de la etapa de potencia del convertidor conmutado a partir de las tensiones de línea, de las tensiones en los condensadores del bus dc y de las funciones de conmutación de las ramas del

Por conveniencia para el filtrado y para la reducción del tamaño de los componentes inductivos, en los convertidores conmutados actuales, la frecuencia de conmutación es muy superior a la frecuencia de la señal que se pretende generar. La variación del ciclo de trabajo d_{zk} de un ciclo al siguiente ($d_{z(k+1)}$) presentará una variación muy pequeña, por lo que se puede realizar la aproximación de que el ciclo de trabajo va variando con el instante temporal en el que se esté y por tanto tendrá una dependencia temporal que se puede expresar como aparece en (3.7).

$$d_k \cong d(t) \quad (3.7)$$

Antes de presentar el modelo promediado del circuito de la figura 3-2 y con el fin de simplificar el mismo se tendrán en cuenta las siguientes consideraciones:

- a) Las bobinas del filtro son idénticas, y de igual valor verificándose (3.8).

$$\begin{aligned} L_A &= L_B = L_C = L \\ R_{LA} &= R_{LB} = R_{LC} = R_L \end{aligned} \quad (3.8)$$

- b) El bus de continua está equilibrado y se mantiene constante a un valor V_{dc} voltios. De esta forma se cumple (3.9)

$$v_{C1} = v_{C2} = \frac{V_{dc}}{2} \quad (3.9)$$

Atendiendo a estas consideraciones, el modelo promediado en gran señal se expresa mediante (3.10). En la figura 3-6 se muestra el esquema del modelo promediado del convertidor.

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \bar{i}_A \\ \bar{i}_B \\ \bar{i}_C \end{bmatrix} = \frac{1}{L} \begin{bmatrix} 2d_A - 1 \\ 2d_B - 1 \\ 2d_C - 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{v}_{As} \\ \bar{v}_{Bs} \\ \bar{v}_{Cs} \end{bmatrix} - R_L \begin{bmatrix} \bar{i}_A \\ \bar{i}_B \\ \bar{i}_C \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

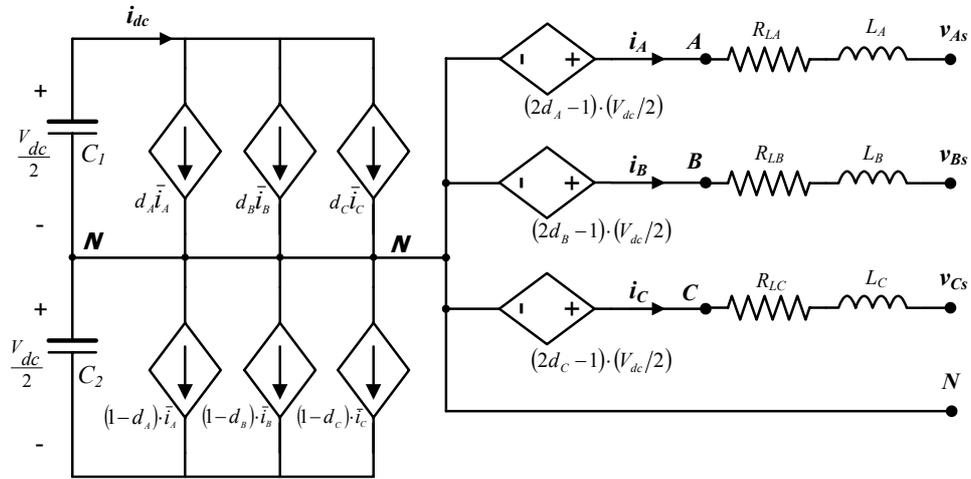


Figura 3-6. Modelo promediado del convertidor de tres ramas y cuatro hilos.

3.3. Ecuaciones básicas de diseño de la etapa de potencia

Para el correcto diseño de la etapa de potencia se deben determinar los valores nominales de los elementos que la componen. Estos valores son: la capacidad de los condensadores del bus dc, la inductancia de las bobinas del filtro de salida y la tensión nominal en el bus de continua.

3.3.1. Cálculo de la capacidad del bus dc.

Para el cálculo de la capacidad de los condensadores del lado de continua del convertidor, debe considerarse el caso más desfavorable, que se produce cuando hay que equilibrar una carga de secuencia negativa a potencia nominal [145]. En estas condiciones el rizado en el bus dc tendrá una frecuencia igual al doble de la frecuencia de la red eléctrica en el pcc. El valor de la capacidad adecuada puede obtenerse mediante la expresión (3.11).

$$C > \frac{S}{2 \cdot \omega_1 \cdot V_{dc} \cdot \Delta V_{dc}} \quad (3.11)$$

Donde S es la potencia aparente nominal del SAPC, ω_1 es la frecuencia fundamental de la red en el pcc, V_{dc} es la tensión nominal del bus de continua y ΔV_{dc} es el máximo rizado permitido en el bus dc. En el punto 3.7.4 se presenta un análisis más detallado del bus dc del SAPC.

3.3.2. Cálculo de las inductancias del lado de alterna del SAPC.

Las inductancias del lado de alterna de la etapa de potencia del SAPC mostrado en la figura 3-2 forman un filtro de red de primer orden que tiene por objeto:

- Minimizar los armónicos de alta frecuencia introducidos por las conmutaciones de los semiconductores del inversor, es decir limitar el rizado de las corrientes generadas.
- Servir de acoplamiento entre las dos fuentes de tensión, la red y el inversor VSI. De otra forma se producirían cortocircuitos. Un SAPC se comporta como una fuente de corriente.
- Permiten realizar la precarga del bus dc hasta su valor de tensión de referencia. En efecto, durante el arranque del SAPC se hace trabajar al convertidor en modo rectificador elevador (boost) utilizando las inductancias de fase.

No es esta la única solución técnica a este problema. Filtros de tercer orden del tipo LCL son comúnmente utilizados en diseños de etapas de potencia tanto de SAPCs como en rectificadores activos [146]-[147]. Este tipo de filtros presentan las desventajas, respecto de los de primer orden, de la mayor dificultad de selección de los componentes y el considerable aumento del grado de complejidad del control necesario. Como ventaja, los filtros de tercer orden consiguen mayores atenuaciones a la frecuencia de conmutación para el mismo valor de inductancia equivalente, lo cual permite para una misma atenuación reducir el tamaño de los componentes.

Para el diseño de un filtro L de primer orden se parte de la ecuación de la tensión en la bobina para el convertidor de tres ramas y cuatro hilos de la figura 3-2 [148].

$$\frac{di_{Lz}}{dt} = \frac{-R_{Lz} \cdot i_{Lz} + v_{Lz}}{L_z} \quad (3.12)$$

Si se desprecia la caída de tensión en la parte resistiva de la bobina, el rizado de corriente por las bobinas del SAPC se expresa en (3.13).

$$\Delta i_{Lz} = \frac{v_{Lz}}{L_z} \Delta t = \frac{v_{Lz}}{L_z} d_z T_s \quad (3.13)$$

De (3.10) se tiene que el valor promediado de la tensión de salida en un ciclo de conmutación varía dependiente del ciclo de trabajo útil siguiendo la expresión:

$$v_{z,AV} = (2d_z - 1) \cdot \frac{V_{dc}}{2} \quad (3.14)$$

La tensión media generada por el inversor en cada fase del lado de alterna debe ser igual a la tensión de la red eléctrica de dicha fase. Por ello es posible escribir (3.15) y despejar el valor del ciclo de trabajo en función de la tensión de la red (3.16).

$$v_{zs} = (2d_z - 1) \cdot \frac{V_{dc}}{2} \quad (3.15)$$

$$d_z = \frac{v_{zs}}{V_{dc}} + 0.5 \quad (3.16)$$

Aplicando (3.16) sobre (3.13), en (3.17) se obtiene el rizado de corriente en cada fase del SAPC en función del ciclo de trabajo.

$$\Delta i_{Lz} = \frac{T_s}{L_z} \left(\frac{V_{dc}}{4} - \frac{v_{zs}^2}{V_{dc}} \right) \quad (3.17)$$

Obteniéndose que la máxima variación del rizado de corriente respecto de la tensión de red se produce cuando esta pasa por cero (3.18).

$$\frac{d(\Delta i_{Lz})}{dv_{zs}} = 0 \rightarrow v_{zs} = 0 \quad (3.18)$$

Por lo tanto el valor mínimo de la inductancia de la bobina para un rizado máximo determinado se obtiene en (3.19).

$$L \geq \frac{V_{dc} T_s}{4 \Delta i_{Lz}} \quad (3.19)$$

Cabe destacar que un valor excesivo de las bobinas del filtro limitarían las variaciones de corriente, limitando la capacidad de compensación de armónicos del SAPC. Para un caso concreto en el que el SAPC debiera suministrar unas corrientes de referencia determinadas, podría obtenerse el valor máximo de la inductancia de las bobinas del filtro a partir de la caída

de tensión en las bobinas observando que se cumpla en todo momento la condición establecida en (3.19).

$$v_{zs} + v_{Lz} \leq \frac{V_{dc}}{2} \quad (3.19)$$

Otros criterios de aplicación habitual en el diseño de las bobinas de los compensadores activos son los siguientes:

- Obtención de una atenuación de 20dB a la frecuencia de conmutación de la función de transferencia que relaciona la corriente de fase con la tensión de salida del convertidor [148].
- Cumplimiento de las normativas de emisión de armónicos [20]-[22]. En [21] se define que los armónicos de corriente de orden igual o superior a 33 deben tener un valor inferior al 0.6% de la corriente nominal.

El primer criterio depende de la frecuencia de conmutación y se expresa en la ecuación 3.20.

$$L > \frac{10}{2 \cdot \pi \cdot f_s} \quad (3.20)$$

Siendo f_s la frecuencia de conmutación.

El segundo criterio es función de la frecuencia fundamental de la red en el punto de conexión y resulta en la expresión 3.21.

$$L > \frac{V_N}{0.006 \cdot 33 \cdot \sqrt{3} \cdot \omega_1 \cdot I_N} \quad (3.21)$$

Donde V_N es la tensión nominal en el lado de alterna de convertidor, ω_1 es la frecuencia fundamental de la red e I_N es la corriente nominal del convertidor.

3.3.3. Valor nominal de la tensión del bus DC.

Como principal consideración, para minimizar las pérdidas por conmutación del convertidor, el valor de tensión del bus dc debería ser lo más bajo posible. De forma habitual se elige como referencia para la tensión del bus dc un valor entre un 10 % y un 15% superior al valor de tensión natural del bus dc, siendo este valor el que se alcanzaría en los condensadores del bus por la acción rectificadora del puente de diodos del convertidor, si los transistores se mantienen desconectados. Sin embargo, el control sobre la corriente del lado de alterna depende, entre otros factores, de la tensión que el convertidor pueda generar. Para poder implementar el control de corriente, la tensión de salida del inversor debe ser, al menos igual, a la amplitud de la tensión fase-neutro de la red en el pcc. Además se deben tener en cuenta las siguientes consideraciones:

- La tensión de la red de distribución admite variaciones de entre el +10% y el -15% de su valor nominal.
- La tensión generada por el convertidor depende de la estrategia de modulación empleada.

La primera de las consideraciones conduce al sobre dimensionamiento de la tensión del bus dc, de forma que se disponga de suficiente tensión como para mantener el funcionamiento, incluso cuando la red alcance valores por encima de su valor nominal.

La segunda de las consideraciones tiene que ver con la estrategia de modulación empleada para el control de los semiconductores del convertidor. La modulación en el espacio vectorial (SVM) o modulación vectorial consigue un mejor aprovechamiento de la tensión disponible en el bus dc, ampliando la zona de trabajo lineal del índice de modulación de amplitud hasta en un 15% con respecto a la modulación PWM senoidal (SPWM) [86]. Para el mismo valor de tensión de red, el uso de la modulación vectorial permite trabajar con un bus de continua con menor valor de tensión. Sin embargo, esta consideración no es aplicable al inversor 3B4W con bus dc repartido como el de la figura 3-2, puesto que no permite la flotación del bus de continua respecto al neutro del sistema. Para esta topología de la etapa de potencia la aplicación de la modulación vectorial no aporta ventajas sobre la modulación SPWM. Por lo tanto, debido a la especial configuración del inversor 3B4W con bus dc repartido adoptado para la implementación del SAPC, habrá que considerar la elección de un valor de tensión nominal en el bus dc aproximadamente un 30% mayor que la amplitud de la tensión nominal de la red en el pcc.

3.4. Descripción de la plataforma hardware implementada para el SAPC.

Se ha construido un prototipo experimental para la implementación del compensador activo. En la figura 3-7 se presenta el diagrama de bloques del sistema completo incluyendo todos los sistemas involucrados en el prototipo.

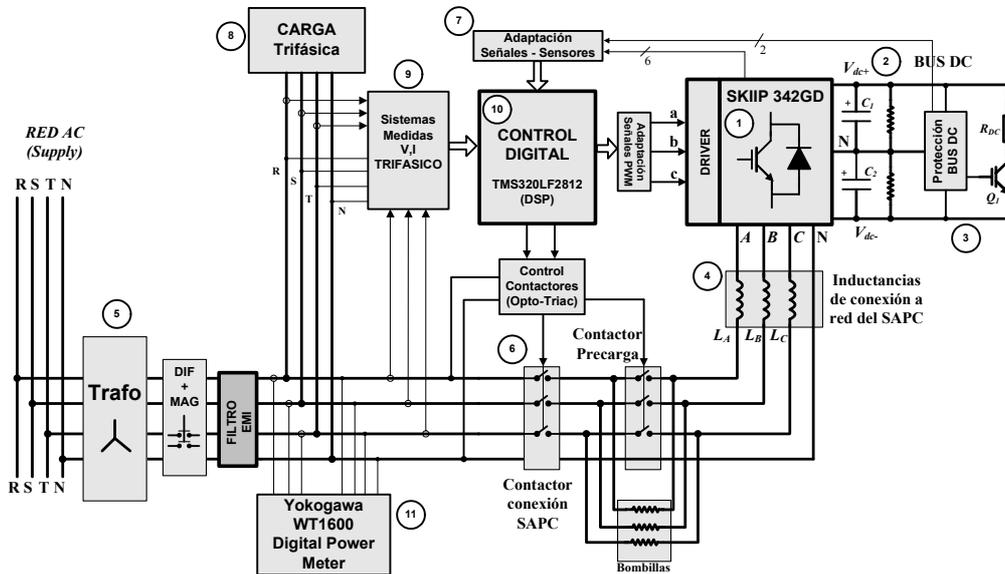


Figura 3-7. Diagrama de bloques del prototipo experimental implementado en el laboratorio.

Las características de los principales componentes utilizados para la implementación de la plataforma hardware del prototipo de compensador activo se detallan a continuación. La sección de potencia está constituida por los siguientes componentes identificados por los números en la figura 3-7:

1. Módulo de potencia inteligente (IPM), SKiiP 342GD120-314CTV, que incluye seis transistores IGBT de potencia y los circuitos de excitación aislados correspondientes. Además incorpora las siguientes características:

- Sistema de medida aislado de las corrientes de salida en la parte de alterna.
- Protecciones incorporadas frente a fallos en la alimentación del módulo, sobre-temperatura y sobrecorrientes.
- Entradas de disparo compatibles con lógica CMOS con supresión de solapes en la conducción simultánea de los transistores de una misma rama (dead-time típico de $3\mu\text{s}$) y eliminación de pulsos de disparo muy cortos ($t_{\text{pulso}} < 750\text{ns}$).
- Aislamiento entre el circuito de control y el driver de la etapa de potencia mediante DC/DC aislado.

La figura 3-8 presenta el esquema eléctrico del inversor y las señales de entrada y salida del driver.

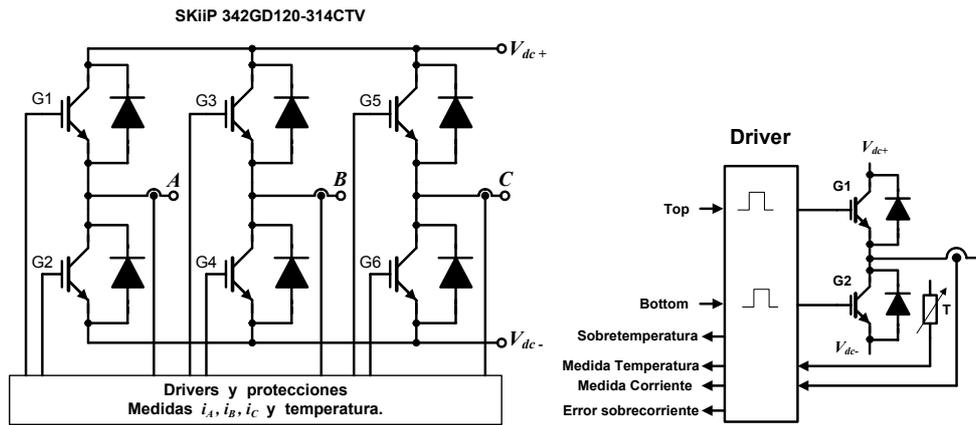


Figura 3-8. SKiiP 342GD y, entradas y salidas de cada semipunto.

2. Bus de continua formado por la asociación serie / paralelo de condensadores electrolíticos de alta capacidad y alta tensión. La capacidad total del bus de continua es de 7 mF. La máxima tensión es de 800V. El bus dc dispone de resistencias para la equalización pasiva de los desequilibrios entre las tensiones de los condensadores de la parte alta y de la parte baja. En la figura 3-9 se presenta el esquema eléctrico del bus dc.

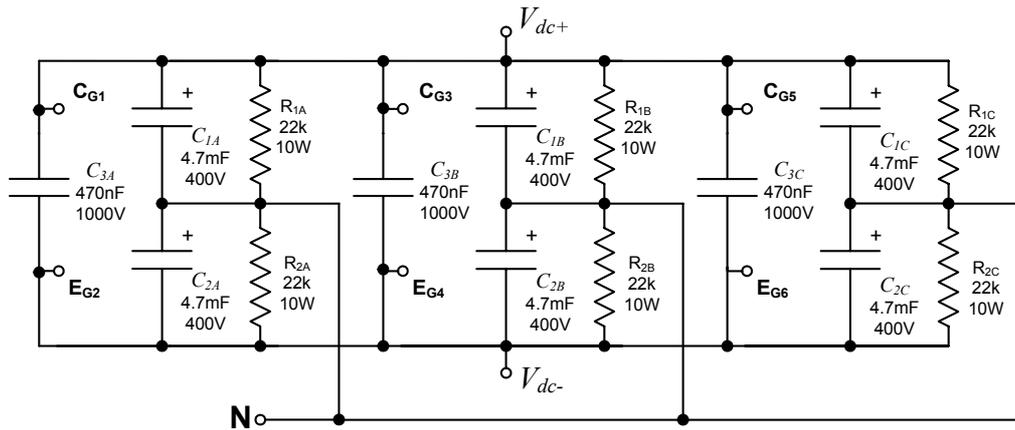


Figura 3-9. Bus de continua de la etapa de potencia.

Las características de los condensadores electrolíticos utilizados son las siguientes:

- Capacidad nominal: 4700 μ F (\pm 20%).
- Tensión nominal: 400V.
- Tensión máxima: 440V (durante 30s).

- Resistencia Serie equivalente (ESR): $33\text{m}\Omega$ (max, 100Hz).
- Rizado de corriente – valor eficaz ($I_{r\text{ rms}}$): 13.4A (max, 100Hz, 85°C).

El condensador MKP (condensador de plástico metalizado a base de polipropileno) de alta frecuencia ($C_{3A,B,C}$) utilizado es de 470nF, 1000V y se encuentra conectado en bornes de los contactos de potencia de cada uno de los semipuentes del inversor.

3. Circuito de protección frente a sobretensiones excesivas en el bus de continua. El circuito de protección compara continuamente la medida de tensión del bus con su valor de referencia establecido como tensión máxima. Cuando la tensión del bus dc supera el valor de referencia se excita un transistor IGBT que conecta el bus dc sobre una resistencia de descarga. A la vez, se activa una de las entradas de interrupción externa para la protección de la etapa de potencia del sistema de control que se encarga de detener el sistema.

3. Bobinas de conexión a red. Las bobinas de conexión a red cumplen la misión de interconectar las dos fuentes de tensión, inversor y red eléctrica. Además actúan como filtro de la corriente de salida generada por el SAPC. Las bobinas utilizadas en el prototipo tienen las siguientes características:

- Valor de la inductancia de cada bobina $L=3\text{ mH}$.
- Corriente eficaz $I_{L\text{ RMS}}=10\text{ A}$.

Se han utilizado dos bobinas en serie por cada rama, por lo que la inductancia total es de 6 mH por rama.

5. Transformador de aislamiento entre el compensador y la red de suministro. Se trata de un transformador de 20 KVA configurable. El transformador dispone de varios secundarios (220 V – 125 V – 80 V) que permiten obtener diferentes configuraciones. Primario y secundario se conectan en estrella. Para las diferentes pruebas que se presentan en el capítulo de resultados experimentales, se han empleado los secundarios de 125 V y 80 V, para obtener un sistema de tensiones equilibrado $V_{As}=V_{Bs}=V_{Cs}=125\text{ V}$ o un sistema de tensiones desequilibrado con tensiones $V_{As}=V_{Bs}=125\text{ V}$, $V_{Cs}=80\text{ V}$. El primario se conecta a la red eléctrica trifásica de 220 V.

6. Para el arranque del equipo se ha provisto de un sistema de conexión mediante contactores. Un contactor se encarga de la conexión general del SAPC a la red eléctrica. Cuando se produce la conexión del contactor general, se realiza una precarga inicial del bus dc a través de resistencias las cuales son cortocircuitadas mediante un segundo contactor cuando la tensión del bus dc alcanza un valor adecuado.

7. Circuitos de adaptación de señales: señales de error del IPM y señales de disparo PWM.

8. Carga trifásica. La carga se conecta al secundario del transformador, siendo este el punto de conexión común (pcc) entre la carga, la red y el SAPC. Como se detallará en el apartado de resultados experimentales, diferentes tipos de carga serán conectados en el pcc con el fin de obtener las diferentes combinaciones de fenómenos ineficientes, para comprobar el funcionamiento del compensador selectivo SSAPC.

9. Un sistema de medidas trifásico será el encargado de obtener los valores de las corrientes de carga, las corrientes de salida del SAPC y, de las tensiones en el pcc.

10. Unidad de control. El control digital del SAPC se implementa mediante un DSP modelo TMS320F2812 de la casa Texas Instruments. El DSP se encarga de implementar todos los algoritmos que requiere el control del compensador activo selectivo. El programa desarrollado en el DSP se encarga de obtener las corrientes de referencia del compensador. Implementa un algoritmo de ventana deslizante para la obtención de las DFT necesarias. Se implementa además el lazo de regulación de tensión del bus dc y el control de los desequilibrios de tensión entre los condensadores del bus dc, el lazo de regulación de las corrientes de compensación generadas por el SAPC y el modulador vectorial tridimensional mejorado para el disparo de los semiconductores del convertidor.

11. Los equipos de medida externos utilizados para la obtención de las formas de onda y las medidas experimentales son los siguientes:

- Medidor digital de potencia WT1600 de la casa Yokogawa.
- Osciloscopio digital DL7100 de la casa Yokogawa.

3.5. Sistema de control del SAPC.

Mediante la etapa de potencia de la figura 3-2 y con el sistema de control adecuado es posible implementar un compensador activo de potencia de conexión en paralelo SAPC. Para la implementación del sistema de control se ha utilizado un DSP TMS320F2812 de la compañía Texas Instruments (150 MIPS). El esquema eléctrico del SAPC implementado, incluyendo las medidas necesarias y el sistema de control se muestra en la figura 3-10.

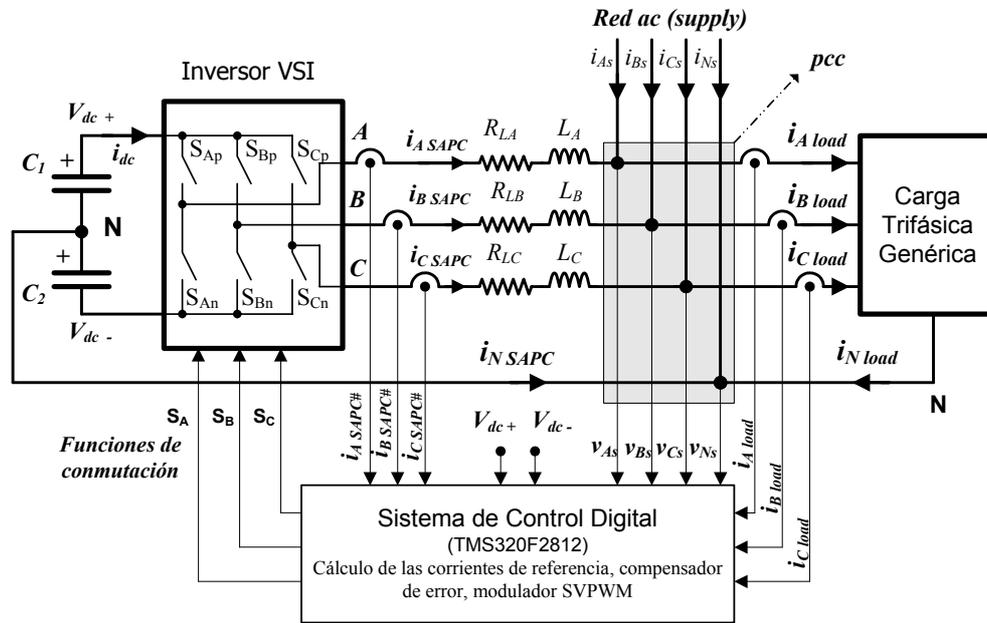


Figura 3-10. Esquema eléctrico del SAPC.

El funcionamiento del sistema de control queda representado por el diagrama de bloques de la figura 3-11, donde a partir de las medidas del sistema, corrientes de carga ($i_{z\ load}$), corrientes del SAPC ($i_{z\ SAPC\#}$), tensiones en el pcc (v_{zs}) y las tensiones en el bus dc (V_{dc+} y V_{dc-} se miden respecto a N), el sistema de control debe lograr que el SAPC genere las corrientes de compensación adecuadas. En primer lugar se obtienen las corrientes de referencia para el control del SAPC. Las corrientes de referencia se compondrán de dos términos diferenciados. El primer término lo forman las corrientes de referencia para la compensación de los fenómenos no eficientes seleccionados. Estas corrientes son obtenidas en base a la norma IEEE Std. 1459. El segundo término está formado por las corrientes de referencia necesarias para el mantenimiento de la tensión en el bus dc, obtenidas mediante un lazo de regulación de tensión. Una vez determinadas las corrientes de referencia, un lazo de regulación de corriente se encargará de asegurar que el SAPC genera las corrientes de compensación correctas. A partir de las acciones de control determinadas por el regulador de corriente un modulador vectorial

SVPWM se encarga de generar las señales de disparo para los semiconductores del convertidor (inversor VSI).

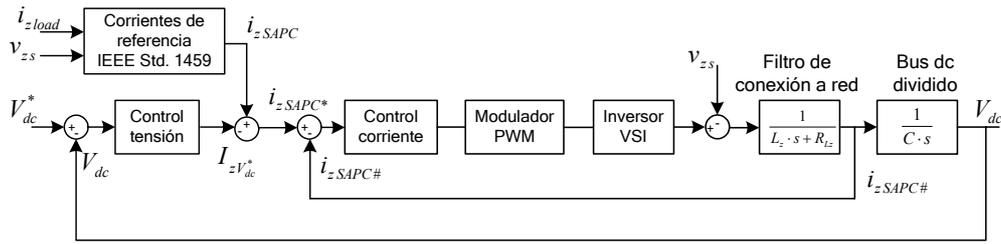


Figura 3-11. Diagrama de bloques del control del SAPC.

En los siguientes apartados se detalla la implementación de cada una de las partes del sistema de control del diagrama de bloques de la figura 3-11.

3.5.1. Método de obtención de las corrientes de referencia basado en la IEEE Std. 1459.

Las corrientes de compensación fueron definidas en el capítulo 2 tomando como punto de partida la teoría de la potencia eléctrica definida en la IEEE Std. 1459. Basándose en esta teoría, se han definido las diferentes corrientes de compensación que permiten la corrección de los fenómenos no eficientes de forma individual o combinada. En la tabla 3-1 se resumen las corrientes de compensación obtenidas para la compensación individual de los fenómenos de desfase, desequilibrio y distorsión.

| Fenómeno | Corrientes de Compensación |
|---------------|---|
| Desfase | $i_{zSAPC} = \sqrt{2} [I_1^+ \sin(\theta_1^+)] \cdot \sin\left(\omega_1 t + \varphi_{z1}^+ - \frac{\pi}{2}\right)$ |
| Desequilibrio | $i_{zSAPC} = \sqrt{2} [I_{zload1} \sin(\omega_1 t + \phi_{I_{z1}}) - I_1^+ \sin(\omega_1 t + \theta_1^+ + \varphi_{z1}^+)]$ |
| Distorsión | $i_{zSAPC} = i_{zload} - \sqrt{2} \cdot I_{zload1} \sin(\omega_1 t + \phi_{I_{z1}})$ |

Tabla 3-1 Corrientes de compensación basadas en la IEEE Std. 1459

Donde, $z = A, B, C$ son las tres fases del SAPC, I_1^+ es la componente fundamental de secuencia directa de las corrientes de carga, I_{z1}^+ es la componente fundamental de las corrientes de carga en cada fase, θ_1^+ es el desfase entre la tensión y la corriente fundamentales de secuencia directa, $\varphi_{I_{z1}}^+$ es el desfase entre la corriente fundamental de cada fase respecto del origen de ángulos y φ_{z1}^+ es el desfase de secuencia directa correspondiente a cada fase ($\varphi_{A1}^+ = 0^\circ, \varphi_{B1}^+ = -120^\circ, \varphi_{C1}^+ = +120^\circ$). La sincronización se realiza con respecto al cruce por cero de la tensión de la fase A (v_{As}) en el pcc.

La figura 3-12 muestra el diagrama que representa el método seguido para la obtención de las corrientes de compensación.

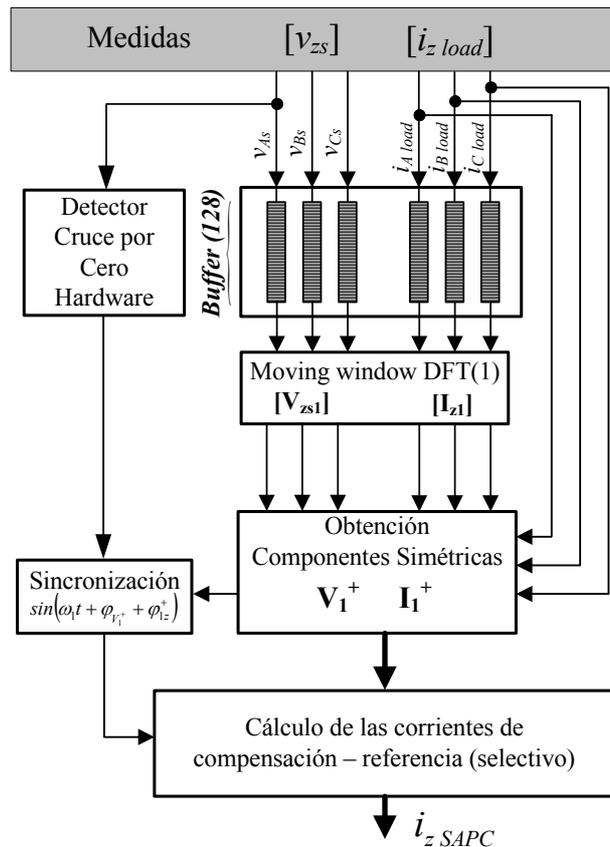


Figura 3-12. Diagrama del método de obtención de las corrientes de referencia.

Para el cálculo de las corrientes de compensación es necesaria la obtención de las componentes fundamentales de las corrientes de carga y de las tensiones en el pcc, así como de sus respectivas componentes de secuencia directa. La extracción de las componentes fundamentales se obtiene mediante la aplicación de la transformada discreta de Fourier (DFT) sobre los valores de las señales durante un ciclo de frecuencia fundamental. Para tener una adecuada resolución y cumplir con el teorema de la frecuencia (Shannon/Nyquist), se almacenan 128 muestras por cada ciclo de 20 ms, correspondiente a la frecuencia fundamental de las tensiones de la red de distribución en el pcc. Sin embargo, se ha establecido una frecuencia de muestreo de 19.2 KHz debido a que el regulador de corriente va a trabajar a esta frecuencia, que es la misma que la que se ha establecido como frecuencia de conmutación para los semiconductores del convertidor. Por ello, tan sólo una de cada tres muestras de las tres corrientes de carga y de las tres tensiones en el pcc se almacena. Se dispone de 6 buffers de 128

posiciones. Se aplica la transformada discreta de Fourier (DFT) sobre las 128 muestras de cada buffer, requiriéndose por tanto, el cálculo de 6 DFT lo que implica un alto coste computacional por tratarse de un algoritmo recursivo [149]. La expresión matemática general correspondiente a la DFT se muestra en (3.22).

$$\mathbf{X}_h = \sum_{n=0}^{N-1} x(n) \cdot \cos\left(\frac{2\pi \cdot h \cdot n}{N}\right) - j \cdot \sum_{n=0}^{N-1} x(n) \cdot \sin\left(\frac{2\pi \cdot h \cdot n}{N}\right) \quad (3.22)$$

Siendo \mathbf{X}_h el vector complejo que representa al armónico de orden h , $x(n)$ es la n -ésima muestra de la señal (tensión o corriente), y N es el número de muestras. Puesto que sólo se necesita extraer las componentes fundamentales, los 128 términos seno y los 128 términos coseno son constantes y se almacenan en memoria tras ser calculados previamente. De esta forma la obtención de \mathbf{X}_h requiere de 256 productos y 256 sumas por cada tensión y cada corriente. A partir de las componentes fundamentales se obtienen las componentes simétricas de secuencia directa de las tensiones y corrientes mediante la aplicación de la transformación de Stokvis- Fortescue sobre dichas componentes fundamentales [150]. En (3.23) se muestra la expresión general de la transformación de Stokvis- Fortescue para la obtención de las componentes de secuencia directa.

$$\mathbf{X}_1^+ = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \cdot [\mathbf{X}_{z1}]^T \quad (3.23)$$

Siendo,

$$\begin{aligned} a &= 1 \cdot e^{j\left(\frac{2\pi}{3}\right)} = -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2} \\ a^2 &= 1 \cdot e^{j\left(\frac{4\pi}{3}\right)} = -\frac{1}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2} \end{aligned} \quad (3.24)$$

Los valores \mathbf{X}_{z1} son las componentes fundamentales de las corrientes de carga y de las tensiones en el pcc respecto del neutro en formato complejo (módulo y fase).

Las corrientes de compensación para la corrección del fenómeno del desequilibrio pueden ser obtenidas de dos formas, como se estableció en el capítulo 2 (punto 2.2.2). Por una parte, siguiendo la descomposición que utiliza la IEEE Std. 1459 para la obtención de S_{U1} , las corrientes de compensación se obtienen restando de las corrientes fundamentales, la parte correspondiente a la secuencia directa (ecuación 2.73b). El resultado de esta operación corresponde a la suma de las corrientes fundamentales de secuencia inversa y homopolar (2.73a). Por lo tanto, las corrientes de compensación podrían ser obtenidas directamente aplicando la expresión completa de la transformación de Stokvis-Fortescue que obtiene las componentes de secuencia inversa y homopolar de las magnitudes fundamentales (3.25).

$$\begin{bmatrix} \mathbf{I}_1^+ \\ \mathbf{I}_1^- \\ \mathbf{I}_1^0 \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} [\mathbf{I}_{zload1}]^T \quad (3.25)$$

Una vez calculadas las componentes fundamentales y las componentes simétricas de las mismas, el sistema de control está en disposición de calcular las corrientes de compensación instantáneas de la tabla 3-1. El método utilizado para la obtención de las componentes fundamentales requiere la toma de muestras de las señales a lo largo de un ciclo completo de la componente fundamental, por lo general 20ms (50Hz). Es por ello que ante variaciones en las corrientes de carga o en las tensiones del generador, las corrientes de compensación no serán las correctas hasta que, una vez alcanzado un nuevo régimen estacionario, se disponga en los buffers de un ciclo completo de muestras correspondientes dicho nuevo régimen estacionario. Por esta razón el mínimo tiempo necesario para obtener las corrientes de compensación correctas tras una perturbación es de 20ms [151]. Este tiempo mínimo se unirá al retardo que se produzca hasta el nuevo cálculo de las transformadas y que depende de la potencia del hardware de control elegido. Estrategias de control habitualmente utilizadas [78], [99], calculan las corrientes de compensación tras dedicar un ciclo completo al almacenamiento de datos. Las corrientes de compensación se calculan una vez por ciclo. Este método presentará un retardo mínimo de 20 ms cuando coincida el final de un transitorio con el comienzo de adquisición de señales. Sin embargo, tendrá un retardo máximo de 2 ciclos (40 ms), cuando el final del transitorio se produzca inmediatamente después de haberse iniciado la adquisición de las muestras. Si los transitorios son lentos y las variaciones suaves, el sistema presentará una respuesta adecuada, mientras que el principal problema de la utilización de este método sucede cuando se producen transitorios rápidos o variaciones bruscas en las corrientes de carga. Al recalcularse las corrientes de referencia cada ciclo aparecen escalones abruptos en las corrientes de compensación con sus correspondientes transitorios.

3.5.1.1. Método de la ventana deslizante

Para mejorar la respuesta transitoria ante cambios en las condiciones de alimentación o, variaciones de las corrientes de carga, se propone en esta tesis el uso del método de la ventana deslizante aplicado al cálculo de las DFT [152]. El concepto de ventana deslizante consiste en utilizar un buffer tipo FIFO de forma que la primera muestra que se adquirió, será la primera en ser descartada cuando el buffer esté lleno y se adquiera una nueva muestra. Las muestras de cada señal se desplazan a lo largo de los buffers manteniendo en el mismo las últimas 128 muestras. Cada nueva muestra almacenada ocupa la primera posición del buffer mientras que las demás se desplazan en una posición descartándose la muestra más antigua. El uso de la ventana deslizante permite recalcular las DFT cada 156 μ s y, por tanto, obtener las componentes fundamentales y las componentes simétricas con cada nueva muestra almacenada. Este método permite obtener respuestas suaves ante variaciones bruscas o transitorios rápidos ya que las corrientes de compensación van aproximándose de forma continua a las corrientes de compensación correctas. Además, se alcanzarán las corrientes de compensación correctas transcurridos 20 ms desde el final del transitorio, siendo esta en cualquier caso la respuesta de tiempo mínimo.

El principal inconveniente de este método es el alto coste computacional que presenta ya que, trabajando con 128 muestras por ciclo (necesaria para la eliminación de armónicos de orden alto), se dispone de 156 μ s para realizar la adquisición de datos (1 muestra de cada corriente y tensión), el cálculo de 6 DFT, la extracción de las componentes de secuencia directa y el cálculo de las corrientes de referencia. A todo ello se debe añadir la implementación del regulador de corriente y del modulador vectorial. Existen, sin embargo, algoritmos que permiten recalcular los valores los módulos y fases sin necesidad de recalcular de nuevo la DFT por completo reduciendo en gran medida el coste computacional del algoritmo. Estos métodos se conocen como sliding DFT [136], [153]. El diagrama completo del sistema de control se muestra en la figura 3-13. Se ha añadido los lazos de tensión y corriente, así como el modulador SVPWM.

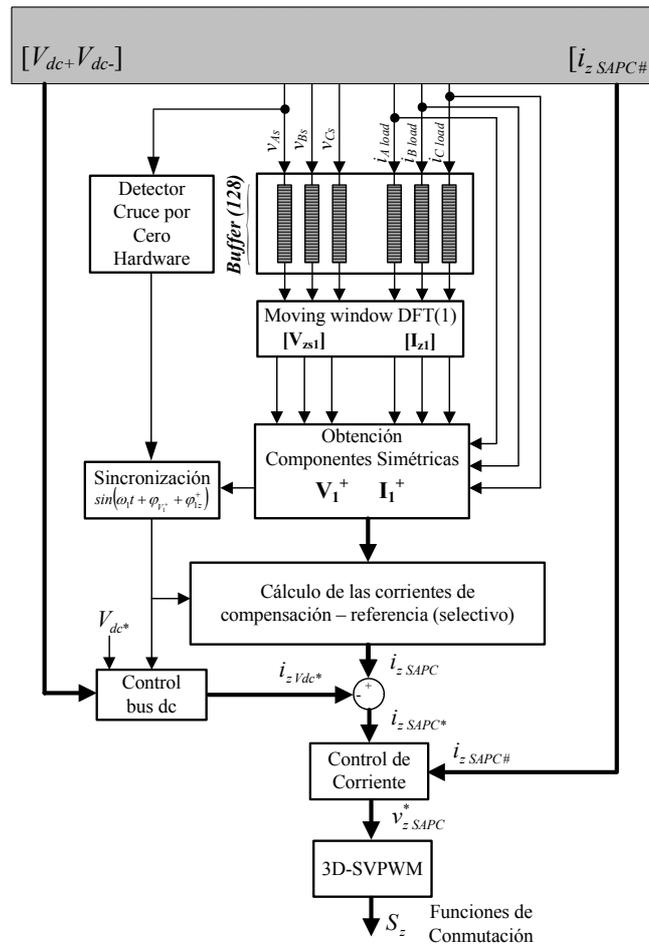


Figura 3-13. Diagrama completo del sistema de control.

Teniendo en cuenta lo anteriormente expuesto y con objeto de implementar el algoritmo completo en un DSP de gama industrial como el TMS320F2812, se precisa la utilización de algoritmos eficientes y optimizados. Como se detalla a continuación se ha diseñado un regulador de corriente de bajo coste computacional buscando alcanzar un buen compromiso entre sencillez y prestaciones. Las ventajas de la utilización de un algoritmo de ventana deslizante frente a otros métodos que obtienen las corrientes de compensación cada ciclo o cada medio ciclo, se han comprobado vía simulación y los resultados se presentan en el punto 4.4 del próximo capítulo.

3.6. Diseño del regulador de corriente.

Para el control de las corrientes que genera el SAPC se necesita de un regulador de corriente que se encargue de que dichas corrientes sigan a las corrientes de referencia calculadas por el sistema de control para la compensación de los fenómenos deseados. Se ha diseñado un regulador de corriente de bajo coste computacional con vistas a implementar el algoritmo completo en un DSP de la gama industrial como es el TMS320F2812. Este regulador de corriente fue inicialmente desarrollado y simulado en [154].

A partir del circuito eléctrico de la figura 3-10, y de las medidas de las tensiones y corrientes del lado de alterna del SAPC, se obtiene la ecuación por cada fase del circuito (3.26). En (3.26), $[v_z]$ son las medidas de las tensiones del lado de alterna del inversor, $[v_{zs}]$ las medidas de las tensiones de red en el pcc, e $[i_{zSAPC\#}]$ son las medidas de las corrientes inyectadas por el SAPC. Las caídas de tensión en las partes resistivas de las bobinas de conexión a red se van a despreciar debido a que su valor no es significativo en comparación con el resto de tensiones presentes en la ecuación.

$$[v_z] = R_{Lz}[i_{zSAPC\#}] + L_z \frac{d}{dt}[i_{zSAPC\#}] + [v_{zs}] \quad (3.26)$$

El error de corriente se define en (3.27) como diferencia entre las corrientes de referencia $[i_{zSAPC*}]$ y la medida de las corrientes generadas por el SAPC.

$$[i_{z\ error}] = [i_{zSAPC*}] - [i_{zSAPC\#}] \quad (3.27)$$

Si se despeja $[i_{zSAPC\#}]$ de (3.27) y se sustituye en (3.26), la ecuación por fase del lado de alterna del SAPC se presenta en (3.28).

$$L_z \frac{d}{dt}[i_{z\ error}] = -[v_z] + [v_{zs}] + L_z \frac{d}{dt}[i_{zSAPC*}] \quad (3.28)$$

Utilizando una frecuencia de adquisición elevada ($f_{adq} = 19.2$ KHz como se indicó anteriormente), la variación del error de corriente se puede considerar prácticamente lineal y, por lo tanto, es aproximadamente igual al incremento del error de corriente ($\Delta i_{z\ error}$). Igualmente, la variación de las corrientes de referencia $[i_{zSAPC\#}]$ podrá considerarse lineal si dichas corrientes de referencia sólo incluyen componentes armónicas de frecuencia inferior a la

décima parte de la frecuencia de adquisición. De esta forma puede reescribirse (3.28) como (3.29).

$$\frac{L_z}{T_{adq}} [\Delta i_{z \text{ error}}] = -[v_z] + [v_{zs}] + \frac{L_z}{T_{adq}} [\Delta i_{zSAPC^*}] \quad (3.29)$$

Si además la frecuencia de conmutación es elevada ($f_s = 19.2$ KHz) el rizado de la corriente de salida será pequeño pudiéndose asumir como cierta la igualdad (3.30).

$$[i_{z \text{ error}}] \cong [\Delta i_{z \text{ error}}] \quad (3.30)$$

Con todas estas aproximaciones, y sustituyendo (3.30) en (3.29) se obtiene el error de corriente en (3.31).

$$\frac{L_z}{T_{adq}} [i_{z \text{ error}}] = -[v_z] + [v_{zs}] + \frac{L_z}{T_{adq}} [\Delta i_{zSAPC^*}] \quad (3.31)$$

Para cancelar el error de corriente, la estrategia de control empleada es la de aplicar a la salida del convertidor el vector de tensiones $[v_z]$ que produce el vector de error de corriente opuesto al determinado en (3.31). Cambiando el signo de $[i_{z \text{ error}}]$ en (3.31) se obtiene la ecuación de control (3.32).

$$-1 \cdot \left(\frac{L_z}{T_{adq}} [i_{z \text{ error}}] \right) = -[v_z] + [v_{zs}] + \frac{L_z}{T_{adq}} [\Delta i_{zSAPC^*}] \quad (3.32)$$

Agrupando términos en (3.32) y despejando el vector de tensiones $[v_z]$, se obtiene en (3.33) el vector de tensiones que debe aplicar el SAPC en el lado de alterna del convertidor para compensar el error de corriente.

$$[v_z] = [v_{zs}] + \frac{L_z}{T_{adq}} ([\Delta i_{zSAPC^*}] + [i_{z \text{ error}}]) \quad (3.33)$$

Las tensiones de referencia $[v_{z^*}]$ para el modulador vectorial SVPWM serán proporcionales a $[v_z]$ y se obtienen mediante el regulador discreto (3.34).

$$[v_{z^*}(k)] = \frac{L_z}{T_{adq}} [i_{z \text{ error}}(k) + i_{zSAPC^*}(k) - i_{zSAPC^*}(k-1)] + [v_{zs}(k)] \quad (3.34)$$

Volviendo a sustituir en (3.34) el error de corriente $[i_{z \text{ error}}]$ por la diferencia entre la corriente de referencia y la corriente medida del SAPC, y agrupando términos se obtiene en (3.35) la ecuación que finalmente se ha implementado en el sistema de control digital.

$$[v_{z^*}(k)] = [v_{zs}(k)] + \frac{L_z}{T_{adq}} [2i_{zSAPC^*}(k) - i_{zSAPC^*}(k) - i_{zSAPC^*}(k-1)] \quad (3.35)$$

Las tensiones calculadas son las tensiones de referencia que debe utilizar el modulador vectorial para obtener las funciones de conmutación que controlen los disparos de los semiconductores del convertidor. En la figura 3-14 se muestra el diagrama de bloques del

regulador digital de corriente obtenido y su conexión con el modulador SVPWM que se desarrollará en el punto 3.8.1.

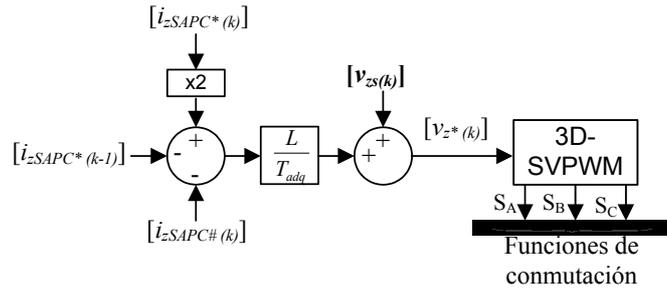


Figura 3-14. Estructura del regulador digital de corriente.

Para analizar las prestaciones del regulador de corriente diseñado, se han realizado unas simulaciones utilizando Matlab Simulink. A partir de los valores de los componentes de la etapa de potencia, $L_z = 6$ mH; $R_{Lz} = 0.5$ Ω ; $C_1 = C_2 = 3.7$ mF y para una frecuencia de adquisición de 19.2 KHz ($T_{adq} \approx 52\mu s$). La función de transferencia discreta de la planta del sistema utilizando el método de discretización de Tustin se obtiene en (3.36).

$$Z \left\{ \frac{1}{L_z \cdot s + R_{Lz}} \right\} = \frac{0.0043z + 0.0043}{z + 0.9957} \quad (3.36)$$

El diagrama de bloques completo del lazo cerrado incluyendo la planta y asumiendo que el convertidor VSI se comporta como una ganancia, generando las tensiones proporcionales a las tensiones de referencia, se muestra en la figura 3-15.

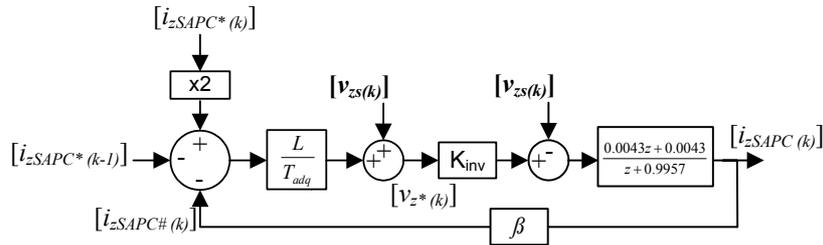


Figura 3-15. Diagrama de bloques del control de corriente en lazo cerrado.

A partir del diagrama de bloques de la figura 3-15 y asumiendo $K_{inv}=1$ y $\beta=1$, la función de transferencia discreta por fase del sistema en lazo cerrado se obtiene en (3.37).

$$\frac{i_{zSAPC}(z)}{i_{zSAPC*}(z)} = \frac{0.9908z^2 + 0.4954z - 0.4954}{1.4954z^2 - 0.5003z} \quad (3.37)$$

El diagrama de bode de la respuesta en frecuencia de (3.37) se presenta en la figura 3-16, mientras que la respuesta ante escalón se presenta en la figura 3-17.

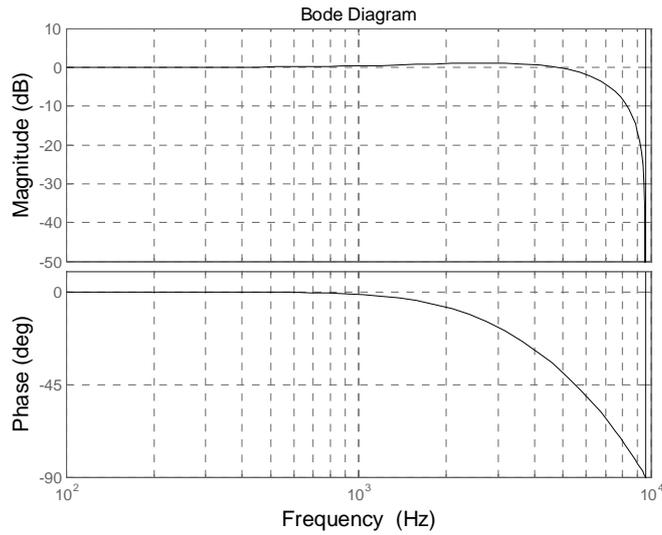


Figura 3-16. Diagrama de bode de la función de transferencia en lazo cerrado.

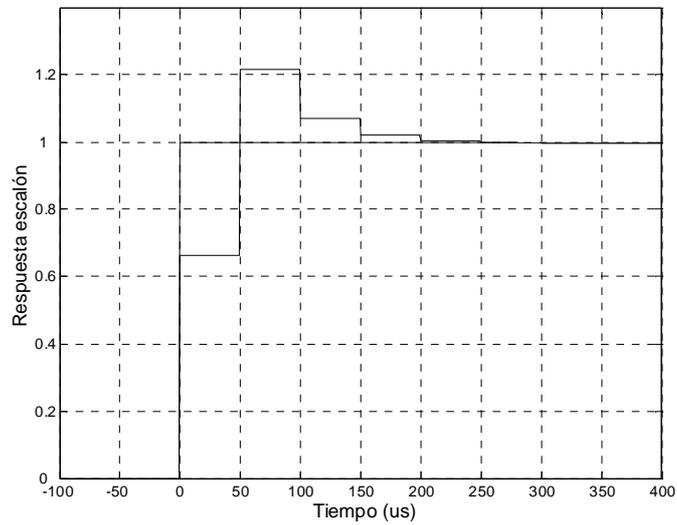


Figura 3-17. Respuesta escalón de la función de transferencia en lazo cerrado.

Para componentes armónicas de orden bajo de las corrientes del SAPC (3 °, 5 °, 7 ° y 9 ° armónicos) la ganancia de la función de transferencia es menor de 0.052 dB lo que representa un error de posición menor del 0.5%. El desfase para estos armónicos es menor de 0.16 °. Para componentes armónicas cercanas al orden 20 (1 kHz) la ganancia es menor de 0.35 dB lo que representa un error de posición menor del 4% (1.28 °). El máximo desfase para la componente

de orden 20 es de 1.36°. La respuesta ante entrada escalón es subamortiguada presentando un sobreimpulso del 21.5% y un tiempo de establecimiento de 200 μ s.

El adecuado funcionamiento del regulador de corriente se comprueba mediante simulación en el capítulo 4.

3.7. Pérdidas en el SAPC. Control del bus dc. Diseño del lazo de tensión.

Las pérdidas de potencia en el compensador activo se obtienen mediante la suma de los siguientes términos:

- Potencia disipada en los semiconductores.
- Potencia disipada en el bus de continua.
- Potencia disipada en el lado de alterna.

$$P_{Total} = P_{IGBTs} + P_{diodos} + P_{dc} + P_{ac} \quad (3.38)$$

Las pérdidas en el lado de alterna son debidas a la resistencia de los devanados de la inductancia de conexión entre la salida del inversor y la red de suministro. Las pérdidas en el bus de continua se producen en las resistencias de fugas de los condensadores, en la resistencia serie equivalente (ESR) de cada condensador, y en las resistencias de equalización de la tensión dispuestas en paralelo con los condensadores que forman el bus dc. Las pérdidas en los semiconductores son debidas al funcionamiento de los IGBTs y diodos que forman el puente inversor trifásico. La figura 3-18 presenta los circuitos equivalentes para el análisis de las pérdidas en una de las fases del convertidor.

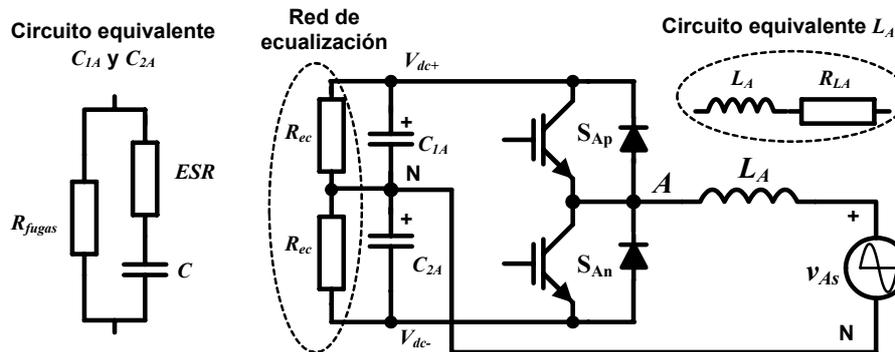


Figura 3-18. Circuitos equivalentes para el análisis de las pérdidas en la rama A del inversor.

Puesto que durante el funcionamiento normal del SAPC la tensión necesaria en el bus dc es superior al valor de tensión natural, siendo esta la tensión que alcanzarían los condensadores por la rectificación de la tensión de red en el pcc si los transistores se mantienen desconectados, todas estas pérdidas de potencia producen la descarga del bus dc. Esta descarga debe ser corregida para mantener la tensión del bus dc en su valor de referencia.

3.7.1. Energía disipada en los semiconductores.

La energía total disipada se puede dividir en:

- Energía durante la conmutación a ON (W_{s_on}).
- Energía durante la conmutación a OFF (W_{s_off}).
- Energía durante el periodo de conducción (W_{on}).
- Energía durante el periodo de no conducción.
- Energía asociada al circuito de excitación.

La contribución a las pérdidas totales de la energía perdida durante el bloqueo del semiconductor y la energía asociada al control de los semiconductores es muy pequeña, por lo que habitualmente se pueden despreciar cuando se calculan las pérdidas en un semiconductor (IGBT o MOSFET). Los diodos de potencia habitualmente utilizados suelen ser diodos de conmutación rápida, pudiéndose despreciar las pérdidas durante la conmutación a ON. Por tanto, las pérdidas totales en un IGBT y en un diodo se expresan en (3.39) y (3.40).

$$P_{IGBT} = \frac{1}{T} \cdot \sum (W_{s_on} + W_{on} + W_{s_off}) \quad (3.39)$$

$$P_{diodo} = \frac{1}{T} \cdot \sum (W_{on} + W_{s_off}) \quad (3.40)$$

En el caso de un SAPC formado por un inversor de tres ramas como el utilizado en esta tesis (figura 3-8), las pérdidas totales en el módulo de potencia se obtienen como la suma de las pérdidas en cada uno de los semiconductores. En este caso, donde se utiliza la configuración con bus dc repartido y toma media para la conexión de neutro, las corrientes por las tres fases no tienen porqué ser equilibradas, por lo que la potencia disipada en los semiconductores de distintas ramas será diferente.

3.7.2. Pérdidas en el bus dc y en el lado de alterna.

Las pérdidas de potencia que se producen en el bus de continua y en el lado de alterna del convertidor ocurren en las partes resistivas de sus componentes. En el lado de alterna se encuentra la resistencia propia de la inductancia de conexión entre la salida del inversor y la red de suministro. En el bus de continua, aparecen diversas partes resistivas asociadas al modelo real de los condensadores, como son: La resistencia de fugas (R_{fugas}) y la resistencia serie equivalente (ESR) de cada condensador. También en el bus dc, deberá considerarse las pérdidas que se produzcan en las resistencias de equalización (R_{ec}) conectadas en paralelo con los condensadores.

Las pérdidas en la parte resistiva de los devanados de las inductancias de conexión entre la salida del compensador y la red de suministro se obtienen mediante (3.41).

$$P_{ac} = \sum_{z=A,B,C} P_{Lz} = \sum_{z=A,B,C} R_{Lz} \cdot I_{zSAPC}^2 \quad (3.41)$$

La corriente a través de las bobinas del lado de alterna es igual a la corriente de compensación generada por el SAPC. Esta corriente tendrá diferente valor dependiendo del tipo de compensación a realizar (desequilibrio, desfase, distorsión o cualquier combinación de las mismas), y de la corriente necesaria para el mantenimiento del bus dc en su valor de referencia.

Las pérdidas debidas a las resistencias de fugas de los condensadores del bus dc dependen de la tensión del bus dc y de la resistencia total paralelo de la asociación de condensadores que forman el bus dc. En el bus de continua de la figura 3-9, suponiendo iguales las tensiones en la parte alta y baja del bus dc, y despreciando las pérdidas en los condensadores MKP, las pérdidas en las resistencias de fugas de los condensadores electrolíticos se calcula en (3.42).

$$P_{R_{fugas}} = 6 \frac{(V_{dc}/2)^2}{R_{fugas}} = \frac{3}{2} \frac{V_{dc}^2}{R_{fugas}} \quad (3.42)$$

Dado que el valor de la resistencia paralelo de cada condensador es elevado, y mucho mayor que el de las resistencias de ecualización dispuestas, estas pérdidas se podrían despreciar.

Las pérdidas de potencia en la resistencia serie equivalente (ESR) de cada condensador dependen del valor de la ESR así como de la corriente que circula por cada uno de ellos. La corriente que circula por los condensadores depende del tipo de compensación que se esté realizando. En el bus de continua de la figura 3-9, suponiendo que los condensadores son idénticos, circulando por todos ellos la misma corriente eficaz $I_C = I_{dc}/3$ y presentando un mismo valor de ESR, la potencia disipada en el bus dc debida a las ESR de los condensadores electrolíticos se expresa en (3.43).

$$P_{ESR} = 6 \cdot (ESR) \cdot (I_{dc}/3)^2 = \frac{2}{3} ESR \cdot I_{dc}^2 \quad (3.43)$$

Las pérdidas en las resistencias de ecualización de la tensión (3.44) de la asociación serie / paralelo que forma el bus de continua (figuras 3-9 y 3-18), dependen de la tensión del bus dc y del valor de las resistencias de ecualización.

$$P_{R_{ec}} = 6 \frac{(V_{dc}/2)^2}{R_{ec}} = \frac{3}{2} \frac{V_{dc}^2}{R_{ec}} \quad (3.44)$$

3.7.3. Potencias activas residuales. Mejora del compensador selectivo.

Cuando el SAPC esté compensando los fenómenos de desequilibrio o distorsión, deberá aportar a la carga la potencia activa correspondiente a las potencias activas residuales (P_i , P_i^0 y P_H) que la carga consuma. Este aporte de potencia activa se une a las pérdidas de potencia enumeradas en los puntos anteriores provocando la descarga del bus dc. Cabe destacar que las potencias activas residuales pueden ser tanto positivas como negativas [11], [129]-[130], es decir, en ciertos casos el SAPC deberá tomar potencia activa de la carga. En estos casos, esta

energía se almacenará en el bus dc haciendo aumentar su valor de tensión y reduciendo el valor de potencia activa que debe aportar la red de suministro.

Tal y como se definieron las corrientes de compensación en el capítulo 2, el hecho de trabajar en modo de compensación selectiva o en modo de compensación global puede afectar al rizado de tensión del bus dc y al regulador de tensión. La cantidad de potencia activa que aporta la red de distribución es la suma de la potencia activa de la carga $P = P_I^+ + P_I^- + P_I^0 + P_H$ mas la suma de las potencias activas debidas a las pérdidas en el SAPC.

En modo compensador global, el SAPC debe generar todas las potencias no eficientes presentes en la carga. Las corrientes de compensación del SAPC definidas en el capítulo 2 pueden determinarse utilizando los dos métodos descritos como:

- a. Mediante la IEEE Std. 1459

$$i_{zSAPC} = i_{zload} - i_{zload}^{+a} \quad (3.45)$$

Siendo:

$$i_{zload}^{+a} = \sqrt{2} I_{load1}^+ \cos(\phi_{V_1^-} - \phi_{I_1^+}) \cdot \sin(\omega t + \phi_{V_1^-} + \phi_{z1}^+) \quad (3.46)$$

- b. Mediante la utilización de la conductancia equivalente del sistema. De esta forma se tiene que las corrientes de compensación del SAPC para la compensación global de ineficiencias es:

$$i_{zSAPC}(t) = i_{zload} - G_{eqV_1^+}^* v_{zsl}^+ \quad (3.47)$$

Siendo:

$$G_{eqV_1^+}^* = \frac{P}{3(V_1^+)^2} \quad (3.48)$$

Se trata de dos conceptos diferentes que influyen de forma desigual sobre el bus dc. Utilizando la IEEE Std. 1459, el compensador aporta toda la corriente diferente de la corriente activa fundamental de secuencia directa. Lo cual implica que el generador sólo debe aportar la corriente activa correspondiente a la potencia activa fundamental de secuencia directa. Idealmente esta es la única corriente eficiente y la mínima que debería circular por las líneas de la red de distribución. Sin embargo, el aporte de P_I^- , P_I^0 y P_H por parte del SAPC provocará la descarga del bus dc. El regulador del bus dc se encargará de mantener el bus cargado completando las corrientes de referencia del SAPC con un término que resulte en el aporte de la energía necesaria al bus dc. Este término será solicitado de la red en forma de corriente activa fundamental de secuencia directa, sumándose a la de la carga de forma que la corriente que circula por la red, aún siendo corriente I_1^{+a} , deja de ser la mínima corriente ideal que debe circular por la misma. Es el regulador de tensión quien debe reaccionar y demandar la corriente de mantenimiento del bus dc debida a la descarga producida por el aporte de las potencias activas residuales.

Cuando se utiliza el método de la conductancia equivalente, el SAPC genera las corrientes de carga diferentes de la corriente activa fundamental de secuencia directa, sin embargo, debido a la utilización de la P total en la definición de la conductancia equivalente, esta corriente incluye la parte correspondiente a las potencias activas residuales. Es decir, se asume que el generador debe aportar toda la potencia activa, pero la debe de aportar en forma de I_l^{+a} . El resultado final es el mismo en los dos casos, pero en este segundo no es necesario un regulador de tensión para determinar las corrientes de compensación del bus dc debidas a la descarga provocada por las potencias activas residuales. Las corrientes de compensación del SAPC incluyen el control de la potencia activa debida a las potencias activas residuales sin necesidad del regulador de tensión. De esta forma se consigue reducir el rizado en el bus dc ya que se aporta al bus la misma energía que el propio bus debe aportar a la carga y en el mismo instante. Se puede concluir que se ayuda a la mejor controlabilidad del SAPC.

Por lo tanto, en el modo global, la mejor opción resulta la utilización de la conductancia equivalente del sistema a partir de la potencia activa total. Sin embargo, no es posible eliminar el lazo de control del bus dc puesto que es preciso para compensar las pérdidas de potencia en los componentes del SAPC. De igual manera, en el modo selectivo sería posible obtener unas corrientes de compensación que incluyeran la parte correspondiente a las potencias activas residuales mediante la separación de las corrientes activas de las corrientes que representan a cada fenómeno no eficiente.

Para el caso de compensación de la potencia de desequilibrio S_{U1} , la potencia activa residual debida al fenómeno del desequilibrio se cuantifica mediante el producto de tensiones y corrientes de la misma secuencia inversa y homopolar. Es posible definir las conductancias de dos elementos resistivos que consumen la misma potencia activa que la potencia activa residual de desequilibrio de la carga como:

$$G_{u-} = \frac{P_1^-}{(V_1^+)^2} \quad (3.49)$$

$$G_{u0} = \frac{P_1^0}{(V_1^+)^2} \quad (3.50)$$

Y por lo tanto, si se definen las corrientes de compensación que debe generar el SAPC mediante la inclusión de estos dos términos se tiene:

$$\dot{i}_{zSAPC} = \dot{i}_{zload1}^- + \dot{i}_{zload1}^0 - (G_{u-} + G_{u0}) \cdot V_1^+ \sin(\omega t + \varphi_{z1}^+) \quad (3.51)$$

Definiendo las corrientes de compensación de esta forma, el generador entrega la potencia activa residual debida al fenómeno del desequilibrio en forma de P_l^+ evitando que deba ser el regulador de la tensión del bus dc quien se encargue de esta tarea, con lo que se mejora el funcionamiento del sistema reduciendo rizado en el bus dc y asegurando la controlabilidad del SAPC.

De igual forma, para la compensación de la potencia aparente efectiva armónica S_{eN} se puede definir la conductancia de un elemento resistivo que consume la misma potencia activa que la potencia activa residual armónica P_H .

$$G_H = \frac{P_H}{(V_1^+)^2} \quad (3.52)$$

Definiendo las corrientes de compensación de esta como:

$$i_{zSAPC} = i_{z\text{ carga}} - i_{z\text{ carga1}} - G_H \cdot V_1^+ \sin(\omega t + \varphi_{z1}^+) = i_{z\text{ cargaH}} - G_H \cdot V_1^+ \sin(\omega t + \varphi_{z1}^+) \quad (3.53)$$

El generador entrega la potencia activa residual debida al fenómeno de la distorsión en forma de P_I^+ .

Cuando se realiza la compensación del fenómeno de desfase, el generador continúa entregando las potencias activas residuales debidas a la distorsión y al desequilibrio en su forma original. Al no circular a través del SAPC, no contribuyen a la descarga del bus dc y por lo tanto no afectan al regulador de tensión. Las corrientes de compensación de Q_I^+ son las mismas que las definidas en el capítulo 2 y que se reescriben en (3.54).

$$i_{zAPC} = i_{z\text{ carga}}^{+r} = I_1^+ \sin(\theta_1^+) \cdot \sin(\omega t + \frac{\pi}{2} + \varphi_{z1}^+) \quad (3.54)$$

Utilizando las ecuaciones previamente definidas de forma individual o combinadas, se obtienen las corrientes de compensación para la corrección de los fenómenos no eficientes de desfase, desequilibrio y distorsión armónica de forma individual o combinada, consiguiéndose además que el generador suministre en forma de P_I^+ la potencia activa que el SAPC debe entregar a la carga en forma de potencias activas residuales (P_I^- , P_I^0 y P_H).

3.7.4. Análisis y control del bus DC.

A partir del modelo en funciones de conmutación de la etapa de potencia del SAPC (3.5), se pueden escribir las ecuaciones del condensador C_1 , condensador equivalente de la parte superior del bus dc (3.55) y del condensador C_2 , condensador equivalente de la parte inferior del bus dc (3.56).

$$i_{C_1} = C_1 \frac{dv_{C_1}}{dt} = -S_A \cdot i_A - S_B \cdot i_B - S_C \cdot i_C \quad (3.55)$$

$$i_{C_2} = C_2 \frac{dv_{C_2}}{dt} = -\bar{S}_A \cdot i_A - \bar{S}_B \cdot i_B - \bar{S}_C \cdot i_C \quad (3.56)$$

$$(\bar{S}_z = S_z - 1 \quad z = A, B, C)$$

Si se suponen condiciones ideales, en las que no hay pérdidas en los semiconductores, ni en los condensadores del bus dc, ni en las bobinas del lado de alterna, existe un balance entre la potencia instantánea de salida del bus dc y la potencia instantánea de salida en el lado de alterna [155]. Dicho balance energético se expresa mediante (3.57).

$$\frac{V_{dc}}{2}(i_{C_1} + i_{C_2}) = v_{As} \cdot i_{A_SAPC} + v_{Bs} \cdot i_{B_SAPC} + v_{Cs} \cdot i_{C_SAPC} \quad (3.57)$$

Como se ha visto en los puntos 3.7.1, 3.7.2 y 3.7.3, el bus dc no es una fuente de tensión continua ideal y las pérdidas en el inversor no son despreciables ya que, en la realidad, se deben considerar las pérdidas de potencia enumeradas anteriormente: pérdidas en conducción y en conmutación de los IGBT y diodos de potencia, pérdidas de potencia en el bus dc y en el lado de alterna. Igualmente, el suministro de las potencias activas residuales por parte del SAPC a la carga provoca la descarga del bus dc, por ser flujos de energía unidireccionales, y aumentan las pérdidas en todas las partes resistivas, al aumentar la corriente que circula por el SAPC. Además, la compensación de los fenómenos de desfase, desequilibrio y distorsión, provocan flujos de energía bidireccionales que fluyen entre el SAPC y la carga. Estos flujos bidireccionales tienen valor medio nulo y provocan un rizado en la tensión del bus dc. Debido a dichos flujos de energía se produce una variación en la tensión del bus dc.

La energía (en Julios) almacenada en los condensadores del bus dc es la expresada en (3.58a). Si se supone que los dos condensadores del bus dc se encuentran cargados al mismo valor de tensión $V_{dc}/2$, la energía almacenada en el bus es la expresada en (3.58b).

$$W_{bus_dc} = \frac{1}{2} C (v_{C_1}^2 + v_{C_2}^2) \quad (J) \quad (3.58a)$$

$$W_{bus_dc} = \frac{1}{2} C \left[2 \left(\frac{V_{dc}}{2} \right)^2 \right] = \frac{1}{4} C V_{dc}^2 \quad (J) \quad (3.58b)$$

Si se establece que la tensión en el bus de continua puede variar entre los valores V_{dc_max} y V_{dc_min} , en (3.59a) se escribe la variación de energía en el bus dc. Pudiéndose obtener la capacidad los condensadores del bus dc, para una variación máxima aceptada (3.59b).

$$\Delta W_{bus_dc} = \frac{1}{4} C (V_{dc_max}^2 - V_{dc_min}^2) \quad (3.59a)$$

$$C = 4 \frac{\Delta W_{bus_dc}}{(V_{dc_max}^2 - V_{dc_min}^2)} \quad (3.59b)$$

La variación de energía en el bus dc a partir de las fluctuaciones de tensión sobre un valor de referencia V_{dc} queda reflejada en (3.60).

$$\Delta W_{bus_dc} = \frac{1}{4} C (V_{dc} + \Delta V_{dc})^2 - \frac{1}{4} C (V_{dc} - \Delta V_{dc})^2 \quad (3.60)$$

Desarrollando (3.60) se obtiene (3.61) que representa la variación de la energía en el bus dc del convertidor con bus dc formado por dos condensadores.

$$\Delta W_{bus_dc} = \frac{1}{4} C (V_{dc}^2 + 2 \cdot V_{dc} \cdot \Delta V_{dc} + (\Delta V_{dc})^2 - V_{dc}^2 + 2 \cdot V_{dc} \cdot \Delta V_{dc} - (\Delta V_{dc})^2) \quad (3.61)$$

$$\Delta W_{bus_dc} = C \cdot V_{dc} \cdot \Delta V_{dc}$$

El efecto conjunto de todos los flujos de energía descritos entre carga y compensador más las pérdidas en el propio compensador provoca que la tensión del bus dc no sea estable y sea

necesaria la implementación de un lazo de regulación de dicha tensión para asegurar su estabilidad, tal como se ha supuesto en todos los análisis previos. Para conseguir estabilizar la tensión en el bus dc y compensar todas las pérdidas es necesario consumir del generador energía útil extra, además de la que se transfiere a la carga, tal y como se observa en la figura 3-19.

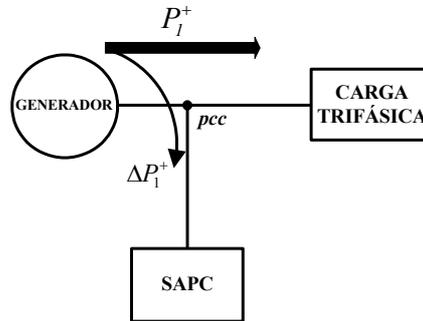


Figura 3-19. Flujos de potencia en el sistema para el mantenimiento del bus dc.

En [71] se hace un análisis del bus dc para el caso de un filtro activo trifásico. Para mantener la tensión estable en el bus de continua, se plantea un lazo de realimentación que usa un controlador proporcional, el cual, a partir de la diferencia entre la tensión de referencia del bus de continua y el valor medio del bus dc medido en los condensadores ($[V_{dc+}-V_{dc-}]$ en la figura 3-10), proporciona un valor designado como $I_{V_{dc}^*}$ en el diagrama de bloques de la figura 3-20. Dicho valor se utilizará para determinar el sistema trifásico de corrientes activas fundamentales de secuencia directa que deben ser consumidas desde el generador por el SAPC para compensar la descarga del bus dc, y poder así mantenerlo en los niveles deseados para la aplicación. En [156] se implementa un lazo de realimentación con un regulador proporcional en el control del bus dc, aplicado a un inversor trifásico que inyecta energía eléctrica a la red de suministro a partir de paneles solares fotovoltaicos.

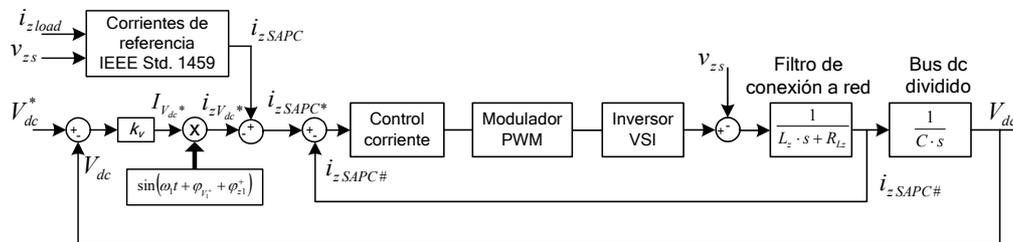


Figura 3-20. Diagrama de bloques del control con el lazo de regulación del bus dc.

La salida del regulador proporcional de la figura 3-20, $I_{V_{dc}^*}$, corresponde al valor eficaz de la corriente activa fundamental necesaria para compensar las pérdidas en el SAPC que descargan el bus dc. Puesto que la corriente que transporta la energía útil del generador a la carga es la

corriente activa fundamental de secuencia directa (I_1^{+a}), y por tanto estará en fase con la tensión fundamental de secuencia directa en cada fase. La expresión (3.62) determina las corrientes de referencia necesarias para mantener el bus dc en el nivel de tensión deseado.

$$\begin{bmatrix} i_{A_V_{dc}^*} \\ i_{B_V_{dc}^*} \\ i_{C_V_{dc}^*} \end{bmatrix} = \frac{I_{V_{dc}^*}}{V_1^+} \begin{bmatrix} v_{As1}^+ \\ v_{Bs1}^+ \\ v_{Cs1}^+ \end{bmatrix} = \sqrt{2} I_{V_{dc}^*} \begin{bmatrix} \text{sen}(\omega t + \varphi_{V_1^+}) \\ \text{sen}(\omega t - \frac{2\pi}{3} + \varphi_{V_1^+}) \\ \text{sen}(\omega t + \frac{2\pi}{3} + \varphi_{V_1^+}) \end{bmatrix} \quad (3.62)$$

La corriente en el bus de continua debida a estas tres corrientes senoidales que circulan desde el generador de alterna es una corriente continua [112]. Seleccionando un ángulo de desfase de 0° respecto a la tensión de secuencia directa de cada fase, la potencia útil se transfiere desde el generador de alterna a los condensadores del bus de continua. La potencia útil (P_1^+) transmitida desde el generador al bus dc en dichas corrientes es la indicada en (3.63).

$$P_{1_dc}^+ = 3 \cdot V_1^+ \cdot I_{V_{dc}^*} \quad (3.63)$$

La energía suministrada por dichas corrientes es una energía útil que se transfiere desde el generador hacia el compensador como tres flujos de potencia activa fundamental de secuencia directa que compensan las pérdidas de energía en todo el SAPC cumpliéndose (3.64).

$$W_{SAPC} = W_{IGBT+diodos} + W_{bus\ dc} + W_{ac} = 3 \cdot V_1^+ \cdot I_{V_{dc}^*} \cdot T_{carga} \quad (3.64)$$

A partir de (3.61) se pueden relacionar las pérdidas energéticas en el compensador con la variación de tensión en el bus de continua [71], pudiéndose obtener el valor de la corriente de compensación necesaria $I_{V_{dc}^*}$ y la ganancia K_v del regulador proporcional de la figura 3-20. Si el periodo de carga se hace múltiplo del periodo de red ($T_{carga} = n \cdot T_{red}$) se obtiene $I_{V_{dc}^*}$ en (3.65a) y K_v en (3.65b).

$$\begin{aligned} \Delta W_C &= C \cdot V_{dc} \cdot \Delta V_{dc} = W_{SAPC} = 3 \cdot V_1^+ \cdot I_{V_{dc}^*} \cdot n \cdot T_{red} \\ I_{V_{dc}^*} &= \frac{2 \cdot C \cdot V_{dc} \cdot \Delta V_{dc}}{3 \cdot V_1^+ \cdot n \cdot T_{red}} \\ k_v &= \frac{2 \cdot C \cdot V_{dc}}{3 \cdot V_1^+ \cdot n \cdot T_{red}} \end{aligned} \quad (3.65a)$$

Como se puede observar en el diagrama de bloques de la figura 3-20, el valor de corriente de carga del bus dc se resta a las corrientes de compensación obteniéndose la corriente de referencia para el regulador de corriente. La corriente de compensación del bus dc se resta de las de compensación de los fenómenos no eficientes porque es una corriente entrante al SAPC y las corrientes de fase se definieron positivas cuando son salientes desde el SAPC hacia el pcc (figura 3-10).

Por último y como ya se ha introducido, el convertidor de tres ramas con bus dc partido para la conexión del neutro presenta el problema de la posible descompensación entre las tensiones de la parte alta y la parte baja del bus [157]-[159].

En [160] y [161] se indican como causas de los pequeños desequilibrios de tensión entre los condensadores las siguientes:

- Corrientes de fugas desiguales entre los condensadores que forman el bus dc.
- Retardos diferentes en los distintos semiconductores del puente inversor trifásico.
- Carga asimétrica de los condensadores durante los transitorios.
- Configuración asimétrica del circuito, debido principalmente a los circuitos de medidas y acondicionamiento de señal.

La presencia de componentes de corriente continua en la carga (rectificadores de media onda) podría dar lugar a la aparición de grandes desequilibrios de tensión en el bus dc.

En [158], [159] y en [160] se plantea la utilización de un chopper en dos cuadrantes y un inductor para controlar el equilibrio entre las tensiones de los condensadores, analizándose varias estrategias de control. La medida de la tensión en los condensadores se realiza al final de cada periodo de la red. La solución que se plantea en [157] consiste en desplazar la señal de referencia respecto a su posición inicial mediante una señal obtenida con un regulador PI, dependiendo de los interruptores que conmutan y del signo de la corriente. En [71] y [132], donde se utiliza un regulador de corriente por banda de histéresis, se propone un regulador proporcional que a partir de la diferencia de tensiones entre la parte alta y baja del bus de continua determina el valor de una corriente que se incluye dentro de la banda de histéresis.

A partir del diagrama de bloques de la figura 3-20 y de los conceptos analizados anteriormente, se establece el diagrama de bloques completo del lazo de control de tensión que se representa en la figura 3-21. Para el control del desequilibrio entre la tensión de los condensadores del bus dc, el sistema utilizado es una modificación derivada de los sistemas propuestos en las anteriores referencias. El control de los desequilibrios del bus dc se implementa mediante un regulador proporcional que introduce un offset en las corrientes de compensación del bus dc. Este valor es proporcional a la diferencia de tensión de referencia $V_{dc}/2$ y el valor medido en la parte baja del bus dc.

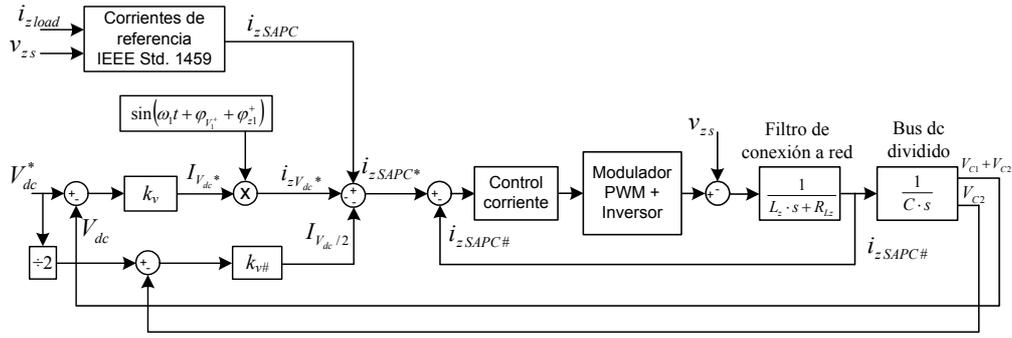


Figura 3-21. Diagrama de bloques completo con los tres lazos de regulación.

Las corrientes que compensan las pérdidas en el compensador son de secuencia directa en fase con sus correspondientes tensiones de secuencia directa, lo que diferencia el sistema propuesto de aquellos que cargan el bus DC con factor de potencia unitario, donde la corriente de línea va en fase con la tensión existente en cada una de las fases. La eficiencia del sistema propuesto es máxima, con lo que las corrientes son menores que con cualquier otro sistema, siendo las tres del mismo valor.

Para compensar los desequilibrios de tensiones entre la parte alta y baja del bus DC se ha añadido un nuevo bloque que determina el desequilibrio de tensión a partir de la diferencia entre la tensión de la parte baja del bus dc y una señal de referencia cuyo valor es igual a la mitad de la tensión de referencia del bus dc. A partir de la señal de error y mediante un regulador proporcional se obtiene una corriente ($I_{V_{dc}/2}$) que se suma a las corrientes de compensación de la tensión del bus dc, añadiendo un desplazamiento según el error presente. Las corrientes de referencia definitivas del SAPC (i_{zSAPC}^*) se obtienen en (3.66) sumando a las corrientes de compensación de los fenómenos no eficientes (i_{zSAPC}) las corrientes de compensación del bus dc ($i_{zV_{dc}^*}$).

$$i_{zSAPC}^* = i_{zSAPC} - i_{zV_{dc}^*} - I_{V_{dc}/2} \quad (3.66)$$

A continuación se procede al diseño de la ganancia del regulador proporcional ($K_{V\#}$) que controla los desequilibrios entre la parte alta y baja del bus dc. En (3.67a) se obtiene el valor de la carga almacenada en un condensador. La corriente a través del condensador, para una capacidad constante, se expresa en (3.67b).

$$q = C \cdot V_C \quad (3.67a)$$

$$i_C = \frac{dq}{dt} = C \cdot \frac{dv_C}{dt} \quad (3.67b)$$

Asumiendo que la capacidad equivalente de los condensadores de la parte alta del bus dc (C_1) es igual a la de la parte baja (C_2) e igual a C faradios, los desequilibrios de tensión entre las dos partes pueden compensarse mediante una corriente que provoque la carga de una parte y la descarga de la otra, manteniéndose que la suma de las dos partes es igual a V_{dc} gracias al

regulador k_v . Si se establece un tiempo para el proceso de equilibrado de las dos tensiones (T_{equi}), el exceso de tensión de un condensador sobre el valor $V_{dc}/2$ representa el valor de carga que hay que transferir al otro condensador para compensar el déficit de tensión. En (3.68) se obtiene la corriente que sería necesario inyectar para conseguir la compensación en el tiempo especificado.

$$|I_{C_1}| = |I_{C_2}| = C \cdot \frac{|V_{C_1} - \frac{V_{dc}}{2}|}{T_{equi}} = C \cdot \frac{|V_{C_2} - \frac{V_{dc}}{2}|}{T_{equi}} \quad (3.68)$$

Fijado un tiempo de equilibrado (T_{equi}) y para una capacidad conocida (C), la ecuación anterior permite diseñar el compensador proporcional que controlará los desequilibrios de tensión en el bus dc. Si el valor que se añade a la corriente de referencia de la salida es positivo ($+I_{V_{dc}/2}$), la parte alta del bus dc C_1 se descargará y la parte baja C_2 se cargará. Cuando la corriente de salida es negativa ($-I_{V_{dc}/2}$), la parte alta C_1 se carga mientras que la parte baja C_2 se descarga. Por lo tanto, a partir de la medida de la tensión de la parte baja del bus dc (V_{C_2} ó V_{dc-} en la figura 3-10) y teniendo en cuenta el signo de la corriente, se obtiene en (3.69) la ecuación que permite implementar el control proporcional descrito.

$$-I_{V_{dc}/2} = C \cdot \frac{V_{dc-} - \frac{V_{dc}}{2}}{T_{equi}} \Rightarrow I_{V_{dc}/2} = C \cdot \frac{\frac{V_{dc}}{2} - V_{dc-}}{T_{equi}} \quad (3.69)$$

La ganancia del regulador proporcional a implementar ($K_{v\#}$) se obtiene en 3.70.

$$k_{v\#} = \frac{C}{T_{equi}} \quad (3.70)$$

El correcto funcionamiento de los lazos de regulación de tensión se ha comprobado mediante simulación en el punto 4.6 del siguiente capítulo.

3.8. Desarrollo del modulador vectorial.

Las técnicas de modulación determinan las conmutaciones de los semiconductores de la etapa de potencia. De entre las técnicas de modulación que trabajan a partir de reguladores de corriente lineales, las más importantes son la modulación senoidal o SPWM y la modulación vectorial o SVPWM (Space Vector PWM). Las características de la modulación vectorial son bien conocidas por su amplia aplicación en el campo del control de motores de inducción. Destaca por su mejor aprovechamiento de la capacidad del inversor, ampliando la zona de trabajo lineal del índice de modulación de amplitud hasta en un 15% sobre la modulación SPWM [86]. La utilización de SVPWM se ha extendido a otros campos, como el de los acondicionadores o compensadores activos, que utilizan similares configuraciones de la etapa de potencia, existiendo una extensa bibliografía en la que se pueden hallar desarrollos basados en la técnica SVPWM y adaptados a las diferentes topologías utilizadas. Adaptaciones del modulador vectorial a convertidores multinivel han tenido una gran aceptación [120], [162].

En el campo de los compensadores activos, cuando se trabaja con sistemas eléctricos de 4 hilos, las etapas de potencia utilizadas permiten la generación de sistemas de tensiones desequilibrados proporcionando un punto de conexión para el conductor de neutro. En este caso, la modulación SVPWM se convierte en lo que se conoce como 3D-SVPWM, o modulación vectorial tridimensional. Una de las configuraciones clásicas en dos niveles es el convertidor de 4 ramas, cuya cuarta rama se implementa expresamente para la conexión del neutro. Este convertidor, que se mostró en la figura 1-5, permite la flotación del bus de continua sobre el punto neutro de la carga, al igual que el convertidor de tres ramas. De esta forma, la aplicación de la modulación 3D-SVPWM conserva las propiedades descritas anteriormente, mejor aprovechamiento del bus dc y aumento del rango lineal del índice de modulación en un 15%.

La otra configuración clásica, y adoptada en este trabajo, es la del convertidor de tres ramas con bus dc repartido. Como se describió en apartados anteriores, el punto central del bus dc provee el punto para la conexión del conductor de neutro de los sistemas a 4 hilos. Al igual que para el convertidor de 4 ramas, permite la generación de sistemas de tensiones y corrientes desequilibradas. Sin embargo, este convertidor se comporta como tres convertidores monofásicos independientes y no permite la flotación del bus dc sobre el neutro de la instalación. Este hecho determina que la aplicación de la modulación 3D-SVPWM clásica no aporte ventaja alguna sobre la modulación senoidal SPWM [163]. No es posible ampliar el rango de trabajo lineal, ni se consigue aumentar la capacidad del inversor. Es por ello que no se suele estimar su aplicación, puesto que aporta una complejidad innecesaria al modulador. Su utilización se reduce a la modulación del inversor cuando se trabaja en coordenadas fijas en cuadratura $\alpha\text{-}\beta\text{-}0$. Trabajando en ejes $\alpha\text{-}\beta\text{-}0$, es posible determinar las tensiones a generar mediante sus componentes de secuencia directa, inversa y homopolar [32], [133], [164]-[166].

También es posible encontrar trabajos en los que se controla la componente homopolar de la corriente mediante el control directo de la coordenada θ . En [164] y [165] los autores desarrollan el modulador 3D-SVPWM en coordenadas $\alpha\text{-}\beta\text{-}\theta$, para obtener los ciclos de trabajo de los semiconductores del convertidor directamente en este sistema de coordenadas. Sin embargo, la obtención de los ciclos de trabajo en coordenadas $\alpha\text{-}\beta\text{-}\theta$ resulta más costosa que la aplicación de la transformada inversa, para volver las tensiones de referencia a coordenadas del sistema $A\text{-}B\text{-}C$ (ejes desfasados 120°), y la posterior aplicación del modulador senoidal SPWM. Para su implementación de forma sencilla, el modulador 3D-SVPWM debe ser desarrollado en coordenadas $A\text{-}B\text{-}C$. La aplicación del modulador 3D-SVPWM en coordenadas $A\text{-}B\text{-}C$ para el convertidor de 4 ramas se puede encontrar en [124], [167]. Sin embargo y debido al poco interés que suscita la aplicación del modulador 3D-SVPWM al convertidor de tres ramas y bus dc repartido, hasta la fecha no se encuentra bibliografía donde se describa su correspondiente versión en coordenadas $A\text{-}B\text{-}C$.

A continuación se va a desarrollar un modulador 3D-SVPWM en coordenadas del sistema $A\text{-}B\text{-}C$ para el convertidor de tres ramas y bus dc repartido adoptado para la implementación del compensador SAPC. Dada la especial versatilidad de los moduladores 3D-SVPWM se va a proponer una estrategia de conmutación ventajosa que justifica la aplicación del modulador 3D-SVPWM en este convertidor.

3.8.1. Modulador 3D-3B-SVPWM en coordenadas $A\text{-}B\text{-}C$.

Para un inversor trifásico de tres ramas y bus dc repartido, como el de la figura 3-22, existen ocho posibles combinaciones de los interruptores de potencia. Son los vectores de conmutación del inversor o vectores directores.

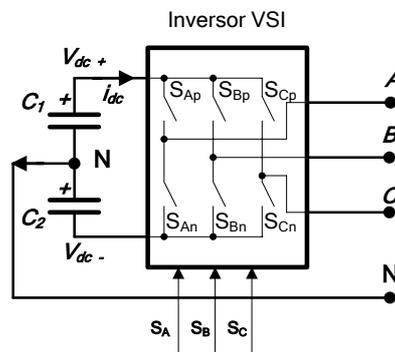


Figura 3-22 Puente inversor trifásico con bus dc repartido.

La tabla 3-2 muestra el valor de las proyecciones de los vectores de conmutación del inversor sobre los ejes del espacio tridimensional $A\text{-}B\text{-}C$ (tensiones medidas respecto del neutro N). Los vectores están normalizados al valor V_{dc} .

| | V_0 | V_1 | V_2 | V_3 | V_4 | V_5 | V_6 | V_7 |
|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| | 000 | 100 | 110 | 010 | 011 | 001 | 101 | 111 |
| V_A | -0.5 | 0.5 | 0.5 | -0.5 | -0.5 | -0.5 | 0.5 | 0.5 |
| V_B | -0.5 | -0.5 | 0.5 | 0.5 | 0.5 | -0.5 | -0.5 | 0.5 |
| V_C | -0.5 | -0.5 | -0.5 | -0.5 | 0.5 | 0.5 | 0.5 | 0.5 |

Tabla 3-2 Vectores de Conmutación Normalizados en Coordenadas A - B - C .

El estado de los semiconductores de cada rama para los distintos vectores directores se muestra en la segunda fila de la tabla 3-2. Un “1” indica que el interruptor de la parte superior de la rama está cerrado (ON) y el de la parte inferior está abierto (OFF). Un “0” indica la situación contraria, es decir, el interruptor superior está abierto y el inferior cerrado.

Los vectores de conmutación representados en coordenadas A - B - C se encuentran distribuidos en el espacio como se muestra en la figura 3-23 izquierda, formando un prisma de base hexagonal, en el que cada vector determina una de sus seis aristas, excepto los vectores 0 y 7 que determinan las bases.

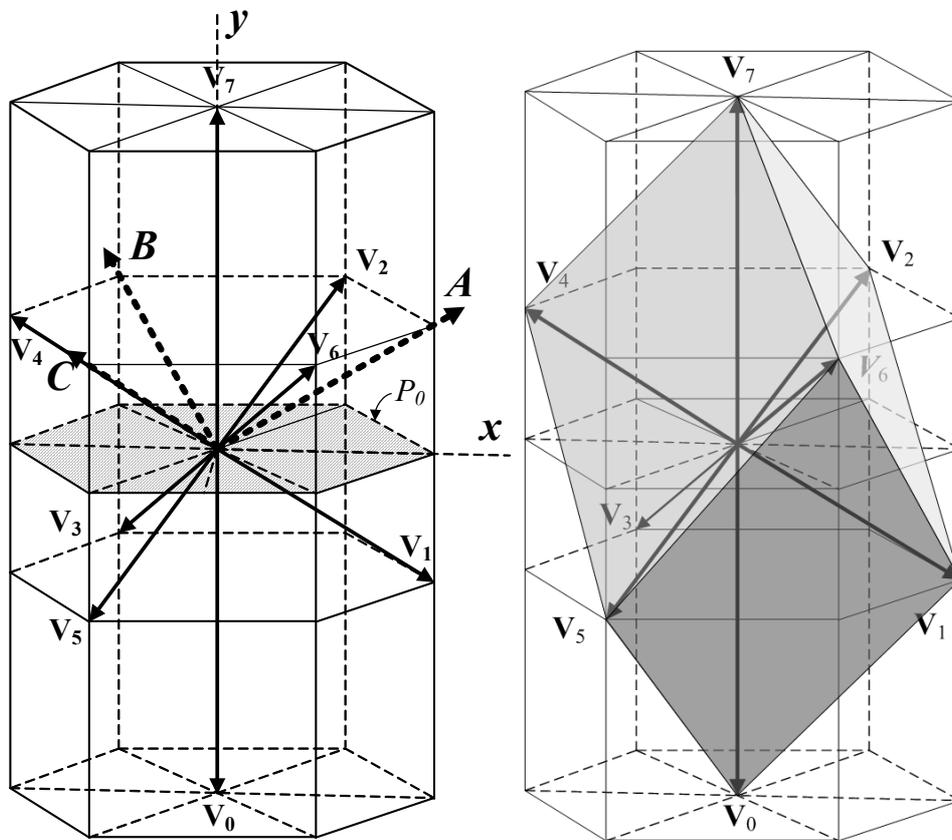


Figura 3-23. Vectores espaciales en coordenadas A - B - C (izq.) y volumen encerrado por los mismos (der.).

Los ocho vectores de conmutación son los únicos que puede generar el inversor VSI de tres ramas y, por tanto, la generación de cualquier vector de tensión se obtendrá por combinación de estos vectores de conmutación. El vector de tensión a generar, o vector de referencia, obtenido como resultado del regulador de corriente, se construye utilizando la combinación de tres de los ocho vectores de conmutación. El vector de referencia a generar por el inversor podrá ser cualquiera, y se podrá generar siempre que se encuentre dentro del volumen del cubo formado por los vectores de conmutación, figura 3-23 derecha.

En la figura 3-23 izquierda se define el plano P_0 como el lugar del espacio que contiene a cualquier vector $\mathbf{V} = [v_A, v_B, v_C]$ que cumpla (3.71). Es decir, que la suma escalar de las componentes del vector en coordenadas A - B - C sea nula. En ese caso el vector \mathbf{V} pertenece al plano.

$$\mathbf{V} \in P_0 \rightarrow v_A + v_B + v_C = 0 \quad (3.71)$$

La proyección de los vectores directores sobre el plano P_0 , divide dicho plano en seis sectores, como se muestra en la figura 3-24. Los vectores 0 y 7 se sitúan en el centro del hexágono, perpendiculares al plano.

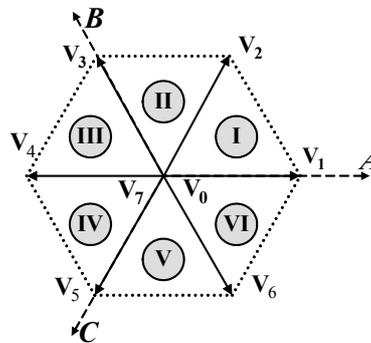


Figura 3-24. Proyección de los vectores de conmutación sobre el plano P_0 . Vista superior.

Para determinar los tres vectores de conmutación a utilizar en la generación de un vector de referencia cualquiera, debe establecerse en primer lugar, cuáles son los dos vectores de conmutación adyacentes al mismo, ayudándose de las proyecciones sobre el plano P_0 . Dado un vector cualquiera $\mathbf{V} = [v_A, v_B, v_C]$, se define u_1 y u_2 como:

$$u_1 = v_A - v_B \quad (3.72)$$

$$u_2 = v_B - v_C \quad (3.73)$$

A partir de (3.72) y (3.73) y mediante la tabla 3-3 es posible determinar el sector en el que se encuentra la proyección del \mathbf{V} sobre el plano P_0 . Determinado el sector, se conocen los vectores de conmutación adyacentes.

Tabla 3-3 Determinación de los vectores de conmutación adyacentes.

| $u_1 > 0$ | | | $u_1 < 0$ | | |
|-----------|-----------------|-----------|-----------|-----------------|-----------|
| $u_2 > 0$ | $ u_1 < u_2 $ | $u_2 < 0$ | $u_2 > 0$ | $ u_1 < u_2 $ | $u_2 < 0$ |
| Sector 1 | Sector 5 | Sector 6 | Sector 3 | Sector 2 | Sector 4 |

El tercer vector de conmutación será el \mathbf{V}_7 o el \mathbf{V}_0 dependiendo de si el vector de tensión a generar está por encima o por debajo, respectivamente, del plano definido por los dos vectores de conmutación adyacentes determinados en el paso anterior. En la figura 3-25 se muestran los tres planos que se pueden formar a partir de los vectores de conmutación.

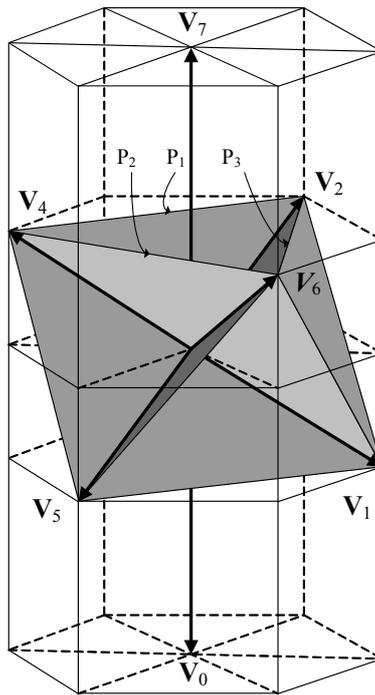


Figura 3-25. Planos determinados por los vectores de conmutación en el espacio tridimensional $A-B-C$.

Las ecuaciones de dichos planos en coordenadas $A-B-C$ y los vectores incluidos en dichos planos se muestran en (3.74) (3.75) y (3.76).

$$v_A + v_C = 0 \quad \text{plano } P_1, \text{ formado por } \mathbf{V}_1 \mathbf{V}_2 \mathbf{V}_4 \mathbf{V}_5 \quad (3.74)$$

$$v_A + v_B = 0 \quad \text{plano } P_2, \text{ formado por } \mathbf{V}_1 \mathbf{V}_3 \mathbf{V}_4 \mathbf{V}_6 \quad (3.75)$$

$$v_B + v_C = 0 \quad \text{plano } P_3, \text{ formado por } \mathbf{V}_2 \mathbf{V}_3 \mathbf{V}_5 \mathbf{V}_6 \quad (3.76)$$

A partir de las ecuaciones de los planos se puede determinar la posición relativa del vector de referencia respecto del plano de interés, revelando esta posición el tercer vector de conmutación a utilizar.

Una vez conocidos los vectores de conmutación a emplear, se deben calcular los tiempos de aplicación de los mismos. A partir de las proyecciones del vector de referencia sobre los vectores de conmutación se obtienen sus correspondientes ciclos de trabajo. Mediante la ecuación general (3.77), representada en forma matricial, se obtienen los ciclos de trabajo a partir del vector de tensión de referencia \mathbf{V} , la matriz de transformación $M_{x,y}$ y la tensión del bus dc. La matriz $M_{x,y}$ es la matriz para la obtención de las proyecciones sobre los vectores de conmutación.

$$\begin{bmatrix} d_x \\ d_{x+1} \\ d_y \end{bmatrix} = \frac{1}{V_{dc}} M_{x,y} \mathbf{V}^T \quad x \in [1..6]; y \in [0,7] \quad (3.77)$$

Existen doce matrices de transformación $M_{x,y}$, dos por cada uno de los seis sectores definidos. Una se aplica cuando se utiliza el vector \mathbf{V}_0 como tercer vector de conmutación, y la otra cuando el vector utilizado es el \mathbf{V}_7 . El subíndice x indica el sector donde se sitúa el vector de referencia y determina el vector a aplicar en primer lugar. En (3.78) se muestra la matriz de transformación a emplear cuando el vector de tensión que se desea generar se encuentra en el sector I y por debajo del plano formado por los vectores \mathbf{V}_1 y \mathbf{V}_2 (utiliza el \mathbf{V}_0). Los términos para el resto de las matrices se obtienen a partir de los valores indicados en la tabla 3-1 según los vectores utilizados.

$$M_{1_0} = [\mathbf{V}_1^T \quad \mathbf{V}_2^T \quad \mathbf{V}_0^T]^{-1} = \begin{bmatrix} 0.5 & 0.5 & -0.5 \\ -0.5 & 0.5 & -0.5 \\ -0.5 & -0.5 & -0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & -1 \\ -1 & 0 & -1 \end{bmatrix} \quad (3.78)$$

La obtención de los ciclos de trabajo resulta de las sumas y restas de las componentes del vector de referencia. De esta forma su obtención es sencilla y su implementación mediante un algoritmo en un DSP presenta un coste computacional muy bajo.

A partir de los ciclos de trabajo calculados en (3.77) se obtienen en (3.79), (3.80) y (3.81) los tiempos de aplicación de cada vector de conmutación en un periodo conmutación T_s . El tiempo restante (t_{nulo}) para completar el periodo de conmutación se obtiene en (3.82). Este tiempo se reparte entre el vector \mathbf{V}_0 y el \mathbf{V}_7 a partes iguales (3.83). Por ser \mathbf{V}_0 y \mathbf{V}_7 dos vectores opuestos, su aplicación a partes iguales producirá a la salida del inversor una tensión media nula en cada periodo de conmutación.

$$t_{V_x} = T_s \cdot d_x \quad (3.79)$$

$$t_{V_{x+1}} = T_s \cdot d_{x+1} \quad (3.80)$$

$$t_{V_y} = T_S \cdot d_y \quad (3.81)$$

$$t_{nulo} = T_S - t_{V_x} - t_{V_{x+1}} - t_{V_y} \quad x \in [1..6]; y \in [0,7] \quad (3.82)$$

$$t_{V_0} = t_{V_7} = \frac{t_{nulo}}{2} \quad (3.83)$$

El tiempo t_{V_y} calculado en (3.81) se añade a t_{V_0} ó t_{V_7} dependiendo de cuál de los dos vectores se utilice además como vector de conmutación.

Por último hay que determinar la distribución de los ciclos de trabajo en el periodo de conmutación. La distribución preferida para su utilización en compensadores activos suele ser la de alineamiento simétrico, que presenta como principales características la baja distorsión de corriente y su mejor espectro armónico en la tensión de salida. La figura 3-26 presenta las señales de conmutación a aplicar a las tres ramas del inversor siguiendo la estrategia de alineamiento simétrico, cuando el vector de tensiones a generar se encuentra en el centro del sector I y la duración de todos los ciclos de trabajo de los vectores de conmutación es igual (Vector de referencia en el centro del sector I y apoyado sobre el plano P_0). Utilizando esta distribución, el periodo de conmutación siempre comienza y termina con el vector V_0 , y los vectores se distribuyen siguiendo el criterio de mínimas conmutaciones. El paso de un vector al siguiente sólo implica la conmutación de una de las ramas del convertidor.

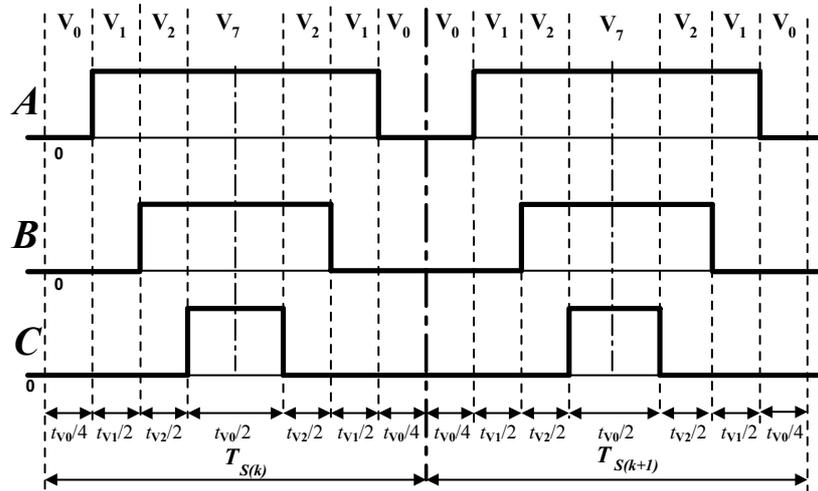


Figura 3-26 Ejemplo de alineamiento simétrico de las señales de conmutación.

3.8.2. Modulador 3D-3B-SVPWM modificado.

Como ya se comentó con anterioridad, uno de los principales inconvenientes del convertidor de tres ramas y cuatro hilos con bus de repartido es la posible aparición de desequilibrios entre las tensiones de las partes alta y baja del bus dc. Este fenómeno ocurre debido a la existencia de corriente de secuencia homopolar, cuya circulación se produce a través del conductor de neutro. El plano P_0 (figura 3-23 Izq.) es el lugar del espacio de componente homopolar nula. Los ocho vectores de conmutación del inversor, presentan componente de secuencia homopolar. Los vectores V_0 y V_7 , son vectores homopolares ya que no tienen componentes de secuencia directa o inversa. Además la componente homopolar que presentan es máxima, ya que dicha componente es ortogonal al plano P_0 , eje “y” de la figura 3-23 (Izq.). Por lo tanto la utilización tradicional de los vectores homopolares V_0 y V_7 para completar el periodo de conmutación, no sólo no beneficia sino que resulta la peor opción desde el punto de vista del problema considerado.

Teniendo en cuenta que todos los vectores de conmutación del inversor de tres ramas y cuatro hilos con bus de repartido tienen su vector de conmutación opuesto (V_1-V_4 , V_2-V_5 , V_3-V_6 y V_0-V_7), y que excepto el par V_0-V_7 todos los demás introducen la misma componente homopolar, es posible completar el periodo de conmutación utilizando un par de vectores opuestos cualesquiera, diferentes del par V_0-V_7 .

Como ejemplo, se plantea la generación de un vector de referencia que se encuentra en el sector I y por debajo del plano P_1 . Los vectores de conmutación a emplear son V_1 , V_2 y V_0 . Utilizando la distribución simétrica y siguiendo el criterio de buscar el mínimo número de conmutaciones por ciclo, resulta lógico utilizar el opuesto de uno de los vectores de conmutación involucrados (diferentes de V_0), en este caso, el opuesto del V_1 (V_4) ó el opuesto del V_2 (V_5). Podría utilizarse el par V_3-V_6 pero resulta obvio que esta combinación añade un vector de conmutación más. Para elegir entre la utilización del vector V_4 o del V_5 , la tabla 3-4 y la tabla 3-5 presentan, como ejemplo, tres de las posibles combinaciones de los vectores dentro de un ciclo de conmutación. Cuando se emplea el par de vectores V_1-V_4 para completar el periodo de conmutación, no es posible encontrar una secuencia de conmutación simétrica con menos de 8 conmutaciones por T_s .

Tabla 3-4 Secuencias de aplicación de los vectores de conmutación $V_1 V_2 V_0 V_4$.

| Secuencia de aplicación | $V_1 V_2 V_0 V_4$ | $V_0 V_1 V_2 V_4$ | $V_2 V_1 V_4 V_0$ | ... |
|-------------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-----|
| 0 | $V_1 (100)$ | $V_0 (000)$ | $V_2 (110)$ | ... |
| 1 | $V_2 (110)$ | $V_1 (100)$ | $V_1 (100)$ | ... |
| 2 | $V_0 (000)$ | $V_2 (110)$ | $V_4 (011)$ | ... |
| 3 | $V_4 (011)$ | $V_4 (011)$ | $V_0 (000)$ | ... |
| 4 | $V_0 (000)$ | $V_2 (110)$ | $V_4 (011)$ | ... |
| 5 | $V_2 (110)$ | $V_1 (100)$ | $V_1 (100)$ | ... |
| 6 | $V_1 (100)$ | $V_0 (000)$ | $V_2 (110)$ | ... |
| Nº Conmutaciones | 10 | 8 | 12 | ... |

Tabla 3-5 Secuencias de aplicación de los vectores de conmutación $V_1 V_2 V_0 V_5$.

| Secuencia de aplicación | $V_1 V_2 V_0 V_5$ | $V_0 V_1 V_2 V_5$ | $V_5 V_0 V_1 V_2$ | ... |
|-------------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-----|
| 0 | $V_1 (100)$ | $V_0 (000)$ | $V_5 (001)$ | ... |
| 1 | $V_2 (110)$ | $V_1 (100)$ | $V_0 (000)$ | ... |
| 2 | $V_0 (000)$ | $V_2 (110)$ | $V_1 (100)$ | ... |
| 3 | $V_5 (001)$ | $V_5 (001)$ | $V_2 (110)$ | ... |
| 4 | $V_0 (000)$ | $V_2 (110)$ | $V_1 (100)$ | ... |
| 5 | $V_2 (110)$ | $V_1 (100)$ | $V_0 (000)$ | ... |
| 6 | $V_1 (100)$ | $V_0 (000)$ | $V_5 (001)$ | ... |
| Nº Conmutaciones | 8 | 10 | 6 | ... |

Mediante la utilización del vector V_5 se puede obtener una secuencia de aplicación de los vectores que presenta un número mínimo de conmutaciones, 6 conmutaciones. Esta es la secuencia $V_5 V_0 V_1 V_2$. Mediante (3.84) y (3.85), equivalentes a (3.82) se obtienen los tiempos de aplicación de los vectores V_2 y V_5 .

$$t_{V_5} = \frac{t_{mulo}}{2} \quad (3.84)$$

$$t_{V_2} = t_{V_2} + \frac{t_{mulo}}{2} \quad (3.85)$$

En general, la estrategia de modulación consiste en emplear el vector de conmutación opuesto que necesite una sola conmutación para pasar al vector V_0 , si se está por debajo del plano que corta al sector, o al V_7 , si se está por encima de dicho plano. Este criterio determina que para cada sector existan dos secuencias de aplicación de los vectores y que involucren a vectores diferentes. La tabla 3-6 presenta las secuencias de conmutación a emplear para todos los sectores consiguiendo 6 conmutaciones por ciclo de conmutación. Se ha denominado Prisma X

alto, a la parte del Prisma que está por encima del plano que corta el sector. La parte que queda por debajo del plano se denomina Prisma X bajo.

Tabla 3-6 Secuencias de aplicación de los vectores de conmutación $V_1 V_2 V_0 V_5$.

| Sector | 1 | | 2 | | 3 | |
|-----------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| Prisma | Alto | Bajo | Alto | Bajo | Alto | Bajo |
| Vectores | $V_4V_7V_2V_1$ | $V_5V_0V_1V_2$ | $V_6V_7V_2V_3$ | $V_5V_0V_3V_2$ | $V_6V_7V_4V_3$ | $V_1V_0V_3V_4$ |
| Opuestos | V_1-V_4 | V_2-V_5 | V_3-V_6 | V_2-V_5 | V_3-V_6 | V_1-V_4 |
| Secuencia | | | | | | |
| 0 | $V_4 (011)$ | $V_5 (001)$ | $V_6 (101)$ | $V_5 (001)$ | $V_6 (101)$ | $V_1 (100)$ |
| 1 | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ |
| 2 | $V_2 (110)$ | $V_1 (100)$ | $V_2 (110)$ | $V_3 (010)$ | $V_4 (011)$ | $V_3 (010)$ |
| 3 | $V_1 (100)$ | $V_2 (110)$ | $V_3 (010)$ | $V_2 (110)$ | $V_3 (010)$ | $V_4 (011)$ |
| 4 | $V_2 (110)$ | $V_1 (100)$ | $V_2 (110)$ | $V_3 (010)$ | $V_4 (011)$ | $V_3 (010)$ |
| 5 | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ |
| 6 | $V_4 (011)$ | $V_5 (001)$ | $V_6 (101)$ | $V_5 (001)$ | $V_6 (101)$ | $V_1 (100)$ |

| Sector | 4 | | 5 | | 6 | |
|-----------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| Prisma | Alto | Bajo | Alto | Bajo | Alto | Bajo |
| Vectores | $V_2V_7V_4V_5$ | $V_1V_0V_5V_4$ | $V_2V_7V_6V_5$ | $V_3V_0V_5V_6$ | $V_4V_7V_6V_1$ | $V_3V_0V_1V_6$ |
| Opuestos | V_2-V_5 | V_1-V_4 | V_2-V_5 | V_3-V_6 | V_1-V_4 | V_3-V_6 |
| Secuencia | | | | | | |
| 0 | $V_2 (110)$ | $V_1 (100)$ | $V_2 (110)$ | $V_3 (010)$ | $V_4 (011)$ | $V_3 (010)$ |
| 1 | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ |
| 2 | $V_4 (011)$ | $V_5 (001)$ | $V_6 (101)$ | $V_5 (001)$ | $V_6 (101)$ | $V_1 (100)$ |
| 3 | $V_5 (001)$ | $V_4 (011)$ | $V_5 (001)$ | $V_6 (101)$ | $V_1 (100)$ | $V_6 (101)$ |
| 4 | $V_4 (011)$ | $V_5 (001)$ | $V_6 (101)$ | $V_5 (001)$ | $V_6 (101)$ | $V_1 (100)$ |
| 5 | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ | $V_7 (111)$ | $V_0 (000)$ |
| 6 | $V_2 (110)$ | $V_1 (100)$ | $V_2 (110)$ | $V_3 (010)$ | $V_4 (011)$ | $V_3 (010)$ |

Las doce matrices que se emplearán para la obtención de los ciclos de trabajo se obtienen de forma idéntica a como se presentó en (3.78), utilizando los vectores de conmutación involucrados en cada caso. Las doce matrices de transformación para la obtención de los ciclos de trabajo se presentan a continuación.

$$M_{1_0} = \begin{bmatrix} V_1^T & V_2^T & V_0^T \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 0.5 & 0.5 & -0.5 \\ -0.5 & 0.5 & -0.5 \\ -0.5 & -0.5 & -0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & -1 \\ -1 & 0 & -1 \end{bmatrix} \quad (3.86)$$

$$M_{1,1} = [\mathbf{V}_1^T \quad \mathbf{V}_2^T \quad \mathbf{V}_7^T]^{-1} = \begin{bmatrix} 0.5 & 0.5 & 0.5 \\ -0.5 & 0.5 & 0.5 \\ -0.5 & -0.5 & 0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & -1 \\ 1 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.87)$$

$$M_{2,0} = [\mathbf{V}_3^T \quad \mathbf{V}_2^T \quad \mathbf{V}_0^T]^{-1} = \begin{bmatrix} 0.5 & -0.5 & -0.5 \\ 0.5 & 0.5 & -0.5 \\ -0.5 & -0.5 & -0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} -1 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & -1 \\ 0 & -1 & -1 \end{bmatrix} \quad (3.88)$$

$$M_{2,1} = [\mathbf{V}_3^T \quad \mathbf{V}_2^T \quad \mathbf{V}_7^T]^{-1} = \begin{bmatrix} 0.5 & -0.5 & 0.5 \\ 0.5 & 0.5 & 0.5 \\ -0.5 & -0.5 & 0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} -1 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.89)$$

$$M_{3,0} = [\mathbf{V}_3^T \quad \mathbf{V}_4^T \quad \mathbf{V}_0^T]^{-1} = \begin{bmatrix} -0.5 & -0.5 & -0.5 \\ 0.5 & 0.5 & -0.5 \\ -0.5 & 0.5 & -0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & -1 \\ -1 & 0 & 1 \\ -1 & -1 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.90)$$

$$M_{3,1} = [\mathbf{V}_3^T \quad \mathbf{V}_4^T \quad \mathbf{V}_7^T]^{-1} = \begin{bmatrix} -0.5 & -0.5 & 0.5 \\ 0.5 & 0.5 & 0.5 \\ -0.5 & 0.5 & 0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & -1 \\ -1 & 0 & 1 \\ 1 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.91)$$

$$M_{4,0} = [\mathbf{V}_5^T \quad \mathbf{V}_4^T \quad \mathbf{V}_0^T]^{-1} = \begin{bmatrix} -0.5 & -0.5 & -0.5 \\ -0.5 & 0.5 & -0.5 \\ 0.5 & 0.5 & -0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 1 \\ -1 & 1 & 0 \\ -1 & 0 & -1 \end{bmatrix} \quad (3.92)$$

$$M_{4,1} = [\mathbf{V}_5^T \quad \mathbf{V}_4^T \quad \mathbf{V}_7^T]^{-1} = \begin{bmatrix} -0.5 & -0.5 & 0.5 \\ -0.5 & 0.5 & 0.5 \\ 0.5 & 0.5 & 0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 1 \\ -1 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.93)$$

$$M_{5,0} = [\mathbf{V}_5^T \quad \mathbf{V}_6^T \quad \mathbf{V}_0^T]^{-1} = \begin{bmatrix} -0.5 & 0.5 & -0.5 \\ -0.5 & -0.5 & -0.5 \\ 0.5 & 0.5 & -0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 1 \\ 1 & -1 & 0 \\ 0 & -1 & -1 \end{bmatrix} \quad (3.94)$$

$$M_{5,1} = [\mathbf{V}_5^T \quad \mathbf{V}_6^T \quad \mathbf{V}_7^T]^{-1} = \begin{bmatrix} -0.5 & 0.5 & 0.5 \\ -0.5 & -0.5 & 0.5 \\ 0.5 & 0.5 & 0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 1 \\ 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.95)$$

$$M_{6,0} = [\mathbf{V}_1^T \quad \mathbf{V}_6^T \quad \mathbf{V}_0^T]^{-1} = \begin{bmatrix} 0.5 & 0.5 & -0.5 \\ -0.5 & -0.5 & -0.5 \\ -0.5 & 0.5 & -0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -1 \\ 0 & -1 & 1 \\ -1 & -1 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.96)$$

$$M_{6,1} = [\mathbf{V}_1^T \quad \mathbf{V}_6^T \quad \mathbf{V}_7^T]^{-1} = \begin{bmatrix} 0.5 & 0.5 & 0.5 \\ -0.5 & -0.5 & 0.5 \\ -0.5 & 0.5 & 0.5 \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -1 \\ 0 & -1 & 1 \\ 1 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.97)$$

Los tiempos de aplicación de los vectores opuestos para completar el periodo de conmutación se calculan en (3.82), cuanto mayor sea este tiempo (t_{nulo}) mejores resultados presenta esta técnica frente a la de utilizar siempre los vectores \mathbf{V}_0 y \mathbf{V}_7 . Este tiempo depende directamente de la relación entre la tensión del bus dc y la tensión a generar a la salida del inversor, por tanto una buena elección de la tensión del bus dc reducirá las diferencias entre las dos técnicas. Sin embargo, la diferencia en el rizado por el conductor de neutro siempre será igual o menor con la modificación propuesta del modulador 3D 3B SVPWM. Este hecho se constata mediante simulación en el punto 4.7.

3.9. Conclusiones

En el presente capítulo se ha detallado el diseño de todos los módulos que conforman el SAPC que se va a implementar.

- Se ha presentado la topología de la etapa de potencia que se ha adoptado para la implementación del SAPC. Se han descrito sus ventajas e inconvenientes.
- Se ha obtenido el modelo en gran señal y un modelo promediado de la etapa de potencia. Estos modelos constituyen las herramientas básicas para el análisis del sistema y su simulación, como se verá en el siguiente capítulo.
- Se ha descrito el hardware que se va a emplear en la implementación experimental. De esta forma se ha podido obtener el modelo con valores reales de la planta a controlar.
- Se ha propuesto un método de obtención de las corrientes de referencia basado en la utilización del método de la ventana deslizante aplicado al cálculo de las DFT. Todo ello para obtener un sistema de compensación con una mayor aproximación al funcionamiento en tiempo real, mejorando la dinámica del sistema. Las corrientes de referencia a obtener son las que se propusieron en el capítulo 2, para la compensación selectiva de fenómenos no eficientes, basada en la norma IEEE Std. 459-2000.
- Se ha propuesto la utilización de un regulador de corriente de bajo coste computacional. Se ha realizado el diseño del mismo y se han obtenido sus prestaciones, concluyéndose que el compromiso entre bajo coste computacional y prestaciones es adecuado para la aplicación a la que se ha destinado.
- Se ha presentado la necesidad del control de la tensión del bus dc a partir del análisis de las pérdidas en el convertidor, y se ha desarrollado un regulador de tensión para el sistema de control del SAPC. Basándose en la norma IEEE Std. 1459, las corrientes de compensación del bus dc son corrientes activas fundamentales y de secuencia directa.
- Finalmente se ha desarrollado un modulador vectorial tridimensional para la topología de convertidor utilizado. Mediante la modificación de la estrategia de generación del tiempo nulo en la conmutación, se ha obtenido un nuevo modulador 3D SVPWM que reduce el rizado de la corriente a través del bus dc a la frecuencia de conmutación.

4. Resultados de Simulación.

La obtención de resultados para la comprobación del sistema de compensación propuesto ha sido llevada a cabo en dos fases. En la primera fase se ha realizado la simulación del SAPC, obteniéndose los resultados de simulación que se presentan en este capítulo. En la segunda fase se ha procedido al montaje experimental del SAPC, detallándose los resultados obtenidos en el capítulo 5. Los objetivos de las simulaciones incluidas en el presente capítulo son los siguientes:

- Comprobar y validar el método de compensación selectivo basado en la norma IEEE Std. 1459 desarrollado en los capítulos anteriores, para los casos experimentales a implementar.
- Comprobar el correcto funcionamiento y las prestaciones del regulador de corriente propuesto.
- Comprobar las prestaciones y el funcionamiento de la DFT de ventana deslizante aplicada al método de obtención de las corrientes de referencia para del SAPC.
- Comprobar el funcionamiento y las características del modulador vectorial tridimensional 3D-3B SVPWM propuesto.
- Comprobar el correcto funcionamiento del lazo de control de tensión del bus dc.

Para la correcta validación de los resultados, las simulaciones reproducen las mismas condiciones de alimentación y carga que se implementarán mediante el prototipo de laboratorio en la parte experimental. No obstante, y con el objetivo dar una mayor validez a los resultados, se incluyen en este capítulo algunas simulaciones del sistema completo trabajando en condiciones reales sin las limitaciones del prototipo, lo cual validará el sistema propuesto para su conexión en redes de distribución estándar trifásicas con neutro.

El capítulo se ha estructurado de acuerdo con los objetivos planteados y en el mismo orden que el que se han presentado. Previamente se justifica la elección de la plataforma de simulación empleada y las características de los métodos empleados en las simulaciones.

4.1. Técnicas de Simulación

Para la simulación del sistema se precisa seleccionar una plataforma de simulación. Las simulaciones presentadas en este capítulo se han realizado utilizando la plataforma de simulación Matlab Simulink. La elección de esta plataforma se sustenta en las siguientes bases:

- Facilidad de diseño de funciones definidas por el usuario (s-function) que permiten desarrollar mediante código de matlab (similar al lenguaje de programación C) los algoritmos de control a implementar.
- Matlab Simulink (v6.5) incorpora una librería para la simulación y análisis de sistemas de potencia denominada SimPowerSystems.

Las funciones definidas por el usuario permiten desarrollar el código del sistema de control en un lenguaje de programación similar a C de forma análoga a como se haría en un procesador digital de señal (DSP). El código generado para el desarrollo de los algoritmos incluidos en el sistema de control para la simulación es transportable casi directamente (95%) al DSP, lo cual hace que la migración desde la simulación hacia el sistema real sea un proceso sencillo y temporalmente corto. La librería SimPowerSystems sitúa a Matlab a un nivel cercano a otras plataformas de simulación de sistemas electrónicos como Orcad-PsPice. La unión de las dos características citadas hace de Matlab Simulink una herramienta de gran potencia para la simulación de sistemas electrónicos de potencia, facilitando además la portabilidad a sistemas procesadores digitales reales.

Uno de los principales problemas que plantea un sistema de simulación que corre sobre un ordenador estándar es el tiempo de simulación. La simulación del sistema de compensación completo, cuando se incluyen los elementos no lineales de la etapa de potencia y el algoritmo del modulador SVPWM, requiere un tiempo de proceso muy grande. Por ello se han desarrollado dos sistemas de simulación diferentes.

- En el primero se sustituye el convertidor de potencia por su modelo promediado, resultando un sistema de simulación rápida, ideal para realizar gran cantidad de simulaciones, como las necesarias para comprobar el método de obtención de las corrientes de referencia selectivo con todas sus combinaciones. También, con este sistema, es posible comprobar el funcionamiento del regulador de corriente y de la DFT de ventana deslizante.
- El segundo incluye el sistema completo a implementar, incluyendo el inversor, el modulador 3D-3B SVPWM y el bus de continua con su control. Se trata de un sistema simulación muy lento cuando se requiere reducir el paso de simulación para obtener resultados precisos. Este modelo permite obtener un análisis más ajustado a la realidad del sistema, sin embargo y debido a su lentitud, sólo se ha utilizado para añadir la simulación del SAPC completo, incluyendo el modulador 3D-3B SVPWM y el algoritmo de control del bus DC, utilizándose en dichas simulaciones los casos de cargas y alimentaciones más significativos.

4.2. Simulación mediante el modelo promediado del SAPC.

Como primer objetivo de las simulaciones se debe validar el método de obtención de las corrientes de referencia selectivo, basado en la norma IEEE Std. 1459, y desarrollado en los capítulos anteriores. En la figura 4-1 se muestra el diagrama de bloques del modelo de Simulink utilizado para la simulación. El bloque *sistema de control* se ha implementado mediante una *s-function* que permite crear funciones definidas por el usuario mediante la escritura del código a ejecutar un lenguaje de programación propio de Matlab basado en el estándar *Ansy C*. La función definida incluye:

- La adquisición de señales.
- La obtención de las componentes fundamentales y simétricas.
- El cálculo de las corrientes de compensación.
- El regulador de corriente.

El regulador de corriente determina las tensiones que debe sintetizar el inversor mediante la modulación, sin embargo, en este modelo se utilizan generadores de tensión controlados e ideales a partir de las tensiones de referencia. Estos generadores proporcionarán exactamente en cada rama la tensión que determine el regulador de corriente del sistema de control. Su utilización permite trabajar sin elementos no lineales, sin modulador y sin bus dc. De esta forma se obtienen simulaciones rápidas, ideales para analizar el comportamiento del sistema de control.

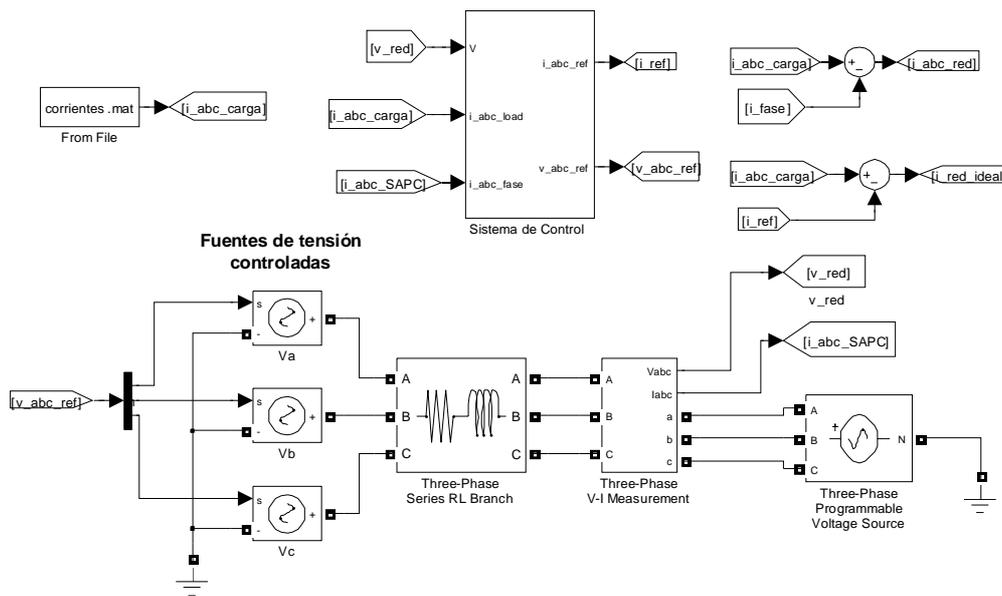


Figura 4-1 Diagrama de bloques del sistema del sistema empleado para la simulación.

Para que el modelo a simular resulte más sencillo y la simulación sea más rápida, la carga se simula previamente almacenándose las corrientes de carga en el fichero, *corrientes.mat*. Durante la simulación del modelo de la figura 4-1, simplemente se leen de este fichero los datos correspondientes a las corrientes de carga. Por supuesto, las condiciones de alimentación de la fuente trifásica serán las mismas que las aplicadas para simular la carga.

En la figura 4-2 se presenta el modelo de simulación general utilizado para obtener las corrientes de carga. El circuito simulado consta de una parte no lineal formada por tres rectificadores monofásicos, y una parte lineal formada por elementos resistivos e inductivos. Mediante la conexión y desconexión de partes del circuito o cambiando los valores de los componentes se han obtenido los diferentes casos de carga utilizados durante este capítulo para la comprobación del funcionamiento del compensador selectivo.

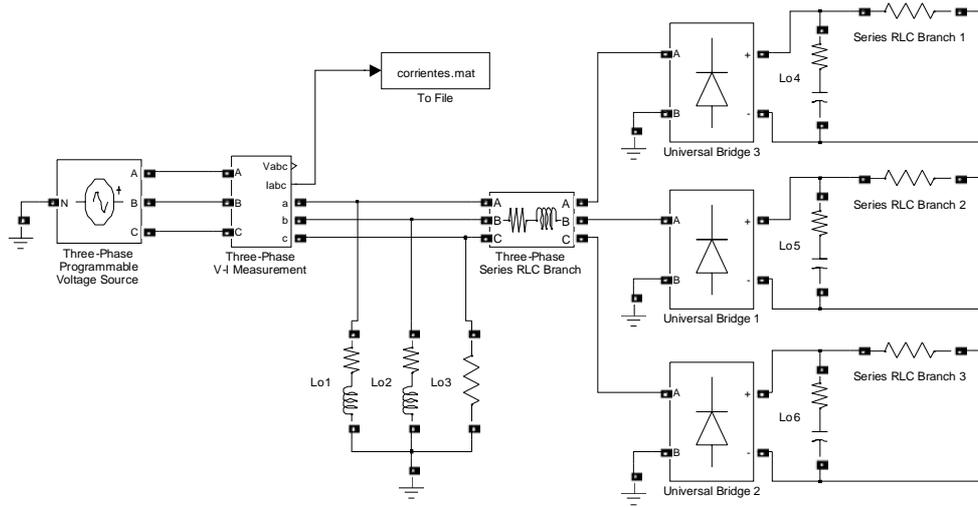


Figura 4-2 Modelo general empleado para la simulación de la carga.

Teniendo en cuenta la gran cantidad de simulaciones a realizar, debido al número alto número de posibles combinaciones de compensación, se han seleccionado aquellos casos de mayor relevancia para el estudio y cuya generalización permite la validación del resto de casos no contemplados. Las condiciones de alimentación y carga adoptadas en este punto reproducen las mismas condiciones que se implementarán en el equipo de laboratorio. Los tipos de carga utilizados son los siguientes:

- Carga trifásica lineal desequilibrada.
- Carga trifásica lineal desequilibrada con desfase.
- Carga trifásica no lineal con desequilibrio y desfase.

El prototipo experimental de laboratorio se conecta a la red a través de un transformador trifásico de múltiples secundarios, ofreciendo la posibilidad de experimentar el SAPC ante un sistema de tensiones equilibrado o desequilibrado. El nivel de distorsión de las tensiones de la red eléctrica analizadas en el laboratorio es inferior al 2%, pudiendo considerarse prácticamente senoidales. Por la cantidad de simulaciones a realizar, se ha elegido para las mismas, de entre los dos casos reproducibles en el laboratorio, el caso más desfavorable, siendo este el que presenta tensiones de alimentación trifásicas senoidales y desequilibradas.

Los resultados obtenidos en las simulaciones se agrupan en tablas para una mejor interpretación de los resultados. Para cada caso de compensación, en una tabla se incluyen las medidas de los valores eficaces de las tensiones en el pcc y de las corrientes de línea y neutro, así como las tasas de distorsión armónica total de las mismas. En una segunda tabla se agrupan los valores calculados de las magnitudes propuestas en la norma IEEE Std. 1459-2000. Todos los valores han sido calculados mediante el programa de cálculo Mathcad, a partir de los datos obtenidos de las simulaciones en Matlab Simulink.

4.2.1. Condiciones de alimentación.

El sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas, utilizado para los casos ensayados se muestra en la figura 4-3.

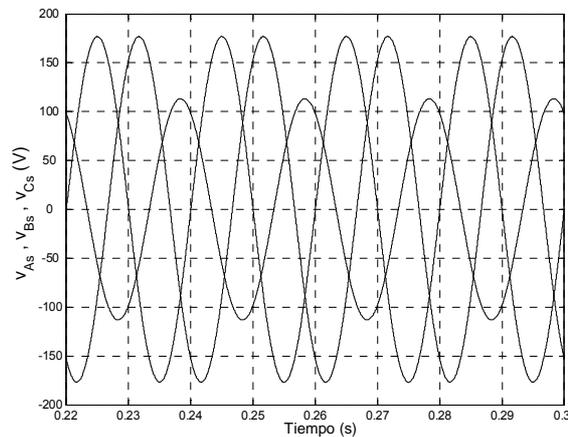


Figura 4-3. Tensiones de alimentación senoidales y equilibradas.

La tabla 4-1 presenta un resumen de los valores más representativos de las tensiones en el punto de conexión del compensador activo:

| V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} | THD_{VAs} | THD_{VBs} | THD_{VCs} |
|---------------|---------------|---------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| 125.00 V | 125.00 V | 80.00 V | 0.00 % | 0.00 % | 0.00 % |
| V_{As1} | V_{Bs1} | V_{Cs1} | V_{s1}^+ | V_{s1}^- | V_{s1}^0 |
| 125.00 V | 125.00 V | 80.00 V | 110.00 V | 15.00 V | 15.00 V |
| ϕ_{rAs1} | ϕ_{rBs1} | ϕ_{rCs1} | $\phi_{r_{s1}}^+$ | $\phi_{r_{s1}}^-$ | $\phi_{r_{s1}}^0$ |
| 0° | -120.00° | -240.00° | 0.00° | 60.00° | -60.00° |

Tabla 4-1 Valores significativos de las tensiones en el pcc.

A continuación se presenta cada tipo de carga bajo estas condiciones de alimentación y los resultados obtenidos al aplicar las opciones de compensación más relevantes.

4.2.2. Carga trifásica lineal desequilibrada.

En primer lugar se presentan los resultados de simulación para el caso en el que la carga es una carga lineal desequilibrada. Dos casos van a ser tratados en este punto, cuando la carga sea sólo resistiva y cuando además presente componente inductiva. En el primero de los casos las corrientes demandadas al sistema generador sólo presentarán fenómeno de desequilibrio. En el segundo caso, además del desequilibrio, aparecerá el fenómeno del desfase.

4.2.2.1. Carga trifásica lineal desequilibrada resistiva.

El fenómeno de desequilibrio en las corrientes demandadas al sistema de generación puede suceder porque la carga o las tensiones de alimentación estén desequilibradas. En el caso expuesto a continuación concurren las dos situaciones y el SAPC se encarga de equilibrar las corrientes consumidas del generador. Al tratarse de un sistema trifásico a cuatro hilos las cargas se conectarán en estrella con conexión del conductor de neutro. La carga se compone de una resistencia en la fase *A* mientras que se deja en circuito abierto las otras dos fases. Los valores de la carga son los siguientes:

| | |
|---------------------|-----------------------------|
| $R_A = 17.5 \Omega$ | $R_B = R_C = \infty \Omega$ |
|---------------------|-----------------------------|

Esta combinación representa un caso de desequilibrio extremo debido a la no existencia de corriente en dos de las fases. Para un sistema de alimentación trifásico de tensiones senoidales y desequilibradas, como las mostradas en la figura 4-3, la carga lineal desequilibrada demanda del generador las corrientes que se muestran en la figura 4-4.

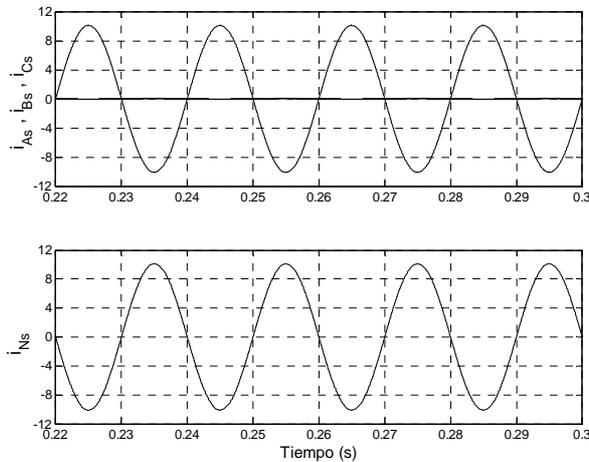


Figura 4-4. Corrientes demandadas por la carga al generador, fases (superior) y neutro (inferior).

En la tabla 4-2 se muestran los valores más significativos de las corrientes que entrega el generador. Valor eficaz, componente fundamental (valor eficaz y fase) y componentes simétricas fundamentales. Se incluyen también los factores de distorsión armónica.

| | | | |
|-------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 7.14 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 0.00 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 0.00 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 7.14 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 7.14 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = - \text{ A}$ | $I_{Cs1} = - \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 7.14 \text{ A}$ |
| $\phi_{I_{As1}} = 0.00^\circ$ | $\phi_{I_{Bs1}} = -^\circ$ | $\phi_{I_{Cs1}} = -^\circ$ | $THD_{I_{As}} = 0\%$ |
| $I_{s1}^+ = 2.37 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 2.37 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 2.37 \text{ A}$ | $THD_{I_{Bs}} = 0\%$ |
| $\phi_{s1}^+ = 0.00^\circ$ | $\phi_{s1}^- = 0.00^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = 0.00^\circ$ | $THD_{I_{Cs}} = 0\%$ |

Tabla 4-2 Valores significativos de las corrientes demandadas por la carga.

La tabla 4-3 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459, calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el generador.

| | | | |
|-------------------------------|----------------------------|-------------------------------|----------------------------|
| $V_e = 111.52 \text{ V}$ | | $I_e = 5.83 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 5.83 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.01 \text{ A}$ |
| $S_e = 1950.20 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1950.19 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 5.39 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 785.31 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 1785.09 \text{ va}$ | $D_{eV} = 3.71 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 785.31 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 0.04 \text{ var}$ | | $D_{eI} = 3.90 \text{ va}$ |
| $P = 892.00 \text{ W}$ | | $P_1 = 892.00 \text{ W}$ | $P_H = 0.00 \text{ W}$ |
| $P_A = 892.00 \text{ W}$ | $P_B = 0.00 \text{ W}$ | $P_C = 0.00 \text{ W}$ | $P_F = 0.46$ |
| $P_{A1} = 891.99 \text{ W}$ | $P_{B1} = 0.00 \text{ W}$ | $P_{C1} = 0.00 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.46$ |
| $P_1^+ = 785.31 \text{ W}$ | $P_1^- = 53.20 \text{ W}$ | $P_1^0 = 53.52 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 1.00$ |
| $F_e = 0.40$ | | | |

Tabla 4-3 Magnitudes en formato IEEE Std. 1459 antes de la compensación.

A continuación se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desequilibrio S_{U1} . El compensador se conecta en el instante $t = 0.24 \text{ s}$. Las corrientes de compensación entregadas por el SAPC se muestran en la figura 4-5, mientras que sus valores más significativos aparecen en la tabla 4-4.

| | | | |
|---|--|---|--------------------------------------|
| $I_{A\text{SAPC}} = 4.42 \text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}} = 2.70 \text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}} = 2.70 \text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}} = 7.11 \text{ A}$ |
| $I_{A\text{SAPC}1} = 4.42 \text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}1} = 2.70 \text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}1} = 2.70 \text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}1} = 7.11 \text{ A}$ |
| $\phi_{I_{A\text{SAPC}1}} = 0.09^\circ$ | $\phi_{I_{B\text{SAPC}1}} = -299.89^\circ$ | $\phi_{I_{C\text{SAPC}1}} = 300.06^\circ$ | |

Tabla 4-4 Valores significativos de las corrientes de compensación del SAPC.

El resultado de la compensación se observa en la figura 4-6 donde se muestran las corrientes que entrega el generador cuando el SAPC está activo. En la tabla 4-5 se resumen los valores más significativos de las corrientes que entrega el generador durante la compensación.

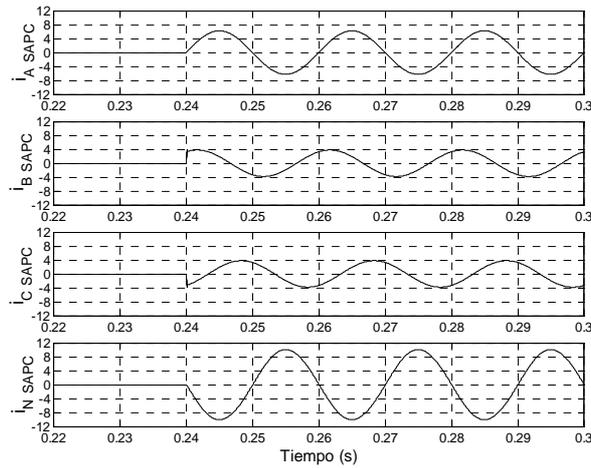


Figura 4-5. Corrientes de compensación generadas por el SAPC. Conexión en $t = 0.24$ s.

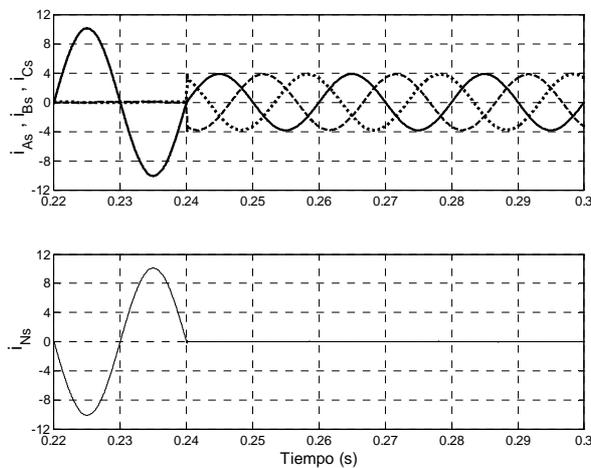


Figura 4-6. Corrientes entregadas por el generador durante la compensación. Fases (superior) y neutro (inferior).

| | | | |
|----------------------------|------------------------------|------------------------------|-------------------------|
| $I_{As} = 2.72$ A | $I_{Bs} = 2.70$ A | $I_{Cs} = 2.70$ A | $I_{Ns} = 0.03$ A |
| $I_{As1} = 2.72$ A | $I_{Bs1} = 2.70$ A | $I_{Cs1} = 2.70$ A | $I_{Ns1} = 0.03$ A |
| $\phi_{As1} = -0.14^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -119.89^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -239.94^\circ$ | $THD_{I_{As}} = 0.25\%$ |
| $I_{s1}^+ = 2.70$ A | $I_{s1}^- = 0.01$ A | $I_{s1}^0 = 0.01$ A | $THD_{I_{Bs}} = 0.20\%$ |
| $\phi_{s1}^+ = 0.01^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -26.98^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -23.62^\circ$ | $THD_{I_{Cs}} = 0.21\%$ |

Tabla 4-5 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-6 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación.

| | | | |
|------------------------------|-----------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $V_e = 111.52 \text{ V}$ | | $I_e = 2.70 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 2.70 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.00 \text{ A}$ |
| $S_e = 904.82 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 904.82 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 2.96 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 892.46 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 149.04 \text{ va}$ | $D_{eV} = 1.72 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 892.46 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 0.00 \text{ var}$ | | $D_{eI} = 2.41 \text{ va}$ |
| $P = 892.81 \text{ W}$ | | $P_1 = 892.81 \text{ W}$ | $P_H = 0.00 \text{ W}$ |
| $P_A = 339.82 \text{ W}$ | $P_B = 337.19 \text{ W}$ | $P_C = 215.80 \text{ W}$ | $P_F = 0.99$ |
| $P_{A1} = 339.82 \text{ W}$ | $P_{B1} = 337.19 \text{ W}$ | $P_{C1} = 215.80 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.99$ |
| $P_1^+ = 892.46 \text{ W}$ | $P_1^- = 0.02 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.33 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 1.00$ |
| $F_e = 0.986$ | | | |

Tabla 4-6 Potencias en el generador línea en formato IEEE Std. 1459 tras la compensación

El sistema de compensación consigue equilibrar el consumo de corriente por las tres fases de forma que, desde el punto de vista del generador, el conjunto formado por la carga y el compensador activo sólo consume corriente activa fundamental de secuencia directa. La potencia debida al desequilibrio de las corrientes se cancela, mientras que la potencia de desequilibrio fundamental (S_{U1}) queda reducida a su mínimo valor. Hay que recordar que S_{U1} incluye los desequilibrios debido a las corrientes pero también los debidos a las tensiones por tanto, al ser las tensiones en el pcc desequilibradas, S_{U1} mantendrá un valor mínimo igual al producto de la corriente fundamental de secuencia directa (I_1^+) por las tensiones fundamentales de secuencias inversa (V_1^-) y homopolar (V_1^0). Las potencias activas residuales P_1^- y P_1^0 desaparecen al producirse la compensación. El conjunto carga – compensador se comporta como un sistema eficiente que sólo consume corriente activa fundamental de secuencia directa. El factor de eficiencia del sistema aumenta de 0.4 a 0.986 mostrando el alto grado de eficiencia que alcanza el sistema durante la compensación. No se logra alcanzar un factor de eficiencia unitario debido al valor que mantiene S_{U1} durante la compensación.

4.2.3. Carga trifásica lineal desequilibrada mixta. Compensación del desequilibrio y del desfase.

La carga trifásica lineal asimétrica mixta va a permitir comprobar el funcionamiento del compensador ante los fenómenos de desequilibrio y desfase. Se presentan los dos casos de compensación independiente y el caso de la compensación conjunta de los dos fenómenos. Los valores de los componentes utilizados para implementar la carga son los siguientes:

| Z_A | Z_B | Z_C |
|--|--|-------------------|
| $R_A = 22.7 \Omega$ $L_A = 21 \text{ mH}$ | $R_B = 27 \Omega$ $L_B = 12 \text{ mH}$ | $R_C = 30 \Omega$ |

Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas, como las mostradas en la figura 4-3, las corrientes que la carga lineal desequilibrada mixta demanda al

sistema de generación se muestran en la figura 4-7. Para distinguir correctamente las formas de onda se ha representado mediante línea continua los valores de la fase A, la línea de trazos corresponde a la fase B mientras que la línea punteada pertenece a la fase C.

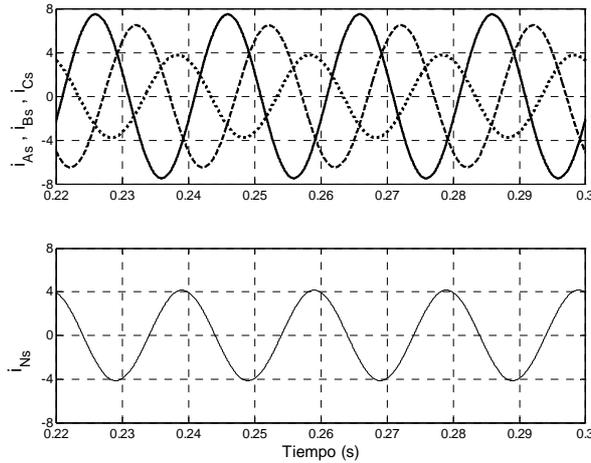


Figura 4-7. Corrientes demandadas por la carga al generador, fases (superior) y neutro (inferior).

En la tabla 4-7 se muestran los valores más significativos de las corrientes demandadas por la carga al sistema de generación eléctrico.

| | | | |
|---------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 5.29 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 4.59 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 2.67 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 2.93 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 5.29 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 4.59 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 2.67 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 2.93 \text{ A}$ |
| $\phi_{I_{As1}} = -16.22^\circ$ | $\phi_{I_{Bs1}} = -127.92^\circ$ | $\phi_{I_{Cs1}} = -240.01^\circ$ | $THD_{I_{As}} = 0 \%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.15 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.69 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.97 \text{ A}$ | $THD_{I_{Bs}} = 0 \%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -9.74^\circ$ | $\phi_{s1}^- = 12.94^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -71.63^\circ$ | $THD_{I_{Cs}} = 0 \%$ |

Tabla 4-7 Resumen las corrientes que suministra el generador a la carga.

La tabla 4-8 muestra los valores más significativos en formato IEEE Std. 1459 de las tensiones, corrientes, potencias, THD's y factores de potencia, calculados a partir de las tensiones en el pcc y las corrientes consumidas por la carga trifásica lineal mixta.

| | | | |
|--|------------------------------|-----------------------------|----------------------------|
| $V_e = 111.52 \text{ V}$ | | $I_e = 4.64 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.64 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.01 \text{ A}$ |
| $S_e = 1553.44 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1553.44 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 4.19 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1371.03 \text{ va}$ | $S_{U1} = 730.38 \text{ va}$ | $D_{eV} = 2.96 \text{ va}$ | $D_{el} = 2.96 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1351.23 \text{ W}$ $Q_1^+ = 232.12 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 0.20 \%$ | $THD_{el} = 0.20 \%$ |
| $P = 1415.39 \text{ W}$ | | $P_H = 0.01 \text{ W}$ | |
| $P_A = 634.10 \text{ W}$ | $P_B = 567.84 \text{ W}$ | $P_C = 213.43 \text{ W}$ | $P_F = 0.91$ |
| $P_{A1} = 634.10 \text{ W}$ | $P_{B1} = 567.84 \text{ W}$ | $P_{C1} = 213.43 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.91$ |
| $P_1^+ = 1351.23 \text{ W}$ | $P_1^- = 21.04 \text{ W}$ | $P_1^0 = 43.10 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.98$ |
| $F_e = 0.869$ | | | |

Tabla 4-8 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459 antes de la compensación.

4.2.3.1. Compensación del desequilibrio.

En primer lugar se presentan los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desequilibrio y no el desfase. El compensador se conecta en el instante ($t = 0.24$ s). Las corrientes de compensación que entrega el SAPC se muestran en la figura 4-8. Sus valores más significativos se muestran en la tabla 4-9. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-9, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-10.

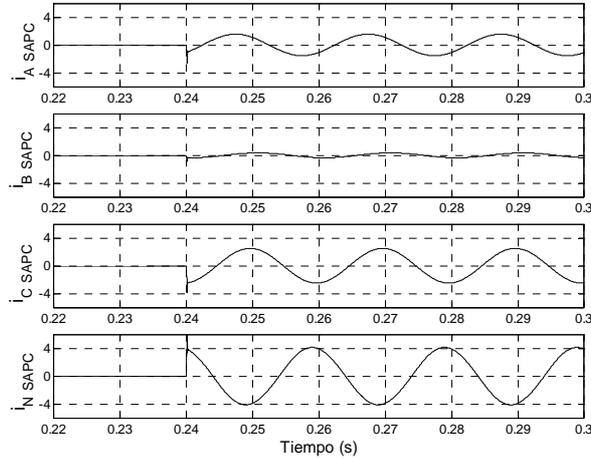


Figura 4-8. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desequilibrio.

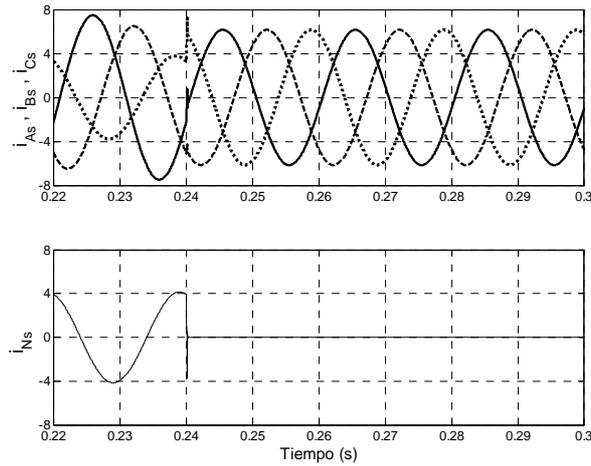


Figura 4-9. Corrientes de red durante la compensación del desequilibrio.

| | | | |
|---------------------------------------|--|---------------------------------------|--------------------------------------|
| $I_{A\text{SAPC}} = 1.10 \text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}} = 0.26 \text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}} = 1.77 \text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}} = 2.92 \text{ A}$ |
| $I_{A\text{SAPC}1} = 1.10 \text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}1} = 0.26 \text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}1} = 1.77 \text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}1} = 2.92 \text{ A}$ |
| $\phi_{A\text{SAPC}1} = -44.48^\circ$ | $\phi_{B\text{SAPC}1} = -104.32^\circ$ | $\phi_{C\text{SAPC}1} = -83.30^\circ$ | |

Tabla 4-9 Valores significativos de las corrientes de compensación del SAPC.

| | | | |
|-----------------------------|-----------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 4.35 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 4.35 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 4.35 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 0.01 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 4.35 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 4.35 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 4.35 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 0.01 \text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = -9.35^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -129.28$ | $\phi_{Cs1} = -249.27^\circ$ | $THD_{IAS} = 0 \%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.34 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.00 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.00 \text{ A}$ | $THD_{IBS} = 0 \%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -9.30^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -^\circ$ | $THD_{ICS} = 0 \%$ |

Tabla 4-10 Valores significativos de las corrientes de línea tras la compensación.

La tabla 4-11 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación.

| | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $V_e = 111.52 \text{ V}$ | | $I_e = 4.35 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.35 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.01 \text{ A}$ |
| $S_e = 1455.08 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1455.08 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 3.96 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1435.24 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 239.46 \text{ va}$ | |
| $P_1^+ = 1416.35 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 232.05 \text{ var}$ | $D_{eV} = 2.77 \text{ va}$ | $D_{eI} = 2.83 \text{ va}$ |
| | | $THD_{eV} = 0.19 \%$ | $THD_{eI} = 0.19 \%$ |
| $P = 1416.65 \text{ W}$ | | $P_H = 0.00 \text{ W}$ | |
| $P_A = 536.29 \text{ W}$ | $P_B = 536.91 \text{ W}$ | $P_C = 343.27 \text{ W}$ | $P_F = 0.97$ |
| $P_{A1} = 536.29 \text{ W}$ | $P_{B1} = 536.91 \text{ W}$ | $P_{C1} = 343.27 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.97$ |
| $P_1^+ = 1416.35 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.02 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.13 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.98$ |
| $F_e = 0.973$ | | | |

Tabla 4-11 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459 durante la compensación del desequilibrio.

Al igual que en el caso anterior, cuando se compensa el desequilibrio, las corrientes absorbidas desde el generador pasan a ser equilibradas, reduciéndose S_{U1} al mínimo valor alcanzable. La potencia reactiva fundamental se mantiene inalterada, y debido a la corrección del desequilibrio, las corrientes únicamente presentan fenómeno de desfase. El conjunto carga – compensador absorbe del sistema generador tres corrientes senoidales, equilibradas e igualmente desfasadas. El desfase es de 9° de cada corriente con respecto a la tensión de secuencia directa de la fase correspondiente. P_1^- y P_1^0 desaparecen como tales al producirse la compensación. Estas potencias activas pasan a estar incluidas en P_1^+ lo cual se refleja en el incremento que se aprecia en su valor. P_1 se mantiene constante. El factor de potencia efectivo (P_F) y el factor de potencia efectivo fundamental (P_{F1}) mejoran al reducirse las potencias aparentes S_{e1} y S_e gracias a la minimización de S_{U1} .

4.2.3.2. Compensación del desfase.

En segundo lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desfase y no el desequilibrio. El compensador se conecta en el instante ($t = 0.24$ s). Las corrientes de compensación que entrega el SAPC se muestran en la figura 4-10. Sus valores más significativos se muestran en la tabla 4-12. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-11, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-13.

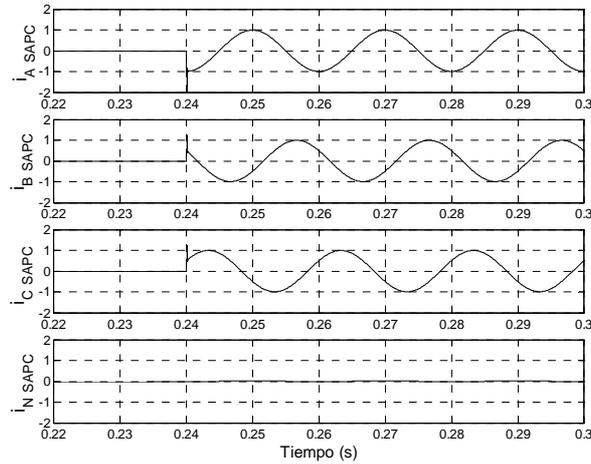


Figura 4-10. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desfase.

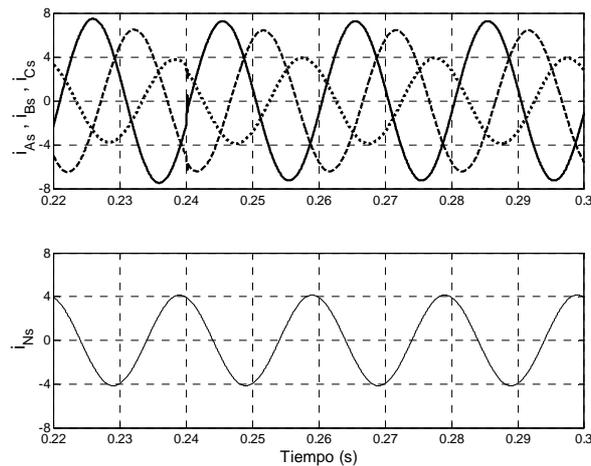


Figura 4-11. Corrientes de red durante la compensación del desfase.

| | | | |
|------------------------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|------------------------------|
| $I_{A\text{SAPC}} = 0.70$ A | $I_{B\text{SAPC}} = 0.70$ A | $I_{C\text{SAPC}} = 0.70$ A | $I_{N\text{SAPC}} = 0.00$ A |
| $I_{A\text{SAPC}1} = 0.70$ A | $I_{B\text{SAPC}1} = 0.70$ A | $I_{C\text{SAPC}1} = 0.70$ A | $I_{N\text{SAPC}1} = 0.00$ A |
| $\phi_{IA\text{SAPC}1} = -89.91$ ° | $\phi_{IB\text{SAPC}1} = -209.93$ ° | $\phi_{IC\text{SAPC}1} = -329.88$ ° | |

Tabla 4-12 Valores significativos de las corrientes de compensación.

| | | | |
|-----------------------------|------------------------------|------------------------------|---------------------------|
| $I_{As} = 5.13\text{ A}$ | $I_{Bs} = 4.54\text{ A}$ | $I_{Cs} = 2.75\text{ A}$ | $I_{Ns} = 2.93\text{ A}$ |
| $I_{As1} = 5.13\text{ A}$ | $I_{Bs1} = 4.54\text{ A}$ | $I_{Cs1} = 2.75\text{ A}$ | $I_{Ns1} = 2.93\text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = -8.68^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -119.13^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -225.30^\circ$ | $THD_{IAS} = 0\%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.09\text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.69\text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.98\text{ A}$ | $THD_{IBS} = 0\%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -0.03^\circ$ | $\phi_{s1}^- = 12.97^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -71.63^\circ$ | $THD_{ICS} = 0\%$ |

Tabla 4-13 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-14 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación del desfase.

| | | | |
|------------------------------|----------------------------|-----------------------------|---------------------------|
| $V_e = 111.52\text{ V}$ | | $I_e = 4.35\text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52\text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21\text{ V}$ | $I_{e1} = 4.35\text{ A}$ | $I_{eh} = 0.01\text{ A}$ |
| $S_e = 1535.21\text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1535.21\text{ va}$ | | $S_{eN} = 4.14\text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1350.90\text{ va}$ | | $S_{U1} = 729.34\text{ va}$ | |
| $P_1^+ = 1350.90\text{ W}$ | $Q_1^+ = 0.86\text{ var}$ | $D_{eV} = 2.92\text{ va}$ | $D_{eI} = 2.93\text{ va}$ |
| | | $THD_{eV} = 0.19\%$ | $THD_{eI} = 0.19\%$ |
| $P = 1415.06\text{ W}$ | | $P_H = 0.00\text{ W}$ | |
| $P_A = 633.97\text{ W}$ | $P_B = 567.78\text{ W}$ | $P_C = 213.30\text{ W}$ | $P_F = 0.92$ |
| $P_{A1} = 633.97\text{ W}$ | $P_{B1} = 567.78\text{ W}$ | $P_{C1} = 213.30\text{ W}$ | $P_{F1} = 0.92$ |
| $P_1^+ = 1350.90\text{ W}$ | $P_1^- = 21.05\text{ W}$ | $P_1^0 = 43.10\text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 1.00$ |
| $F_e = 0.878$ | | | |

Tabla 4-14 Resumen de potencias de línea en formato IEEE Std. 1459 durante la compensación del desfase.

El fenómeno de desfase está directamente relacionado con la corriente reactiva fundamental de secuencia directa (I_1^{+r}). Por ello, como se aprecia en la figura 4-10 y en la tabla 4-12, las corrientes de compensación son un conjunto de corrientes equilibradas y desfasadas -90° respecto a las componentes de la tensión fundamental de secuencia directa de cada fase (v_{R1}^+ , v_{S1}^+ , v_{T1}^+). El SAPC genera la corriente I_1^{+r} que necesita la carga. De esta forma el sistema de generación se libera de tener que entregar esta corriente y, por ello, la potencia reactiva fundamental de secuencia directa (Q_1^+) entregada por el generador es nula. Puesto que no hay potencia activa implicada en esta compensación y además no hay pérdidas (simulación ideal), las potencias activas P_1^+ , P_1 y P permanecen inalteradas. Las potencias aparentes efectivas, S_{e1} y S_e se reducen gracias a que el generador deja de suministrar la corriente I_1^{+r} mejorando de esta forma todos los factores de potencia. Comparando los valores de S_{e1} y S_e de la tabla 4-11 con los de la tabla 4-14 se puede comprobar que la mejora global del sistema es menor en el caso de compensación del desfase, pero simplemente se debe a que el fenómeno de desfase, en el caso particular planteado, tiene un menor valor que el fenómeno de desequilibrio, ya que la aportación de cada uno de ellos a la potencia aparente efectiva tiene el mismo peso.

4.2.3.3. Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

Por último se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma simultánea el desequilibrio y el desfase. Las corrientes de compensación que entrega el SAPC se muestran en la figura 4-12. Sus valores más significativos se muestran en la tabla 4-15. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-13, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-16.

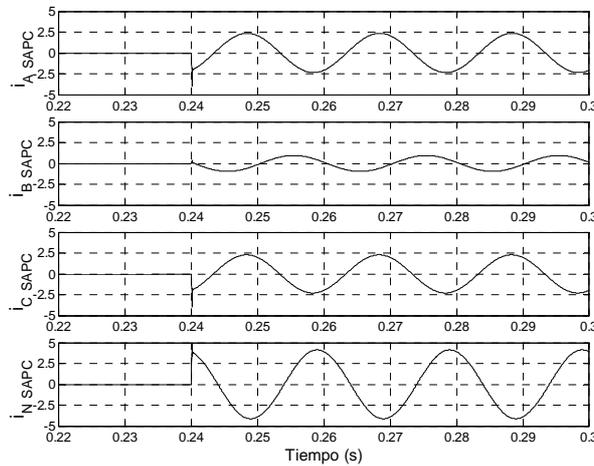


Figura 4-12. Corrientes entregadas por el compensador activo para la corrección del desequilibrio y el desfase.

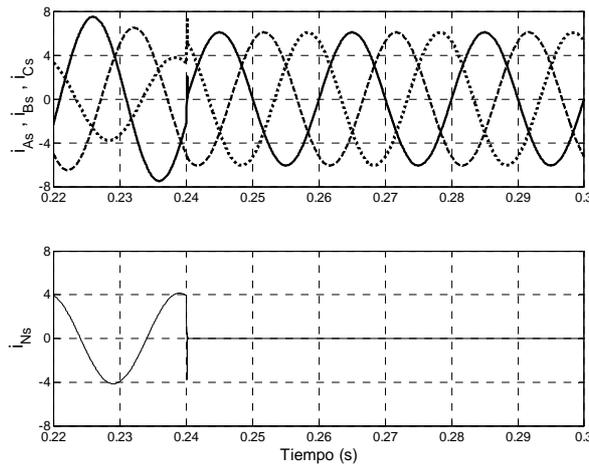


Figura 4-13. Corrientes de red durante la compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

| | | | |
|---------------------------------|----------------------------------|---------------------------------|--------------------------------|
| $I_{A,SAPC} = 1.67 \text{ A}$ | $I_{B,SAPC} = 0.68 \text{ A}$ | $I_{C,SAPC} = 1.62 \text{ A}$ | $I_{N,SAPC} = 2.92 \text{ A}$ |
| $I_{A,SAPC1} = 1.67 \text{ A}$ | $I_{B,SAPC1} = 0.68 \text{ A}$ | $I_{C,SAPC1} = 1.62 \text{ A}$ | $I_{N,SAPC1} = 2.92 \text{ A}$ |
| $\phi_{A,SAPC1} = -61.93^\circ$ | $\phi_{B,SAPC1} = -188.54^\circ$ | $\phi_{C,SAPC1} = -59.94^\circ$ | |

Tabla 4-15 Valores significativos de las corrientes de compensación.

| | | | |
|-----------------------------|------------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 4.29 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 4.29 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 4.29 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 0.01 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 4.29 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 4.29 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 4.29 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 0.01 \text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = -0.08^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -120.01^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -239.99^\circ$ | $THD_{IAS} = 0\%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.29 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.00 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.00 \text{ A}$ | $THD_{IBS} = 0\%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -0.03^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -^\circ$ | $THD_{ICS} = 0\%$ |

Tabla 4-16 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-17 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación conjunta del desfase y el desequilibrio.

| | | | |
|-------------------------------|-----------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $V_e = 111.52 \text{ V}$ | | $I_e = 4.29 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.29 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.01 \text{ A}$ |
| $S_e = 1435.60 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1435.59 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 3.92 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1416.02 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 236.25 \text{ va}$ | $D_{eV} = 2.73 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1416.02 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 0.79 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 0.19\%$ |
| $P = 1416.15 \text{ W}$ | | $P_1 = 1416.15 \text{ W}$ | $P_H = 0.00 \text{ W}$ |
| $P_A = 536.16 \text{ W}$ | $P_B = 536.86 \text{ W}$ | $P_C = 343.14 \text{ W}$ | $P_F = 0.99$ |
| $P_{A1} = 536.16 \text{ W}$ | $P_{B1} = 536.86 \text{ W}$ | $P_{C1} = 343.14 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.99$ |
| $P_1^+ = 1350.90 \text{ W}$ | $P_1^- = 0.00 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.14 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 1.00$ |
| $F_e = 0.986$ | | | |

Tabla 4-17 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

Como se observa en la figura 4-13 y como se comprueba con los datos de la tabla 4-16, cuando el SPAC se activa, las corrientes que entrega el generador solo contienen componente fundamental de secuencia directa, en fase con la tensión fundamental de secuencia directa. Es decir el generador solo entrega corriente activa fundamental de secuencia directa (I_1^{+a}). Los resultados de la tabla 4-17 muestran como, visto desde el generador, el conjunto formado por la carga y el compensador se comporta como una instalación eficiente (en términos IEEE 1459) que no consume Q_1^+ . El valor de S_{U1} es el mínimo alcanzable ya que el valor que mantiene tras la compensación es el debido al desequilibrio de las tensiones en el pcc. Tras la compensación $S_1^+ = P_1^+ = P_1 = P$ y por ello $P_{F1}^+ = 1$. El valor que mantiene S_{U1} hace que $S_e = S_{e1} \neq S_1^+$ y por tanto $P_F = P_{F1} = 0.99$, no alcanzando factor de potencia unitario. Los resultados de este apartado reflejan el correcto funcionamiento del sistema cuando las instalaciones ineficientes están formadas por cargas lineales. Las corrientes de referencia calculadas consiguen la compensación de los fenómenos de desequilibrio y de desfase tanto de forma individual como de forma combinada. El SAPC consigue que, visto desde el generador, el conjunto que forman el propio compensador junto con la carga o instalación se comporten de forma eficiente.

4.2.4. Carga trifásica no lineal.

En último lugar se presentan los resultados de simulación para el caso en el que la carga es una carga trifásica no lineal. Este tipo de carga incluye el fenómeno de la distorsión y permite comprobar el funcionamiento del compensador activo cuando se decide eliminar este fenómeno. Además de la no linealidad, las cargas que se van a utilizar presentan desequilibrio y desfase permitiendo que, para la misma carga, se puedan comprobar todas las posibilidades de compensación independientes y combinadas. De esta forma se comprueba la correcta selección y combinación de las corrientes de referencia. En este caso la carga está formada por una combinación de cargas lineales y no lineales. La parte lineal de la carga es la siguiente:

| Z_A | Z_B | Z_C |
|-----------------------|-----------------------|-------------------|
| $R_A = 32.5 \Omega$ | $R_B = 56.5 \Omega$ | $R_C = 33 \Omega$ |
| $L_A = 21 \text{ mH}$ | $L_B = 12 \text{ mH}$ | |

La carga se completa con tres rectificadores monofásicos no controlados, uno por fase, con un filtro LC y carga resistiva. Los valores de los componentes de la parte no lineal son los siguientes:

| $3 \times \text{Rectificador} + \text{Filtro}$ | | |
|--|------------------------|--------------------|
| $C_r = 2200 \mu\text{F}$ | $L_r = 5.4 \text{ mH}$ | $R_r = 100 \Omega$ |

Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas, como las mostradas en la figura 4-3, las corrientes que la carga demanda al sistema de generación se muestran en la figura 4-14.

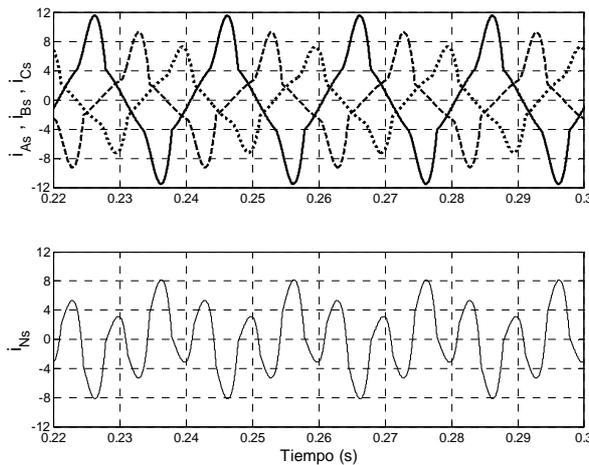


Figura 4-14. Corrientes demandadas por la carga al generador, fases (superior) y neutro (inferior).

En la tabla 4-18 se muestran los valores más significativos de las corrientes demandadas por la carga al sistema de generación.

| | | | |
|------------------------------|------------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 6.14 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 4.64 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 3.91 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 4.53 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 5.89 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 4.30 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 3.75 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 1.87 \text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = -13.70^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -130.61^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -246.36^\circ$ | $THD_{IAs} = 29.67 \%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.64 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.70 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.62 \text{ A}$ | $THD_{IBs} = 40.55 \%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -10.77^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -9.66^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -40.96^\circ$ | $THD_{ICs} = 29.78 \%$ |

Tabla 4-18 Resumen las corrientes que suministra el generador a la carga.

La tabla 4-19 muestra los valores más significativos en formato IEEE Std. 1459 de las tensiones, corrientes, potencias, THD's y factores de potencia, calculados a partir de las tensiones en el pcc y las corrientes consumidas por la carga del generador.

| | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|
| $V_e = 111.52 \text{ V}$ | | $I_e = 5.63 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52 \text{ V}$ | $V_{e1} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.86 \text{ A}$ | $I_{e1} = 2.85 \text{ A}$ |
| $S_e = 1884.52 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1625.56 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 953.39 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1532.23 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 542.87 \text{ va}$ | $D_{eV} = 3.10 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1505.21 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 286.48 \text{ var}$ | | $D_{eI} = 953.38 \text{ va}$ |
| $P = 1542.67 \text{ W}$ | | $P_1 = 1542.61 \text{ W}$ | $P_H = 0.06 \text{ W}$ |
| $P_A = 715.06 \text{ W}$ | $P_B = 529.31 \text{ W}$ | $P_C = 298.29 \text{ W}$ | $P_F = 0.82$ |
| $P_{A1} = 715.06 \text{ W}$ | $P_{B1} = 529.31 \text{ W}$ | $P_{C1} = 298.33 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.94$ |
| $P_1^+ = 1505.21 \text{ W}$ | $P_1^- = 10.83 \text{ W}$ | $P_1^0 = 26.57 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.98$ |
| $F_e = 0.798$ | | | |

Tabla 4-19 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459 antes de compensar.

4.2.4.1. Compensación del desequilibrio.

En primer lugar se presentan los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desequilibrio y no el desfase ni la distorsión. El compensador se conecta en el instante ($t = 0.24 \text{ s}$). Las corrientes de compensación que entrega el SAPC se muestran en la figura 4-15. Sus valores más significativos se muestran en la tabla 4-20. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-16, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-21.

| | | | |
|---------------------------------------|--------------------------------------|---------------------------------------|--------------------------------------|
| $I_{A\text{SAPC}} = 1.16 \text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}} = 0.45 \text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}} = 1.05 \text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}} = 1.87 \text{ A}$ |
| $I_{A\text{SAPC}1} = 1.16 \text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}1} = 0.45 \text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}1} = 1.05 \text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}1} = 1.87 \text{ A}$ |
| $\phi_{A\text{SAPC}1} = -26.68^\circ$ | $\phi_{B\text{SAPC}1} = 50.59^\circ$ | $\phi_{C\text{SAPC}1} = -85.36^\circ$ | |

Tabla 4-20 Valores significativos de las corrientes de compensación.

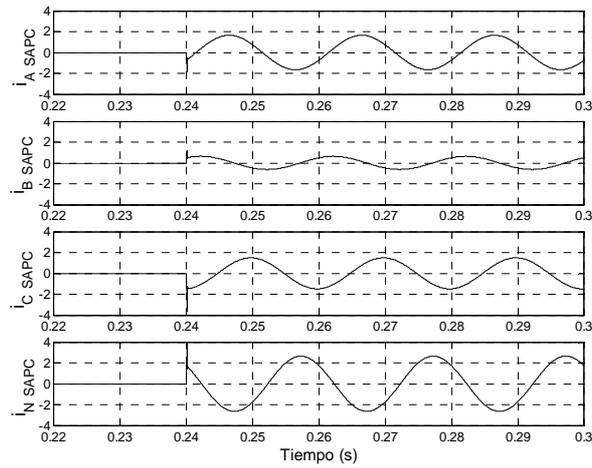


Figura 4-15. Corrientes entregadas por el SAPC para la compensación del desequilibrio.

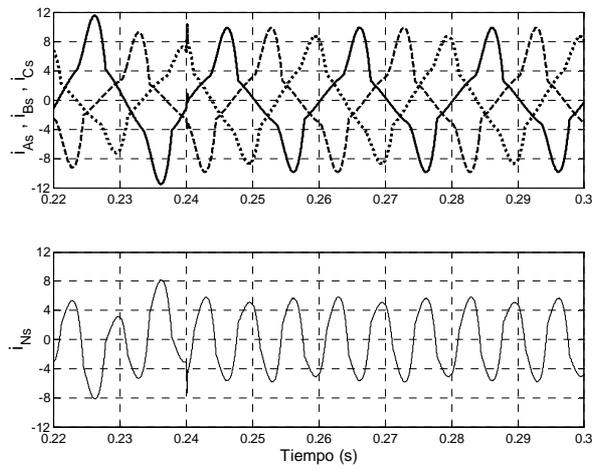


Figura 4-16. Corrientes de red durante la compensación del desequilibrio.

| | | | |
|------------------------------|------------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 5.07 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 5.07 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 4.88 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 4.12 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 4.76 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 4.76 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 4.76 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 0.00 \text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = -10.53^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -130.50^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -250.49^\circ$ | $THD_{LAS} = 36.72 \%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.76 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.00 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.00 \text{ A}$ | $THD_{IBs} = 36.74 \%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -10.51^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -^\circ$ | $THD_{ICS} = 23.46 \%$ |

Tabla 4-21 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-22 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación.

| | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|
| $V_e = 111.52 \text{ V}$ | | $I_e = 5.55 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.76 \text{ A}$ | $I_{eh} = 2.85 \text{ A}$ |
| $S_e = 1855.24 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1591.62 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 953.23 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1569.92 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 3.03 \text{ va}$ | $D_{eI} = 953.22 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1543.57 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 286.40 \text{ var}$ | $S_{U1} = 261.92 \text{ va}$ | |
| | | $THD_{eV} = 0.19 \%$ | $THD_{eI} = 59.89 \%$ |
| $P = 1543.54 \text{ W}$ | | $P_1 = 1543.49 \text{ W}$ | $P_H = 0.05 \text{ W}$ |
| $P_A = 584.59 \text{ W}$ | $P_B = 584.50 \text{ W}$ | $P_C = 374.45 \text{ W}$ | $P_F = 0.83$ |
| $P_{A1} = 584.51 \text{ W}$ | $P_{B1} = 584.49 \text{ W}$ | $P_{C1} = 374.49 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.97$ |
| $P_1^+ = 1543.57 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.09 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.00 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.98$ |
| $F_e = 0.832$ | | | |

Tabla 4-22 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

Las corrientes de frecuencia fundamental absorbidas desde el generador pasan a ser equilibradas, reduciéndose S_{U1} al mínimo valor alcanzable debido a los desequilibrios de tensión en el pcc. Tanto Q_1^+ como la potencia aparente efectiva no fundamental (S_{eN}) se mantienen inalteradas. Las componentes fundamentales de las corrientes que el conjunto carga – compensador absorbe del sistema generador, son tres corrientes senoidales, equilibradas e igualmente desfasadas. El desfase es de 10.50° en retraso de cada corriente con respecto a la tensión de secuencia directa de la fase correspondiente. Gracias a la compensación, desde el punto de vista del generador, P_1^- y P_1^0 desaparecen como tales pasando a engrosar P_1^+ . Los factores de potencia P_F y P_{F1} mejoran al reducirse las potencias aparentes S_{e1} y S_e gracias a la minimización de S_{U1} .

4.2.4.2. Compensación del desfase.

En segundo lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desfase y no el desequilibrio ni la distorsión. Las corrientes de compensación que entrega el SAPC se muestran en la figura 4-17. Sus valores más significativos se muestran en la tabla 4-23. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-18, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-24.

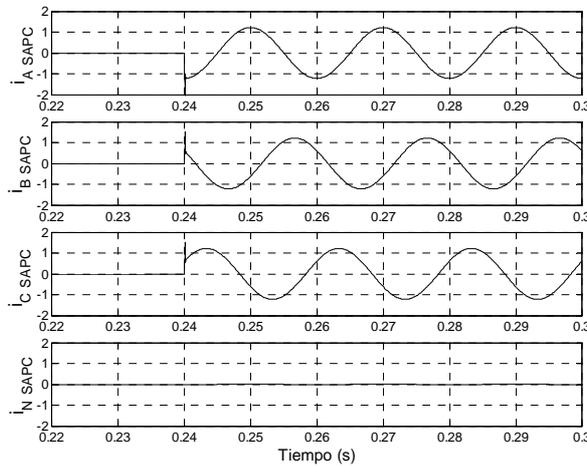


Figura 4-17. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desfase.

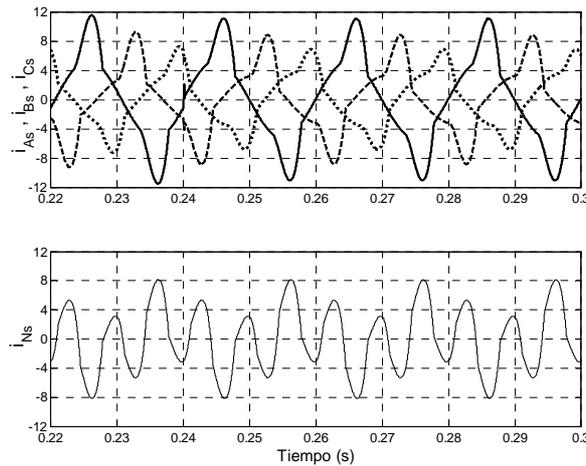


Figura 4-18. Corrientes de red durante la compensación del desfase.

| | | | |
|---------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|--------------------------------|
| $I_{A.SAPC} = 0.86 \text{ A}$ | $I_{B.SAPC} = 0.86 \text{ A}$ | $I_{C.SAPC} = 0.86 \text{ A}$ | $I_{N.SAPC} = 0.00 \text{ A}$ |
| $I_{A.SAPC1} = 0.86 \text{ A}$ | $I_{B.SAPC1} = 0.86 \text{ A}$ | $I_{C.SAPC1} = 0.86 \text{ A}$ | $I_{N.SAPC1} = 0.00 \text{ A}$ |
| $\phi_{A.SAPC1} = -89.91^\circ$ | $\phi_{B.SAPC1} = -209.93^\circ$ | $\phi_{C.SAPC1} = -329.89^\circ$ | |

Tabla 4-23 Valores significativos de las corrientes de compensación.

| | | | |
|-----------------------------|------------------------------|------------------------------|---------------------------|
| $I_{As} = 6.01\text{ A}$ | $I_{Bs} = 4.58\text{ A}$ | $I_{Cs} = 3.92\text{ A}$ | $I_{Ns} = 4.53\text{ A}$ |
| $I_{As1} = 5.74\text{ A}$ | $I_{Bs1} = 4.23\text{ A}$ | $I_{Cs1} = 3.75\text{ A}$ | $I_{Ns1} = 1.87\text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = -5.29^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -119.04^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -233.14^\circ$ | $THD_{IAs} = 30.42\%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.56\text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.70\text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.62\text{ A}$ | $THD_{IBs} = 41.27\%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -0.04^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -9.63^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = 41.96^\circ$ | $THD_{ICs} = 29.75\%$ |

Tabla 4-24 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-25 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación del desfase.

| | | | |
|-------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|--------------------------|
| $V_e = 111.52\text{ V}$ | | $I_e = 5.56\text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52\text{ V}$ | $V_{e0} = 0.21\text{ V}$ | $I_{e1} = 4.77\text{ A}$ | $I_{e0} = 2.84\text{ A}$ |
| $S_e = 1861.66\text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1599.00\text{ va}$ | | $S_{eN} = 953.39\text{ va}$ | |
| $S_{1^+} = 1504.80\text{ va}$ | | $S_{U1} = 540.73\text{ va}$ | $D_{eV} = 3.03\%$ |
| $P_{1^+} = 1504.80\text{ W}$ | $Q_{1^+} = 1.24\text{ var}$ | | $THD_{eV} = 0.19\%$ |
| $P = 1542.27\text{ W}$ | | $P_1 = 1542.21\text{ W}$ | $P_H = 0.06\text{ W}$ |
| $P_A = 714.90\text{ W}$ | $P_B = 529.24\text{ W}$ | $P_C = 298.13\text{ W}$ | $P_F = 0.82$ |
| $P_{A1} = 714.81\text{ W}$ | $P_{B1} = 529.23\text{ W}$ | $P_{C1} = 298.17\text{ W}$ | $P_{F1} = 0.96$ |
| $P_{1^+} = 1504.80\text{ W}$ | $P_{1^-} = 10.84\text{ W}$ | $P_{1^0} = 26.57\text{ W}$ | $P_{F1^+} = 1.00$ |
| $F_e = 0.828$ | | | |

Tabla 4-25 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

El SAPC genera unas corrientes de compensación iguales a la corriente $I_{1^{+r}}$ consumida por la carga, de forma que el sistema de generación se libera de tener que entregar esta corriente. La potencia reactiva Q_{1^+} entregada por el generador es prácticamente nula. Como era esperable, tanto S_{eN} como S_{U1} permanecen inalteradas durante la compensación. Las potencias aparentes efectivas, S_{e1} y S_e se reducen gracias a que el generador deja de suministrar la corriente $I_{1^{+r}}$ mejorando de esta forma todos los factores de potencia.

4.2.4.3. Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

En tercer lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma simultánea el desequilibrio y el desfase.

El compensador se conecta en el instante ($t = 0.24\text{ s}$). Las corrientes de compensación que entrega el SAPC se muestran en la figura 4-19. Sus valores más significativos se muestran en la tabla 4-26. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-20, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-27.

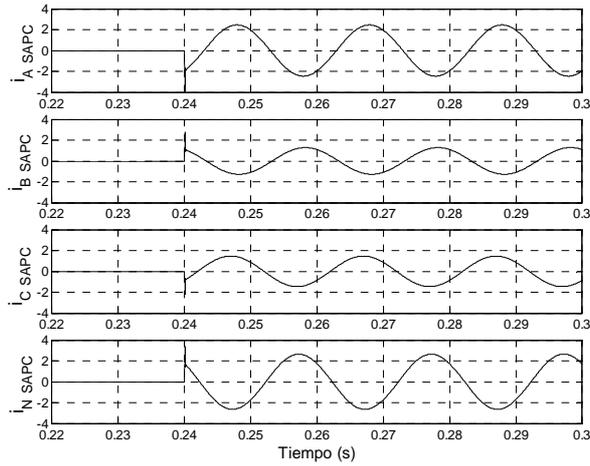


Figura 4-3. Corrientes entregadas por el compensador activo para la corrección del desequilibrio y el desfase.

| | | | |
|--|---|--|---------------------------------------|
| $I_{A\ S\ A\ P\ C} = 1.74\ \text{A}$ | $I_{B\ S\ A\ P\ C} = 0.90\ \text{A}$ | $I_{C\ S\ A\ P\ C} = 1.03\ \text{A}$ | $I_{N\ S\ A\ P\ C} = 1.87\ \text{A}$ |
| $I_{A\ S\ A\ P\ C1} = 1.74\ \text{A}$ | $I_{B\ S\ A\ P\ C1} = 0.90\ \text{A}$ | $I_{C\ S\ A\ P\ C1} = 1.03\ \text{A}$ | $I_{N\ S\ A\ P\ C1} = 1.87\ \text{A}$ |
| $\phi_{A\ S\ A\ P\ C1} = -53.04^\circ$ | $\phi_{B\ S\ A\ P\ C1} = -239.11^\circ$ | $\phi_{C\ S\ A\ P\ C1} = -36.49^\circ$ | |

Tabla 4-26 Valores significativos de las corrientes de compensación.

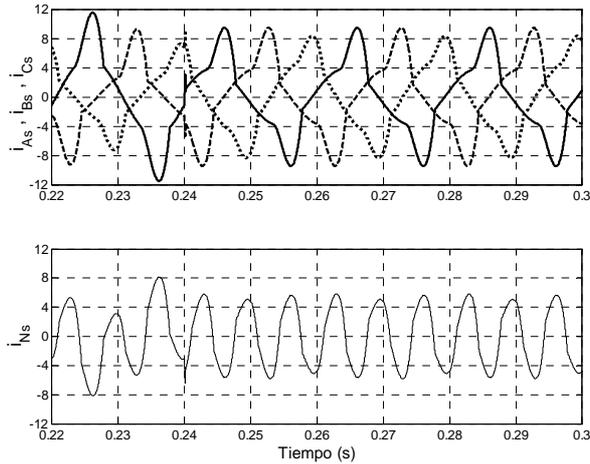


Figura 4-20. Corrientes de red durante la compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

| | | | |
|-------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|-------------------------------|
| $I_{A_s} = 4.99\ \text{A}$ | $I_{B_s} = 4.99\ \text{A}$ | $I_{C_s} = 4.81\ \text{A}$ | $I_{N_s} = 4.12\ \text{A}$ |
| $I_{A_{s1}} = 4.68\ \text{A}$ | $I_{B_{s1}} = 4.68\ \text{A}$ | $I_{C_{s1}} = 4.68\ \text{A}$ | $I_{N_{s1}} = 0.00\ \text{A}$ |
| $\phi_{A_{s1}} = -0.06^\circ$ | $\phi_{B_{s1}} = -120.02^\circ$ | $\phi_{C_{s1}} = -240.03^\circ$ | $THD_{I_{A_s}} = 37.36\ \%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.68\ \text{A}$ | $I_{s1}^- = 0.00\ \text{A}$ | $I_{s1}^0 = 0.00\ \text{A}$ | $THD_{I_{B_s}} = 37.37\ \%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -0.04^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -^\circ$ | $THD_{I_{C_s}} = 23.87\ \%$ |

Tabla 4-27 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-28 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación conjunta del desfase y el desequilibrio.

| | | | |
|-------------------------------|-----------------------------|------------------------------|------------------------------|
| $V_e = 111.52 \text{ V}$ | | $I_e = 5.47 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{eh} = 2.85 \text{ A}$ |
| $S_e = 1832.01 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1564.49 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 953.22 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1543.16 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 2.98 \text{ va}$ | $D_{eI} = 953.21 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1543.16 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 1.16 \text{ var}$ | $S_{U1} = 257.45 \text{ va}$ | |
| | | $THD_{eV} = 0.19 \%$ | $THD_{eI} = 60.92 \%$ |
| $P = 1543.15 \text{ W}$ | | $P_1 = 1543.09 \text{ W}$ | $P_H = 0.06 \text{ W}$ |
| $P_A = 584.43 \text{ W}$ | $P_B = 584.43 \text{ W}$ | $P_C = 374.29 \text{ W}$ | $P_F = 0.84$ |
| $P_{A1} = 584.35 \text{ W}$ | $P_{B1} = 584.41 \text{ W}$ | $P_{C1} = 374.33 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.99$ |
| $P_1^+ = 1543.16 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.07 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.00 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 1.00$ |
| $F_e = 0.842$ | | | |

Tabla 4-28 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

Cuando el SPAC se activa las componentes fundamentales de las corrientes que entrega el generador forman un sistema trifásico equilibrado que sólo incluye corriente activa fundamental de secuencia directa (I_1^{+a}). La potencia aparente S_{eN} queda inalterada mientras que, visto desde el compensador, Q_1^+ prácticamente desaparece y S_{U1} queda reducido a su mínimo valor alcanzable. Tras la compensación $S_1^+ = P_1^+ = P_1 = P$ y por ello $P_{F1}^+ = 1$. El valor que mantiene S_{U1} hace que $S_e = S_{e1} \neq S_1^+$ y por tanto $P_F = P_{F1} = 0.99$, no alcanzando el factor de potencia unitario.

4.2.4.4. Compensación de la distorsión.

En cuarto lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma independiente la potencia aparente efectiva no fundamental S_{eN} . Las corrientes de compensación que entrega el SAPC se muestran en la figura 4-21. Sus valores más significativos se muestran en la tabla 4-29. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-22, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-30.

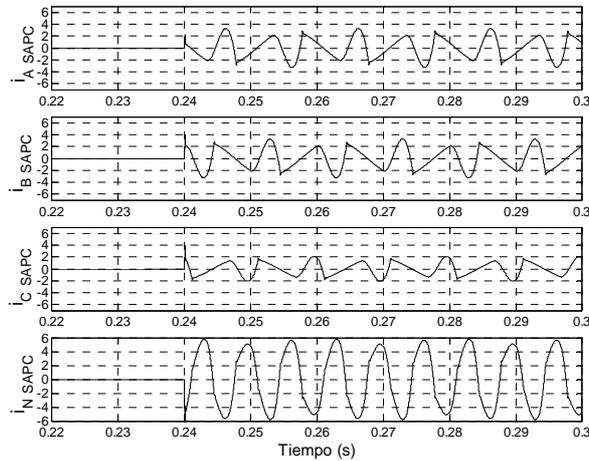


Figura 4-21. Corrientes entregadas por el compensador activo para la corrección de la distorsión armónica.

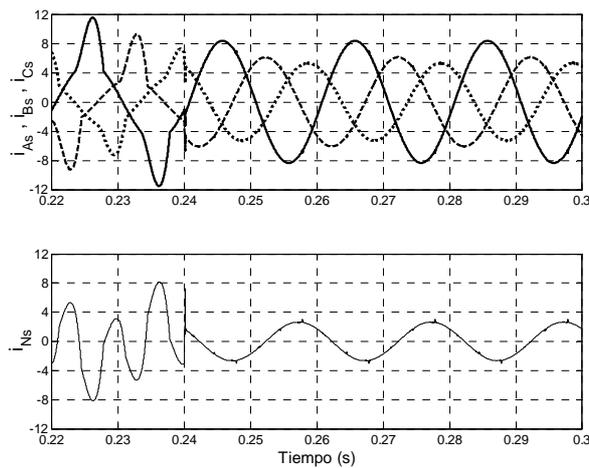


Figura 4-22. Corrientes de red durante la compensación independiente de la distorsión armónica.

| | | | |
|--------------------------------------|--------------------------------------|--------------------------------------|--------------------------------------|
| $I_{A\text{SAPC}} = 1.74 \text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}} = 1.74 \text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}} = 1.12 \text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}} = 4.12 \text{ A}$ |
| $I_{A\text{SAPC}1} = 0.00 \text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}1} = 0.00 \text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}1} = 0.00 \text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}1} = 0.00 \text{ A}$ |
| $\phi_{A\text{SAPC}1} = -^\circ$ | $\phi_{B\text{SAPC}1} = -^\circ$ | $\phi_{C\text{SAPC}1} = -^\circ$ | |

Tabla 4-29 Valores significativos de las corrientes de compensación.

| | | | |
|------------------------------|------------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 5.89 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 4.31 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 3.75 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 1.88 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 5.89 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 4.31 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 3.75 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 1.88 \text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = -13.62^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -130.49^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -246.27^\circ$ | $THD_{IAs} = 0.40 \%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.64 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.70 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.63 \text{ A}$ | $THD_{IBs} = 0.43 \%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -10.68^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -9.54^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -41.01^\circ$ | $THD_{ICs} = 0.34 \%$ |

Tabla 4-30 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-31 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación de la distorsión.

| | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $V_e = 111.52 \text{ V}$ | | $I_e = 4.86 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52 \text{ V}$ | $V_{e0} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{e0} = 0.03 \text{ A}$ |
| $S_e = 1625.94 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1625.91 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 9.26 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1532.25 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 543.88 \text{ va}$ | $D_{eV} = 3.10 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1505.68 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 284.07 \text{ var}$ | | $D_{eI} = 8.73 \text{ va}$ |
| | | $THD_{eV} = 0.19 \%$ | $THD_{eI} = 0.54 \%$ |
| $P = 1543.24 \text{ W}$ | | $P_1 = 1543.23 \text{ W}$ | $P_H = 0.01 \text{ W}$ |
| $P_A = 715.32 \text{ W}$ | $P_B = 529.75 \text{ W}$ | $P_C = 298.17 \text{ W}$ | $P_F = 0.95$ |
| $P_{A1} = 715.31 \text{ W}$ | $P_{B1} = 529.75 \text{ W}$ | $P_{C1} = 298.17 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.95$ |
| $P_1^+ = 1505.68 \text{ W}$ | $P_1^- = 10.89 \text{ W}$ | $P_1^0 = 26.66 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.98$ |
| $F_e = 0.926$ | | | |

Tabla 4-31 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

A partir de la figura 4-22 y de la tabla 4-30 se comprueba como las corrientes generadas por el compensador activo consiguen que, visto desde el generador, el conjunto formado por la carga y el compensador, se comporte como una carga lineal. Las corrientes entregadas por el generador durante la compensación sólo contienen componente fundamental. El valor restante de S_{eN} es despreciable y por ello $S_e = S_{e1}$. Tanto S_{U1} como Q_1^+ quedan inalteradas demostrándose la correcta identificación del fenómeno de la distorsión a través de las corrientes calculadas mediante la IEEE Std. 1459. Comparado con los casos anteriores (compensaciones del desequilibrio y el desfase) P_F experimenta un gran aumento debido a que la contribución a S_e de la potencia aparente efectiva no fundamental (S_{eN}) es mucho mayor que la aportación de S_{U1} y de Q_1^+ . Desde el punto de vista del regulador de corriente, esta compensación es mucho más exigente que las realizadas hasta el momento donde sólo se requería, por parte del compensador, la generación de corrientes de frecuencia fundamental. En este caso las corrientes a generar tienen un contenido armónico amplio, lo cual implica variaciones rápidas en las corrientes de referencia, exigiendo rapidez y precisión al regulador de corriente. Los resultados demuestran que el regulador de corriente diseñado es adecuado y consigue que las corrientes generadas sigan fielmente a las corrientes de referencia.

4.2.4.5. Compensación conjunta del desequilibrio, el desfase y la distorsión.

Finalmente se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma simultánea el desequilibrio, el desfase y la distorsión armónica. Los resultados obtenidos son extensibles a los casos de compensación de distorsión y desequilibrio, y distorsión y desfase, que por motivos de extensión no se van a incluir. Las corrientes de compensación que entrega el SAPC se muestran en la figura 4-23. Sus valores más significativos se muestran en la tabla 4-32. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-24, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-33.

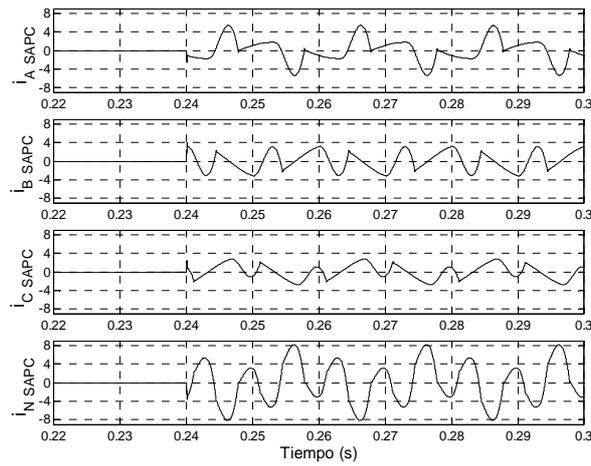


Figura 4-23. Corrientes entregadas por el compensador para la corrección global de las potencias no activas.

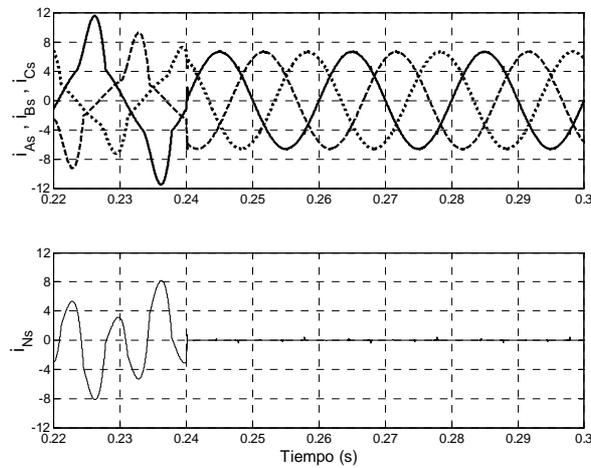


Figura 4-24. Corrientes de red durante la compensación global de las potencias no activas.

| | | | |
|---------------------------------|----------------------------------|---------------------------------|--------------------------------|
| $I_{A.SAPC} = 2.47 \text{ A}$ | $I_{B.SAPC} = 1.97 \text{ A}$ | $I_{C.SAPC} = 1.52 \text{ A}$ | $I_{N.SAPC} = 4.52 \text{ A}$ |
| $I_{A.SAPC1} = 1.74 \text{ A}$ | $I_{B.SAPC1} = 0.91 \text{ A}$ | $I_{C.SAPC1} = 1.03 \text{ A}$ | $I_{N.SAPC1} = 1.87 \text{ A}$ |
| $\phi_{A.SAPC1} = -53.26^\circ$ | $\phi_{B.SAPC1} = -239.05^\circ$ | $\phi_{C.SAPC1} = -36.12^\circ$ | |

Tabla 4-32 Valores significativos de las corrientes de compensación.

| | | | |
|-------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 0.03 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 0.01 \text{ A}$ |
| $\phi_{I_{As1}} = 0.02^\circ$ | $\phi_{I_{Bs1}} = -119.92^\circ$ | $\phi_{I_{Cs1}} = -239.95^\circ$ | $THD_{I_{As}} = 0.49\%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.68 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.00 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.00 \text{ A}$ | $THD_{I_{Bs}} = 0.40\%$ |
| $\phi_{s1}^+ = 0.00^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -^\circ$ | $THD_{I_{Cs}} = 0.30\%$ |

Tabla 4-33 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-34 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación global.

| | | | |
|-------------------------------|-----------------------------|------------------------------|---------------------------|
| $V_e = 111.52 \text{ V}$ | | $I_e = 4.68 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.52 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.03 \text{ A}$ |
| $S_e = 1564.99 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1564.96 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 9.18 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1543.63 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 257.53 \text{ va}$ | |
| $P_1^+ = 1543.63 \text{ va}$ | $Q_1^+ = -1.25 \text{ var}$ | $THD_{eV} = 0.19\%$ | $THD_{el} = 0.55\%$ |
| $P = 1543.72 \text{ W}$ | | $P_1 = 1543.71 \text{ W}$ | |
| $P_H = 0.01 \text{ W}$ | | | |
| $P_A = 584.68 \text{ W}$ | $P_B = 584.86 \text{ W}$ | $P_C = 374.17 \text{ W}$ | $P_F = 0.99$ |
| $P_{A1} = 584.68 \text{ W}$ | $P_{B1} = 584.86 \text{ W}$ | $P_{C1} = 374.17 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.99$ |
| $P_1^+ = 1543.63 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.01 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.09 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 1.00$ |
| $F_e = 0.986$ | | | |

Tabla 4-34 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

Cuando se decide compensar los tres fenómenos de forma conjunta el compensador trabaja en modo filtro activo, como compensador total. Las corrientes que entrega el generador durante la compensación forman un sistema de corrientes trifásico y equilibrado que solo contiene I_1^{+a} . El conjunto formado por el compensador y la carga, se comportan como un sistema eficiente (según IEEE Std. 1459) visto desde el generador. Los valores resumidos en la tabla 4-34 demuestran el correcto funcionamiento del compensador. La única potencia que no queda compensada es la S_{U1} debida a los desequilibrios de tensión en el pcc, sobre los que la compensación con el SAPC no tiene efecto. La eficiencia del sistema compensado es la máxima alcanzable.

4.2.5. Otros casos significativos.

Para completar el análisis se ha incluido la simulación de dos casos significativos que no pueden ser comprobados de forma experimental con los medios disponibles en el laboratorio. En la primera situación se presenta el funcionamiento del SAPC propuesto cuando las tensiones en el pcc presentan distorsión. En la segunda, el sistema de tensiones de alimentación presentará desfase en las tensiones. En ambos casos se ha realizado la compensación global. Las tensiones de alimentación se han elevado al rango de los 220 V.

4.2.5.1. Tensiones de alimentación no lineales.

En primer lugar se presenta el caso en el que las tensiones de alimentación presenten distorsión. Las tensiones se han formado añadiendo un tercer armónico de 15 V_{RMS} y un quinto armónico de 10 V_{RMS} a una componente fundamental de 220 V_{RMS} en cada fase. El sistema trifásico de tensiones de alimentación utilizado se muestra en la figura 4-25.

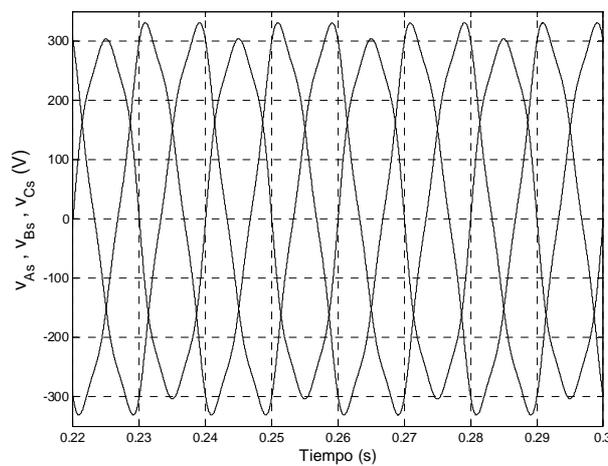


Figura 4-25. Tensiones de alimentación no senoidales en el pcc.

La tabla 4-35 presenta un resumen de los valores más representativos de las tensiones en el punto de conexión del compensador activo:

| V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} | $THD_{V_{As}}$ | $THD_{V_{Bs}}$ | $THD_{V_{Cs}}$ |
|------------------|------------------|------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| 220.63 V | 220.83 V | 220.82 V | 8.11 % | 8.16 % | 8.16 % |
| V_{As1} | V_{Bs1} | V_{Cs1} | V_{s1}^+ | V_{s1}^- | V_{s1}^0 |
| 219.91 V | 220.09 V | 220.09 V | 220.03 V | 0.12 V | 0.00 V |
| $\phi_{V_{As1}}$ | $\phi_{V_{Bs1}}$ | $\phi_{V_{Cs1}}$ | $\phi_{V_{s1}^+}$ | $\phi_{V_{s1}^-}$ | $\phi_{V_{s1}^0}$ |
| 0 ° | -119.97 ° | -240.03 ° | 0.00 ° | 179.81 ° | - ° |

Tabla 4-35 Valores significativos de las tensiones en el pcc.

La carga está formada por una combinación de cargas lineales y no lineales. La parte lineal de la carga es la siguiente:

| Z_A | Z_B | Z_C |
|-----------------------|-----------------------|-------------------|
| $R_A = 10 \Omega$ | $R_B = 15 \Omega$ | $R_C = 10 \Omega$ |
| $L_A = 21 \text{ mH}$ | $L_B = 12 \text{ mH}$ | |

La carga se completa con tres rectificadores monofásicos no controlados, uno por fase, con un filtro LC y carga resistiva. Los valores de los componentes de la parte no lineal son los siguientes:

| 3 x Rectificador + Filtro | | |
|---------------------------|------------------------|---|
| $C_r = 2200 \mu\text{F}$ | $L_r = 0.5 \text{ mH}$ | $R_{rA} = 100 \Omega; R_{rB} = 50 \Omega; R_{rC} = 75 \Omega$ |

Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación no senoidales como las mostradas en la figura 4-25, las corrientes que la carga demanda al sistema de generación se muestran en la figura 4-26.

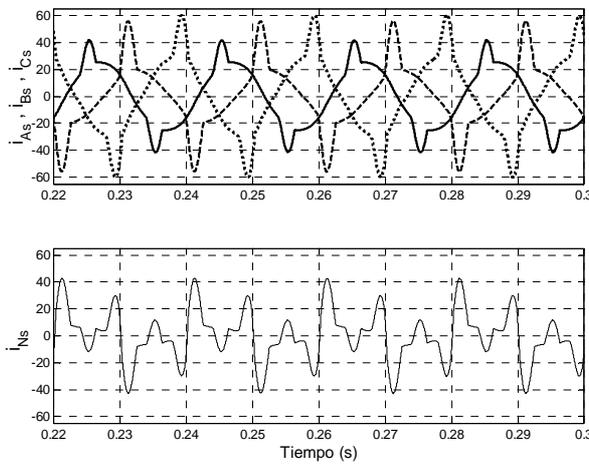


Figura 4-26. Corrientes demandadas por la carga, fases (superior) y neutro (inferior).

En la tabla 4-36 se muestran los valores más significativos de las corrientes demandadas por la carga al sistema de generación.

| | | | |
|------------------------------|-------------------------------|-------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 22.39 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 24.24 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 28.72 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 19.18 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 21.82 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 21.85 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 27.37 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 6.95 \text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = -28.28^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -125.88^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -243.17^\circ$ | $THD_{IAs} = 22.81 \%$ |
| $I_{s1}^+ = 23.24 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 4.70 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 2.32 \text{ A}$ | $THD_{IBs} = 48.06 \%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -11.66^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -109.38^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -148.62^\circ$ | $THD_{ICs} = 31.89 \%$ |

Tabla 4-36 Resumen las corrientes que suministra el generador a la carga.

La tabla 4-37 muestra los valores más significativos en formato IEEE Std. 1459 de las tensiones, corrientes, potencias, THD's y factores de potencia, calculados a partir de las tensiones en el pcc y las corrientes consumidas por la carga.

| | | | |
|--------------------------------|-------------------------------|-------------------------------|------------------------------|
| $V_e = 220.76 \text{ V}$ | | $I_e = 27.58 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 220.03 \text{ V}$ | $V_{eh} = 17.92 \text{ V}$ | $I_{e1} = 24.16 \text{ A}$ | $I_{eh} = 13.30 \text{ A}$ |
| $S_e = 18266.85 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 15949.02 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 8905.42 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 15342.10 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 1299.16 \text{ va}$ | $D_{ei} = 8781.06 \text{ v}$ |
| $P_1^+ = 15025.4 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 3101.43 \text{ var}$ | $S_{C1} = 4357.82 \text{ va}$ | $THD_{eV} = 8.15\%$ |
| $P = 15253.40 \text{ W}$ | | $P_1 = 15025.95 \text{ W}$ | $P_H = 227.45 \text{ W}$ |
| $P_A = 4207.97 \text{ W}$ | $P_B = 4895.39 \text{ W}$ | $P_C = 6150.05 \text{ W}$ | $P_F = 0.83$ |
| $P_{A1} = 4227.53 \text{ W}$ | $P_{B1} = 4783.36 \text{ W}$ | $P_{C1} = 6015.06 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.94$ |
| $P_1^+ = 15025.40 \text{ W}$ | $P_1^- = 0.58 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.00 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.98$ |
| $F_e = 0.822$ | | | |

Tabla 4-37 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

A continuación se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma simultánea el desequilibrio, el desfase y la distorsión armónica. El compensador se conecta en el instante ($t = 0.24 \text{ s}$). Las corrientes de compensación que entrega el SAPC se muestran en la figura 4-27. Sus valores más significativos se muestran en la tabla 4-38. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-28, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-39.

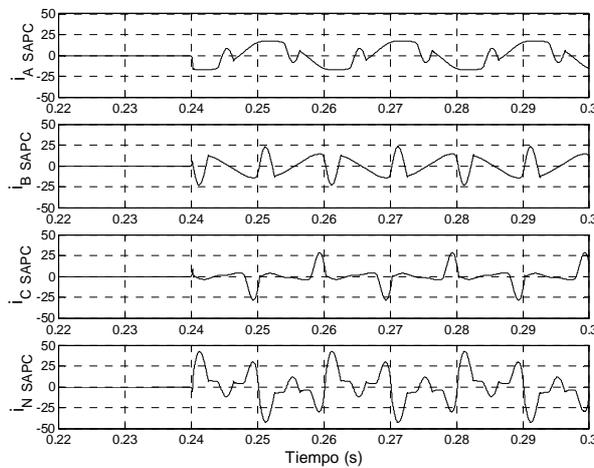


Figura 4-27. Corrientes entregadas por el compensador para la corrección global de las potencias no activas.

| | | | |
|---------------------------------------|--|--|-------------------------------------|
| $I_{A\text{SAPC}} = 12.23\text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}} = 10.90\text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}} = 9.68\text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}} = 19.18\text{ A}$ |
| $I_{A\text{SAPC}1} = 11.16\text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}1} = 2.86\text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}1} = 4.14\text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}1} = 6.92\text{ A}$ |
| $\phi_{A\text{SAPC}1} = 247.79^\circ$ | $\phi_{B\text{SAPC}1} = -247.35^\circ$ | $\phi_{C\text{SAPC}1} = -261.81^\circ$ | |

Tabla 4-38 Valores significativos de las corrientes de compensación.

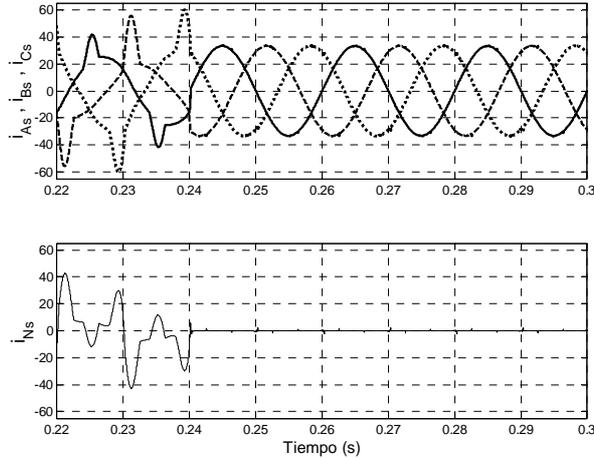


Figura 4-28. Corrientes de red durante la compensación global de las potencias no activas.

| | | | |
|----------------------------|-------------------------------|-------------------------------|---------------------------|
| $I_{As} = 23.44\text{ A}$ | $I_{Bs} = 23.47\text{ A}$ | $I_{Cs} = 23.48\text{ A}$ | $I_{Ns} = 0.20\text{ A}$ |
| $I_{As1} = 23.44\text{ A}$ | $I_{Bs1} = 23.47\text{ A}$ | $I_{Cs1} = 23.48\text{ A}$ | $I_{Ns1} = 0.03\text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = 0.02^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -119.92^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -239.95^\circ$ | $THD_{IAs} = 0.39\%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.68\text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.00\text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.00\text{ A}$ | $THD_{IBs} = 0.49\%$ |
| $\phi_{s1}^+ = 0.00^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -119.91^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -239.95^\circ$ | $THD_{ICs} = 0.59\%$ |

Tabla 4-39 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-40 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador.

| | | | |
|--------------------------------|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|
| $V_e = 220.76\text{ V}$ | | $I_e = 23.47\text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 220.03\text{ V}$ | $V_{eh} = 17.92\text{ V}$ | $I_{e1} = 23.47\text{ A}$ | $I_{eh} = 0.16\text{ A}$ |
| $S_e = 15542.90\text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 15491.19\text{ va}$ | | $S_{eN} = 1266.61\text{ va}$ | |
| $S_{1^+} = 15491.18\text{ va}$ | | $S_{U1} = 20.70\text{ va}$ | $D_{eV} = 1261.87\text{ va}$ |
| $P_{1^+} = 15491.1\text{ W}$ | $Q_{1^+} = -12.61\text{ var}$ | | $D_{el} = 109.05\text{ va}$ |
| | | $THD_{eV} = 8.15\%$ | $THD_{el} = 0.70\%$ |
| $P = 15490.69\text{ W}$ | | $P_H = -0.49\text{ W}$ | |
| $P_A = 5155.11\text{ W}$ | $P_B = 5165.97\text{ W}$ | $P_C = 5169.61\text{ W}$ | $P_F = 0.9966$ |
| $P_{A1} = 5155.55\text{ W}$ | $P_{B1} = 5165.94\text{ W}$ | $P_{C1} = 5169.68\text{ W}$ | $P_{F1} = 1.00$ |
| $P_{1^+} = 15491.17\text{ W}$ | $P_{1^-} = 0.01\text{ W}$ | $P_{1^0} = 0.00\text{ W}$ | $P_{F1^+} = 1.00$ |
| $F_e = 0.997$ | | | |

Tabla 4-40 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

El SAPC trabaja como compensador total. La potencia S_{eN} se reduce en la medida en que se reduce la distorsión en las corrientes entregadas por el generador. La potencia efectiva de distorsión de tensión (D_{ev}), no considerada hasta ahora, mantiene valor constante debido a que la distorsión viene impuesta por las tensiones en el pcc, sobre las que el compensador no tiene efecto. Se demuestra que incluso con tensiones no lineales en el pcc el compensador consigue que el sistema generador sólo suministre I_l^{+a} .

4.2.5.2. Tensiones de alimentación lineales con desfase y asimetría.

En segundo lugar se presenta el caso en el que las tensiones de alimentación presenten desfase en la componente fundamental con respecto al paso por cero de una supuesta tensión de secuencia directa en los generadores remotos. Un sistema gestor remoto podría disponer de información acerca de los generadores y enviarla a los compensadores activos a su cargo. Si el compensador activo es autónomo, sólo dispone de la información que le proporcionan sus sensores, que realizan sus medidas en el pcc. El compensador autónomo no puede saber cual es la tensión de secuencia directa correcta en la red eléctrica, puesto que no tiene información acerca de las características de la tensión generada en la cabecera de la red.

Para este caso las tensiones se han desfasado respecto del paso por cero ficticio de la simulación, que es el instante 0 s y cada 20 ms. El sistema trifásico de tensiones de alimentación utilizado se muestra en la figura 4-29. La tabla 4-41 presenta un resumen de los valores más representativos de las tensiones en el punto de conexión del compensador activo.

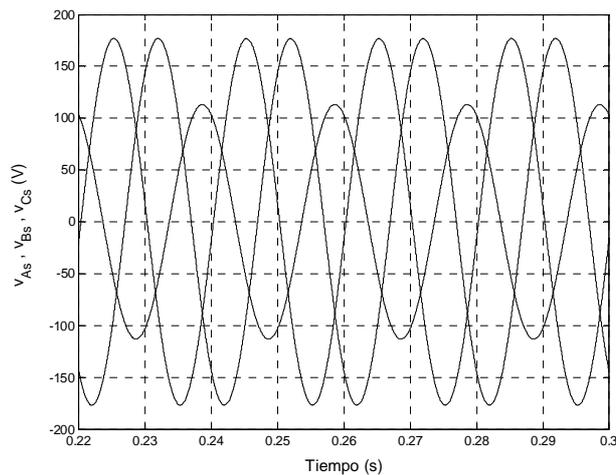


Figura 4-29. Tensiones de alimentación con desfase.

| V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} | THD_{VAs} | THD_{VBs} | THD_{VCs} |
|---------------|---------------|---------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| 124.94 V | 125.02 V | 80.02 V | 0.20 % | 0.18 % | 0.18 % |
| V_{As1} | V_{Bs1} | V_{Cs1} | V_{s1}^+ | V_{s1}^- | V_{s1}^0 |
| 124.94 V | 125.02 V | 80.02 V | 109.91 V | 18.08 V | 11.82 V |
| ϕ_{VAs1} | ϕ_{VBs1} | ϕ_{VCs1} | $\phi_{V_{s1}^+}$ | $\phi_{V_{s1}^-}$ | $\phi_{V_{s1}^0}$ |
| 0° | -124.97° | -242.02° | -2.37° | 56.89° | -63.65° |

Tabla 4-41 Valores significativos de las tensiones en el pcc.

La carga utilizada es la misma que en la utilizada en el apartado anterior, está formada por una combinación de cargas lineales y no lineales. Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación como las mostradas en la figura 4-29, las corrientes que la carga demanda al sistema de generación se muestran en la figura 4-30.

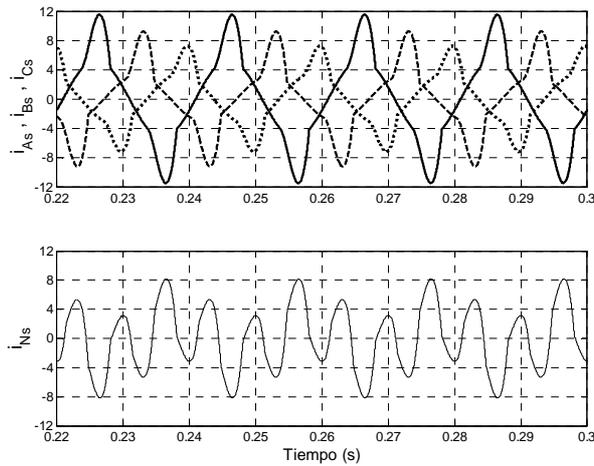


Figura 4-30. Corrientes demandadas por la carga, fases (superior) y neutro (inferior).

En la tabla 4-42 se muestran los valores más significativos de las corrientes demandadas por la carga al sistema de generación.

| | | | |
|----------------------------------|---------------------------------|----------------------------------|-----------------------|
| $I_{As} = 6.14$ A | $I_{Bs} = 4.65$ A | $I_{Cs} = 3.91$ A | $I_{Ns} = 4.41$ A |
| $I_{As1} = 5.89$ A | $I_{Bs1} = 4.31$ A | $I_{Cs1} = 3.75$ A | $I_{Ns1} = 1.56$ A |
| $\phi_{IAs1} = -13.69^\circ$ | $\phi_{IBs1} = -135.61^\circ$ | $\phi_{ICs1} = -248.36^\circ$ | $THD_{IAs} = 29.67\%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.64$ A | $I_{s1}^- = 0.78$ A | $I_{s1}^0 = 0.52$ A | $THD_{IBs} = 40.56\%$ |
| $\phi_{I_{s1}^+} = -12.85^\circ$ | $\phi_{I_{s1}^-} = -4.04^\circ$ | $\phi_{I_{s1}^0} = -36.12^\circ$ | $THD_{ICs} = 29.78\%$ |

Tabla 4-42 Resumen las corrientes que suministra el generador a la carga.

La tabla 4-43 muestra los valores más significativos en formato IEEE Std. 1459 de las tensiones, corrientes, potencias, THD's y factores de potencia, calculados a partir de las tensiones en el pcc y las corrientes consumidas por la carga.

| | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|
| $V_e = 111.71 \text{ V}$ | | $I_e = 5.60 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.70 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.82 \text{ A}$ | $I_{eh} = 2.85 \text{ A}$ |
| $S_e = 1876.79 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1615.97 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 954.44 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1531.32 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 516.17 \text{ va}$ | $D_{eV} = 3.09 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1505.78 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 278.53 \text{ var}$ | | $D_{ei} = 954.43 \text{ va}$ |
| $P = 1542.68 \text{ W}$ | | $P_1 = 1542.60 \text{ W}$ | $P_H = 0.08 \text{ W}$ |
| $P_A = 715.06 \text{ W}$ | $P_B = 529.28 \text{ W}$ | $P_C = 298.34 \text{ W}$ | $P_F = 0.82$ |
| $P_{A1} = 714.98 \text{ W}$ | $P_{B1} = 529.25 \text{ W}$ | $P_{C1} = 298.37 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.95$ |
| $P_1^+ = 1505.78 \text{ W}$ | $P_1^- = 20.46 \text{ W}$ | $P_1^0 = 16.37 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.98$ |
| $F_e = 0.802$ | | | |

Tabla 4-43 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

El compensador se conecta en el instante ($t = 0.24 \text{ s}$). Las corrientes de compensación que entrega el SAPC para la compensación global del sistema se muestran en la figura 4-31. Sus valores más significativos se muestran en la tabla 4-44. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-32, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-45.

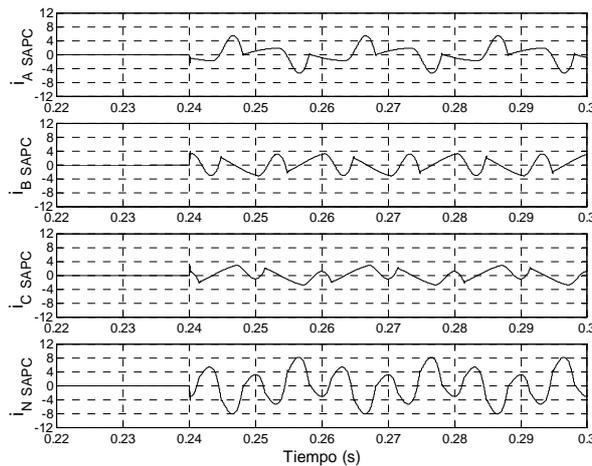


Figura 4-31. Corrientes entregadas por el compensador para la corrección global de las potencias no activas.

| | | | |
|---------------------------------------|--|---------------------------------------|--------------------------------------|
| $I_{A\text{SAPC}} = 2.36 \text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}} = 2.07 \text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}} = 1.52 \text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}} = 4.40 \text{ A}$ |
| $I_{A\text{SAPC}1} = 1.60 \text{ A}$ | $I_{B\text{SAPC}1} = 1.11 \text{ A}$ | $I_{C\text{SAPC}1} = 1.03 \text{ A}$ | $I_{N\text{SAPC}1} = 1.56 \text{ A}$ |
| $\phi_{A\text{SAPC}1} = -49.18^\circ$ | $\phi_{B\text{SAPC}1} = -238.49^\circ$ | $\phi_{C\text{SAPC}1} = -39.60^\circ$ | |

Tabla 4-44 Valores significativos de las corrientes de compensación.

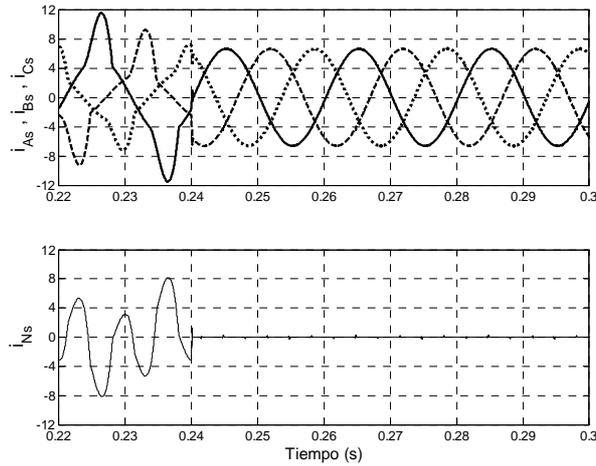


Figura 4-32. Corrientes de red durante la compensación global de las potencias no activas.

| | | | |
|--------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 0.03 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 0.01 \text{ A}$ |
| $\phi_{I_{As1}} = -2.29^\circ$ | $\phi_{I_{Bs1}} = -122.25^\circ$ | $\phi_{I_{Cs1}} = -242.29^\circ$ | $THD_{I_{As}} = 0.49 \%$ |
| $I_{s1}^+ = 4.68 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.00 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.00 \text{ A}$ | $THD_{I_{Bs}} = 0.54 \%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -2.28^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -^\circ$ | $THD_{I_{Cs}} = 0.32 \%$ |

Tabla 4-45 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-46 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación.

| | | | |
|-------------------------------|-----------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $V_e = 111.71 \text{ V}$ | | $I_e = 4.68 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 111.70 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.21 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.03 \text{ A}$ |
| $S_e = 1568.79 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 1568.75 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 10.33 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 1543.61 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 279.73 \text{ va}$ | $D_{eV} = 3.00 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1543.61 \text{ W}$ | $Q_1^+ = -2.60 \text{ var}$ | | $D_{el} = 9.88 \text{ va}$ |
| | | $THD_{eV} = 0.19 \%$ | $THD_{el} = 0.63 \%$ |
| $P = 1543.68 \text{ W}$ | | $P_H = 0.00 \text{ W}$ | |
| $P_A = 584.63 \text{ W}$ | $P_B = 584.59 \text{ W}$ | $P_C = 374.45 \text{ W}$ | $P_F = 0.98$ |
| $P_{A1} = 584.63 \text{ W}$ | $P_{B1} = 584.59 \text{ W}$ | $P_{C1} = 374.45 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.98$ |
| $P_1^+ = 1543.61 \text{ W}$ | $P_1^- = 0.01 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.00 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 1.00$ |
| $F_e = 0.984$ | | | |

Tabla 4-46 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

Durante la compensación, el conjunto carga – compensador sólo consume I_1^{+a} . Puesto que V_1^+ presenta un desfase de -2.37° , La corriente I_1^{+a} presentará ese mismo desfase con respecto al origen de la simulación, que se ha tomado como punto de referencia. Puesto que el sistema compensa con respecto a V_1^+ cuando se realizan los cálculos mediante la norma IEEE 1459, el sistema alcanza su máxima eficiencia. Si en este caso se realizasen las medidas de potencias activas y reactivas en el pcc utilizando los aparatos de medida convencionales, los resultados serían diferentes ya que las corrientes consumidas no están en fase con las tensiones en el pcc, sino con sus componentes de secuencia directa.

4.3. Simulación del regulador de corriente.

Como se expuso en el capítulo anterior (punto 3.6)), se ha diseñado un regulador de corriente de bajo coste computacional. La función de transferencia discreta de la planta se obtuvo para los parámetros de la etapa de potencia, resultando la que se muestra a continuación:

$$Z \left\{ \frac{1}{L_z \cdot s + R_L z} \right\} = \frac{0.0043z + 0.0043}{z + 0.9957}$$

A partir de esta planta se obtuvo la función de transferencia en lazo cerrado para el control de corriente, siendo esta la siguiente:

$$\frac{i_{zSAPC}(z)}{i_{zSAPC}^*(z)} = \frac{0.9908z^2 + 0.4954z - 0.4954}{1.4954z^2 - 0.5003z}$$

La respuesta en frecuencia y la respuesta escalón de esta función de transferencia en lazo cerrado son las mostradas en la figura 4-33.

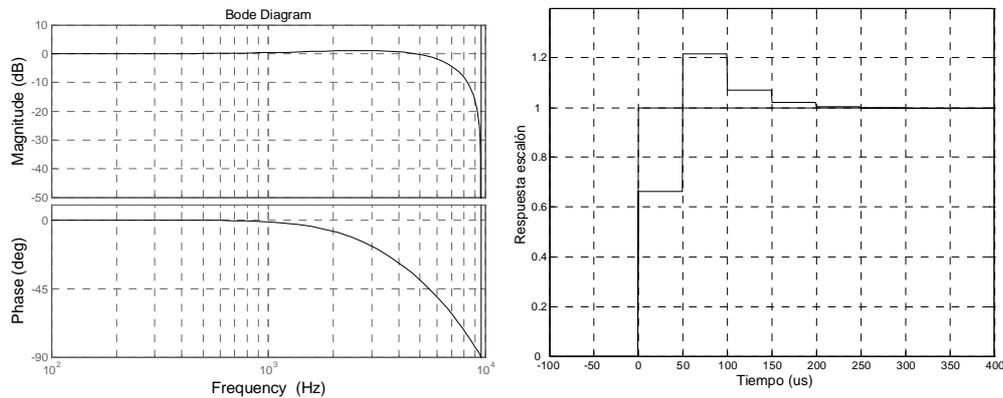


Figura 4-33. Diagrama de bode de la función de transferencia en lazo cerrado y respuesta escalón.

Para componentes armónicas de orden bajo de las corrientes del SAPC (3°, 5°, 7° y 9° armónicos) la ganancia de la función de transferencia es menor de 0.052 dB lo que representa un error de posición menor del 0.5%. El desfase para estos armónicos es menor de 0.16° . Para

componentes armónicas cercanas al orden 20 (1 kHz) la ganancia es menor de 0.35 dB lo que representa un error de posición menor del 4%. El máximo desfase para la componente de orden 20 es de 1.36°. La respuesta ante entrada escalón es subamortiguada presentando un sobreimpulso del 21.5% y un tiempo de establecimiento de 200 μ s.

En todas las simulaciones realizadas en este capítulo, el sistema de control incluye el regulador de corriente diseñado. Sin embargo, se incluye aquí una nueva simulación donde se ha obtenido el valor del error de corriente que presenta el regulador. Para la simulación se ha utilizado un caso similar a los presentados en el punto 4.2. Siendo las tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas, de valor $V_{As} = V_{Bs} = 125$ V, $V_{Cs} = 80$ V.

La carga está formada por una combinación de cargas lineales y no lineales. La parte lineal de la carga es la siguiente:

| Z_A | Z_B | Z_C |
|------------------------------------|------------------------------------|-----------------------|
| $R_A = 34 \Omega$ $L_A = 21$ mH | $R_B = 57 \Omega$ $L_B = 12$ mH | $R_C = \infty \Omega$ |

La carga se completa con tres rectificadores monofásicos no controlados, uno por fase, con un filtro LC y carga resistiva. Los valores de los componentes de la parte no lineal son los siguientes:

| 3 x Rectificador + Filtro | | |
|---------------------------|----------------|--------------------|
| $C_r = 2200 \mu$ F | $L_r = 0.5$ mH | $R_r = 100 \Omega$ |

La figura 4-34 muestra las corrientes que la carga solicita al generador y su espectro armónico.

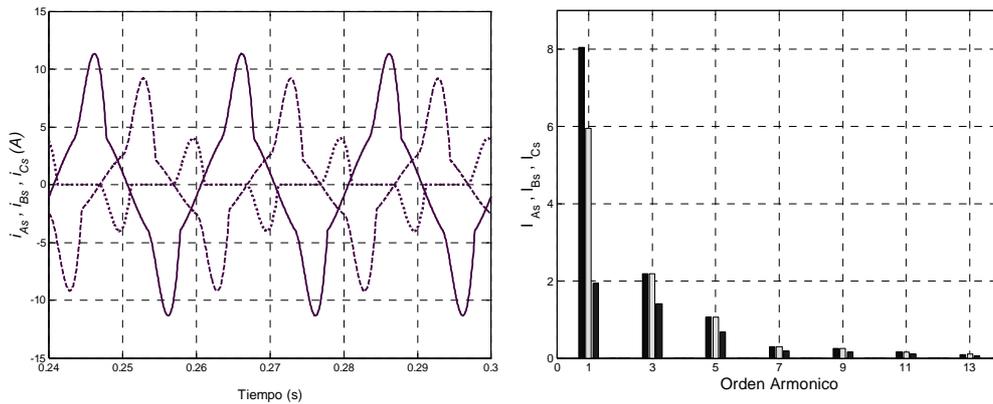


Figura 4-34. Corrientes demandadas por la carga al generador y su espectro armónico.

En la figura 4-35, se muestran las corrientes de referencia que debe utilizar el SAPC para obtener una compensación global del sistema. Junto a las corrientes de referencia se muestra su contenido armónico. El contenido armónico de las corrientes de referencia se encuentra en su mayor parte por debajo de 1 kHz.

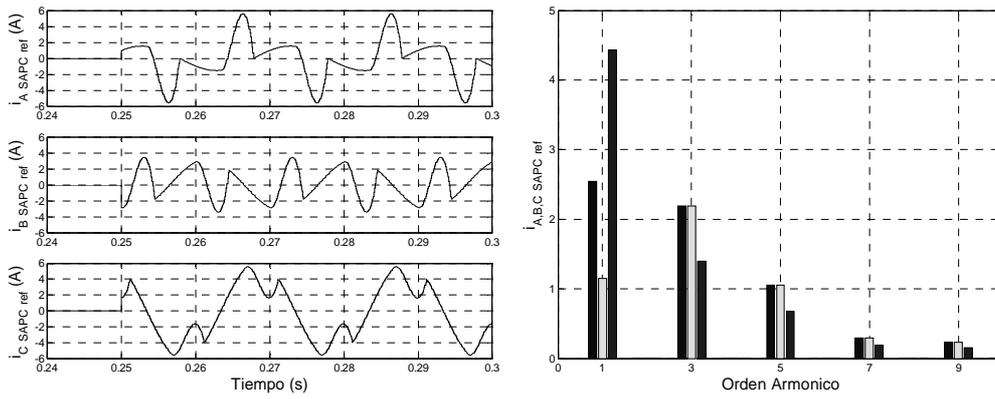


Figura 4-35. Corrientes de referencia y su espectro armónico.

Sustituyendo las corrientes de referencia en la ecuación de la función de transferencia en lazo cerrado del regulador de corriente, se obtienen las corrientes de compensación que genera el SAPC. En la figura 4-36 se muestra el error entre la corriente de compensación y la corriente de referencia para la fase *A* del SAPC.

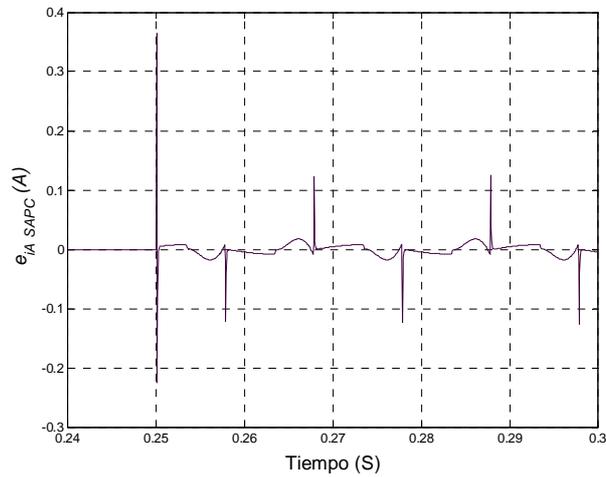


Figura 4-36. Error de corriente en la fase A del SAPC.

Los picos que aparecen en la señal de error corresponden a las transiciones rápidas de las corrientes de referencia. La respuesta del sistema presenta buenas prestaciones cuando las corrientes de referencia no presentan componentes armónicas por encima del orden 20 (1 KHz), el error de corriente de la figura 4-36 es menor del 1% y presenta una respuesta transitoria de 200 μ s, lo cual supone unas prestaciones adecuadas para este tipo de sistemas.

4.4. Simulación de la DFT de ventana deslizante

En este apartado se incluye una comparativa entre las prestaciones que ofrece la utilización de la DFT de ventana deslizante para la obtención de las corrientes de compensación frente a otros métodos que calculan la DFT cada ciclo o cada medio ciclo de la señal de sincronismo. La DFT se utiliza en el método expuesto para obtener las componentes fundamentales de las tensiones en el pcc y las corrientes de carga. La utilización de la DFT de ventana deslizante permite recalcularse las componentes fundamentales con cada nueva muestra adquirida de las señales. Este hecho permite obtener una respuesta suave ante perturbaciones que modifiquen el régimen estacionario del sistema. Si se producen variaciones en las corrientes de carga o en las condiciones de alimentación, se producirá un transitorio antes de alcanzarse un nuevo régimen estacionario. Transcurrido el transitorio, cuando se disponga de las muestras de un ciclo completo del nuevo régimen estacionario, podrán obtenerse las corrientes de compensación correctas. La utilización de un algoritmo de ventana deslizante permite recalcularse las corrientes de compensación con cada nueva muestra adquirida. Si la frecuencia de muestreo utilizada es alta, la respuesta del sistema en el tránsito desde un régimen estacionario hasta el nuevo régimen estacionario será suave, sin escalones, alcanzándose el nuevo régimen estacionario en el mínimo tiempo posible, exactamente un ciclo después de finalizar el transitorio [151].

En la figura 4-37 se presenta la comparación entre la respuesta del sistema ante un cambio en las condiciones de la carga. En la parte superior (figura 4-37 A) se muestran las corrientes de carga. Las condiciones de alimentación se corresponden con las del apartado anterior punto 4.3. La carga es la misma que en el apartado anterior para las fases A y B, mientras que la fase C se encuentra desconectada. Se ha provocado una transición en el instante $t = 0.205$ s. En ese instante se conecta a la fase C una carga igual a la conectada en la fase B. La figura 4-37 B muestra las corrientes que suministra el generador cuando el algoritmo de control implementa la DFT, y por tanto obtiene las nuevas corrientes de referencia, cada ciclo de la señal de sincronismo, en este caso, a cada paso por cero de negativo a positivo de la tensión en la fase A. Se aprecia como, transcurrido el transitorio, la compensación correcta se obtiene transcurridos 37 ms ($t = 0.240$ s). El cálculo ciclo a ciclo produce saltos bruscos cada vez que hay un nuevo cálculo. En la figura 4-37 C se implementa el cálculo de las corrientes de compensación cada medio ciclo. Se observa como la respuesta presenta variaciones cada medio ciclo y de menor brusquedad que en el caso anterior, esto sucede porque se mantiene para el cálculo la información correspondiente al medio ciclo anterior. La compensación correcta tampoco se alcanza hasta $t = 0.240$ s. En el mejor de los casos podrían obtenerse las corrientes de compensación correctas medio ciclo antes que en el caso anterior. En la figura 4-37 D se implementa el cálculo de las corrientes de compensación con cada nueva muestra (DFT de ventana deslizante). Las corrientes de compensación presentan una variación suave hacia el nuevo régimen estacionario sin escalones en la respuesta. Además, la compensación correcta se produce exactamente un ciclo después de alcanzarse el régimen permanente, en $t = 0.233$ s. En

el caso más favorable, que depende del instante en el que se alcance el nuevo régimen estacionario, se alcanzarían las corrientes de compensación correctas un ciclo, y medio antes con respecto las dos estrategias con las que se ha comparado.

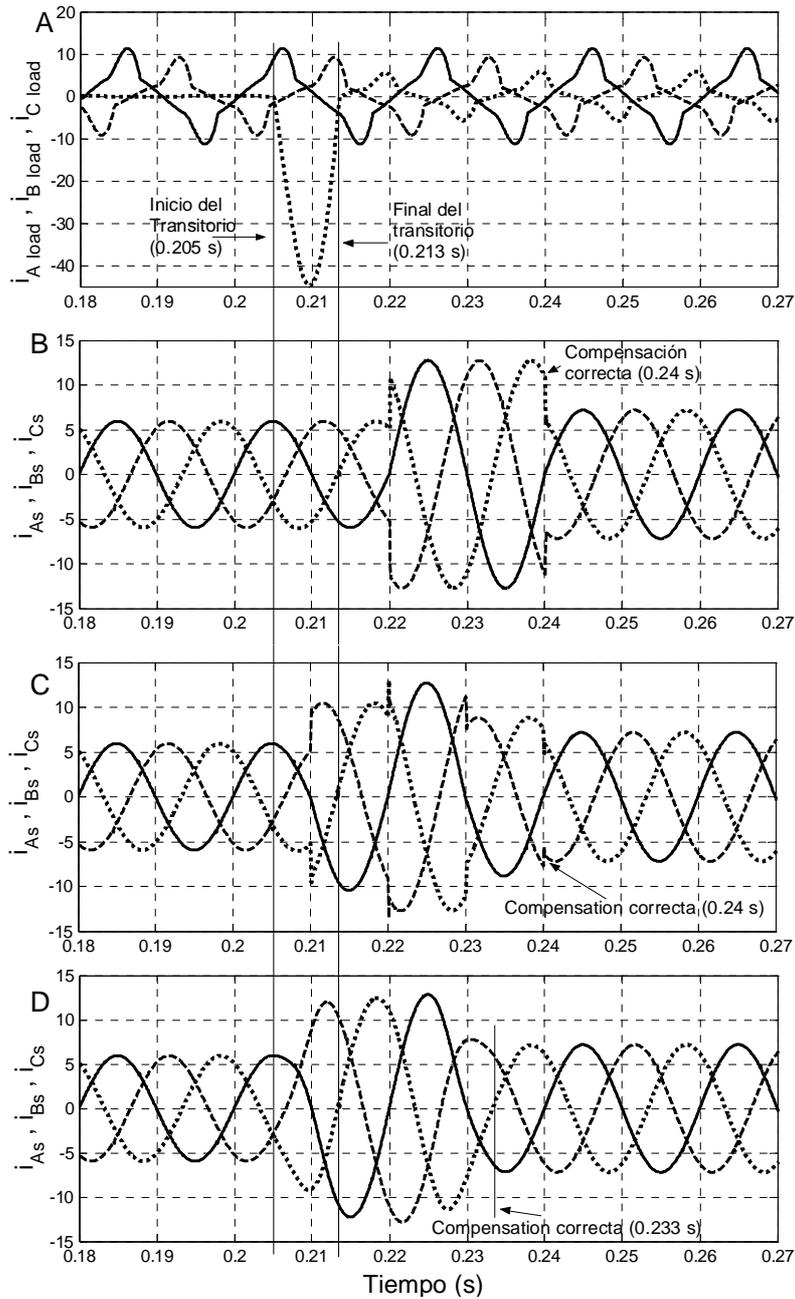


Figura 4-37. Comparativa de las prestaciones entre los métodos de cálculo.

4.5. Simulación del sistema completo.

En los apartados anteriores se ha comprobado el correcto funcionamiento del compensador activo mediante un modelo de simulación simplificado. Los resultados obtenidos han demostrado el correcto funcionamiento del algoritmo de control desde el método de determinación de las corrientes de compensación hasta el nuevo regulador de corriente diseñado. Para terminar el análisis del compensador activo propuesto se ha utilizado el modelo de simulación completo. Este modelo incluye el convertidor en puente trifásico y el bus de continua con toma media para la conexión del neutro. El algoritmo de control incluye el control del bus dc así como el modulador vectorial desarrollado, modulador 3D 3B SVPWM, que genera las señales de disparo para los semiconductores de la etapa de potencia. El esquema del sistema completo es el que se muestra en la figura 4-38.

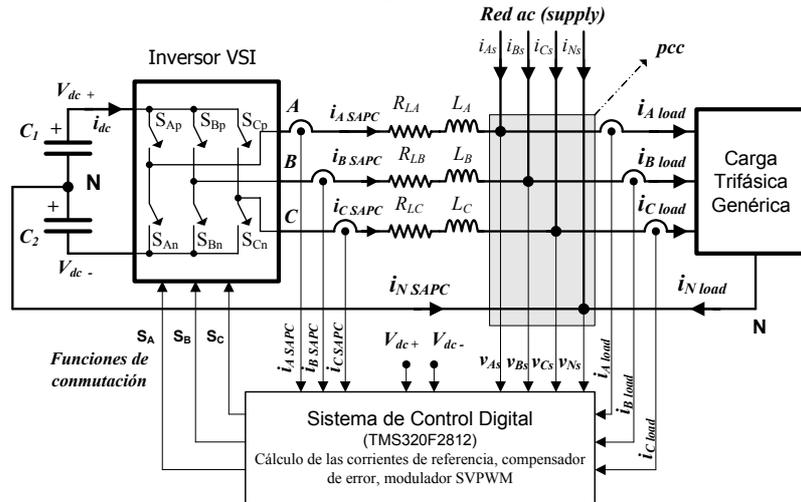


Figura 4-38. Esquema eléctrico del sistema de compensación completo conectado a red

A semejanza de la etapa de potencia disponible en el laboratorio, el modelo de simulación del sistema completo incluye un bus de continua, formado por un banco de condensadores de capacidad total igual a 7 mF. La parte alta del bus está formada por tres condensadores de capacidad 4.7 mF en paralelo, formando una capacidad $C_1 = 14.1$ mF. La parte baja del bus de es idéntica, por lo tanto se tiene $C_2 = 14.1$ mF. Se incorpora además una red de equalización pasiva para ayudar a equilibrar la tensión en los condensadores de la parte alta y baja del bus. La red se forma incorporando una resistencia en paralelo con cada condensador del bus dc. El valor de las resistencias de equalización utilizado es de $7k3 \Omega$. El filtro inductivo está formado por tres bobinas iguales y de inductancia $L_A = L_B = L_C = 6$ mH. Debido a que tanto los semiconductores del puente trifásico como los componentes pasivos utilizados en la simulación son ideales, se han incorporado las resistencias R_{LA} , R_{LB} , R_{LC} para simular dichas pérdidas. El valor de las resistencias utilizadas es $R_{LA} = R_{LB} = R_{LC} = 1 \Omega$. El modulador vectorial 3D-3B SVPWM trabaja a una frecuencia de conmutación de 19200 Hz.

El modelo para la simulación del sistema completo mediante Matlab Simulink, utilizando la librería SimPowerSystems de componentes de potencia se muestra en la figura 4-39.

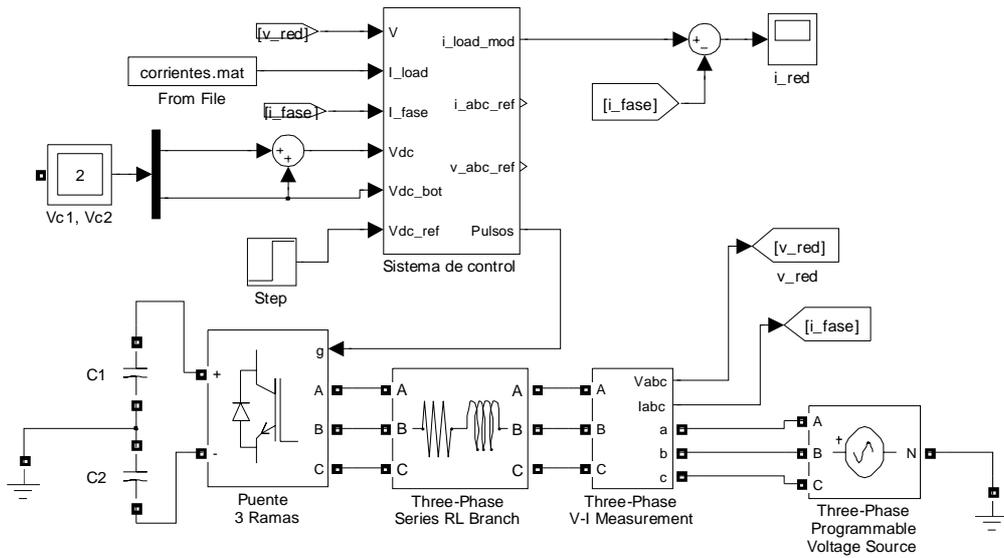


Figura 4-39. Modelo utilizado para la simulación del sistema completo.

Para la simulación del sistema completo se ha utilizado un sistema de tensiones de alimentación senoidal desequilibrado de valores 220 V, 220 V y 125 V como el mostrado en la figura 4-40. La tabla 4-47 presenta un resumen de los valores más representativos de las tensiones en el punto de conexión del compensador activo.

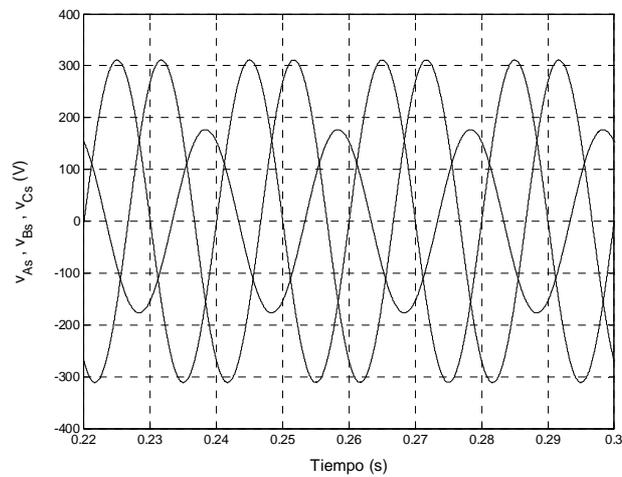


Figura 4-40. Tensiones de alimentación.

| V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} | THD_{VAs} | THD_{VBs} | THD_{VCs} |
|---------------|---------------|---------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| 219.89 V | 220.05 V | 125.03 V | 0.20 % | 0.18 % | 0.18 % |
| V_{As1} | V_{Bs1} | V_{Cs1} | V_{s1}^+ | V_{s1}^- | V_{s1}^0 |
| 219.89 V | 220.05 V | 125.03 V | 188.32 V | 31.62 V | 31.67 V |
| ϕ_{VAs1} | ϕ_{VBs1} | ϕ_{VCs1} | $\phi_{v_{s1}^+}$ | $\phi_{v_{s1}^-}$ | $\phi_{v_{s1}^0}$ |
| 0° | -119.97° | -240.02° | 0.00° | 60.14° | -60.02° |

Tabla 4-47 Valores significativos de las tensiones en el pcc.

La carga estará formada por una combinación de cargas lineales y no lineales. La parte lineal de la carga es la siguiente:

| Z_A | Z_B | Z_C |
|--|--|--------------------|
| $R_A = 32.5 \Omega$ $L_A = 21 \text{ mH}$ | $R_B = 56.5 \Omega$ $L_B = 12 \text{ mH}$ | $R_C = 100 \Omega$ |

La carga se completa con tres rectificadores monofásicos no controlados, uno por fase, con un filtro LC y carga resistiva. Los valores de los componentes de la parte no lineal son los siguientes:

| <i>3 x Rectificador + Filtro</i> | | |
|----------------------------------|------------------------|--------------------|
| $C_r = 2200 \mu\text{F}$ | $L_r = 5.4 \text{ mH}$ | $R_r = 100 \Omega$ |

Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación como las mostradas en la figura 4-40, las corrientes que la carga demanda al sistema de generación se muestran en la figura 4-41.

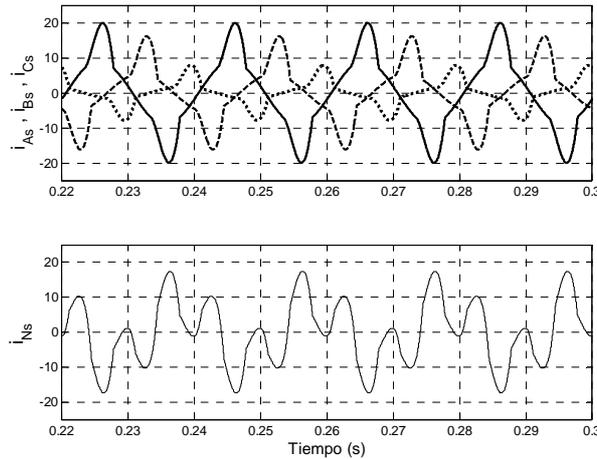


Figura 4-41. Corrientes demandadas por la carga, fases (superior) y neutro (inferior).

En la tabla 4-48 se muestran los valores más significativos de las corrientes demandadas por la carga al sistema de generación.

| | | | |
|------------------------------|------------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 10.59 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 8.12 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 3.78 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 9.43 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 10.14 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 7.51 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 3.35 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 6.24 \text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = -13.50^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -130.63^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -251.16^\circ$ | $THD_{I_{As}} = 30.34 \%$ |
| $I_{s1}^+ = 7.00 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 1.87 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 2.08 \text{ A}$ | $THD_{I_{Bs}} = 40.92 \%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -12.10^\circ$ | $\phi_{s1}^- = 23.08^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -51.58^\circ$ | $THD_{I_{Cs}} = 52.13 \%$ |

Tabla 4-48 Resumen las corrientes que suministra el generador a la carga.

La tabla 4-49 muestra los valores más significativos en formato IEEE Std. 1459 de las tensiones, corrientes, potencias, THD's y factores de potencia, calculados a partir de las tensiones en el pcc y las corrientes consumidas por la carga.

| | | | |
|-------------------------------|------------------------------|-------------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 192.27 \text{ V}$ | | $I_e = 9.69 \text{ A}$ | |
| $V_{e1} = 192.27 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.37 \text{ V}$ | $I_{e1} = 8.36 \text{ A}$ | $I_{eh} = 4.90 \text{ A}$ |
| $S_e = 5587.20 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 4820.22 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 2825.30 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 3954.38 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 2756.34 \text{ va}$ | $D_{eV} = 9.21 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 3866.45 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 829.27 \text{ var}$ | | $D_{eI} = 2825.28 \text{ va}$ |
| $P = 4203.96 \text{ W}$ | | $P_1 = 4203.75 \text{ W}$ | $P_H = 0.21 \text{ W}$ |
| $P_A = 2167.95 \text{ W}$ | $P_B = 1624.91 \text{ W}$ | $P_C = 411.10 \text{ W}$ | $P_F = 0.75$ |
| $P_{A1} = 2167.70 \text{ W}$ | $P_{B1} = 1624.86 \text{ W}$ | $P_{C1} = 411.20 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.97$ |
| $P_1^+ = 3866.45 \text{ W}$ | $P_1^- = 141.56 \text{ W}$ | $P_1^0 = 195.75 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.87$ |
| $F_e = 0.692$ | | | |

Tabla 4-49 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

Las corrientes de compensación que entrega el SAPC para la compensación global del sistema se muestran en la Figura 4-42. Se aprecia en la figura el rizado propio del funcionamiento conmutado de la etapa de potencia. En la figura 4-42 se ha cambiado la escala a la corriente del neutro para apreciar con detalle todas las corrientes. Los valores más significativos se muestran en la tabla 4-50. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 4-43, mientras que sus valores más significativos se resumen en la tabla 4-51. Los THD de las corrientes han sido calculados teniendo en cuenta los primeros 100 armónicos.

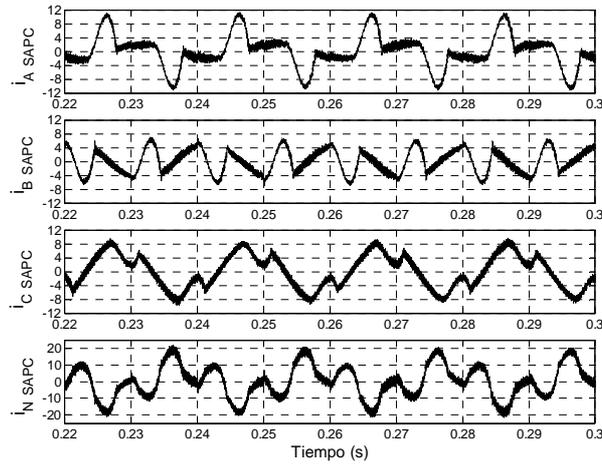


Figura 4-42. Corrientes entregadas por el compensador para la corrección global de las potencias no activas.

| | | | |
|----------------------------------|-----------------------------------|----------------------------------|---------------------------------|
| $I_{A_SAPC} = 4.86 \text{ A}$ | $I_{B_SAPC} = 3.48 \text{ A}$ | $I_{C_SAPC} = 4.13 \text{ A}$ | $I_{N_SAPC} = 9.50 \text{ A}$ |
| $I_{A_SAPC1} = 3.72 \text{ A}$ | $I_{B_SAPC1} = 1.51 \text{ A}$ | $I_{C_SAPC1} = 3.68 \text{ A}$ | $I_{N_SAPC1} = 6.15 \text{ A}$ |
| $\phi_{A_SAPC1} = -38.96^\circ$ | $\phi_{B_SAPC1} = -192.57^\circ$ | $\phi_{C_SAPC1} = -50.23^\circ$ | |

Tabla 4-50 Valores significativos de las corrientes de compensación.

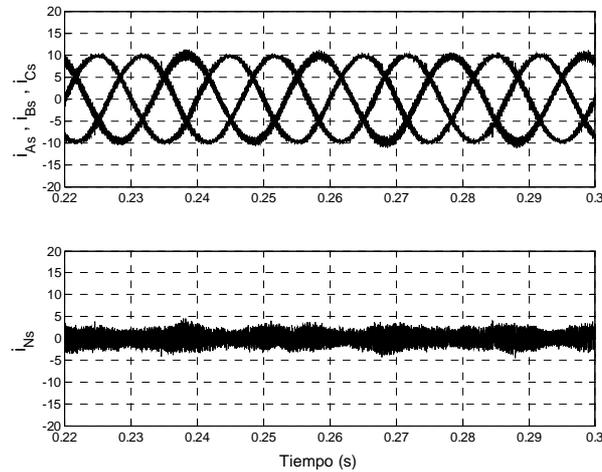


Figura 4-43. Corrientes de red durante la compensación global de las potencias no activas.

| | | | |
|-----------------------------|-------------------------------|------------------------------|----------------------------|
| $I_{As} = 7.60 \text{ A}$ | $I_{Bs} = 7.57 \text{ A}$ | $I_{Cs} = 7.56 \text{ A}$ | $I_{Ns} = 1.52 \text{ A}$ |
| $I_{As1} = 7.60 \text{ A}$ | $I_{Bs1} = 7.55 \text{ A}$ | $I_{Cs1} = 7.53 \text{ A}$ | $I_{Ns1} = 0.12 \text{ A}$ |
| $\phi_{As1} = -0.42^\circ$ | $\phi_{Bs1} = -119.77^\circ$ | $\phi_{Cs1} = -240.26^\circ$ | $THD_{IAs} = 2.46 \%$ |
| $I_{s1}^+ = 7.56 \text{ A}$ | $I_{s1}^- = 0.01 \text{ A}$ | $I_{s1}^0 = 0.04 \text{ A}$ | $THD_{IBs} = 2.96 \%$ |
| $\phi_{s1}^+ = -0.15^\circ$ | $\phi_{s1}^- = -117.22^\circ$ | $\phi_{s1}^0 = -38.16^\circ$ | $THD_{ICs} = 2.49 \%$ |

Tabla 4-51 Valores significativos de las corrientes de línea durante la compensación.

La tabla 4-52 presenta las tensiones y corrientes efectivas, potencias, factores de potencia y distorsión armónica en formato IEEE Std. 1459 calculadas a partir de los valores de las tensiones en el pcc y las corrientes suministradas por el sistema generador durante la compensación.

| | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|
| $V_e = 192.27 \text{ V}$ | | $I_e = 7.63 \text{ A}$ | |
| $V_{el} = 192.27 \text{ V}$ | $V_{eh} = 0.37 \text{ V}$ | $I_{el} = 7.56 \text{ A}$ | $I_{eh} = 1.05 \text{ A}$ |
| $S_e = 4401.90 \text{ va}$ | | | |
| $S_{e1} = 4359.96 \text{ va}$ | | $S_{eN} = 171.42 \text{ va}$ | |
| $S_1^+ = 4270.27 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 8.32 \text{ va}$ | $D_{el} = 171.14 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 4270.25 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 11.54 \text{ var}$ | $S_{U1} = 879.84 \text{ va}$ | $THD_{eV} = 0.19 \%$ |
| $P = 4272.39 \text{ W}$ | | $P_1 = 4272.39 \text{ W}$ | $P_H = 0.00 \text{ W}$ |
| $P_A = 1667.37 \text{ W}$ | $P_B = 1662.83 \text{ W}$ | $P_C = 942.19 \text{ W}$ | $P_F = 0.97$ |
| $P_{A1} = 1667.38 \text{ W}$ | $P_{B1} = 1662.81 \text{ W}$ | $P_{C1} = 942.20 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.98$ |
| $P_1^+ = 4270.25 \text{ W}$ | $P_1^- = -1.30 \text{ W}$ | $P_1^0 = 3.44 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 1.00$ |
| $F_e = 0.970$ | | | |

Tabla 4-52 Resumen de Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459.

La inclusión de los diferentes elementos del sistema real, etapa de potencia conmutada, modulador vectorial para el disparo de los semiconductores y el control de la tensión del bus dc, provocan simulaciones muy costosas en cuanto al tiempo necesario para llevarlas a cabo mediante un pc estándar.

Los resultados obtenidos con el sistema completo demuestran el buen funcionamiento del sistema propuesto. Se ha realizado la compensación global de los fenómenos ineficientes reduciéndose todas las magnitudes que dependen de la instalación a valores despreciables. La figura 4-42 y la figura 4-43 muestran las corrientes inyectadas por el compensador y las corrientes entregadas por el generador, en ellas se aprecia el rizado de corriente provocado por las conmutaciones de los semiconductores de la etapa de potencia. El modulador utilizado para la generación de las señales de disparo del puente es el modulador vectorial tridimensional presentado en el capítulo anterior. La figura 4-44 muestra una ampliación de la corriente entregada por el generador en la fase R donde se aprecia la frecuencia de conmutación (19200 Hz) y el rizado de corriente (1.65 A).

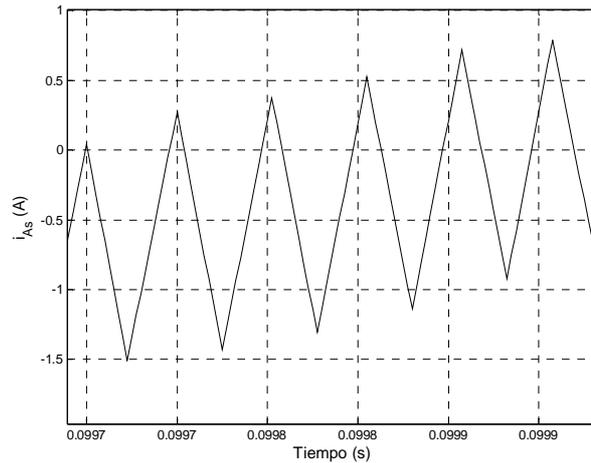


Figura 4-44. Detalle del rizado de corriente.

4.6. Simulación del control del bus dc

La figura 4-45 muestra el diagrama de bloques que incluye los lazos de regulación de la tensión del bus dc.

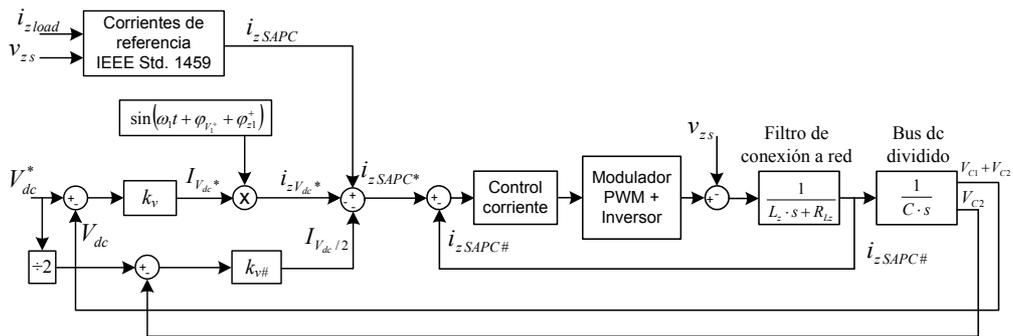


Figura 4-45. Diagrama de bloques completo con los tres lazos de regulación.

Para la simulación del comportamiento del control de la tensión del bus dc, se han provocado dos perturbaciones en el sistema mientras este se encontraba en régimen estacionario. En primer lugar un escalón de carga del 50% y en segundo lugar se provoca un desequilibrio del 40% en las tensiones de los condensadores del bus dc. En la figura 4-46 se muestran las corrientes demandadas al generador y la tensión en el bus dc durante la compensación. En el instante $t = 0.3$ s. se provoca el escalón de carga del 50%. En la parte superior de la figura 4-46 se aprecia el incremento en la corriente demandada al generador, en la parte inferior se aprecia

cómo afecta al bus dc. En el instante $t = 0.8$ s. se provoca el desequilibrio del bus pudiéndose apreciar de nuevo su efecto en las corrientes y en la tensión del bus dc.

La figura 4-47 muestra con mayor detalle la respuesta del sistema ante el escalón de carga. El bus dc sufre una caída de 12 V, lo que supone un 1.5% de su valor de consigna. El control del bus reacciona 10 ms después y comienza a corregir la caída. La respuesta del lazo de control es rápida, alcanzándose el régimen estacionario transcurridos 60 ms desde el escalón de carga. El control del bus dc se realiza cada 10 ms. La respuesta es de carácter subamortiguado presentando una sobreoscilación del 0.62%

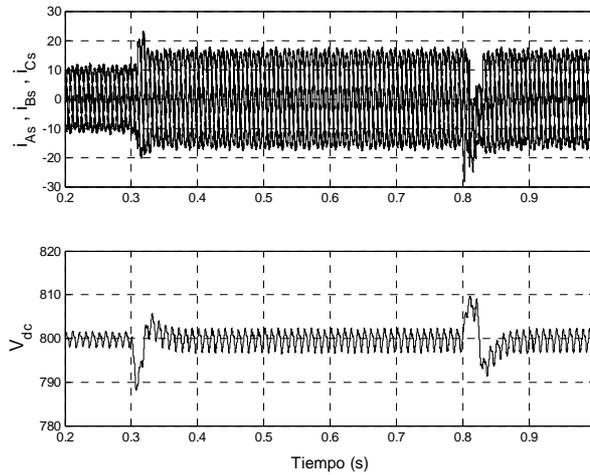


Figura 4-46. Corrientes demandadas al generador y tensión en el bus dc.

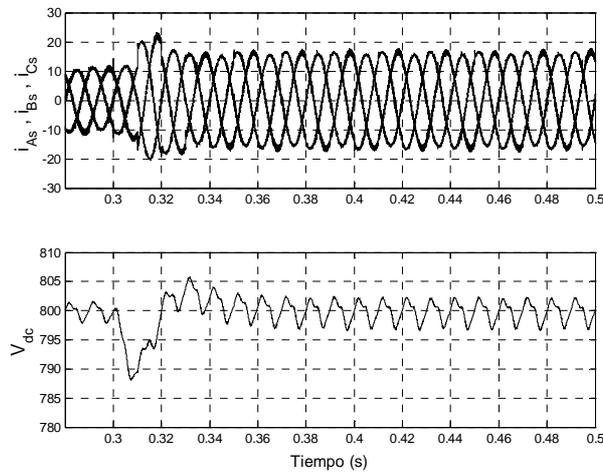


Figura 4-47. Detalle de las corrientes del generador y la tensión en el bus dc. Escalón de carga.

El lazo de control del bus dc incluye un sistema para la corrección de los desequilibrios entre las dos partes que forman el bus dc. Mediante la prueba realizada, se fuerza un aumento de 80 V en la parte alta del bus dc a la vez que se fuerza un decremento de 80 V en la parte baja del propio bus. La tensión del bus DC sigue siendo de 800 V pero esta situación debe corregirse para el correcto funcionamiento del compensador. El lazo principal no detecta variación en la tensión del bus completo y no actúa. Aquí entra el compensador de desequilibrios del bus. Este regulador compara continuamente la tensión en el punto medio del bus y con la mitad del valor de consigna para la tensión del bus dc. La acción conjunta de los dos reguladores consigue el perfecto funcionamiento y control del bus dc. La figura 4-48 muestra con mayor detalle la respuesta del sistema ante el desequilibrio en la tensión de los condensadores del bus dc. El control del bus reacciona en 10 ms. El régimen estacionario se alcanza transcurridos 60 ms desde que se produce la perturbación. La figura 4-49 muestra una ampliación de las tensiones en la parte alta y baja del bus dc y su evolución tras el desequilibrio.

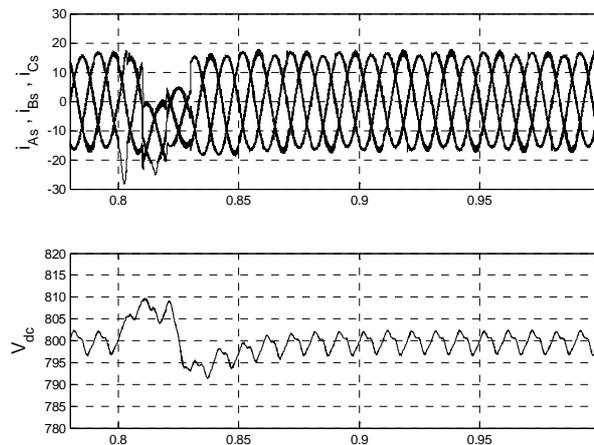


Figura 4-48. Detalle de las corrientes del generador y la tensión en el bus dc. Desequilibrio del bus dc.

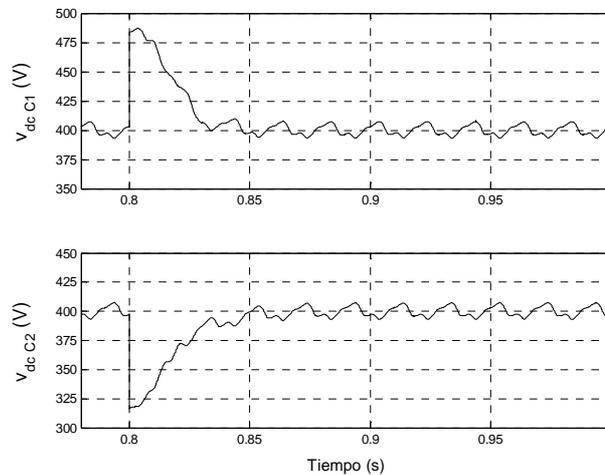


Figura 4-49. Detalle de las tensiones en la parte alta y baja del bus dc cuando se produce el desequilibrio.

4.7. Simulación del modulador vectorial 3D 3B SVPWM.

En este apartado se realizan varias simulaciones con el fin de comprobar las prestaciones del modulador 3D 3B SVPWM propuesto en el punto 3.8. Se presenta una comparativa entre los resultados obtenidos en el inversor trifásico de tres ramas y cuatro hilos con bus dc partido, cuando se utiliza un modulador PWM senoidal, el modulador 3D 3B SVPWM desarrollado en el punto 3.8.1 y su modificación propuesta en el punto 3.8.2.

El modelo de simulación utilizado se presenta en la figura 4-50. Se trata del convertidor de tres ramas y cuatro hilos conectado a red pero trabajando en lazo abierto. En el caso de la figura 4-50 se utiliza el modulador 3D 3B SVPWM. Para realizar las simulaciones con el modulador PWM senoidal y con el modulador 3D 3B SVPWM modificado basta con sustituir el modulador en el esquema. A partir de tres tensiones de referencia, los moduladores generan las señales de disparo de los semiconductores del puente inversor, no se ha implementado ni el control de corriente ni el control de tensión y, por tanto, las corrientes generadas dependen de la tensión generada por el inversor.

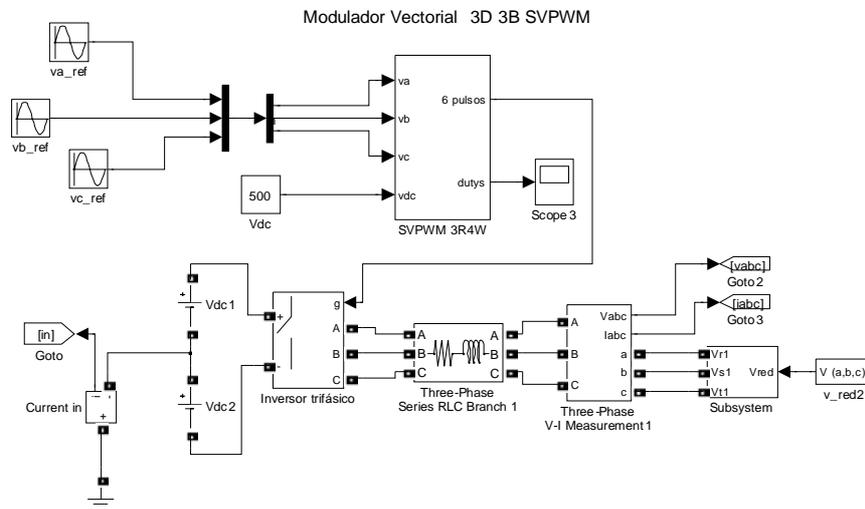


Figura 4-50. Esquema eléctrico del sistema empleado para comprobar las prestaciones de los moduladores.

Los parámetros y valores utilizados en las simulaciones son los siguientes:

- Tensión del bus dc: $V_{dc1}=V_{dc2}=250V$. $V_{dc}=500V$.
- Tensión de red en el pcc: $V_{As} = V_{Bs} = V_{Cs} = 125 V$.
- Frecuencia de conmutación 19200 Hz.
- Inductancias del lado de alterna $L_A = L_B = L_C = 6 mH$. Parte resistiva $R_{L(ABC)} = 0.5 \Omega$.

Se presentan los resultados obtenidos para tres casos del índice de modulación de amplitud: $m_a = 0.76$, $m_a = 0.86$ y $m_a = 0.96$. Puesto que las tensiones en el pcc tienen una amplitud de

$125\sqrt{2} = 176.7$ V, se elige un valor del índice de modulación mínimo de 0.76 puesto que ofrece una amplitud de la componente fundamental de las tensiones de fase a la salida del inversor de $0.76 \cdot 250 = 190$ V. A medida que se incrementa el índice de modulación, el tiempo destinado a rellenar el periodo de conmutación con los vectores nulos es menor. El modulador 3D 3B SVPWM modificado debe obtener su máxima ventaja con índices de modulación bajos. En estos casos debe apreciarse un menor valor eficaz en la corriente del conductor neutro. Las figuras 4-51, 52 y 53 muestran las corrientes por las fases y el neutro del SAPC para los distintos valores del índice de modulación. En cada figura, en la parte superior se muestran los resultados obtenidos con la modulación PWM senoidal, en las gráficas centrales con el modulador 3D3B SVPWM y, en la parte baja, con el modulador 3D3BSVPWM modificado.

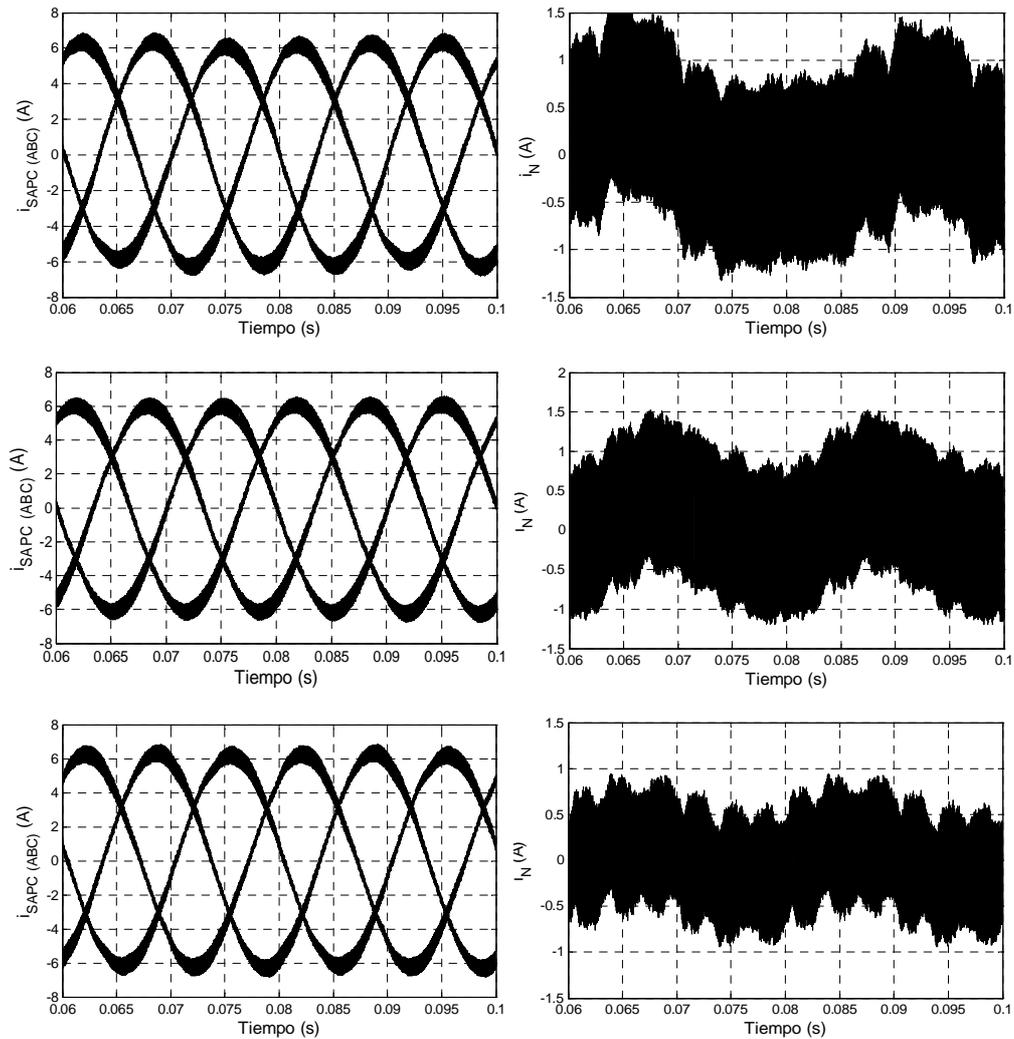


Figura 4-51. Corrientes de fase y neutro con $m_a=0.76$. SPWM, 3D3B SVPWM y 3DB SVPWM modificado.

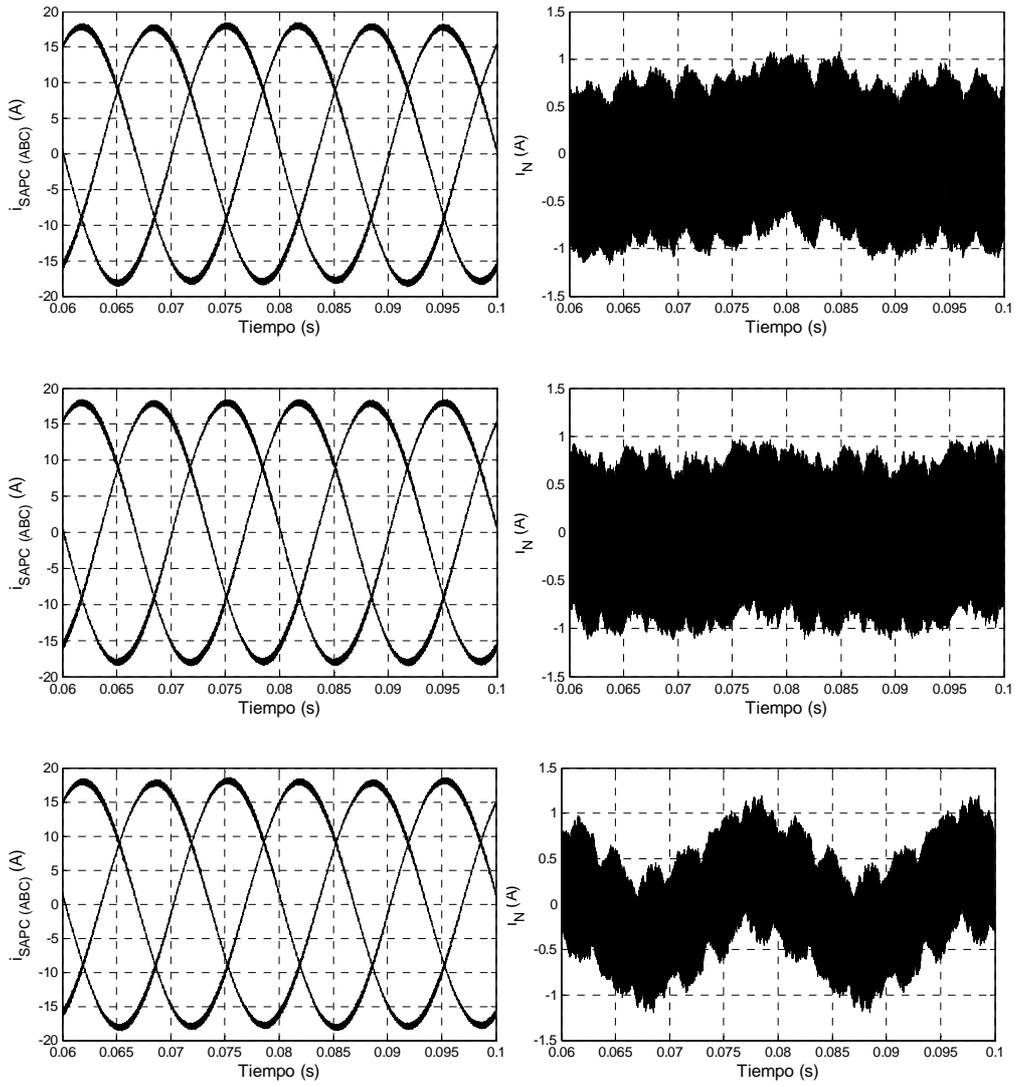


Figura 4-52. Corrientes de fase y neutro con $m_a=0.86$. SPWM, 3D3B SVPWM y 3DB SVPWM modificado.

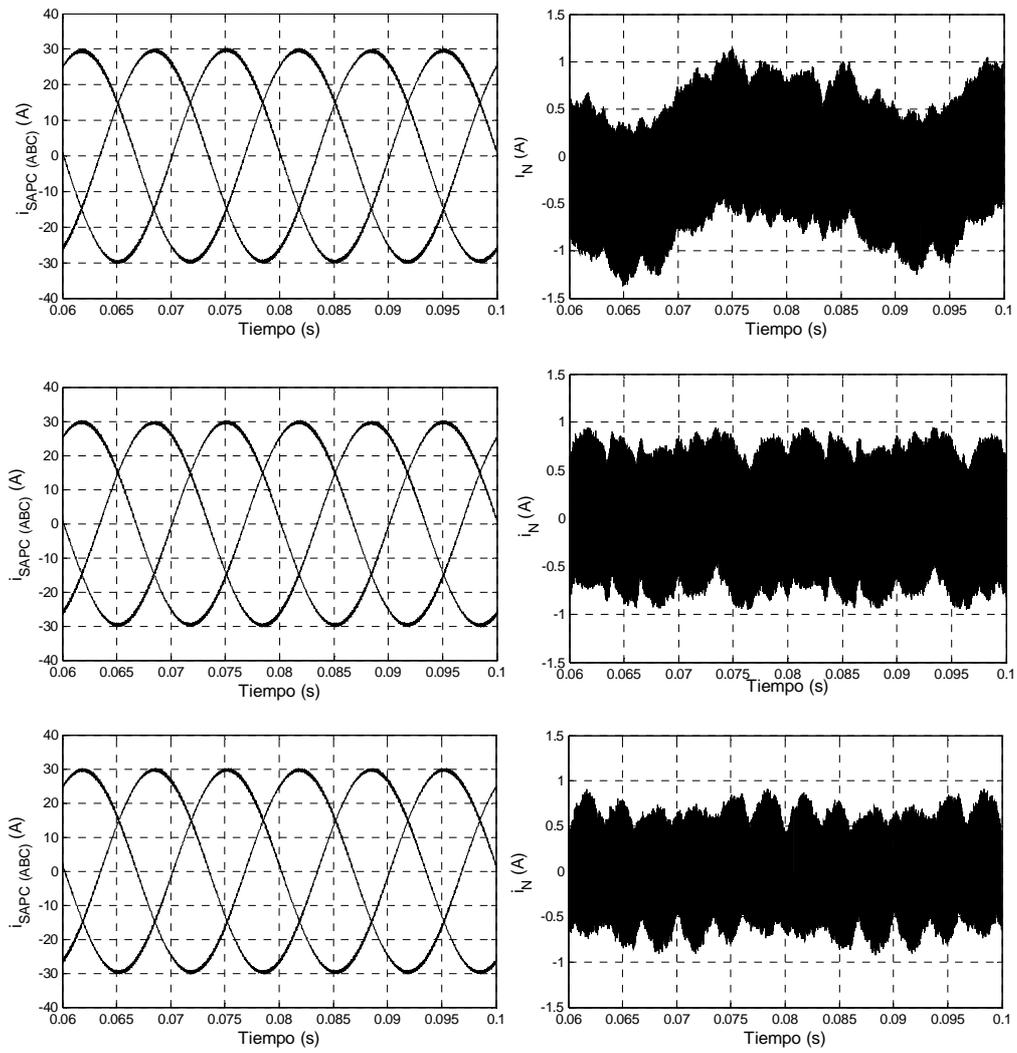


Figura 4-53. Corrientes de fase y neutro con $m_a=0.96$. SPWM, 3D3B SVPWM y 3DB SVPWM modificado.

La tabla 4-53 muestra el valor eficaz de la corriente por el neutro para cada modulador y cada índice de modulación. Se ha calculado el porcentaje de mejora del modulador 3D3B SVPWM modificado con respecto a los otros dos moduladores.

| | m_a | SPWM | 3D 3B SVPWM | 3D 3B SVPWM mod | % Mejora 3D 3B SPWM mod |
|-------|-------|--------|-------------|-----------------|----------------------------|
| i_N | 0.76 | 0.67 A | 0.68 A | 0.40 A | 40 % |
| | 0.86 | 0.57 A | 0.57 A | 0.40 A | 29.8 % |
| | 0.96 | 0.52 A | 0.49 A | 0.41 A | 16 % |

Tabla 4-533. Valor eficaz de la corriente de neutro según el modulador y el índice de modulación utilizado.

La tabla 4-54 ofrece de forma comparativa el THD de las corrientes de fase generadas por el inversor según el modulador empleado.

| | m_a | SPWM | 3D 3B SVPWM | 3D 3B SVPWM mod |
|------------------|-------|--------|-------------|-----------------|
| THD i_{ABC} | 0.76 | 5.3 % | 5.2 % | 5.2 % |
| | 0.86 | 1.7 % | 1.7 % | 1.7 % |
| | 0.96 | 0.98 % | 0.95 % | 0.96 % |

Tabla 4-544. THD de las corrientes de fase según el modulador y el índice de modulación utilizado.

Los datos de las tablas 4-53 y 4-54 demuestran que el modulador SPWM y el 3D3B SVPWM ofrecen los mismos resultados. El modulador 3D3B SPWM no ofrece ninguna ventaja con respecto al modulador PWM tradicional. En la tabla 4-53 se comprueba como el modulador 3D3B SPWM modificado que se ha propuesto reduce el valor eficaz de la corriente del neutro hasta en un 40% en el caso de menor índice de modulación. Además se puede apreciar como el valor eficaz de la corriente de neutro a la frecuencia de conmutación es prácticamente constante y no depende del índice de modulación, como ocurre con los otros dos moduladores. Los valores de la tabla 3-54 muestran que los tres moduladores consiguen el mismo THD en las corrientes generadas. Los datos obtenidos validan el análisis y el desarrollo propuesto pudiéndose concluir que el modulador 3D3B SVPWM modificado mejora el rizado de la corriente de neutro a la frecuencia de conmutación.

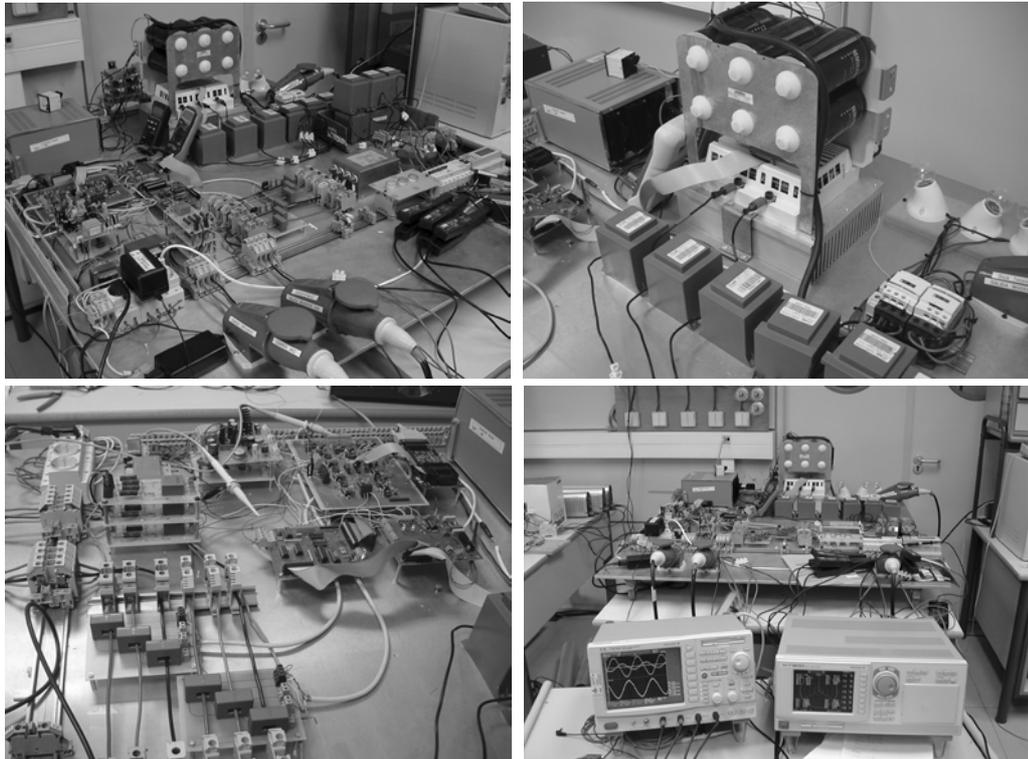
4.8. Conclusiones

En este capítulo se ha realizado la simulación del sistema propuesto para la implementación de un compensador selectivo mediante un SAPC.

- Se ha elegido como software de simulación la plataforma Matlab/Simulink por sus ventajas a la hora de implementar funciones mediante algoritmos fácilmente transportables al sistema de control digital (DSP) del prototipo experimental.
- Se ha realizado la simulación de los casos de compensación selectiva para las cargas que se van a utilizar en la parte experimental. Se ha realizado el análisis para tensiones de alimentación desequilibradas. Se ha empleado un modelo de simulación promediado que incluye el sistema de control propuesto en el capítulo 3, a excepción del modulador vectorial. Los resultados obtenidos validan la descomposición propuesta y el correcto funcionamiento del sistema de control para las condiciones planteadas.
- Se ha simulado el funcionamiento del regulador de corriente comprobándose su buen comportamiento y su buena relación entre sencillez y prestaciones.
- Se ha simulado el funcionamiento del algoritmo de ventana deslizante aplicado al cálculo de las DFT. Se han comparado sus prestaciones con otras estrategias demostrándose que, su empleo, consigue obtener las corrientes de referencia en el mínimo tiempo posible y con transiciones suaves sin cambios bruscos.
- Se ha realizado la simulación del sistema completo mediante un segundo modelo de simulación en el que se incluye el convertidor de potencia con bus dc repartido y, el modulador vectorial en el sistema de control. Se ha comprobado el buen comportamiento del sistema completo con el convertidor conmutando a 19200 Hz y gobernado por el modulador 3D 3B SVPWM diseñado en el capítulo anterior.
- Utilizando el modelo de simulación completo se ha comprobado el correcto funcionamiento del regulador de la tensión del bus dc. Se ha presentado la respuesta ante un escalón en la tensión del bus dc y ante un desequilibrio en la tensión de los condensadores que lo forman, comprobándose que se obtiene una respuesta adecuada en ambas situaciones.
- Se ha simulado el convertidor de potencia en bucle abierto para comprobar las prestaciones del modulador 3D 3B SVPWM propuesto. Para los mismos casos, se han comparado los resultados obtenidos mediante la utilización de un modulador PWM senoidal, del modulador 3D 3B SVPWM y del modulador 3D 3B SVPWM modificado, demostrándose que este último presenta un menor rizado de conmutación por el neutro.

5. Ensayos y resultados experimentales.

En este capítulo se muestran los resultados experimentales obtenidos mediante la implementación física en el laboratorio de un prototipo experimental del SAPC propuesto. La plataforma hardware utilizada para los ensayos se describió en el en el capítulo 3, su imagen real se muestra en las fotografías siguientes. Esta plataforma fue originalmente diseñada por el grupo de electrónica de potencia de la Universidad Politécnica de Valencia, habiéndose actualizado y mejorado algunos aspectos del diseño para el desarrollo de la presente tesis. El sensado de señales, su adaptación y la distribución de los componentes, han sido mejorados. Para ello se han diseñado nuevos circuitos impresos que han sustituido a los originalmente utilizados. Se ha sustituido también el DSP original (TMS320F2407) por un nuevo DSP de mayor potencia (TMS320F2812). Para el sensado de las corrientes generadas por el SAPC, necesarias para el control de corriente, han dejado de utilizarse los sensores propios de la etapa de potencia, implementándose un nuevo hardware mediante sensores externos adecuados al rango de corrientes que se han utilizado. Se ha añadido también un nuevo transformador trifásico de conexión a red. Este transformador cuenta con múltiples secundarios que permiten la obtención de tensiones desequilibradas para los ensayos.



Los ensayos presentados pretenden demostrar el adecuado funcionamiento, en un sistema real, del método de compensación selectiva propuesto y del sistema de control diseñado para el SAPC. Para los ensayos se han utilizado tres tipos de carga bajo dos condiciones diferentes de alimentación. Las tipos de carga utilizados para los ensayos han sido los siguientes:

- Carga trifásica lineal desequilibrada.
- Carga trifásica lineal desequilibrada con componente inductiva (desfase).
- Carga trifásica no lineal con desequilibrio y componente inductiva.

Las condiciones de alimentación empleadas han sido las siguientes:

- Tensiones de alimentación trifásicas senoidales y equilibradas.
- Tensiones de alimentación trifásicas senoidales y desequilibradas. (Coincidentes con los casos simulados en el capítulo 4)

Cabe destacar que, aunque las tensiones de alimentación presentan distorsión, esta es siempre inferior al 3 %, pudiendo considerarse como senoidales.

El capítulo se divide en dos partes diferenciadas por las condiciones de alimentación. En la primera parte se utilizarán tensiones de alimentación senoidales y equilibradas mientras que, en la segunda parte, las tensiones de alimentación presentarán desequilibrio. Cada parte se dividirá en tres subapartados definidos por los tres tipos de carga y, para cada carga, se ensayarán las posibilidades de compensación selectiva que resulten de mayor interés. Se demostrará de esta forma el correcto funcionamiento del compensador activo y de los modos de compensación selectivos.

Las formas de onda de las corrientes y tensiones presentadas han sido obtenidas utilizando un osciloscopio Yokogawa modelo DL7100. Para la correcta interpretación de las capturas del osciloscopio se debe tener en cuenta que las sondas de corriente ofrecen un ratio de conversión de 100mV/A. Las sondas de tensión atenúan x10, siendo las escalas reales de 50 V/div.

Los diagramas fasoriales han sido obtenidos mediante un medidor de potencia Yokogawa modelo WT1600. Estos diagramas incluyen las magnitudes fundamentales más significativas para cada fase. El número que acompaña a cada magnitud medida indica la fase a la que se refiere dicha magnitud. Un 1 indica fase *A*, un 2 fase *B* y un 3 hace referencia a la fase *C*. El número 1 entre paréntesis indica que la medida corresponde a la componente fundamental de la magnitud. Las magnitudes que aparecen en estos diagramas son las siguientes:

- *U*. Tensión eficaz.
- *I*. Corriente eficaz.
- *P*. Potencia activa.
- *S*. Potencia aparente.
- *Q*. Potencia reactiva.

- λ . Factor de potencia.
- ϕ . Desfase entre la tensión y la corriente.

Al no existir equipos de medida comerciales basados en esta norma IEEE Std. 1459, los cálculos para la obtención de todas las magnitudes presentadas han sido implementados mediante el programa de cálculo matemático MathCad, a partir de los datos registrados por el osciloscopio DL7100. Los datos obtenidos se han agrupado en tablas igual que se agruparon en el capítulo anterior para los resultados de simulación. Estas tablas incluyen las medidas de los valores eficaces de las tensiones en el pcc y de las corrientes de línea y neutro, así como las tasas de distorsión armónica total de tensiones y corrientes. Estas tasas se han calculado teniendo en cuenta los primeros 50 armónicos de las señales. Por otra parte se agrupan los valores obtenidos utilizando la norma IEEE Std. 1459. Cabe destacar las pequeñas diferencias apreciables entre las mediciones de tensión y corriente realizadas con el osciloscopio y las realizadas con el vatímetro. El error máximo apreciable en las tensiones es de $2 V_{\text{rms}}$ mientras que para las corrientes es de $190 \text{ mA}_{\text{rms}}$. Los valores de las tablas, se han obtenido a partir de los datos proporcionados por el osciloscopio y calculados mediante Mathcad, por ello no coinciden exactamente con las magnitudes representadas en los diagramas fasoriales.

Los parámetros más importantes de la etapa de potencia y del sistema de control utilizados en los ensayos son:

- Tensión del bus dc: $V_{dc}=500\text{V}$, repartidos entre la parte alta y baja $V_{dc+}=V_{dc-}=250\text{V}$.
- Capacidad total del bus: $C = 7\text{mF}$, siendo las partes alta y baja del bus $C_1 = C_2=14.1 \text{ mF}$.
- Bobinas de salida del inversor: $L_A = L_B = L_C = 6\text{mH}$.
- Frecuencia de adquisición 6400 Hz .
- Frecuencia de conmutación 19200 Hz .
- Sincronización mediante la detección del cruce por cero de la fase A .

5.1. Tensiones de alimentación senoidales y equilibradas.

En primer lugar se presentan los resultados obtenidos cuando el sistema de tensiones de alimentación es senoidal y equilibrado. El equipo se conecta a la red de distribución trifásica de 4 hilos (220 V, 50 Hz) a través de un transformador de 20 kVA configurable. Este transformador proporciona secundarios trifásicos de 80 V, 125 V y 220 V. Para las pruebas realizadas bajo tensiones de alimentación equilibradas se han utilizado los tres secundarios de 125 V. El sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y equilibradas, utilizado para los casos ensayados se muestra en la figura 5-1.

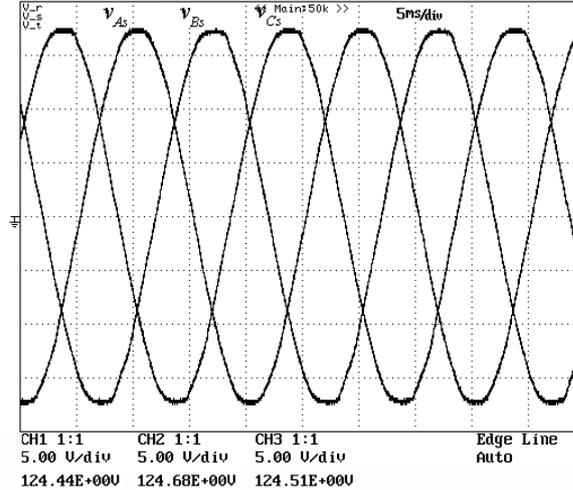


Figura 5-1. Tensiones de alimentación senoidales y equilibradas en el pcc.

La tabla 5-1 presenta un resumen de los valores más representativos de las tensiones en el pcc.

| | V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} |
|------------|----------|----------|----------|
| Tensión | 124.41 V | 124.64 V | 124.52 V |
| Frecuencia | 50 Hz | 50 Hz | 50 Hz |
| THD | 1.15 % | 1.15 % | 1.15 % |

Tabla 5-1 Valores significativos de las tensiones en el pcc.

Como se puede apreciar a partir de los datos de la tabla 5-1, las tensiones de alimentación presentan una pequeña distorsión pudiendo considerarse senoidales.

5.1.1. Carga trifásica lineal desequilibrada.

En primer lugar se presentan los resultados experimentales para el caso en el que la carga es una carga lineal desequilibrada. La carga trifásica lineal desequilibrada se presenta fundamentalmente para comprobar de forma experimental la compensación del fenómeno de desequilibrio de carga de forma independiente y sin otras ineficiencias que enmascaren el resultado. Al ser un sistema trifásico a cuatro hilos las cargas se conectarán en estrella con conexión del conductor de neutro. En este caso la carga se compone de una resistencia en la fase *A* mientras que se deja en circuito abierto las otras dos fases. Esta combinación representa un caso de desequilibrio extremo debido a la no existencia de corriente en dos de las fases. Los valores de la carga son los siguientes:

| R_A | R_B | R_C |
|---------------|-----------------|-----------------|
| 22.5Ω | $\infty \Omega$ | $\infty \Omega$ |

Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y equilibradas, como las mostradas en la figura 5-1, las corrientes a través de la carga lineal desequilibrada se muestran en la figura 5-2.

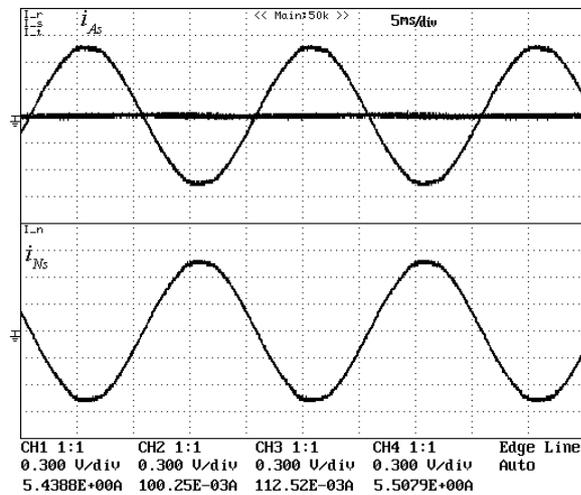


Figura 5-2. Corrientes de carga, fases *A*, *B* y *C* en la parte superior. Corriente de neutro en la parte inferior.

La figura 5-3 muestra un diagrama fasorial donde se representan las tensiones de alimentación y las corrientes de carga junto con sus magnitudes más importantes. En algunas de estas figuras, cuando el fasor de corrientes coincide con el de tensión, no es posible apreciar con claridad las amplitudes de los mismos, sin embargo por la información que aportan en cuanto al desfase y a las magnitudes más importantes de las señales, se han incluido igualmente. En la tabla 5-2 se muestra los valores eficaces de las tensiones y corrientes de carga junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

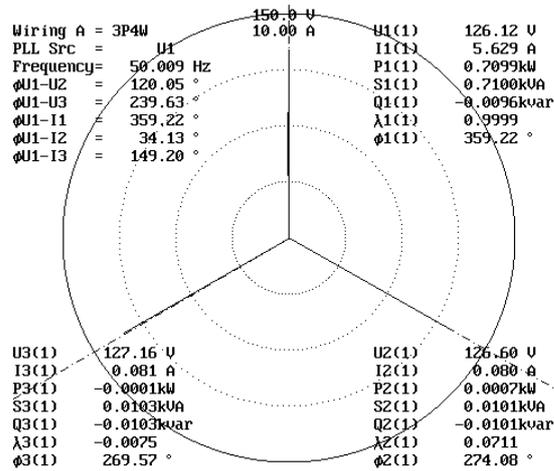


Figura 5-3 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones con sus valores más representativos.

| | | | | | | |
|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} | I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{Ns} |
| 124.42 V | 124.67 V | 124.54 V | 5.43 A | 0.10 A | 0.09 A | 5.41 A |
| V_{As1} | V_{Bs1} | V_{Cs1} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
| 124.40 V | 124.64 V | 124.51 V | 5.43 A | 0.05 A | 0.07 A | 5.41 A |
| $\phi_{V_{As1}}$ | $\phi_{V_{Bs1}}$ | $\phi_{V_{Cs1}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 0.37° | -119.94° | -240.11° | 0.28° | -398.24° | -149.21° | |
| $THD_{V_{As}}$ | $THD_{V_{Bs}}$ | $THD_{V_{Cs}}$ | $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | |
| 1.05 % | 1.66 % | 1.62 % | 1.09 % | - | - | |

Tabla 5-2 Resumen de tensiones y corrientes de carga.

Las magnitudes correspondientes a las tensiones en el pcc se consideran constantes durante los ensayos con tensiones equilibradas, siendo sus valores los que se han reflejado en la tabla 5-2. La tabla 5-3 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-----------------------------|-------------------------------|------------------------------|-----------------------------|------------------------------|------------------------------|
| $V_e = 124.54$ V | | | $I_e = 4.43$ A | | |
| $V_{e1} = 124.53$ V | $V_{eh} = 1.88$ V | | $I_{e1} = 4.43$ A | $I_{eh} = 0.12$ A | |
| $V_1^+ = 124.52$ V | $V_1^- = 0.36$ V | $V_1^0 = 0.26$ V | $I_1^+ = 1.81$ A | $I_1^- = 1.82$ A | $I_1^0 = 1.80$ A |
| $\phi_{V_1^+} = 0.11^\circ$ | $\phi_{V_1^-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{V_1^0} = 79.85^\circ$ | $\phi_{I_1^+} = 1.58^\circ$ | $\phi_{I_1^-} = -0.29^\circ$ | $\phi_{I_1^0} = -0.45^\circ$ |
| $S_e = 1654.92$ va | | | | | |
| $S_{e1} = 1654.09$ va | | | $S_{eN} = 52.49$ va | | |
| $S_1^+ = 677.68$ va | | $S_{U1} = 1508.90$ va | $D_{eV} = 25.04$ va | | $D_{eI} = 46.14$ va |
| $P_1^+ = 677.38$ W | $Q_1^+ = -21.15$ var | | $THD_{eV} = 1.03$ % | | $THD_{eI} = 2.01$ % |
| $P = 676.80$ W | | $P_1 = 676.73$ W | | $P_H = 0.07$ W | |
| $P_A = 676.09$ W | $P_B = 0.90$ W | | $P_C = -0.19$ W | | $P_F = 0.41$ |
| $P_{A1} = 676.04$ W | $P_{B1} = 0.89$ W | | $P_{C1} = -0.19$ W | | $P_{F1} = 0.41$ |
| $P_1^+ = 677.38$ W | $P_1^- = -0.89$ W | | $P_1^0 = 0.24$ W | | $P_{F1}^+ = 0.9995$ |
| $F_e = 0.409$ | | | | | |

Tabla 5-3 Potencias de carga en formato IEEE Std. 1459

5.1.1.1. Compensación del desequilibrio.

A continuación se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar el desequilibrio. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-4. Se puede comprobar que el conjunto de corrientes entregadas por el generador es fundamental, equilibrado y de secuencia directa. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-5.

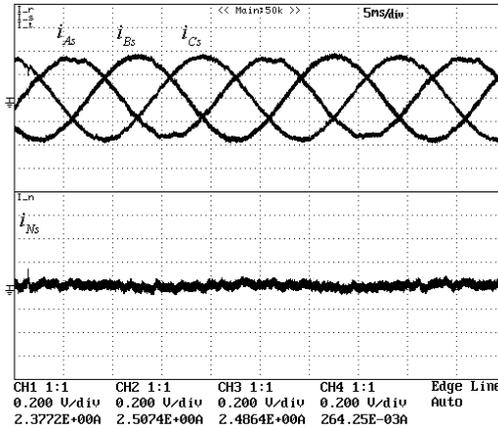


Figura 5-4. Corrientes de red durante la compensación del desequilibrio.

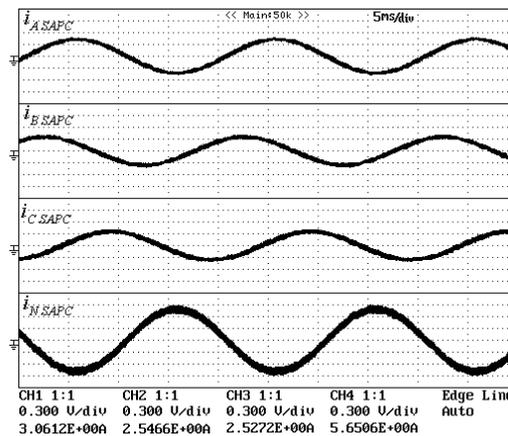


Figura 5-5. Corrientes entregadas por el SAPC.

En la tabla 5-4 se muestra los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|----------------|----------------|----------------|--------------|--------------|--------------|-----------|
| 2.35 A | 2.47 A | 2.46 A | 2.33 A | 2.47 A | 2.44 A | 0.18 A |
| $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | ϕ_{As1} | ϕ_{Bs1} | ϕ_{Cs1} | |
| 3.13 % | 1.95 % | 2.08 % | -0.08 ° | -119.82 ° | -238.75 ° | |

Tabla 5-4 Resumen de corrientes de línea

La figura 5-6 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc. Se puede comprobar el valor equilibrado de las componentes fundamentales de las corrientes del generador, y como las nuevas corrientes por las fases B y C se consumen en fase con las tensiones en el pcc. La tabla 5-5 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std.

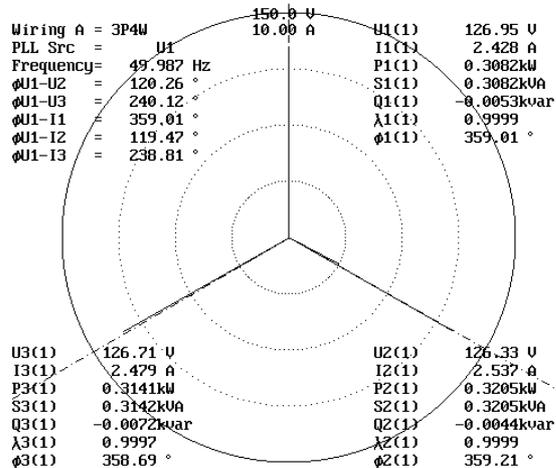


Figura 5-6 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones del generador.

| | | | | | |
|------------------------------|------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|------------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 124.54 \text{ V}$ | | | $I_e = 2.43 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 124.52 \text{ V}$ | $V_{e2} = 1.88 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 2.42 \text{ A}$ | $I_{e2} = 0.17 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 124.52 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.36 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.26 \text{ V}$ | $I_1^+ = 2.42 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.03 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.06 \text{ A}$ |
| $\phi_{V1^+} = 0.11^\circ$ | $\phi_{V1^-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{V1^0} = 79.85^\circ$ | $\phi_{I1^+} = 0.45^\circ$ | $\phi_{I1^-} = 166.30^\circ$ | $\phi_{I1^0} = -165.23^\circ$ |
| $S_e = 907.75 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 905.32 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 65.21 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 904.42 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 45.85 \text{ va}$ | $D_{eV} = 13.71 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 63.75 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 904.39 \text{ W}$ | $Q_1^+ = -10.34 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 1.51 \%$ | | $THD_{eI} = 7.04 \%$ |
| $P = 904.38 \text{ W}$ | | $P_1 = 904.25 \text{ W}$ | | $P_H = 0.13 \text{ W}$ | |
| $P_A = 290.26 \text{ W}$ | $P_B = 308.02 \text{ W}$ | $P_C = 306.06 \text{ W}$ | | $P_F = 0.996$ | |
| $P_{A1} = 290.20 \text{ W}$ | $P_{B1} = 307.99 \text{ W}$ | $P_{C1} = 306.03 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.9986$ | |
| $P_1^+ = 904.39 \text{ W}$ | $P_1^- = 0.01 \text{ W}$ | $P_1^0 = -0.02 \text{ W}$ | | $P_{F1^+} = 0.99993$ | |
| $F_e = 0.996$ | | | | | |

Tabla 5-5 Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459

Comparando los datos de las tablas 5-3 y 5-5 se aprecia la práctica cancelación del fenómeno de desequilibrio. S_{U1} antes de la compensación tenía un valor de 1508.9 va, que durante compensación se reduce a 45.85 va. El aumento de la potencia activa compensa las pérdidas en el convertidor y mantiene el bus dc cargado. El regulador de tensión del bus dc calcula las corrientes necesarias en forma de I_1^{+a} para tomar del generador la potencia activa perdida en formato P_1^+ .

5.1.2. Carga trifásica lineal desequilibrada con componente inductiva.

En segundo lugar se presentan los resultados experimentales para el caso en el que la carga es una carga lineal desequilibrada con componente inductiva. Esta carga va a permitir realizar las compensaciones de los fenómenos de desequilibrio y desfase, de forma independiente y, de forma combinada. De esta forma se comprueba el funcionamiento del modo selectivo, es decir la correcta identificación y combinación de las corrientes de referencia. En este caso la carga en las fases A y B es una impedancia con parte resistiva y parte inductiva, mientras que la fase C se deja en circuito abierto. Los valores de la carga son los siguientes:

| Z_A | Z_B | Z_C |
|-----------------------|-----------------------|-----------------|
| $R_A = 22.5 \Omega$ | $R_B = 38.2 \Omega$ | $\infty \Omega$ |
| $L_A = 21 \text{ mH}$ | $L_B = 12 \text{ mH}$ | |

Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y equilibradas, como las mostradas en la figura 5-1, las corrientes a través de la carga se muestran en la figura 5-7. El diagrama fasorial correspondiente a estas corrientes se muestra en la figura 5-8.

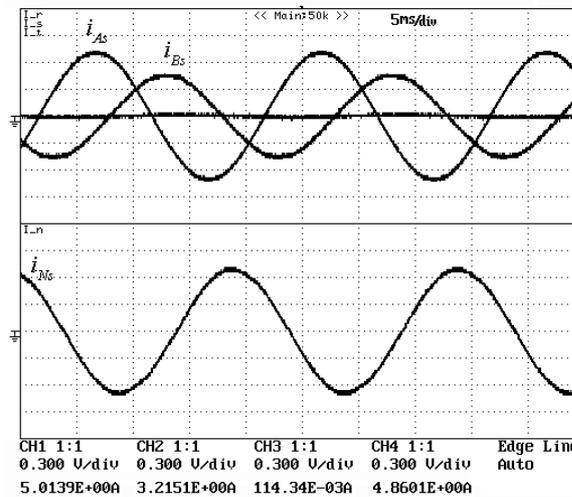


Figura 5-7 Corrientes de carga, fases A, B y C en la parte superior. Corriente de neutro en la parte inferior.

En la tabla 5-6 se muestra los valores eficaces de las tensiones y corrientes de carga junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| | | | | | | |
|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} | I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{Ns} |
| 124.42 V | 124.67 V | 124.54 V | 5.13 A | 3.25 A | 0.08 A | 4.81 A |
| V_{As1} | V_{Bs1} | V_{Cs1} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
| 124.40 V | 124.64 V | 124.51 V | 5.01 A | 3.21 A | 0.08 A | 4.80 A |
| $\phi_{V_{As1}}$ | $\phi_{V_{Bs1}}$ | $\phi_{V_{Cs1}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 0.37 ° | -119.94 ° | -240.11 ° | -14.86 ° | -127.37 ° | - | |
| $THD_{V_{As}}$ | $THD_{V_{Bs}}$ | $THD_{V_{Cs}}$ | $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | |
| 1.05 % | 1.55 % | 1.62 % | 0.58 % | 1.48 % | - | |

Tabla 5-6 Resumen de tensiones y corrientes de carga.

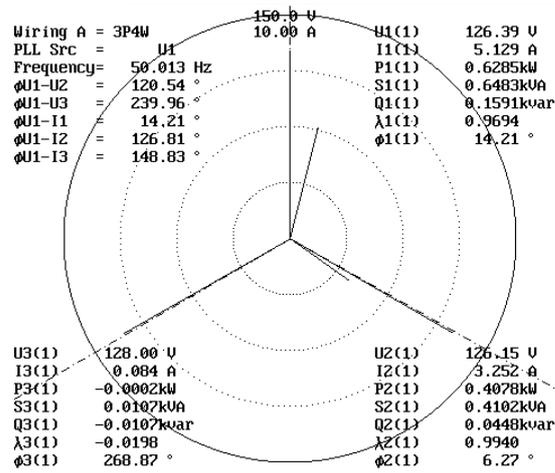


Figura 5-8 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de carga.

La tabla 5-7 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-----------------------------|-------------------------------|------------------------------|-------------------------------|------------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 124.53$ V | | | $I_e = 4.41$ A | | |
| $V_{e1} = 124.52$ V | | $V_{e0} = 1.67$ V | $I_{e1} = 4.41$ A | | $I_{e0} = 0.02$ A |
| $V_1^+ = 124.52$ V | $V_1^- = 0.36$ V | $V_1^0 = 0.26$ V | $I_1^+ = 2.73$ A | $I_1^- = 1.34$ A | $I_1^0 = 1.60$ A |
| $\phi_{V_1^+} = 0.11^\circ$ | $\phi_{V_1^-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{V_1^0} = 79.85^\circ$ | $\phi_{I_1^+} = -11.41^\circ$ | $\phi_{I_1^-} = 24.38^\circ$ | $\phi_{I_1^0} = -53.58^\circ$ |
| $S_e = 1649.73$ va | | | | | |
| $S_{e1} = 1649.50$ va | | | $S_{eN} = 27.27$ va | | |
| $S_1^+ = 1020.21$ va | | $S_{U1} = 1296.20$ va | $D_{eV} = 22.14$ va | | $D_{eI} = 15.93$ va |
| $P_1^+ = 1000.80$ W | $Q_1^+ = 198.27$ var | | $THD_{eV} = 1.34\%$ | | $THD_{eI} = 1.00\%$ |
| $P = 999.94$ W | | $P_1 = 999.90$ W | | $P_H = 0.04$ W | |
| $P_A = 602.49$ W | $P_B = 397.49$ W | $P_C = -0.08$ W | | $P_F = 0.606$ | |
| $P_{A1} = 602.49$ W | $P_{B1} = 397.45$ W | $P_{C1} = -0.08$ W | | $P_{F1} = 0.606$ | |
| $P_1^+ = 1000.80$ W | $P_1^- = -0.05$ W | | $P_1^0 = -0.85$ W | | $P_{F1}^+ = 0.98$ |
| $F_e = 0.606$ | | | | | |

Tabla 5-7 Potencias demandadas por la carga en formato IEEE Std. 1459.

La carga en este caso presenta desfase ($Q_1^+ = 198.27$ var) y desequilibrio de corriente ($S_{U1} = 1296.20$ va), apreciándose el desfase en la componente fundamental de secuencia directa de la corriente de carga.

En primer lugar se va a proceder a la compensación independiente del desequilibrio. En segundo lugar se procederá a la cancelación independiente del fenómeno de desfase. Finalmente se procederá a la cancelación conjunta de los dos fenómenos.

5.1.2.1. Compensación del desequilibrio.

En primer lugar se presentan los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desequilibrio y no el desfase. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-9. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-10.

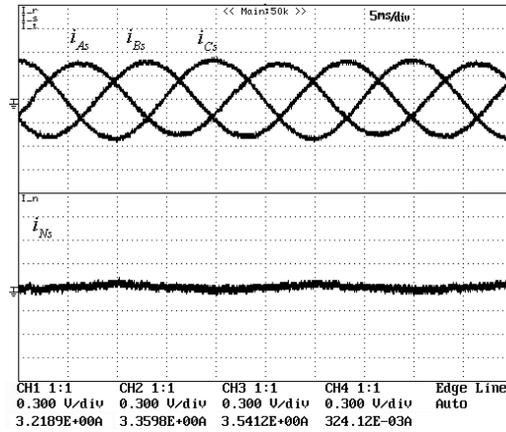


Figura 5-9. Corrientes de red durante la compensación del desequilibrio.

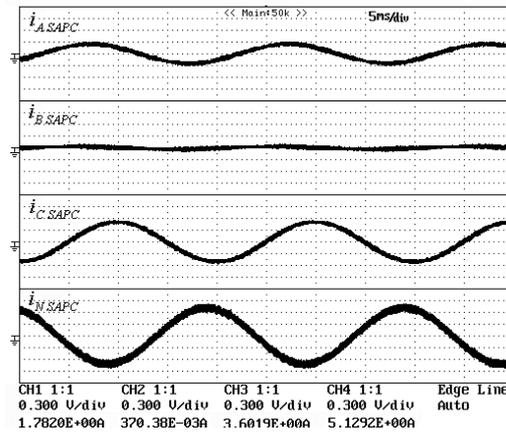


Figura 5-10. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desequilibrio

La Figura 5-11 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc. En la tabla 5-8 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|----------------|----------------|----------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| 3.21 A | 3.35 A | 3.51 A | 3.21 A | 3.34 A | 3.51 A | 0.27 A |
| $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 1.14 % | 1.72 % | 1.20 % | -10.27 ° | -131.08 ° | -251.81 ° | |

Tabla 5-8 Resumen de corrientes de línea durante compensación del desequilibrio.

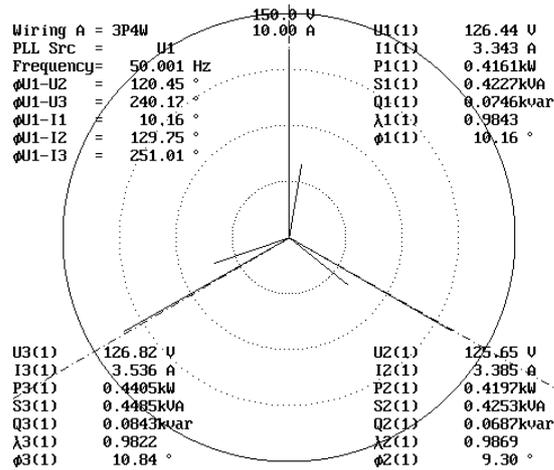


Figura 5-11 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-9 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459.

| | | | | | |
|-------------------------------|------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
| $V_e = 124.54 \text{ V}$ | | | $I_e = 3.36 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 124.52 \text{ V}$ | $V_{e2} = 1.88 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 3.36 \text{ A}$ | $I_{e2} = 0.10 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 124.52 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.36 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.26 \text{ V}$ | $I_1^+ = 3.35 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.09 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.09 \text{ A}$ |
| $\phi_{1+} = 0.11^\circ$ | $\phi_{1-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{10} = 79.85^\circ$ | $\phi_{1+} = -11.13^\circ$ | $\phi_{1-} = -175.68^\circ$ | $\phi_{10} = 117.48^\circ$ |
| $S_e = 1256.11 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1255.48 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 39.67 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1253.17 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 76.27 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 16.85 \text{ va}$ | $D_{eI} = 31.91 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1230.43 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 237.67 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = 1.34 \%$ | $THD_{eI} = 2.86 \%$ |
| $P = 1231.42 \text{ W}$ | | $P_1 = 1231.32 \text{ W}$ | | $P_H = 0.10 \text{ W}$ | |
| $P_A = 392.71 \text{ W}$ | $P_B = 409.19 \text{ W}$ | $P_C = 427.97 \text{ W}$ | $P_F = 0.98$ | | |
| $P_{A1} = 392.69 \text{ W}$ | $P_{B1} = 409.14 \text{ W}$ | $P_{C1} = 427.95 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.98$ | | |
| $P_1^+ = 1230.43 \text{ W}$ | $P_1^- = 0.03 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.01 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.98$ | | |
| $F_e = 0.978$ | | | | | |

Tabla 5-9 Potencias en formato IEEE Std. 1459 durante compensación del desequilibrio.

Con respecto a la tabla 5-7, la tabla 5-9 muestra la reducción efectiva del desequilibrio. Se comprueba como las corrientes de secuencia inversa y homopolar se cancelan. Se registra un pequeño aumento en la potencia activa necesario para la compensación de las pérdidas en el convertidor. La no cancelación completa de S_{U1} y el ligero aumento de Q_1^+ se debe a la baja resolución que se tiene para generar corrientes de pequeño valor y al error, de hasta 2.85° debido a la adquisición (128 muestras por ciclo). El diagrama fasorial de la figura 5-11 muestra gráficamente como el resultado de la compensación es un sistema de corrientes equilibrado, con desfases iguales entre cada una de las corrientes con respecto a su correspondiente tensión. Se logra una gran mejora del factor de eficiencia puesto que S_{U1} es la potencia no eficiente predominante en la carga.

5.1.2.2. Compensación del desfase.

En segundo lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desfase y no el desequilibrio. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-12. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-13.

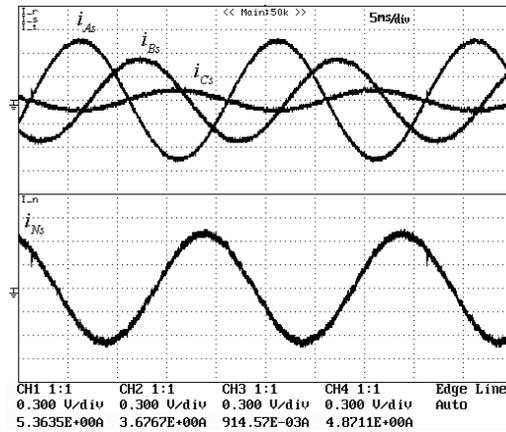


Figura 5-12. Corrientes de red durante la compensación del desfase.

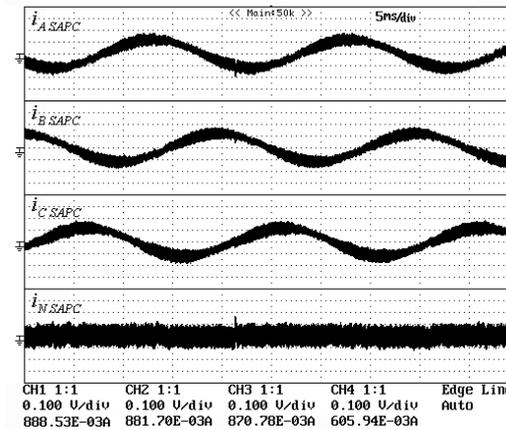


Figura 5-13. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desfase.

En la tabla 5-10 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|-------------|-------------|-------------|---------------|---------------|---------------|-----------|
| 5.34 A | 3.66 A | 0.89 A | 5.34 A | 3.66 A | 0.89 A | 4.79 A |
| THD_{IAs} | THD_{IBs} | THD_{ICs} | ϕ_{IAs1} | ϕ_{IBs1} | ϕ_{ICs1} | |
| 0.83 % | 1.55 % | 4.85 % | -6.83 ° | -116.12 ° | -182.19 ° | |

Tabla 5-10 Resumen de las corrientes de línea durante compensación del desfase.

La figura 5-14 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

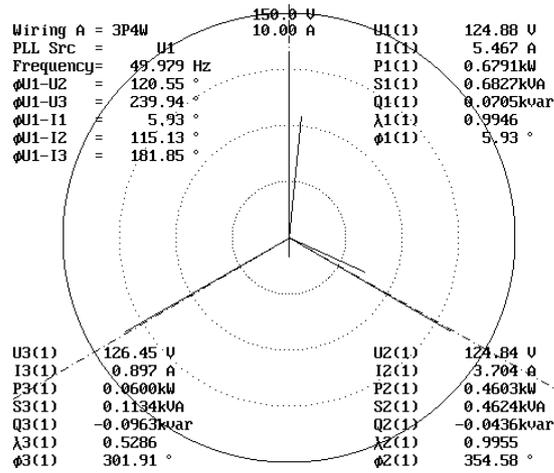


Figura 5-14 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-11 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|------------------------------|-------------------------------|-----------------------------|----------------------------|-----------------------------|
| $V_e = 124.53 \text{ V}$ | | | $I_e = 4.68 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 124.52 \text{ V}$ | $V_{e0} = 1.88 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 4.68 \text{ A}$ | $I_{e0} = 0.11 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 124.52 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.36 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.26 \text{ V}$ | $I_1^+ = 3.15 \text{ A}$ | $I_1^- = 1.34 \text{ A}$ | $I_1^0 = 1.59 \text{ A}$ |
| $\phi_{v1+} = 0.11^\circ$ | $\phi_{v1-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{v10} = 79.85^\circ$ | $\phi_{i1+} = 2.37^\circ$ | $\phi_{i1-} = 23.74^\circ$ | $\phi_{i10} = -54.25^\circ$ |
| $S_e = 1749.66 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1748.98 \text{ va}$ | | | $S_{e0} = 48.58 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1175.81 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 1294.77 \text{ va}$ | $D_{eV} = 23.48 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 42.53 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1174.51 \text{ W}$ | $Q_1^+ = -52.89 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 1.34 \%$ | | $THD_{eI} = 2.43 \%$ |
| $P = 1172.15 \text{ W}$ | | $P_1 = 1172.08 \text{ W}$ | | $P_H = 0.07 \text{ W}$ | |
| $P_A = 659.46 \text{ W}$ | $P_B = 455.74 \text{ W}$ | | $P_C = 58.93 \text{ W}$ | | $P_F = 0.67$ |
| $P_{A1} = 659.45 \text{ W}$ | $P_{B1} = 455.68 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 58.91 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.67$ |
| $P_1^+ = 1174.51 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.06 \text{ W}$ | | $P_1^0 = -0.85 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.999$ |
| $F_e = 0.670$ | | | | | |

Tabla 5-11 Potencias en formato IEEE Std. 1459 durante compensación del desfase.

Aunque se aprecia en la figura 5-13 que las corrientes de compensación forman un conjunto de corrientes trifásico equilibrado como corresponde a la compensación de Q_1^+ , el bajo valor de las corrientes a generar no permite obtener unas corrientes de compensación con suficiente precisión. Este hecho explica que no se logre la total cancelación de Q_1^+ . Sin embargo, su valor se reduce obteniéndose una mejora del factor de eficiencia del sistema. La potencia de desequilibrio no se ve alterada y mantiene su valor durante compensación del desfase.

5.1.2.3. Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

Por último se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma simultánea el desequilibrio y el desfase. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-15. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-16.

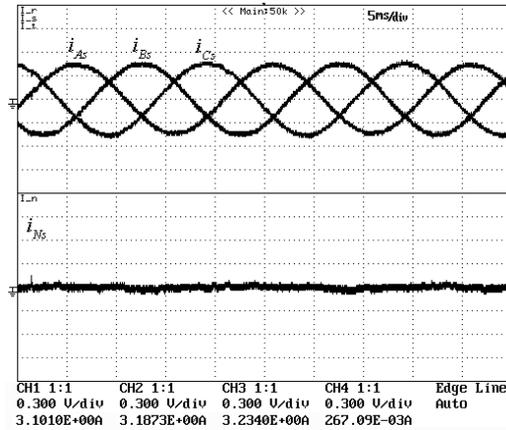


Figura 5-15. Corrientes de red durante la compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

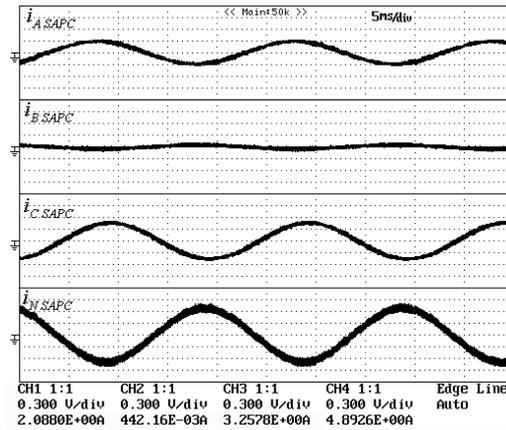


Figura 5-16. Corrientes entregadas por el SAPC para la corrección del desequilibrio y el desfase.

En la tabla 5-12 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|-------------|-------------|-------------|--------------|--------------|--------------|-----------|
| 3.10 A | 3.19 A | 3.19 A | 3.10A | 3.19 A | 3.19 A | 0.16 A |
| THD_{IAs} | THD_{IBs} | THD_{ICs} | ϕ_{As1} | ϕ_{Bs1} | ϕ_{Cs1} | |
| 1.16 % | 1.69 % | 1.8 % | -1.03 ° | -120.62 ° | -239.42 ° | |

Tabla 5-12 Resumen de corrientes de línea durante compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

La figura 5-17 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

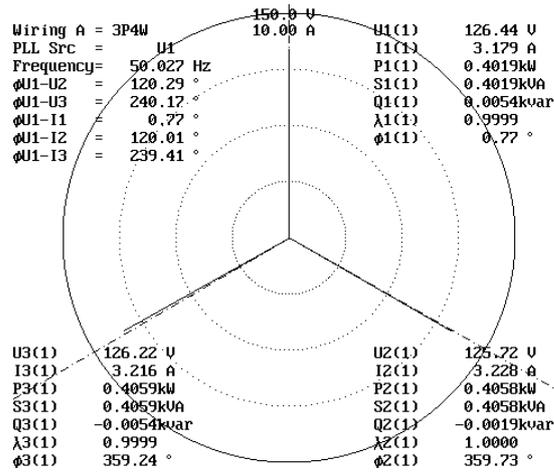


Figura 5-17 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-13 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|
| $V_e = 124.54 \text{ V}$ | | | $I_e = 3.17 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 124.52 \text{ V}$ | | $V_{eh} = 1.67 \text{ V}$ | $I_{e1} = 3.16 \text{ A}$ | | $I_{eh} = 0.09 \text{ A}$ |
| $V_1^+ = 124.52 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.36 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.26 \text{ V}$ | $I_1^+ = 3.16 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.02 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.05 \text{ A}$ |
| $\phi_{V_1^+} = 0.11^\circ$ | $\phi_{V_1^-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{V_1^0} = 79.85^\circ$ | $\phi_{I_1^+} = -0.37^\circ$ | $\phi_{I_1^-} = -122.60^\circ$ | $\phi_{I_1^0} = -158.88^\circ$ |
| $S_e = 1182.04 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1181.37 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 39.78 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1180.68 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 40.47 \text{ va}$ | $D_{eV} = 15.85 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 36.48 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1180.64 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 3.67 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 1.34 \%$ | | $THD_{eI} = 3.09 \%$ |
| $P = 1180.69 \text{ W}$ | | $P_1 = 1180.60 \text{ W}$ | | $P_H = 0.09 \text{ W}$ | |
| $P_A = 385.62 \text{ W}$ | $P_B = 397.95 \text{ W}$ | | $P_C = 397.10 \text{ W}$ | | $P_F = 0.997$ |
| $P_{A1} = 385.61 \text{ W}$ | $P_{B1} = 397.91 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 397.08 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.9994$ |
| $P_1^+ = 1180.64 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.01 \text{ W}$ | | $P_1^0 = -0.02 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 1.00$ |
| $F_e = 0.997$ | | | | | |

Tabla 5-13 Potencias formato IEEE Std. 1459 durante compensación del desequilibrio y el desfase.

En este caso el aumento de las corrientes de compensación permite una mayor precisión en la generación de las mismas por parte del SAPC, consiguiéndose mejores resultados en la reducción del desfase y del desequilibrio. El factor de eficiencia es muy elevado indicando que la práctica totalidad de la potencia aparente solicitada al generador se transforma en energía útil P_1^+ .

5.1.3. Carga trifásica no lineal desequilibrada y con desfase.

En último lugar se presentan los resultados experimentales para el caso en el que la carga es una carga no lineal desequilibrada y con cierto grado de desfase. Esta tipo de carga permite realizar las compensaciones de los fenómenos de desequilibrio, desfase y distorsión armónica de forma independiente y de forma combinada. De esta forma se comprueba de forma individual y combinada todos los modos el funcionamiento del SAPC selectivo, es decir la correcta selección y combinación de las corrientes de referencia. En este caso la carga estará formada por una combinación de cargas lineales y no lineales. La parte no lineal está formada por tres rectificadores monofásicos no controlados, uno por fase, con un filtro LC y carga resistiva. Los valores de los componentes son los siguientes:

| Parte lineal | | | Parte no lineal | | |
|--|--|--------------------|--|------------------------|--------------------|
| Z_A | Z_B | Z_C | $3 \times \text{Rectificador} + \text{Filtro}$ | | |
| $R_A = 32.5 \Omega$ $L_A = 21 \text{ mH}$ | $R_B = 56.5 \Omega$ $L_B = 12 \text{ mH}$ | $R_C = 100 \Omega$ | $C_r = 2200 \mu\text{F}$ | $L_r = 5.4 \text{ mH}$ | $R_r = 100 \Omega$ |

Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y equilibradas, como las mostradas en la figura 5-1, las corrientes a través de la carga se muestran en la figura 5-18.

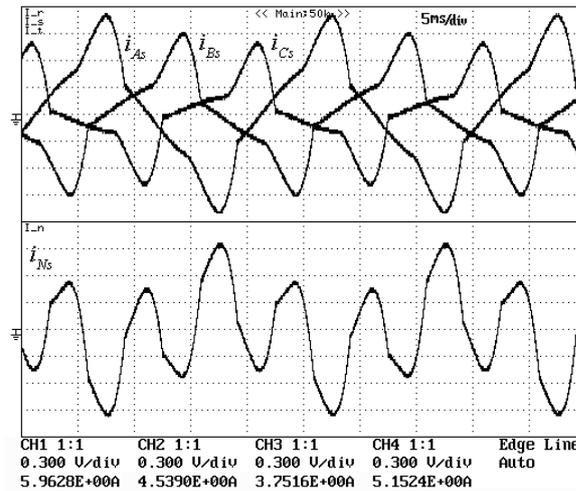


Figura 5-18. Corrientes de carga, fases A , B y C en la parte superior. Corriente de neutro en la parte inferior.

La tabla 5-14 se muestran los valores más representativos de las tensiones y corrientes de carga.

| | | | | | | |
|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} | I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{Ns} |
| 124.42 V | 124.67 V | 124.54 V | 5.97 A | 4.54 A | 3.76 A | 5.07 A |
| V_{As1} | V_{Bs1} | V_{Cs1} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
| 124.40 V | 124.64 V | 124.51 V | 5.73 A | 4.21 A | 3.32 A | 2.12 A |
| $\phi_{V_{As1}}$ | $\phi_{V_{Bs1}}$ | $\phi_{V_{Cs1}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 0.37° | -119.94° | -240.11° | -13.90° | -132.79° | -251.70° | |
| $THD_{V_{As}}$ | $THD_{V_{Bs}}$ | $THD_{V_{Cs}}$ | $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | |
| 1.19 % | 1.65 % | 1.44 % | 29.06 % | 40.84 % | 52.99 % | |

Tabla 5-14 Resumen de tensiones y corrientes de carga.

El diagrama fasorial correspondiente a las corrientes y tensiones de carga se muestra en la figura 5-19.

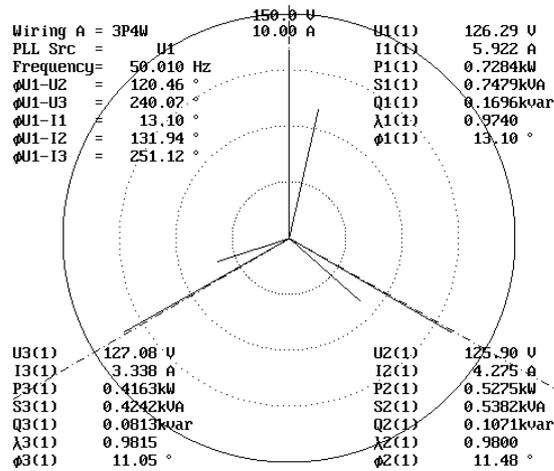


Figura 5-19 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones con demandas por la carga al generador.

La tabla 5-15 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|-------------------------------|------------------------------|-------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 124.54 \text{ V}$ | | | $I_e = 5.66 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 124.52 \text{ V}$ | | $V_{eh} = 1.67 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.69 \text{ A}$ | | $I_{eh} = 3.17 \text{ A}$ |
| $V_1^+ = 124.52 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.37 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.71 \text{ V}$ | $I_1^+ = 4.42 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.71 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.71 \text{ A}$ |
| $\phi_{V_1^+} = 0.10^\circ$ | $\phi_{V_1^-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{V_1^0} = 1.39^\circ$ | $\phi_{I_1^+} = -13.00^\circ$ | $\phi_{I_1^-} = 4.39^\circ$ | $\phi_{I_1^0} = -38.22^\circ$ |
| $S_e = 2116.82 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1754.08 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 1184.96 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1651.27 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 591.67 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 23.55 \text{ va}$ | $D_{eI} = 1184.62 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1610.01 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 366.29 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = 1.34 \%$ | $THD_{eI} = 67.53 \%$ |
| $P = 1615.55 \text{ W}$ | | $P_1 = 1609.46 \text{ W}$ | | $P_H = 6.09 \text{ W}$ | |
| $P_A = 693.80 \text{ W}$ | $P_B = 514.19 \text{ W}$ | $P_C = 407.55 \text{ W}$ | | $P_F = 0.763$ | |
| $P_{A1} = 692.55 \text{ W}$ | $P_{B1} = 511.75 \text{ W}$ | $P_{C1} = 405.16 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.918$ | |
| $P_1^+ = 1610.01 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.29 \text{ W}$ | $P_1^0 = -0.25 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.975$ | |
| $F_e = 0.760$ | | | | | |

Tabla 5-15 Potencias demandadas por la carga en formato IEEE Std. 1459.

Como se aprecia en la tabla 5-15, la carga incluye ahora todos los términos de potencia no eficientes. La potencia no eficiente de mayor peso en la carga es, en este caso, la potencia de distorsión efectiva de corriente.

5.1.3.1. Compensación del desequilibrio.

Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-20. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-21.

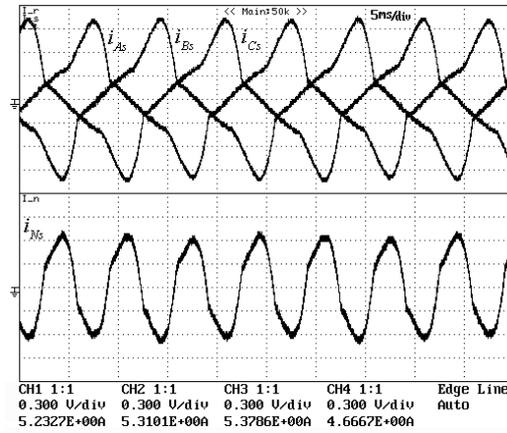


Figura 5-20. Corrientes de red durante la compensación del desequilibrio.

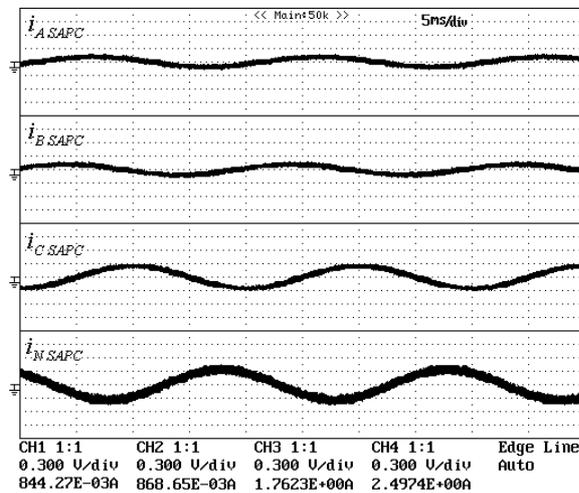


Figura 5-21. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desequilibrio.

En la tabla 5-16 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|----------------|----------------|----------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| 5.20 A | 5.30 A | 5.35 A | 4.92 A | 5.00 A | 5.05 A | 0.16 A |
| $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 33.92 % | 34.76 % | 34.88 % | -14.24 ° | -133.37 ° | -252.77 ° | |

Tabla 5-16 Resumen de las corrientes de línea durante compensación del desequilibrio.

La Figura 5-22 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

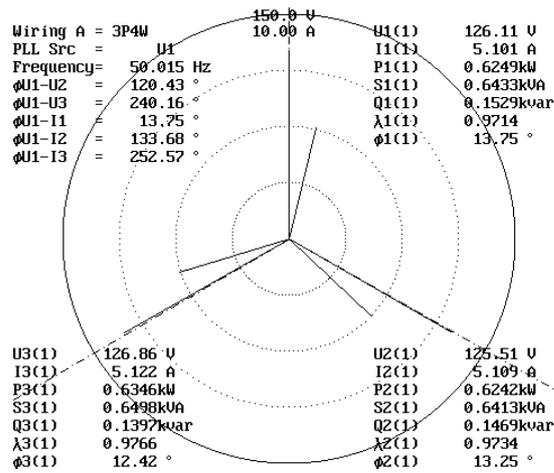


Figura 5-22 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-17 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|-------------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 124.54 \text{ V}$ | | | $I_e = 5.92 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 124.53 \text{ V}$ | $V_{e0} = 1.67 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 4.99 \text{ A}$ | $I_{e0} = 3.19 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 124.52 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.37 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.71 \text{ V}$ | $I_1^+ = 4.99 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.04 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.05 \text{ A}$ |
| $\phi_{V1^+} = 0.10^\circ$ | $\phi_{V1^-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{V1^0} = 1.39^\circ$ | $\phi_{I1^+} = -13.40^\circ$ | $\phi_{I1^-} = -127.29^\circ$ | $\phi_{I1^0} = -176.38^\circ$ |
| $S_e = 2213.58 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1865.51 \text{ va}$ | | | $S_{e0} = 1191.56 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1864.90 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 43.29 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 25.04 \text{ va}$ | $D_{eI} = 1191.18 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1814.35 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 431.25 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = 1.34 \%$ | $THD_{eI} = 63.85 \%$ |
| $P = 1819.52 \text{ W}$ | | $P_1 = 1813.33 \text{ W}$ | | $P_H = 6.19 \text{ W}$ | |
| $P_A = 594.35 \text{ W}$ | $P_B = 608.98 \text{ W}$ | $P_C = 616.18 \text{ W}$ | $P_F = 0.822$ | | |
| $P_{A1} = 593.08 \text{ W}$ | $P_{B1} = 606.49 \text{ W}$ | $P_{C1} = 613.76 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.973$ | | |
| $P_1^+ = 1814.35 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.02 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.01 \text{ W}$ | $P_{F1^+} = 0.973$ | | |
| $F_e = 0.819$ | | | | | |

Tabla 5-17 Potencias en formato IEEE Std. 1459 durante compensación del desequilibrio.

Comparando las tablas 5-17 y 5-15 se puede decir que el sistema reduce el desequilibrio de forma efectiva. La potencia activa aumenta para compensar las pérdidas del equipo. El aumento de Q_1^+ indica que existe un pequeño error de fase que provoca que el consumo de corriente I_1^+ , para compensar las pérdidas (se aprecia el aumento de P), no se realice completamente en fase con V_1^+ y, por tanto, se tome una pequeña parte de corriente reactiva. Se consigue mejorar el factor de eficiencia.

5.1.3.2. Compensación del desfase.

En segundo lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desfase y no el desequilibrio ni la distorsión. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-23. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-24.

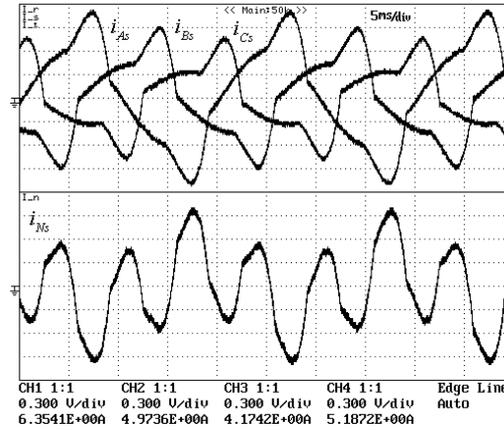


Figura 5-23. Corrientes de red durante la compensación del desfase.

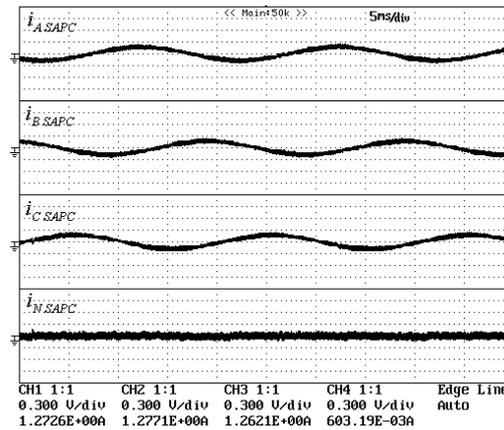


Figura 5-24. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desfase.

En la tabla 5-18 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|-------------|-------------|-------------|---------------|---------------|---------------|-----------|
| 6.33 A | 4.95 A | 4.16 A | 6.10 A | 4.64 A | 3.76 A | 2.15 A |
| THD_{IAs} | THD_{IBs} | THD_{ICs} | ϕ_{IAs1} | ϕ_{IBs1} | ϕ_{ICs1} | |
| 27.36 % | 37.21 % | 46.51 % | -2.55 ° | -117.69 ° | -233.01 ° | |

Tabla 5-18 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación del desfase.

La figura 5-25 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

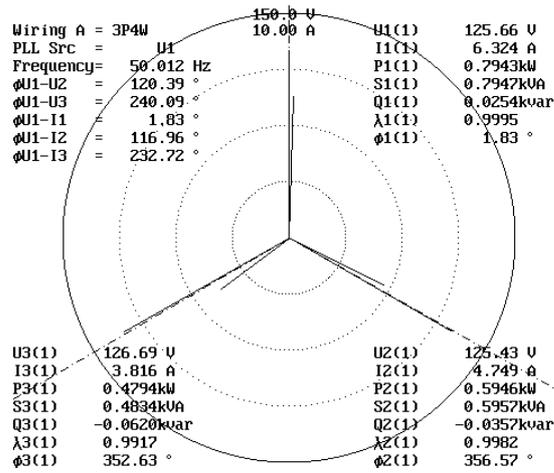


Figura 5-25 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-19 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|-------------------------------|------------------------------|-------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 124.54 \text{ V}$ | | | $I_e = 5.99 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 124.52 \text{ V}$ | | $V_{e0} = 1.67 \text{ V}$ | $I_{e1} = 5.08 \text{ A}$ | | $I_{e0} = 3.17 \text{ A}$ |
| $V_1^+ = 124.52 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.37 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.71 \text{ V}$ | $I_1^+ = 4.82 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.72 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.72 \text{ A}$ |
| $\phi_{V_1^+} = 0.10^\circ$ | $\phi_{V_1^-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{V_1^0} = 1.39^\circ$ | $\phi_{I_1^+} = 1.38^\circ$ | $\phi_{I_1^-} = 5.23^\circ$ | $\phi_{I_1^0} = -39.06^\circ$ |
| $S_e = 2239.10 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1899.58 \text{ va}$ | | | $S_{e0} = 1185.41 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1802.27 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 598.88 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 25.49 \text{ va}$ | $D_{eI} = 1185.02 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1801.90 \text{ W}$ | $Q_1^+ = -49.90 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = 1.34 \%$ | $THD_{eI} = 62.38 \%$ |
| $P = 1807.78 \text{ W}$ | | $P_1 = 1801.55 \text{ W}$ | | $P_H = 6.23 \text{ W}$ | |
| $P_A = 759.18 \text{ W}$ | $P_B = 580.70 \text{ W}$ | $P_C = 467.89 \text{ W}$ | | $P_F = 0.806$ | |
| $P_{A1} = 757.89 \text{ W}$ | $P_{B1} = 578.20 \text{ W}$ | $P_{C1} = 465.46 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.948$ | |
| $P_1^+ = 1801.90 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.29 \text{ W}$ | $P_1^0 = -0.28 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.9996$ | |
| $F_e = 0.804$ | | | | | |

Tabla 5-19 Potencias en formato IEEE Std. 1459 durante compensación del desfase.

A partir de la tabla 5-19 se puede comprobar el buen funcionamiento del sistema al reducirse casi por completo la potencia reactiva en el generador Q_1^+ . Las potencias de desequilibrio y distorsión no se ven afectadas por la compensación y permanecen en los mismos valores que antes de producirse la conexión del SAPC.

5.1.3.3. Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

En tercer lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma simultánea el desequilibrio y el desfase. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la Figura 5-26. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la Figura 5-27.

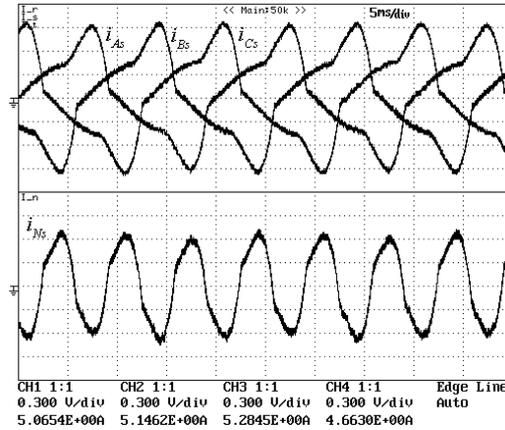


Figura 5-26. Corrientes de red durante de la compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

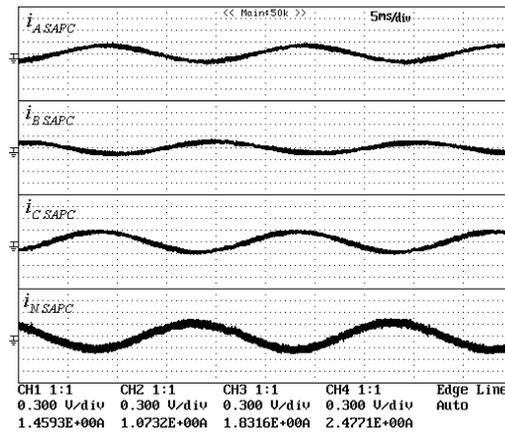


Figura 5-27. Corrientes entregadas por el compensador activo para la corrección del desequilibrio y el desfase.

En la tabla 5-20 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|----------------|----------------|----------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| 5.02 A | 5.09 A | 5.23 A | 4.73 A | 4.79 A | 4.93 A | 0.18 A |
| $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 35.17 % | 35.74 % | 35.16 % | -1.88 ° | -121.50 ° | -240.86 ° | |

Tabla 5-20 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

La figura 5-28 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

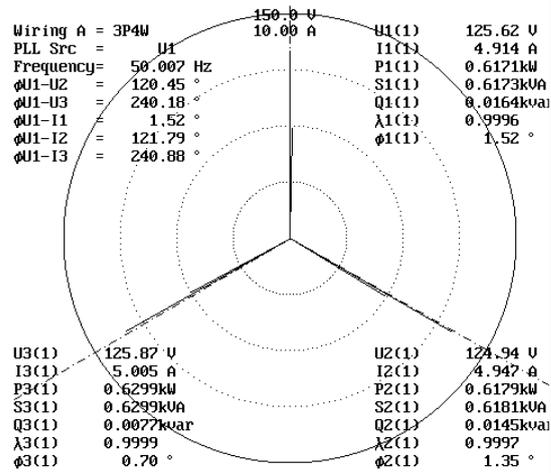


Figura 5-28 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-21 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|---------------------------------|------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|-------------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 124.53 \text{ V}$ | | | $I_e = 5.76 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 124.52 \text{ V}$ | | $V_{e0} = 1.67 \text{ V}$ | $I_{e1} = 4.82 \text{ A}$ | | $I_{e0} = 3.15 \text{ A}$ |
| $V_1^+ = 124.52 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.37 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.71 \text{ V}$ | $I_1^+ = 4.82 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.06 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.06 \text{ A}$ |
| $\phi_{V1^+} = 0.10^\circ$ | $\phi_{V1^-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{V1^0} = 1.39^\circ$ | $\phi_{I1^+} = -1.40^\circ$ | $\phi_{I1^-} = -115.89^\circ$ | $\phi_{I1^0} = 159.29^\circ$ |
| $S_e = 2152.81 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1801.00 \text{ va}$ | | | $S_{e0} = 1179.49 \text{ va}$ | | |
| $S_{I1^+} = 1801.76 \text{ va}$ | | $S_{UI} = 52.51 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 24.18 \text{ va}$ | $D_{eI} = 1179.04 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1799.77 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 37.99 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = 1.34 \%$ | $THD_{eI} = 65.46 \%$ |
| $P = 1805.59 \text{ W}$ | | $P_1 = 1799.74 \text{ W}$ | | $P_H = 6.14 \text{ W}$ | |
| $P_A = 589.80 \text{ W}$ | $P_B = 599.46 \text{ W}$ | $P_C = 616.32 \text{ W}$ | | $P_F = 0.84$ | |
| $P_{A1} = 588.34 \text{ W}$ | $P_{B1} = 597.22 \text{ W}$ | $P_{C1} = 613.94 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.9993$ | |
| $P_1^+ = 1799.77 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.04 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.01 \text{ W}$ | | $P_{F1^+} = 0.9998$ | |
| $F_e = 0.836$ | | | | | |

Tabla 5-21 Potencias formato IEEE Std. 1459 durante compensación del desequilibrio y el desfase.

A partir de la tabla 5-21 se consigue una notable reducción de las magnitudes en cuestión. Sin embargo, no se alcanza la cancelación total de los fenómenos. La mejora del factor de eficiencia y el buen comportamiento de la componente fundamental viene resaltado por los factores de potencia, que demuestran la bondad de los resultados. La figura 5-28 y la tabla 5-20 demuestran que el sistema de corrientes entregado por el generador es equilibrado y con un mínimo desfase en la componente fundamental.

5.1.3.4. Compensación de la distorsión.

En cuarto lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma independiente la potencia aparente efectiva no fundamental. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-29. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-30.

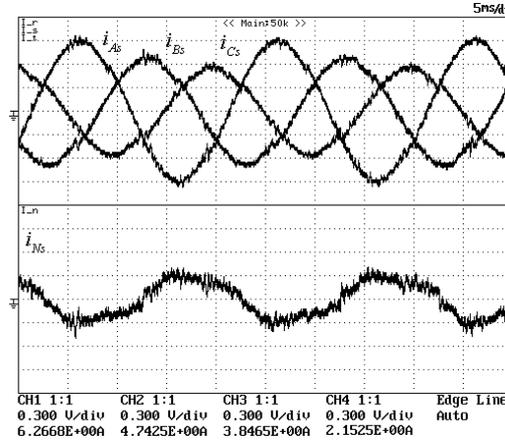


Figura 5-29. Corrientes de red durante la compensación independiente de la distorsión armónica.

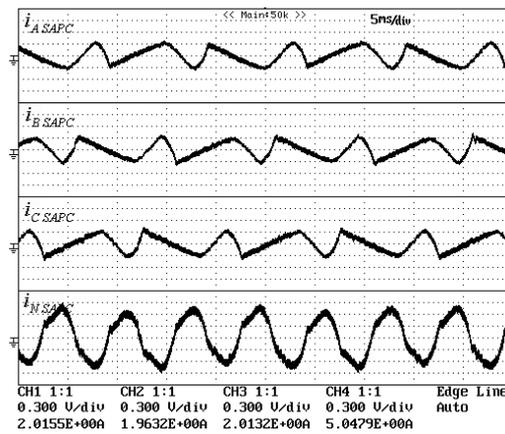


Figura 5-30. Corrientes entregadas por el compensador activo para la corrección de la distorsión armónica.

En la tabla 5-22 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|----------------|----------------|----------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| 6.21 A | 4.66 A | 3.81 A | 6.20 A | 4.65 A | 3.79 A | 2.11 A |
| $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 3.20 % | 4.46 % | 5.28 % | -9.47 ° | -129.83 ° | -250.15 ° | |

Tabla 5-22 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación de la distorsión.

La figura 5-31 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

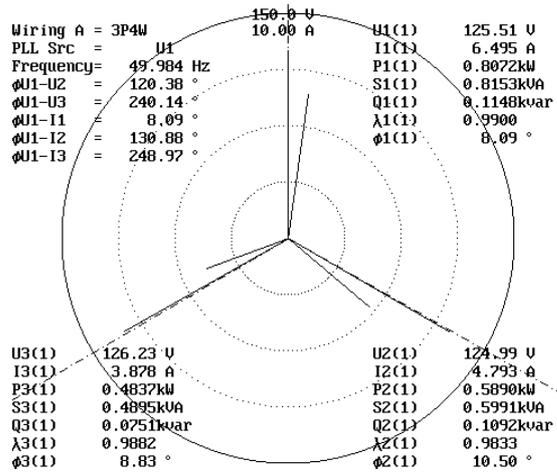


Figura 5-31 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-23 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|----------------------------|------------------------------|
| $V_e = 124.54 \text{ V}$ | | | $I_e = 5.15 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 124.53 \text{ V}$ | | $V_{en} = 1.67 \text{ V}$ | $I_{e1} = 5.13 \text{ A}$ | | $I_{en} = 0.37 \text{ A}$ |
| $V_1^+ = 124.52 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.37 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.71 \text{ V}$ | $I_1^+ = 4.88 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.70 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.70 \text{ A}$ |
| $\phi_{v1+} = 0.10^\circ$ | $\phi_{v1-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{v10} = 1.39^\circ$ | $\phi_{i1+} = -9.74^\circ$ | $\phi_{i1-} = 12.17^\circ$ | $\phi_{i10} = -28.99^\circ$ |
| $S_e = 1921.89 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1916.61 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 142.36 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1824.06 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 588.37 \text{ va}$ | $D_{eV} = 25.72 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 140.00 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1798.71 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 302.60 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 1.34 \%$ | | $THD_{eI} = 7.30 \%$ |
| $P = 1797.77 \text{ W}$ | | $P_1 = 1798.35 \text{ W}$ | | $P_H = -0.58 \text{ W}$ | |
| $P_A = 759.94 \text{ W}$ | $P_B = 571.14 \text{ W}$ | | $P_C = 465.08 \text{ W}$ | | $P_F = 0.934$ |
| $P_{A1} = 760.08 \text{ W}$ | $P_{B1} = 571.30 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 465.32 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.938$ |
| $P_1^+ = 1798.71 \text{ W}$ | $P_1^- = -0.19 \text{ W}$ | | $P_1^0 = -0.17 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.986$ |
| $F_e = 0.935$ | | | | | |

Tabla 5-23 Potencias formato IEEE Std. 1459 durante la compensación independiente de la distorsión armónica.

5.1.3.5. Compensación conjunta del desequilibrio, el desfase y la distorsión.

Finalmente se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma simultánea el desequilibrio, el desfase y la distorsión armónica. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-32. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-33.

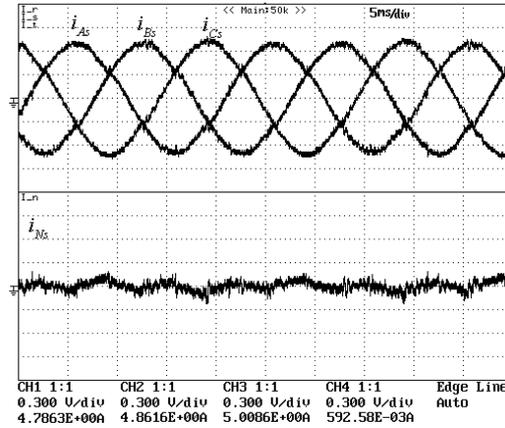


Figura 5-32. Corrientes de red durante de la compensación global de las potencias no activas.

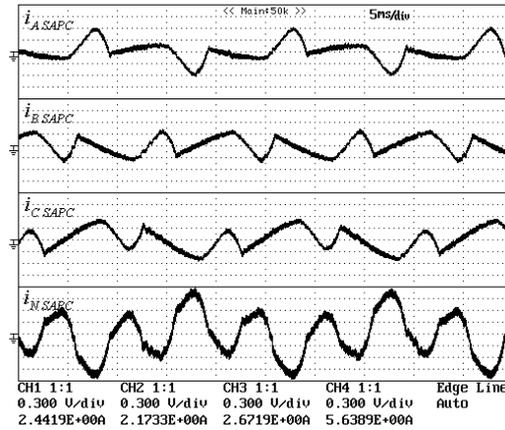


Figura 5-33. Corrientes entregadas por el compensador para la corrección global de las potencias no activas.

En la tabla 5-24 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|----------------|----------------|----------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| 4.72 A | 4.81 A | 4.95 A | 4.71 A | 4.80 A | 4.95 A | 0.34 A |
| $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 4.37 % | 4.13 % | 3.89 % | -0.97 ° | -122.42 ° | -241.04 ° | |

Tabla 5-24 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación global.

La figura 5-34 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

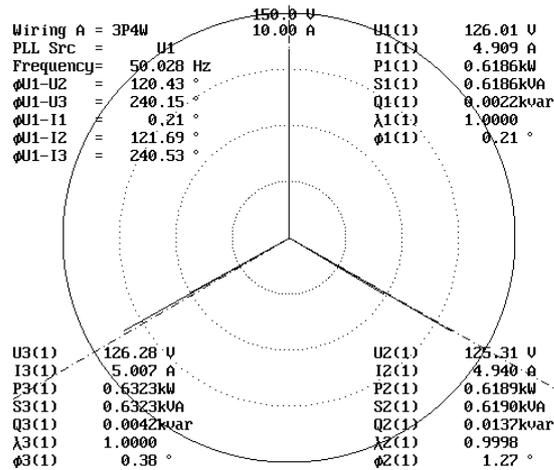


Figura 5-34 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-25 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|------------------------------|-----------------------------|------------------------------|-------------------------------|------------------------------|
| $V_e = 124.54 \text{ V}$ | | | $I_e = 4.84 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 124.52 \text{ V}$ | $V_{e0} = 1.67 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 4.82 \text{ A}$ | $I_{e0} = 0.35 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 124.52 \text{ V}$ | $V_1^- = 0.37 \text{ V}$ | $V_1^0 = 0.71 \text{ V}$ | $I_1^+ = 4.82 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.02 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.11 \text{ A}$ |
| $\phi_{V1^+} = 0.10^\circ$ | $\phi_{V1^-} = 117.09^\circ$ | $\phi_{V1^0} = 1.39^\circ$ | $\phi_{I1^+} = -1.64^\circ$ | $\phi_{I1^-} = -147.18^\circ$ | $\phi_{I1^0} = 140.17^\circ$ |
| $S_e = 1809.07 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1804.23 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 132.24 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1802.21 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 85.16 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 24.22 \text{ va}$ | $D_{eI} = 130.00 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1801.59 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 45.61 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = 1.34 \%$ | $THD_{eI} = 7.2 \%$ |
| $P = 1801.10 \text{ W}$ | | $P_1 = 1801.61 \text{ W}$ | | $P_H = -0.51 \text{ W}$ | |
| $P_A = 586.30 \text{ W}$ | $P_B = 598.42 \text{ W}$ | $P_C = 616.37 \text{ W}$ | | $P_F = 0.994$ | |
| $P_{A1} = 586.46 \text{ W}$ | $P_{B1} = 598.56 \text{ W}$ | $P_{C1} = 616.59 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.998$ | |
| $P_1^+ = 1801.59 \text{ W}$ | $P_1^- = 0.00 \text{ W}$ | $P_1^0 = 0.04 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.9996$ | |
| $F_e = 0.994$ | | | | | |

Tabla 5-25 Potencias formato IEEE Std. 1459 durante la compensación global del sistema.

La figura 5-32 muestra los buenos resultados que obtiene la compensación global del sistema. Las corrientes de compensación de la figura 5-33 consiguen una reducción eficaz de las magnitudes no eficientes. La distorsión de corriente se reduce hasta alcanzar un THD efectivo del 7.2%. Individualmente, las corrientes de fase presentan un THD inferior al 5%. Los factores de potencia y de eficiencia demuestran que el conjunto carga – compensador se comporta como una instalación de gran eficiencia.

5.2. Tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas.

En esta segunda parte se presentan los resultados obtenidos cuando el sistema de tensiones de alimentación es desequilibrado. Para lograr el desequilibrio de tensiones en el pcc, se ha configurado el transformador trifásico de forma que dos de sus secundarios de 125 V se han conectado a las fases *A* y *B*, mientras la fase *C* se ha conectado al devanado secundario de 80 V. El sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas, utilizado para los casos ensayados se muestra en la figura 5-35.

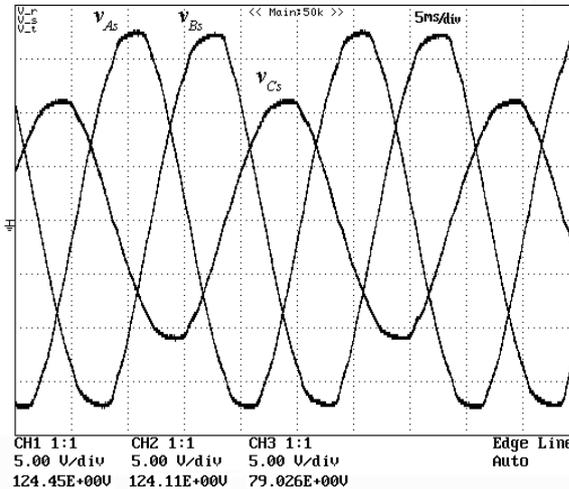


Figura 5-35. Tensiones de alimentación senoidales y equilibradas.

La tabla 5-26 presenta un resumen de los valores más representativos de las tensiones en el punto de conexión del compensador activo:

| | V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} |
|-------------------|----------|----------|----------|
| <i>Tensión</i> | 125.27 V | 124.63 V | 80.00 A |
| <i>Frecuencia</i> | 50 Hz | 50 Hz | 50 Hz |
| <i>THD</i> | 1.72 % | 2.81 % | 2.58 % |

Tabla 5-26 Valores significativos de las tensiones en el pcc.

A continuación se presenta cada tipo de carga bajo estas condiciones de alimentación y los resultados obtenidos al aplicar las opciones de compensación más relevantes. Estos casos coinciden con los casos presentados en el capítulo 4 de resultados de simulación.

5.2.1. Carga trifásica lineal desequilibrada.

En primer lugar se presentan los resultados experimentales para el caso en el que la carga es una carga lineal desequilibrada. En este caso la carga se compone de una resistencia en la fase *A* mientras que se deja en circuito abierto las otras dos fases. Los valores de la carga son los siguientes:

| | | |
|---------------|-----------------|-----------------|
| R_A | R_B | R_C |
| 17.5Ω | $\infty \Omega$ | $\infty \Omega$ |

Esta combinación representa un caso de desequilibrio extremo debido a la no existencia de corriente en dos de las fases. Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas, como las mostradas en la figura 5-35, las corrientes que demanda la carga lineal desequilibrada al generador se muestran en la figura 5-36 (sondas de corriente 10 mV/A). El diagrama fasorial correspondiente a estas corrientes se muestra en la figura 5-37.

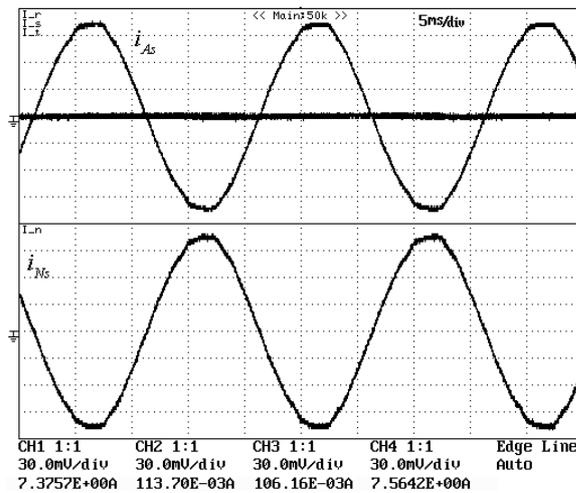


Figura 5-36. Corrientes de carga, fases *A*, *B* y *C* en la parte superior. Corriente de neutro en la parte inferior.

En la Tabla 5-27 se muestran los valores eficaces de las tensiones y corrientes de carga junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} | I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{Ns} |
|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| 124.24 V | 123.81 V | 78.71 V | 7.44 A | 0.18 A | 0.23 A | 7.45 A |
| V_{As1} | V_{Bs1} | V_{Cs1} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
| 124.21 V | 123.76 V | 78.68 V | 7.44 A | 0.07 A | 0.05 A | 7.45 A |
| $\phi_{V_{As1}}$ | $\phi_{V_{Bs1}}$ | $\phi_{V_{Cs1}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| -0.01 ° | -120.68 ° | -240.41 ° | -0.01 ° | - ° | - ° | |
| $THD_{V_{As}}$ | $THD_{V_{Bs}}$ | $THD_{V_{Cs}}$ | $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | |
| 1.77 % | 2.88 % | 2.57 % | 1.74 % | - % | - % | |

Tabla 5-27 Resumen de tensiones en el pcc y corrientes entregadas por el generador a la carga.

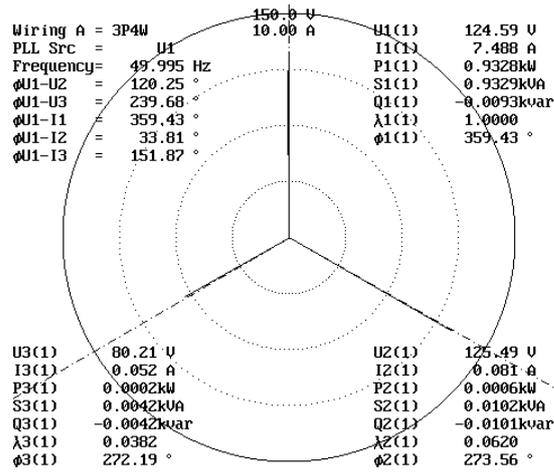


Figura 5-37 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones con sus valores más representativos.

Las magnitudes correspondientes a las tensiones en el pcc se consideran constantes durante los siguientes ensayos, siendo sus valores los que se han reflejado en la tabla 5-27. La tabla 5-28 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|------------------------------|--|-----------------------------|---------------------|-----------------------------|--|
| $V_e = 110.49$ V | | | $I_e = 6.08$ A | | |
| $V_{e1} = 110.47$ V | | $V_{en} = 2.09$ V | | $I_{e1} = 6.08$ A | |
| $I_{en} = 0.10$ A | | $I_1^+ = 2.48$ A | | $I_1^- = 2.47$ A | |
| $I_1^0 = 2.48$ A | | $V_1^+ = 108.88$ V | | $V_1^- = 15.52$ V | |
| $V_1^0 = 14.68$ V | | $\phi_{V1^+} = -0.36^\circ$ | | $\phi_{V1^-} = 59.29^\circ$ | |
| $\phi_{V1^0} = -59.71^\circ$ | | $\phi_{I1^+} = 0.92^\circ$ | | $\phi_{I1^-} = -0.35^\circ$ | |
| $\phi_{I1^0} = -0.61^\circ$ | | $S_e = 2015.25$ va | | | |
| $S_{e1} = 2014.58$ va | | | $S_{eN} = 51.72$ va | | |
| $S_1^+ = 811.62$ va | | $S_{U1} = 1843.87$ va | | $D_{eV} = 38.26$ va | |
| $D_{eI} = 34.79$ va | | | | $THD_{eV} = 1.9\%$ | |
| $THD_{eI} = 1.72\%$ | | $P = 927.11$ W | | $P_I = 926.86$ W | |
| $P_H = 0.25$ W | | $P_A = 924.44$ W | | $P_B = 1.67$ W | |
| $P_C = 1.00$ W | | $P_{A1} = 924.18$ W | | $P_{B1} = 1.68$ W | |
| $P_F = 0.459$ | | $P_{C1} = 1.00$ W | | $P_{I1}^+ = 810.85$ W | |
| $P_{F1} = 0.459$ | | $P_{I1}^- = 58.21$ W | | $P_{I1}^0 = 56.16$ W | |
| $P_{F1}^+ = 0.9994$ | | $F_e = 0.402$ | | | |

Tabla 5-28 Potencias de carga en formato IEEE Std. 1459

Cabe destacar que en este caso el valor de S_{U1} computa los desequilibrios de corriente y de tensión, por ello, la compensación del desequilibrio mediante un SAPC alcanzará una eficiencia máxima limitada por el desequilibrio de tensión, sobre el cual no se afectará.

5.2.1.1. Compensación del desequilibrio.

A continuación se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desequilibrio. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-38. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-39.

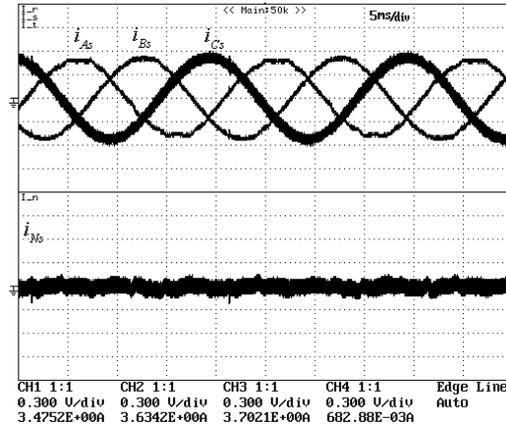


Figura 5-38. Corrientes de red durante de la compensación.

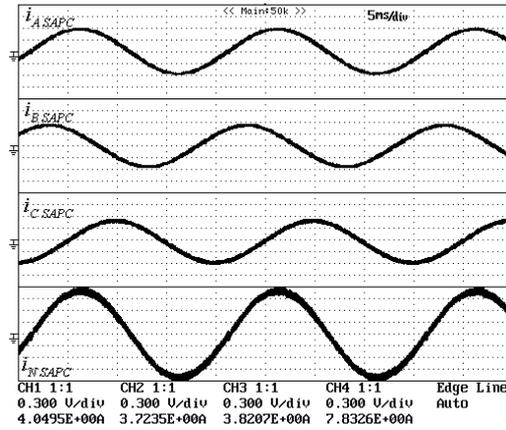


Figura 5-39. Corrientes entregadas por el compensador activo.

En la tabla 5-29 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica (50 primeros armónicos).

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|-------------|-------------|-------------|---------------|---------------|---------------|-----------|
| 3.54 A | 3.72 A | 3.82 A | 3.53 A | 3.71 A | 3.76 A | 0.18 A |
| THD_{IAs} | THD_{IBs} | THD_{ICs} | ϕ_{IAs1} | ϕ_{IBs1} | ϕ_{ICs1} | |
| 3.83 % | 1.52 % | 1.25 % | -1.29 ° | -121.81 ° | -242.73 ° | |

Tabla 5-29 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación del desequilibrio.

La figura 5-40 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

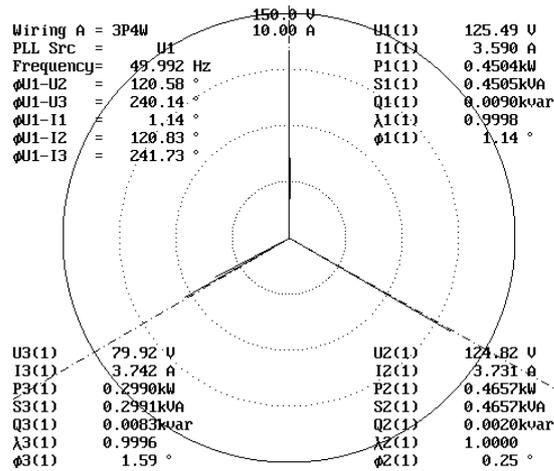


Figura 5-40 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-30 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std.1459.

| | | | | | |
|-------------------------------|-----------------------------|------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
| $V_e = 110.49 \text{ V}$ | | | $I_e = 3.72 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 110.47 \text{ V}$ | $V_{eh} = 2.09 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 3.67 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.14 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 108.88 \text{ V}$ | $V_1^- = 15.52 \text{ V}$ | $V_1^0 = 14.68 \text{ V}$ | $I_1^+ = 3.67 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.08 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.06 \text{ A}$ |
| $\phi_{1+} = -0.36^\circ$ | $\phi_{1-} = 59.29^\circ$ | $\phi_{10} = -59.71^\circ$ | $\phi_{1+} = -1.96^\circ$ | $\phi_{1-} = 174.09^\circ$ | $\phi_{10} = 143.34^\circ$ |
| $S_e = 1218.94 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1217.86 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 51.14 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1199.10 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 211.55 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 23.13 \text{ va}$ | $D_{eI} = 45.60 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1198.50 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 33.47 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = 1.9 \%$ | $THD_{eI} = 3.74 \%$ |
| $P = 1195.15 \text{ W}$ | | $P_1 = 1194.89 \text{ W}$ | | $P_H = 0.26 \text{ W}$ | |
| $P_A = 438.36 \text{ W}$ | $P_B = 460.70 \text{ W}$ | $P_C = 296.08 \text{ W}$ | $P_F = 0.969$ | | |
| $P_{A1} = 438.11 \text{ W}$ | $P_{B1} = 460.70 \text{ W}$ | $P_{C1} = 296.08 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.981$ | | |
| $P_1^+ = 1198.50 \text{ W}$ | $P_1^- = -1.67 \text{ W}$ | $P_1^0 = -2.49 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.9996$ | | |
| $F_e = 0.972$ | | | | | |

Tabla 5-30 Potencias de línea en formato IEEE Std. 1459 durante la compensación.

La figura 5-38 y la tabla 5-29 muestran que el sistema de corrientes entregado por el generador durante la compensación es equilibrado. La corriente de la fase C presenta un mayor rizado debido a la mayor diferencia de tensión en dicha fase. Este hecho no se refleja en el THD puesto que se han tomado los 50 primeros armónicos para el cálculo (hasta 2500 Hz), mientras que el rizado es de 19200 Hz (frecuencia de conmutación). En la tabla 5-30 se comprueba que S_{U1} mantiene un valor que corresponde, en su mayor parte, al desequilibrio de tensión. Puesto que S_{U1} es la principal causa del bajo factor de eficiencia en la carga (tabla 5-28), su compensación provoca una gran mejora de este factor. Sin embargo, como ya se indicó en el capítulo anterior, para la correcta evaluación (o pensando en tarificación) de la instalación del usuario, sería necesario descomponer el término de S_{U1} para lograr identificar que parte del mismo se atribuye al desequilibrio de corrientes y que parte al de tensiones, ya que estas se consideran impuestas en el pcc.

5.2.2. Carga trifásica lineal desequilibrada con componente inductiva.

En segundo lugar se presentan los resultados experimentales para el caso en el que la carga es una carga lineal desequilibrada incluyendo desfase en el armónico fundamental. La carga trifásica lineal desequilibrada va a permitir realizar las compensaciones de los fenómenos de desequilibrio y desfase de forma independiente y de forma combinada. De esta forma se comprueba el funcionamiento del modo selectivo, es decir la correcta selección y combinación de las corrientes de referencia. Los valores de la carga son los siguientes:

| Z_A | Z_B | Z_C |
|-----------------------|-----------------------|-------------------|
| $R_A = 22.7 \Omega$ | $R_B = 27 \Omega$ | $R_C = 30 \Omega$ |
| $L_A = 21 \text{ mH}$ | $L_B = 12 \text{ mH}$ | |

Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas, como las mostradas en la figura 5-35, las corrientes a través de la carga lineal desequilibrada y con desfase se muestran en la figura 5-41. El diagrama fasorial correspondiente a estas corrientes se muestra en la figura 5-42.

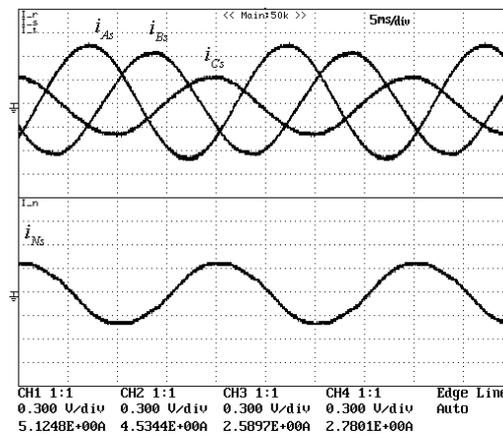


Figura 5-41. Corrientes de carga, fases A , B y C en la parte superior. Corriente de neutro en la parte inferior.

En la tabla 5-31 se muestran los valores eficaces de tensiones y corrientes que la carga demanda al generador junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| | | | | | | |
|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} | I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{Ns} |
| 124.24 V | 123.81 V | 78.71 V | 5.06 A | 4.50 A | 2.54 A | 2.67 A |
| V_{As1} | V_{Bs1} | V_{Cs1} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
| 124.21 V | 123.76 V | 78.68 V | 5.06 A | 4.50 A | 2.54 A | 2.66 A |
| $\phi_{V_{As1}}$ | $\phi_{V_{Bs1}}$ | $\phi_{V_{Cs1}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| -0.01 ° | -120.68 ° | -240.41 ° | -15.47 ° | -130.51 ° | -239.95 ° | |
| $THD_{V_{As}}$ | $THD_{V_{Bs}}$ | $THD_{V_{Cs}}$ | $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | |
| 1.77 % | 2.88 % | 2.57 % | 0.66 % | 1.63 % | 2.00 % | |

Tabla 5-31 Resumen de tensiones en el pcc y corrientes entregadas por el generador a la carga.

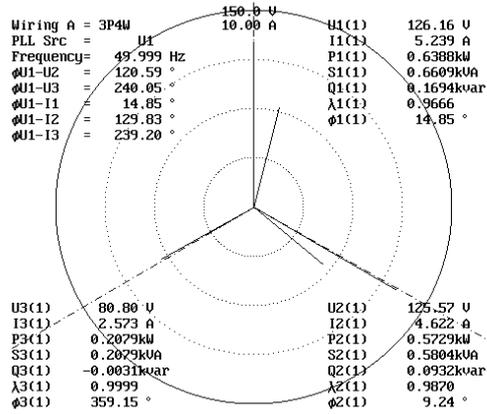


Figura 5-42 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones con sus valores más representativos.

La tabla 5-32 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|-----------------------------|------------------------------|------------------------------|-----------------------------|------------------------------|
| $V_e = 110.49 \text{ V}$ | | | $I_e = 4.45 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 110.47 \text{ V}$ | | $V_{e2} = 2.09 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 4.45 \text{ A}$ | |
| $I_{e2} = 0.09 \text{ A}$ | | | | | |
| $V_1^+ = 108.88 \text{ V}$ | $V_1^- = 15.52 \text{ V}$ | $V_1^0 = 14.68 \text{ V}$ | $I_1^+ = 4.01 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.74 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.89 \text{ A}$ |
| $\phi_{V1^+} = -0.36^\circ$ | $\phi_{V1^-} = 59.29^\circ$ | $\phi_{V1^0} = -59.71^\circ$ | $\phi_{I1^+} = -10.28^\circ$ | $\phi_{I1^-} = 17.32^\circ$ | $\phi_{I1^0} = -75.61^\circ$ |
| $S_e = 1475.05 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1474.49 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 40.51 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1309.97 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 676.84 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 28.01 \text{ va}$ | |
| $D_{eI} = 29.27 \text{ va}$ | | | | | |
| $P_1^+ = 1290.27 \text{ W}$ | | $Q_1^+ = 225.71 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 1.9 \%$ | |
| $THD_{eI} = 1.98 \%$ | | | | | |
| $P = 1352.92 \text{ W}$ | | $P_1 = 1352.71$ | | $P_H = 0.21$ | |
| $P_A = 604.86 \text{ W}$ | | $P_B = 548.24 \text{ W}$ | | $P_C = 199.82 \text{ W}$ | |
| $P_F = 0.918$ | | | | | |
| $P_{A1} = 604.84 \text{ W}$ | | $P_{B1} = 548.13 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 199.74 \text{ W}$ | |
| $P_{F1} = 0.918$ | | | | | |
| $P_1^+ = 1290.27 \text{ W}$ | | $P_1^- = 25.92 \text{ W}$ | | $P_1^0 = 37.62 \text{ W}$ | |
| $P_{F1}^+ = 0.985$ | | | | | |
| $F_e = 0.874$ | | | | | |

Tabla 5-32 Potencias de carga en formato IEEE Std. 1459

En este caso al existir corriente por las tres fases el desequilibrio es menos acusado siendo el valor de S_{U1} menor que en el caso anterior. La carga utilizada presenta parte inductiva y por lo tanto se produce el aumento de Q_1^+ . El factor de eficiencia de partida en este caso es considerablemente mayor.

5.2.2.1. Compensación del desequilibrio.

En primer lugar se presentan los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desequilibrio y no el desfase. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-43. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-44.

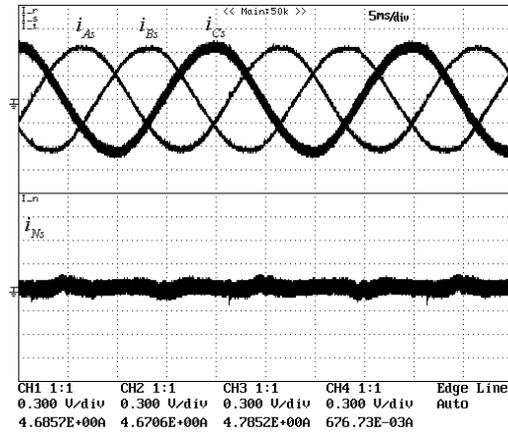


Figura 5-43. Corrientes de red durante la compensación del desequilibrio.

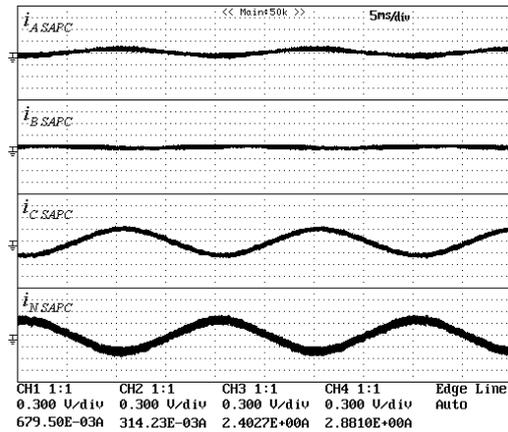


Figura 5-44. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desequilibrio.

En la tabla 5-33 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|-------------|-------------|-------------|--------------|--------------|--------------|-----------|
| 4.63 A | 4.61 A | 4.74 A | 4.63 A | 4.61 A | 4.71 A | 0.18 A |
| THD_{IAs} | THD_{IBs} | THD_{ICs} | ϕ_{As1} | ϕ_{Bs1} | ϕ_{Cs1} | |
| 1.40 % | 2.32 % | 2.02 % | -9.46 ° | -130.23 ° | -248.31 ° | |

Tabla 5-33 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación del desequilibrio.

La figura 5-45 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

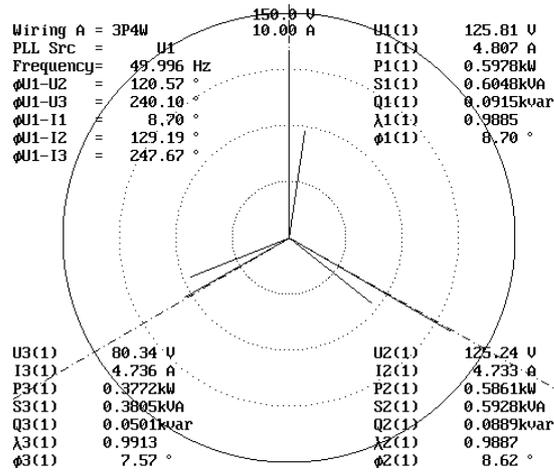


Figura 5-45 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-34 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
| $V_e = 110.49 \text{ V}$ | | | $I_e = 4.67 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 110.47 \text{ V}$ | $V_{en} = 2.09 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 4.65 \text{ A}$ | $I_{en} = 0.14 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 108.88 \text{ V}$ | $V_1^- = 15.52 \text{ V}$ | $V_1^0 = 14.68 \text{ V}$ | $I_1^+ = 4.65 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.05 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.06 \text{ A}$ |
| $\phi_{v1+} = -0.36^\circ$ | $\phi_{v1-} = 59.29^\circ$ | $\phi_{v10} = -59.71^\circ$ | $\phi_{i1+} = -9.19^\circ$ | $\phi_{i1-} = -58.81^\circ$ | $\phi_{i10} = 152.46^\circ$ |
| $S_e = 1543.28 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1541.04 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 57.15 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1518.26 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 264.06 \text{ va}$ | $D_{eV} = 29.29 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 49.06 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1500.28 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 232.96 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 1.9\%$ | | $THD_{eI} = 3.18\%$ |
| $P = 1497.22 \text{ W}$ | | $P_1 = 1496.83 \text{ W}$ | | $P_H = 0.39 \text{ W}$ | |
| $P_A = 566.87 \text{ W}$ | $P_B = 562.79 \text{ W}$ | | $P_C = 367.66 \text{ W}$ | | $P_F = 0.965$ |
| $P_{A1} = 566.84 \text{ W}$ | $P_{B1} = 562.55 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 367.43 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.971$ |
| $P_1^+ = 1500.28 \text{ W}$ | $P_1^- = -1.19 \text{ W}$ | | $P_1^0 = -2.45 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.988$ |
| $F_e = 0.968$ | | | | | |

Tabla 5-34 Potencias en formato IEEE Std. 1459 durante la compensación del desequilibrio.

En las figuras 5-43 y 5-45 se observa el sistema de corrientes que suministra el generador. Se trata de un sistema de corrientes equilibrado. La reducción de S_{U1} en la tabla 5-34 es la máxima alcanzable debido al desequilibrio de tensiones en el pcc. La potencia reactiva Q_1^+ se mantiene inalterada durante la compensación. El aumento de la potencia activa compensa las pérdidas en el sistema que reducen la tensión del bus dc.

5.2.2.2. Compensación del desfase.

En segundo lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desfase y no el desequilibrio. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-46. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-47.

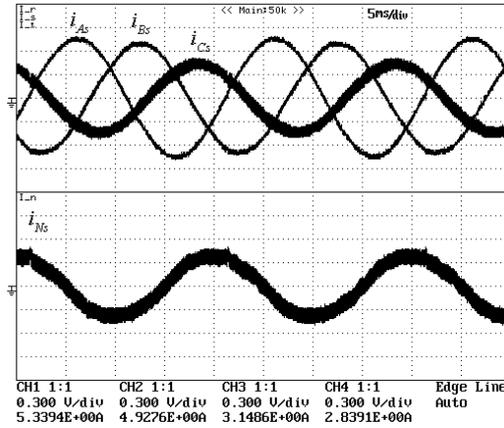


Figura 5-46. Corrientes de red durante de la compensación del desfase.

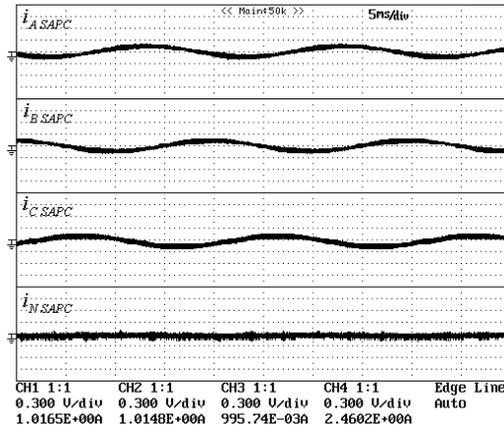


Figura 5-47. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desfase.

En la tabla 5-35 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|-------------|-------------|-------------|--------------|--------------|--------------|-----------|
| 5.38 A | 4.95 A | 3.17 A | 5.38 A | 4.94 A | 3.13 A | 2.68 A |
| THD_{IAs} | THD_{IBs} | THD_{ICs} | ϕ_{As1} | ϕ_{Bs1} | ϕ_{Cs1} | |
| 0.84 % | 1.95 % | 1.96 % | -5.79 ° | -120.04 ° | -227.16 ° | |

Tabla 5-35 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación del desfase.

La figura 5-48 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

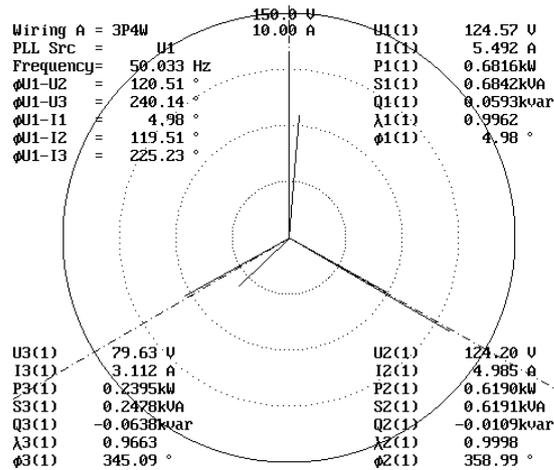


Figura 5-48 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-36 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459.

| | | | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|------------------------------|
| $V_e = 110.49 \text{ V}$ | | | $I_e = 4.86 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 110.47 \text{ V}$ | $V_{e1} = 2.09 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 4.84 \text{ A}$ | $I_{e1} = 0.09 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 108.88 \text{ V}$ | $V_1^- = 15.52 \text{ V}$ | $V_1^0 = 14.68 \text{ V}$ | $I_1^+ = 4.45 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.72 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.88 \text{ A}$ |
| $\phi_{11^+} = -0.36^\circ$ | $\phi_{11^-} = 59.29^\circ$ | $\phi_{11^0} = -59.71^\circ$ | $\phi_{11^+} = 0.64^\circ$ | $\phi_{11^-} = 20.86^\circ$ | $\phi_{11^0} = -73.47^\circ$ |
| $S_e = 1605.56 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1604.94 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 44.77 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1454.24 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 674.37 \text{ va}$ | $D_{eV} = 30.48 \text{ va}$ | $D_{eI} = 32.79 \text{ va}$ | |
| $P_1^+ = 1454.21 \text{ W}$ | $Q_1^+ = -25.44 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 1.9 \%$ | $THD_{eI} = 2.04 \%$ | |
| $P = 1517.87 \text{ W}$ | | $P_1 = 1517.60 \text{ W}$ | | $P_H = 0.27 \text{ W}$ | |
| $P_A = 665.19 \text{ W}$ | $P_B = 612.19 \text{ W}$ | | $P_C = 240.47 \text{ W}$ | $P_F = 0.942$ | |
| $P_{A1} = 665.16 \text{ W}$ | $P_{B1} = 612.04 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 240.40 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.946$ | |
| $P_1^+ = 1454.21 \text{ W}$ | $P_1^- = 25.52 \text{ W}$ | | $P_1^0 = 37.56 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.99985$ | |
| $F_e = 0.902$ | | | | | |

Tabla 5-36 Potencias en formato IEEE Std. 1459 durante la compensación del desfase.

Como se extrae de los resultados, la compensación del desfase no afecta al desequilibrio del sistema. Durante la compensación el SAPC consigue la reducción efectiva de Q_1^+ . El resto de magnitudes quedan inalteradas a excepción del esperado aumento de la potencia activa, que se toma en formato P_1^+ como demuestra el hecho de que el resto de potencias activas, secuencia inversa y homopolar, permaneces en valores iguales a los de antes de compensar (tabla 5-32).

5.2.2.3. Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

Por último se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma simultánea el desequilibrio y el desfase. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-49. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-50.

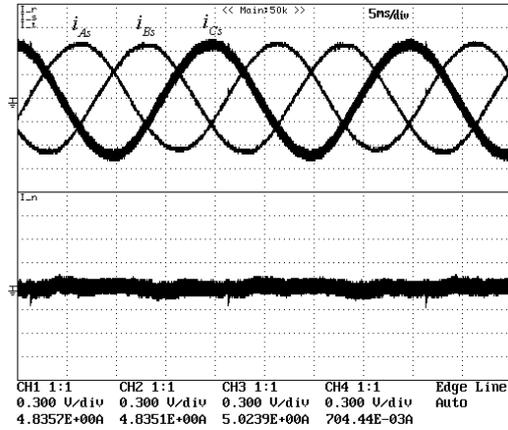


Figura 5-49. Corrientes de red durante la compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

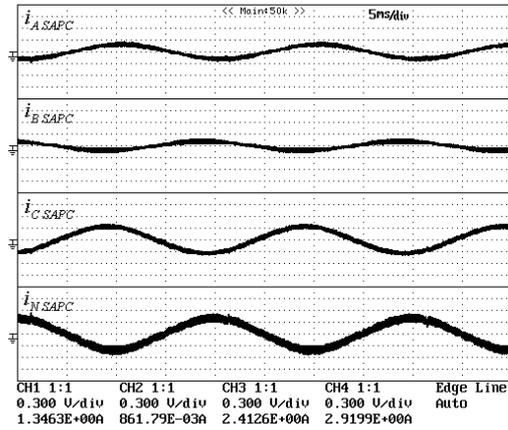


Figura 5-50. Corrientes entregadas por el compensador activo para la corrección del desequilibrio y el desfase.

En la tabla 5-37 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|-------------|-------------|-------------|--------------|--------------|--------------|-----------|
| 4.81 A | 4.82 A | 5.00 A | 4.81 A | 4.82 A | 4.98 A | 0.24 A |
| THD_{IAs} | THD_{IBs} | THD_{ICs} | ϕ_{As1} | ϕ_{Bs1} | ϕ_{Cs1} | |
| 1.15 % | 1.75 % | 1.54 % | -0.31 ° | -120.87 ° | -239.20 ° | |

Tabla 5-37 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación conjunta de desequilibrio y desfase.

La figura 5-51 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

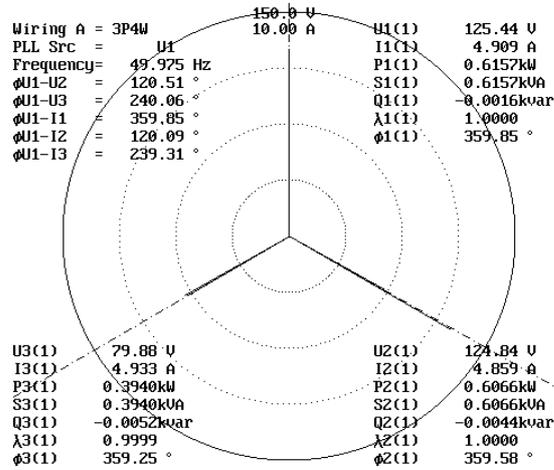


Figura 5-51 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-38 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459.

| | | | | | |
|-------------------------------|-----------------------------|------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
| $V_e = 110.49 \text{ V}$ | | | $I_e = 4.89 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 110.47 \text{ V}$ | $V_{en} = 2.09 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 4.87 \text{ A}$ | $I_{en} = 0.12 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 108.88 \text{ V}$ | $V_1^- = 15.52 \text{ V}$ | $V_1^0 = 14.68 \text{ V}$ | $I_1^+ = 4.87 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.06 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.08 \text{ A}$ |
| $\phi_{1+} = -0.36^\circ$ | $\phi_{1-} = 59.29^\circ$ | $\phi_{10} = -59.71^\circ$ | $\phi_{1+} = -0.12^\circ$ | $\phi_{1-} = -77.96^\circ$ | $\phi_{10} = 151.41^\circ$ |
| $S_e = 1615.22 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1614.40 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 51.46 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1590.25 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 278.41 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 30.66 \text{ va}$ | $D_{eI} = 41.32 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1589.51 \text{ W}$ | $Q_1^+ = -6.75 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = 1.9\%$ | $THD_{eI} = 2.56\%$ |
| $P = 1585.58 \text{ W}$ | | $P_1 = 1585.26 \text{ W}$ | | $P_H = 0.32 \text{ W}$ | |
| $P_A = 597.44 \text{ W}$ | $P_B = 596.37 \text{ W}$ | $P_C = 391.76 \text{ W}$ | $P_F = 0.981$ | | |
| $P_{A1} = 597.40 \text{ W}$ | $P_{B1} = 596.21 \text{ W}$ | $P_{C1} = 391.65 \text{ W}$ | $P_{F1} = 0.981$ | | |
| $P_1^+ = 1589.51 \text{ W}$ | $P_1^- = -1.91 \text{ W}$ | $P_1^0 = -3.07 \text{ W}$ | $P_{F1}^+ = 0.99999$ | | |
| $F_e = 0.980$ | | | | | |

Tabla 5-38 Potencias formato IEEE Std. 1459 durante compensación del desequilibrio y el desfase.

A partir de los datos registrados en la figura 5-49 y 5-51, así como en las tablas 5-37 y 5-38, se comprueba que el generador entrega un conjunto de corrientes equilibrado y de secuencia directa. Los resultados demuestran el correcto funcionamiento del sistema, la reducción de las potencias no eficientes acercan al conjunto carga-SAPC a su máxima eficiencia, limitada por la potencia debida al desequilibrio de tensiones.

5.2.3. Carga trifásica no lineal desequilibrada y con desfase.

En último lugar se presentan los resultados experimentales para el caso en el que la carga presenta los fenómenos de distorsión, desequilibrio y desfase. En este caso la carga está formada por una combinación de cargas lineales y no lineales. La parte no lineal está formada por tres rectificadores monofásicos no controlados, uno por fase, con un filtro LC y carga resistiva.

| Parte lineal | | | Parte no lineal | | |
|--|--|-------------------|---------------------------|------------------------|--------------------|
| Z_A | Z_B | Z_C | 3 x Rectificador + Filtro | | |
| $R_A = 32.5 \Omega$ $L_A = 21 \text{ mH}$ | $R_B = 56.5 \Omega$ $L_B = 12 \text{ mH}$ | $R_C = 33 \Omega$ | $C_r = 2200 \mu\text{F}$ | $L_r = 5.4 \text{ mH}$ | $R_r = 100 \Omega$ |

Para un sistema trifásico de tensiones de alimentación senoidales y desequilibradas, como las mostradas en la figura 5-35, las corrientes a través de la carga se muestran en la figura 5-52. El diagrama fasorial correspondiente a estas corrientes se muestra en la figura 5-53.

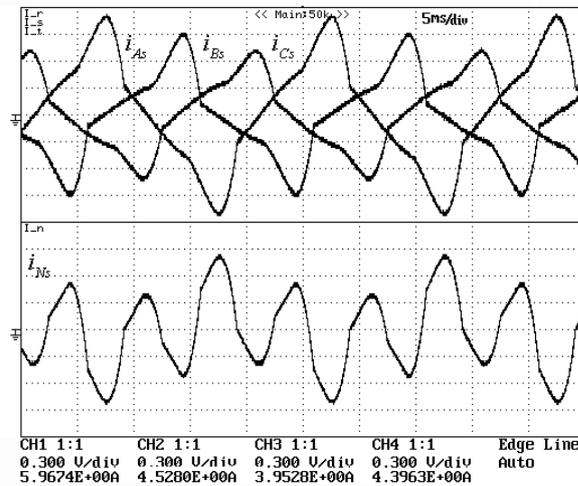


Figura 5-52. Corrientes de carga, fases A, B y C en la parte superior. Corriente de neutro en la parte inferior.

En la tabla 5-39 se muestran los valores eficaces de las tensiones y corrientes de carga junto con sus factores de distorsión armónica.

| | | | | | | |
|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| V_{As} | V_{Bs} | V_{Cs} | I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{Ns} |
| 124.24 V | 123.81 V | 78.71 V | 5.97 A | 4.53 A | 3.95 A | 4.33 A |
| V_{As1} | V_{Bs1} | V_{Cs1} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
| 124.21 V | 123.76 V | 78.68 V | 5.73 A | 4.19 A | 3.78 A | 1.52 A |
| $\phi_{V_{As1}}$ | $\phi_{V_{Bs1}}$ | $\phi_{V_{Cs1}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| -0.01 ° | -120.68 ° | -240.41 ° | -14.05 ° | -133.27 ° | -246.61 ° | |
| $THD_{V_{As}}$ | $THD_{V_{Bs}}$ | $THD_{V_{Cs}}$ | $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | |
| 1.77 % | 2.88 % | 2.57 % | 29.22 % | 41.06 % | 29.35 % | |

Tabla 5-39 Resumen de tensiones y corrientes de carga.

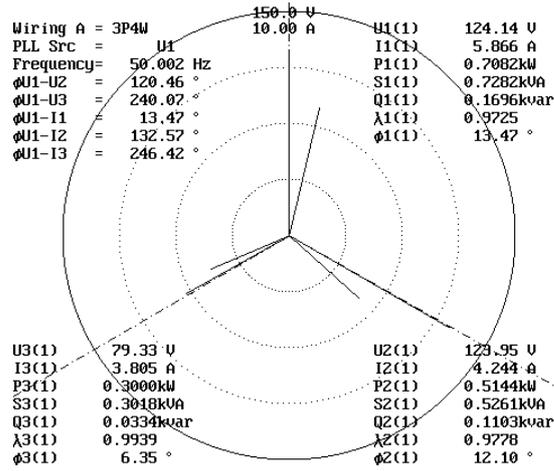


Figura 5-53 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones con sus valores más representativos.

La tabla 5-40 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|--|--------------------------------|------------------------------|--------------------------------|--|
| $V_e = 110.49 \text{ V}$ | | | $I_e = 5.49 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 110.47 \text{ V}$ | | $V_{e0} = 2.09 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 4.72 \text{ A}$ | |
| $I_{e0} = 2.79 \text{ A}$ | | $I_{1+} = 108.88 \text{ V}$ | | $I_{1-} = 0.71 \text{ A}$ | |
| $I_{10} = 0.51 \text{ A}$ | | $V_{1-} = 15.52 \text{ V}$ | | $I_{10} = -39.81 \text{ °}$ | |
| $\phi_{1+} = -0.36 \text{ °}$ | | $\phi_{10} = -59.71 \text{ °}$ | | $\phi_{1+} = -11.75 \text{ °}$ | |
| $\phi_{1-} = 59.29 \text{ °}$ | | $\phi_{10} = -59.71 \text{ °}$ | | $\phi_{1-} = -11.88 \text{ °}$ | |
| $S_e = 1819.36 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1565.55 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 926.88 \text{ va}$ | | |
| $S_{1+} = 1489.02 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 483.50 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 29.74 \text{ va}$ | |
| $D_{eI} = 926.24 \text{ va}$ | | $P_{1+} = 1457.51 \text{ W}$ | | $THD_{eV} = 1.9 \%$ | |
| $Q_{1+} = 304.67 \text{ var}$ | | $P_{1-} = 1489.28 \text{ W}$ | | $THD_{eI} = 59.16 \%$ | |
| $P = 1498.51 \text{ W}$ | | $P_{10} = 1489.28 \text{ W}$ | | $P_{H} = 9.23 \text{ W}$ | |
| $P_A = 691.20 \text{ W}$ | | $P_B = 509.73 \text{ W}$ | | $P_C = 297.58 \text{ W}$ | |
| $P_F = 0.824$ | | $P_{A1} = 688.54 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 295.86 \text{ W}$ | |
| $P_{F1} = 0.952$ | | $P_{B1} = 504.88 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.952$ | |
| $P_{F1} = 0.980$ | | $P_{1-} = 11.00 \text{ W}$ | | $P_{10} = 20.98 \text{ W}$ | |
| $F_e = 0.801$ | | | | | |

Tabla 5-40 Potencias de carga en formato IEEE Std. 1459

5.2.3.1. Compensación del desequilibrio.

En primer lugar se presentan los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desequilibrio y no el desfase ni la distorsión. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-54. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-55.

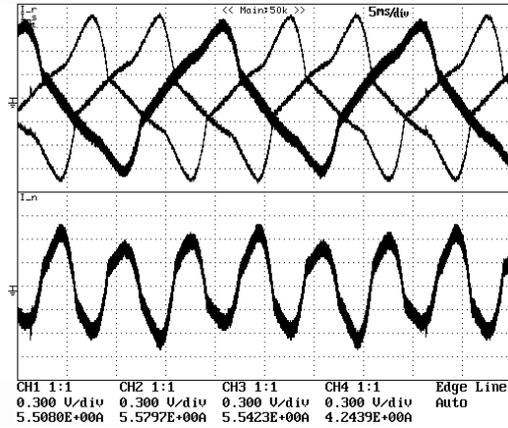


Figura 5-54. Corrientes de red durante la compensación del desequilibrio.

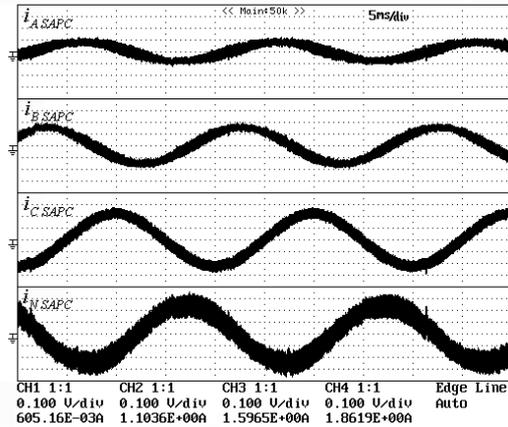


Figura 5-55. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desequilibrio.

En la tabla 5-41 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|----------------|----------------|----------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| 5.47 A | 5.53 A | 5.49 A | 5.19 A | 5.24 A | 5.34 A | 0.45 A |
| $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 32.60 % | 33.10 % | 21.00 % | -14.44 ° | -131.27 ° | -248.25 ° | |

Tabla 5-41 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación del desequilibrio.

La figura 5-56 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

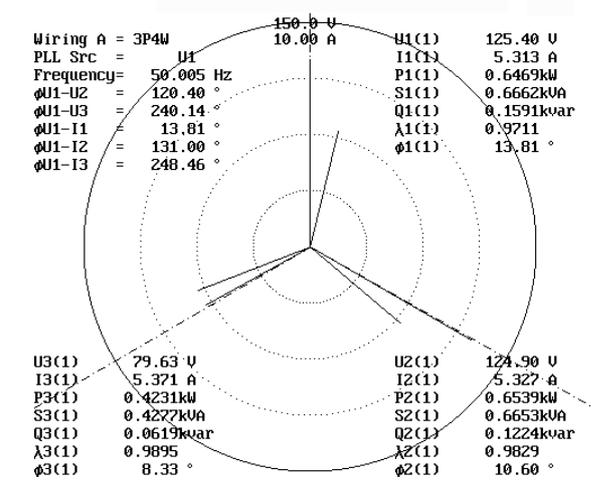


Figura 5-56 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-41 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459.

| | | | | | |
|-------------------------------|--|------------------------------|------------------------------|------------------------------|--|
| $V_e = 110.49 \text{ V}$ | | | $I_e = 6.00 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 110.47 \text{ V}$ | | $V_{e2} = 2.09 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 5.27 \text{ A}$ | |
| $I_{1+} = 108.88 \text{ V}$ | | $V_1 = 15.52 \text{ V}$ | | $I_1 = 0.17 \text{ A}$ | |
| $V_1^0 = 14.68 \text{ V}$ | | $I_1^+ = 5.26 \text{ A}$ | | $I_1^0 = 0.15 \text{ A}$ | |
| $\phi_{1+} = -0.36^\circ$ | | $\phi_{10} = -59.71^\circ$ | | $\phi_{1+} = -11.41^\circ$ | |
| $\phi_{1-} = 59.29^\circ$ | | $\phi_{1-} = -91.29^\circ$ | | $\phi_{10} = -145.29^\circ$ | |
| $S_e = 1981.86 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1747.15 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 935.36 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1718.33 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 316.11 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 33.16 \text{ va}$ | |
| $D_{eV} = 33.16 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 934.60 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 934.60 \text{ va}$ | |
| $P_1^+ = 1686.46 \text{ W}$ | | $Q_1^+ = 329.41 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 1.9\%$ | |
| $THD_{eV} = 1.9\%$ | | $THD_{eI} = 53.47\%$ | | $THD_{eI} = 53.47\%$ | |
| $P = 1689.41 \text{ W}$ | | $P_1 = 1680.10 \text{ W}$ | | $P_H = 9.31 \text{ W}$ | |
| $P_A = 627.34 \text{ W}$ | | $P_B = 643.81 \text{ W}$ | | $P_C = 418.35 \text{ W}$ | |
| $P_A = 627.34 \text{ W}$ | | $P_B = 643.81 \text{ W}$ | | $P_F = 0.849$ | |
| $P_{A1} = 624.66 \text{ W}$ | | $P_{B1} = 638.95 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 416.63 \text{ W}$ | |
| $P_{A1} = 624.66 \text{ W}$ | | $P_{B1} = 638.95 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.962$ | |
| $P_1^+ = 1697.96 \text{ W}$ | | $P_1^- = -6.86 \text{ W}$ | | $P_1^0 = 0.51 \text{ W}$ | |
| $P_1^+ = 1697.96 \text{ W}$ | | $P_1^- = -6.86 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.981$ | |
| $F_e = 0.851$ | | | | | |

Tabla 5-41 Potencias en formato IEEE Std. 1459 durante compensación del desequilibrio.

A partir de la figura 5-56 se deduce que el sistema de corrientes no es completamente equilibrado ya que, de serlo, las tres corrientes fundamentales presentarían iguales desfases frente a sus respectivas tensiones. La reducción del desequilibrio se produce aunque, a la vista de los resultados, cabría esperar un mayor decremento del mismo. La no compensación completa de las corrientes es achacable al bajo valor de las corrientes a generar en las fases A y B, que impiden obtener una buena resolución en dichas corrientes y, por tanto, una compensación más aproximada.

5.2.3.2. Compensación del desfase.

En segundo lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar únicamente el desfase y no el desequilibrio ni la distorsión. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-57. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-58.

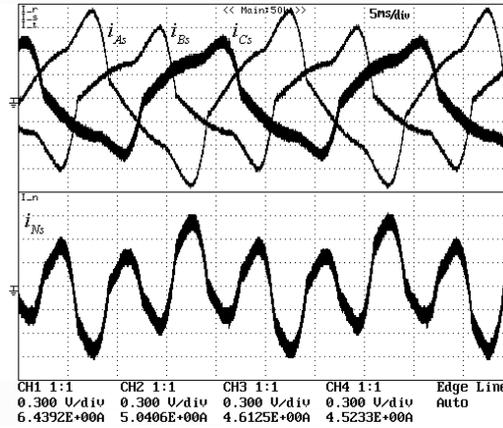


Figura 5-57. Corrientes de red durante la compensación del desfase.

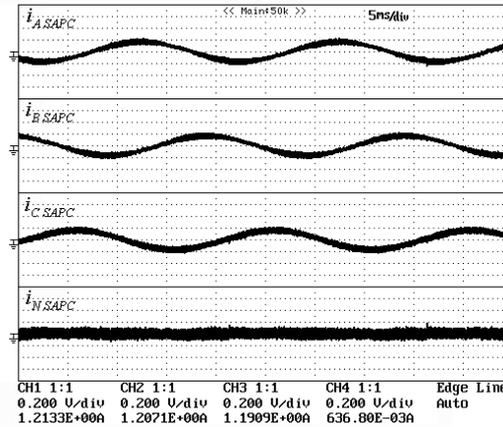


Figura 5-58. Corrientes entregadas por el compensador activo para la compensación del desfase.

En la tabla 5-42 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|-------------|-------------|-------------|---------------|---------------|---------------|-----------|
| 6.44 A | 5.08 A | 4.53 A | 6.22 A | 4.76 A | 4.37 A | 1.66 A |
| THD_{IAs} | THD_{IBs} | THD_{ICs} | ϕ_{IAs1} | ϕ_{IBs1} | ϕ_{ICs1} | |
| 27.34 % | 37.04 % | 25.50 % | -3.52 ° | -118.92 ° | -233.48 ° | |

Tabla 5-42 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación del desfase.

La figura 5-59 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

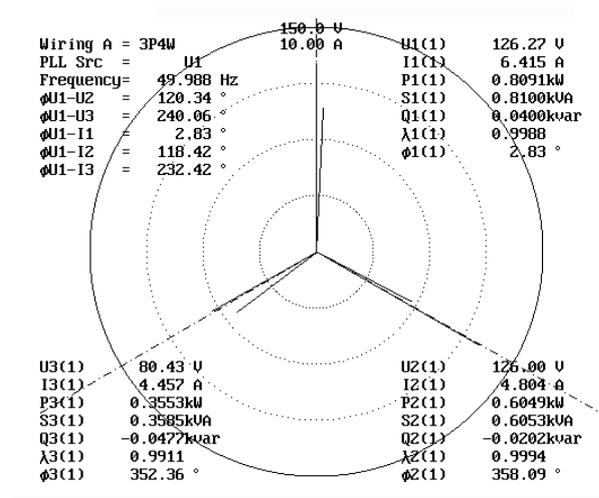


Figura 5-59 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-43 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

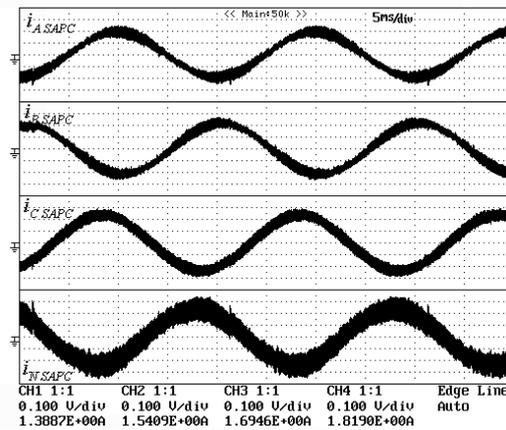
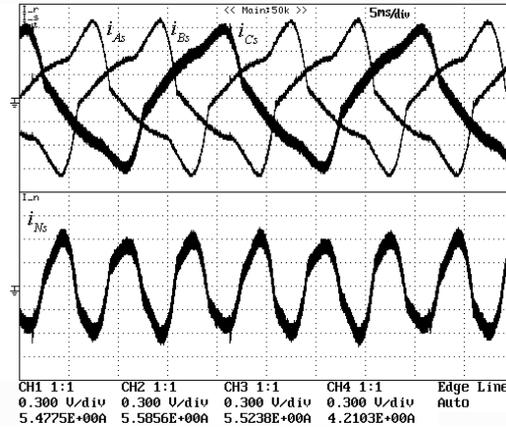
| | | | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|---------------------------|------------------------------|
| $V_e = 110.49 \text{ V}$ | | | $I_e = 5.99 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 110.47 \text{ V}$ | $V_{eh} = 2.09 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 5.26 \text{ A}$ | $I_{eh} = 2.83 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 108.88 \text{ V}$ | $V_1^- = 15.52 \text{ V}$ | $V_1^0 = 14.68 \text{ V}$ | $I_1^+ = 5.10 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.68 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.55 \text{ A}$ |
| $\phi_{1+} = -0.36^\circ$ | $\phi_{1-} = 59.29^\circ$ | $\phi_{10} = -59.71^\circ$ | $\phi_{1+} = 0.83^\circ$ | $\phi_{1-} = -8.89^\circ$ | $\phi_{10} = -39.71^\circ$ |
| $S_e = 1981.45 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1745.40 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 937.94 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1667.03 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 517.12 \text{ va}$ | $D_{eV} = 33.19 \text{ va}$ | | $D_{eI} = 937.18 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1666.79 \text{ W}$ | $Q_1^+ = -28.48 \text{ var}$ | | $THD_{eV} = 1.90 \%$ | | $THD_{eI} = 53.69 \%$ |
| $P = 1710.80 \text{ W}$ | | $P_1 = 1701.36 \text{ W}$ | | $P_H = 9.44 \text{ W}$ | |
| $P_A = 773.16 \text{ W}$ | $P_B = 594.65 \text{ W}$ | | $P_C = 342.99 \text{ W}$ | | $P_F = 0.863$ |
| $P_{A1} = 770.45 \text{ W}$ | $P_{B1} = 589.67 \text{ W}$ | | $P_{C1} = 341.24 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.974$ |
| $P_1^+ = 1666.79 \text{ W}$ | $P_1^- = 11.81 \text{ W}$ | | $P_1^0 = 22.84 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.9998$ |
| $F_e = 0.841$ | | | | | |

Tabla 5-43 Potencias en formato IEEE Std. 1459 durante compensación del desfase.

A la vista de los datos resumidos en la tabla 5-43, se puede concluir el buen comportamiento del compensador cuando se trata de compensar Q_1^+ . Salvo la potencia activa, ninguna otra potencia se ve afectada demostrándose el buen comportamiento del SAPC trabajando de forma selectiva.

5.2.3.3. Compensación conjunta del desequilibrio y el desfase.

En tercer lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma simultánea el desequilibrio y el desfase. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-60. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-61.



En la tabla 5-44 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|----------------|----------------|----------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| 5.49 A | 5.53 A | 5.53 A | 5.22 A | 5.28 A | 5.36 A | 0.13 A |
| $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 33.03 % | 33.25 % | 20.95 % | 0.04 ° | -120.23 ° | -240.76 ° | |

Tabla 5-44 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación conjunta del desfase y el desequilibrio.

La figura 5-62 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

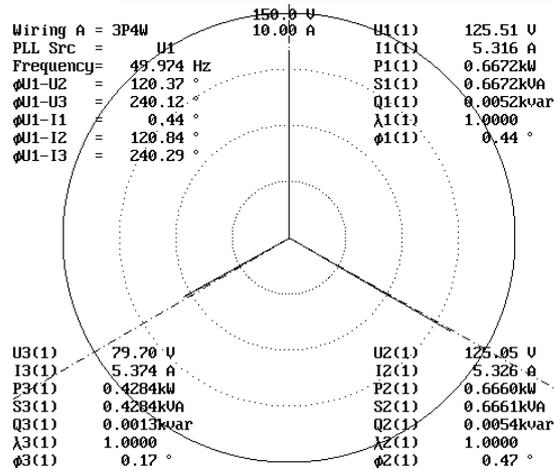


Figura 5-62 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-45 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459.

| | | | | | |
|------------------------------|------------------------------|-------------------------------|------------------------------|--------------------------------|-------------------------------|
| $V_e = 110.49$ V | | | $I_e = 6.01$ A | | |
| $V_{e1} = 110.47$ V | | $V_{e3} = 2.09$ V | $I_{e1} = 5.29$ A | | $I_{e3} = 2.84$ A |
| $V_1^+ = 108.88$ V | $V_1^- = 15.52$ V | $V_1^0 = 14.68$ V | $I_1^+ = 5.29$ A | $I_1^- = 0.03$ A | $I_1^0 = 0.09$ A |
| $\phi_{V_1^+} = -0.36^\circ$ | $\phi_{V_1^-} = 59.29^\circ$ | $\phi_{V_1^0} = -59.71^\circ$ | $\phi_{I_1^+} = -0.32^\circ$ | $\phi_{I_1^-} = -177.84^\circ$ | $\phi_{I_1^0} = 117.17^\circ$ |
| $S_e = 1991.11$ va | | | | | |
| $S_{e1} = 1754.50$ va | | | $S_{eN} = 941.40$ va | | |
| $S_1^+ = 1728.93$ va | | $S_{U1} = 298.43$ va | | $D_{eV} = 33.37$ va | $D_{eI} = 940.64$ va |
| $P_1^+ = 1728.93$ W | $Q_1^+ = -2.92$ var | | | $THD_{eV} = 1.90$ % | $THD_{eI} = 53.61$ % |
| $P = 1734.78$ W | | $P_1 = 1725.52$ W | | $P_H = 9.26$ W | |
| $P_A = 651.69$ W | $P_B = 658.93$ W | $P_C = 424.15$ W | $P_F = 0.871$ | | |
| $P_{A1} = 648.96$ W | $P_{B1} = 654.16$ W | $P_{C1} = 422.40$ W | $P_{F1} = 0.983$ | | |
| $P_1^+ = 1728.93$ W | $P_1^- = -0.83$ W | $P_1^0 = -2.58$ W | $P_{F1}^+ = 0.9999985$ | | |
| $F_e = 0.868.$ | | | | | |

Tabla 5-45 Potencias formato IEEE Std. 1459 durante la compensación del desequilibrio y el desfase.

En este caso se consigue la cancelación completa del fenómeno de desfase. Además se reduce el desequilibrio a un nivel cercano al impuesto por las tensiones de alimentación. El conjunto de corrientes que entrega el generador, en su componente fundamental, resulta equilibrado y de secuencia directa como demuestran los resultados de la tabla 5-44. El factor de eficiencia mejora aunque sin alcanzar su valor máximo ya que no se ha compensado el fenómeno de la distorsión de corrientes y, por tanto, la potencia aparente no fundamental se mantiene en el mismo valor que antes de la compensación.

5.2.3.4. Compensación de la distorsión.

En cuarto lugar se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma independiente la distorsión del sistema. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-63. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-64.

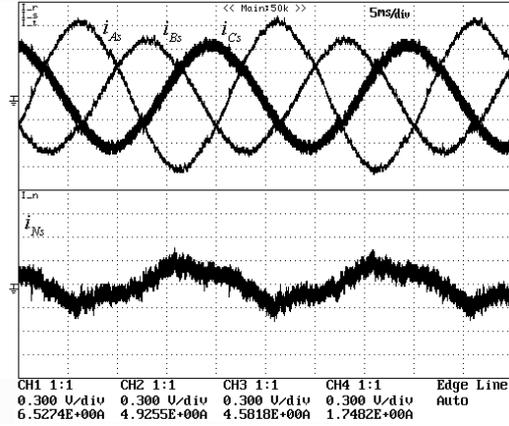


Figura 5-63. Corrientes de red durante la compensación independiente de la distorsión armónica.

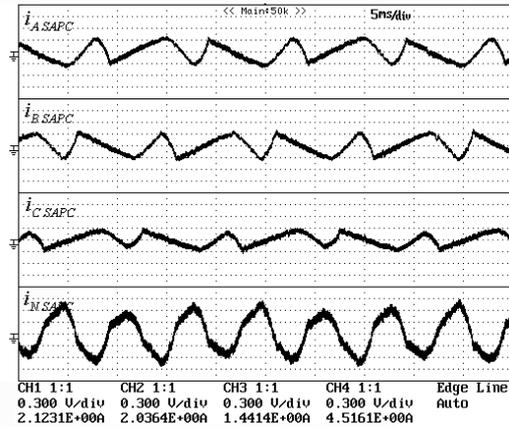


Figura 5-64. Corrientes entregadas por el compensador activo para la corrección de la distorsión armónica.

En la tabla 5-46 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|----------------|----------------|----------------|------------------|------------------|------------------|-----------|
| 6.48 A | 4.88 A | 4.53 A | 6.48 A | 4.88 A | 4.50 A | 1.64 A |
| $THD_{I_{As}}$ | $THD_{I_{Bs}}$ | $THD_{I_{Cs}}$ | $\phi_{I_{As1}}$ | $\phi_{I_{Bs1}}$ | $\phi_{I_{Cs1}}$ | |
| 3.21 % | 4.32 % | 3.13 % | -11.20 ° | -130.19 ° | -246.15 ° | |

Tabla 5-46 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación de la distorsión.

La figura 5-65 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

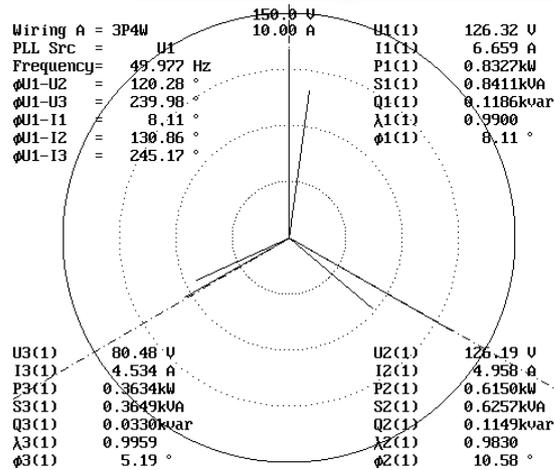


Figura 5-65 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

La tabla 5-47 presenta las principales magnitudes en formato IEEE Std. 1459 junto con las componentes simétricas fundamentales de tensiones y corrientes.

| | | | | | |
|-------------------------------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|-----------------------------|------------------------------|
| $V_e = 110.49 \text{ V}$ | | | $I_e = 5.45 \text{ A}$ | | |
| $V_{e1} = 110.47 \text{ V}$ | $V_{eh} = 2.09 \text{ V}$ | | $I_{e1} = 5.44 \text{ A}$ | $I_{eh} = 0.31 \text{ A}$ | |
| $V_1^+ = 108.88 \text{ V}$ | $V_1^- = 15.52 \text{ V}$ | $V_1^0 = 14.68 \text{ V}$ | $I_1^+ = 5.28 \text{ A}$ | $I_1^- = 0.69 \text{ A}$ | $I_1^0 = 0.55 \text{ A}$ |
| $\phi_{1+} = -0.36^\circ$ | $\phi_{1-} = 59.29^\circ$ | $\phi_{10} = -59.71^\circ$ | $\phi_{1+} = -9.46^\circ$ | $\phi_{1-} = -8.33^\circ$ | $\phi_{10} = -32.15^\circ$ |
| $S_e = 1805.44 \text{ va}$ | | | | | |
| $S_{e1} = 1802.14 \text{ va}$ | | | $S_{eN} = 109.12 \text{ va}$ | | |
| $S_1^+ = 1725.41 \text{ va}$ | | $S_{U1} = 520.26 \text{ va}$ | | $D_{eV} = 34.23 \text{ va}$ | $D_{eI} = 103.59 \text{ va}$ |
| $P_1^+ = 1704.63 \text{ W}$ | $Q_1^+ = 266.94 \text{ var}$ | | | $THD_{eV} = 1.90 \%$ | $THD_{eI} = 5.74 \%$ |
| $P = 1737.88 \text{ W}$ | | $P_1 = 1738.23 \text{ W}$ | | $P_H = -0.35 \text{ W}$ | |
| $P_A = 789.81 \text{ W}$ | $P_B = 595.80 \text{ W}$ | $P_C = 352.27 \text{ W}$ | | $P_F = 0.963$ | |
| $P_{A1} = 789.85 \text{ W}$ | $P_{B1} = 596.05 \text{ W}$ | $P_{C1} = 352.33 \text{ W}$ | | $P_{F1} = 0.964$ | |
| $P_1^+ = 1704.63 \text{ W}$ | $P_1^- = 12.33 \text{ W}$ | $P_1^0 = 21.87 \text{ W}$ | | $P_{F1}^+ = 0.988$ | |
| $F_e = 0.944$ | | | | | |

Tabla 5-47 Potencias formato IEEE Std. 1459 durante la compensación independiente de la distorsión armónica.

Se puede comprobar a partir de los resultados de la tabla 5-47 como se reduce individualmente el fenómeno de la distorsión, quedando inalterados los valores de Q_1^+ y de S_{U1} . Se consigue reducir el THD de las corrientes del generador hasta un valor inferior al 5% (tabla 5.46) para los 50 primeros armónicos de las corrientes. La eficiencia del sistema aumenta debido a que la distorsión es la principal causa de ineficiencia de la carga ensayada.

5.2.3.5. Compensación conjunta del desequilibrio, el desfase y la distorsión.

Finalmente se muestran los resultados obtenidos tras la conexión del compensador cuando se decide compensar de forma simultánea el desequilibrio, el desfase y la distorsión armónica. Las corrientes que entrega el generador después de la conexión del compensador se muestran en la figura 5-66. Las corrientes de compensación que entrega el inversor se muestran en la figura 5-67.

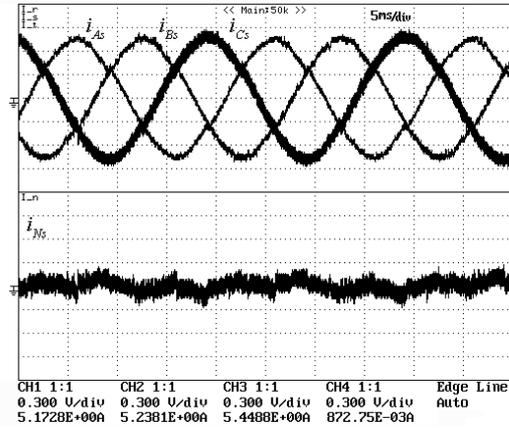


Figura 5-66. Corrientes de red durante la compensación global de las potencias no activas.

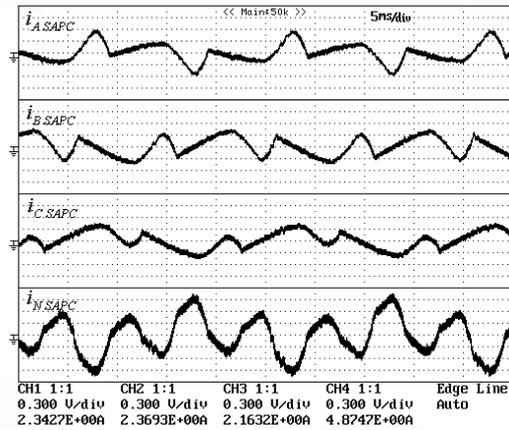


Figura 5-67. Corrientes entregadas por el compensador para la corrección global de las potencias no activas.

En la tabla 5-48 se muestran los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| I_{As} | I_{Bs} | I_{Cs} | I_{As1} | I_{Bs1} | I_{Cs1} | I_{Ns1} |
|-------------|-------------|-------------|---------------|---------------|---------------|-----------|
| 5.22 A | 5.28 A | 5.42 A | 5.16 A | 5.20 A | 5.36 A | 0.26 A |
| THD_{IAs} | THD_{IBs} | THD_{ICs} | ϕ_{IAs1} | ϕ_{IBs1} | ϕ_{ICs1} | |
| 3.88 % | 3.92 % | 2.66 % | -0.89 ° | -121.52 ° | -240.58 ° | |

Tabla 5-48 Resumen de las corrientes de línea durante la compensación de la global.

La figura 5-68 muestra el diagrama fasorial de los valores fundamentales de las corrientes de línea y de las tensiones en el pcc.

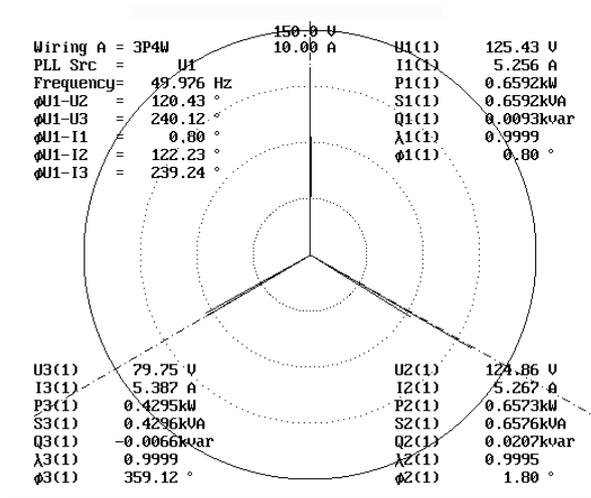


Figura 5-68 Diagrama fasorial de las corrientes y tensiones de línea y sus valores representativos.

En la tabla 5-49 se muestra los valores eficaces de las corrientes de línea junto con sus componentes fundamentales y sus factores de distorsión armónica.

| | | | | | |
|-----------------------------|-----------------------------|------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|------------------------------|
| $V_e = 110.49$ V | | | $I_e = 5.26$ A | | |
| $V_{e1} = 110.47$ V | $V_{eh} = 2.09$ V | | $I_{e1} = 5.25$ A | $I_{eh} = 0.34$ A | |
| $V_1^+ = 108.88$ V | $V_1^- = 15.52$ V | $V_1^0 = 14.68$ V | $I_1^+ = 5.24$ A | $I_1^- = 0.05$ A | $I_1^0 = 0.09$ A |
| $\phi_{v1^+} = -0.36^\circ$ | $\phi_{v1^-} = 59.29^\circ$ | $\phi_{v1^0} = -59.71^\circ$ | $\phi_{i1^+} = -0.99^\circ$ | $\phi_{i1^-} = -113.76^\circ$ | $\phi_{i1^0} = 141.73^\circ$ |
| $S_e = 1743.42$ va | | | | | |
| $S_{e1} = 1739.51$ va | | | $S_{eN} = 116.68$ va | | |
| $S_1^+ = 1713.58$ va | | $S_{L1} = 299.77$ va | | $D_{eV} = 33.04$ va | $D_{eI} = 111.89$ va |
| $P_1^+ = 1713.43$ W | $Q_1^+ = 22.99$ var | | | $THD_{eV} = 1.90\%$ | $THD_{eI} = 6.4\%$ |
| $P = 1707.39$ W | | $P_1 = 1707.73$ W | | $P_{H1} = -0.34$ W | |
| $P_A = 640.66$ W | $P_B = 644.16$ W | $P_C = 422.55$ W | $P_F = 0.979$ | | |
| $P_{A1} = 640.77$ W | $P_{B1} = 644.35$ W | $P_{C1} = 422.61$ W | $P_{F1} = 0.982$ | | |
| $P_1^+ = 1713.43$ W | $P_1^- = -1.28$ W | $P_1^0 = -4.40$ W | $P_{F1^+} = 0.99991$ | | |
| $F_e = 0.983$ | | | | | |

Tabla 5-49 Potencias formato IEEE Std. 1459 durante compensación global del sistema.

Mediante la compensación global se consigue la máxima eficiencia. En este caso, durante la compensación, el conjunto carga – compensador consume del generador una mínima cantidad de potencias no eficientes, siendo la mayor parte de la potencia entregada por el generador P_1^+ . El THD de las corrientes individuales es inferior al 5% para los 50 primeros armónicos. El factor de eficiencia mejora junto con los factores de potencia evidenciando el buen comportamiento del SAPC.

5.3. Tensión de salida del inversor, rizado de corriente y frecuencia de conmutación.

Para completar el capítulo se han obtenido formas de onda de algunas magnitudes significativas del SAPC. En la figura 5-69 se muestra la tensión modulada a la salida de la fase *A* del SAPC frente a la tensión de la fase *A* respecto al neutro de la red. La modulación producida por el modulador 3D3BSVPWM es bipolar por la configuración de la etapa de potencia con bus de repartido. Se aprecia como genera la tensión a partir del bus dc cargado a 500V.

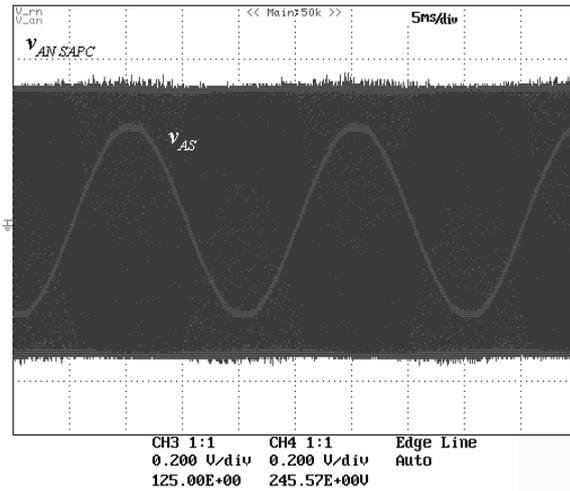


Figura 5-69 Tensión de la salida del SAPC $v_{AN\ SAPC}$ y tensión de fase v_{AS} .

La figura 5-70 muestra las mismas tensiones anteriores, habiéndose filtrado la tensión modulada del SAPC mediante la función de promediado del osciloscopio.

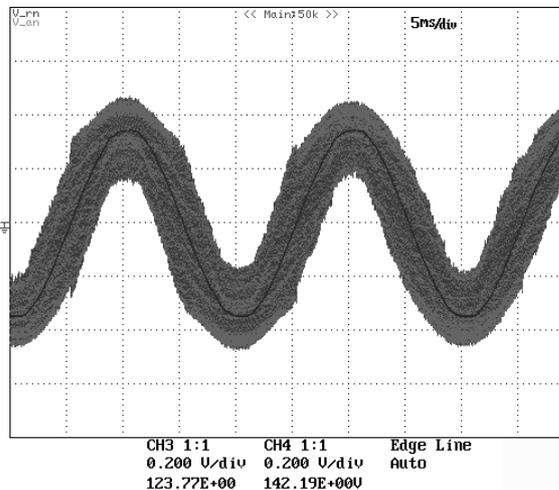


Figura 5-70 Tensión filtrada de la salida *A* $v_{AN\ SAPC}$ y tensión de fase v_{AS} .

En la figura 5-71 se muestra la tensión modulada compuesta entre las fases *A* y *B* generadas por el SAPC frente a la tensión compuesta de línea en las fases *A* y *B*. Se aprecia el buen sincronismo obtenido por el sistema de control del SAPC. La figura 5-72 muestra estas dos mismas magnitudes cuando igual que en el caso anterior se filtra la señal modulada.

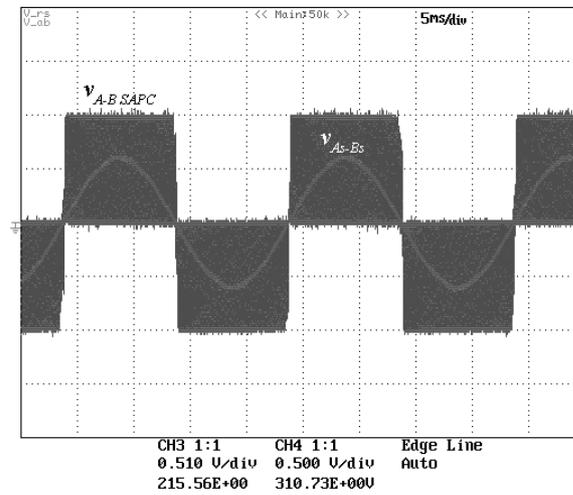


Figura 5-71 Tensión compuesta entre las salidas *A* y *B* ($v_{AB\ SAPC}$) filtrada y tensión compuesta de red v_{AB} .

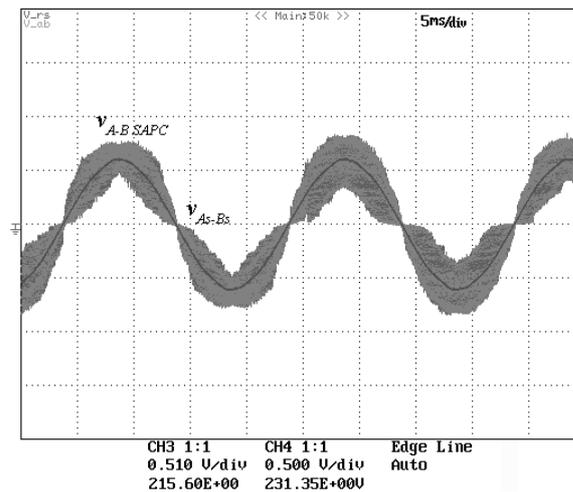


Figura 5-72 Tensión compuesta entre las salidas *A* y *B* ($v_{AB\ SAPC}$) filtrada y tensión compuesta de red v_{AB} .

Finalmente las figuras 5-73 y 5-74 muestran detalles de la corriente en una de las fases del SAPC. En la primera se mide sobre la corriente en la fase *A* y la tensión modulada, la frecuencia de conmutación a la que trabaja el modulador 3D3BSVPWM (19200 Hz). En la segunda figura se mide el rizado de corriente sobre la corriente de la fase *A* del SAPC, apreciándose un rizado de corriente aproximado de 0.7A

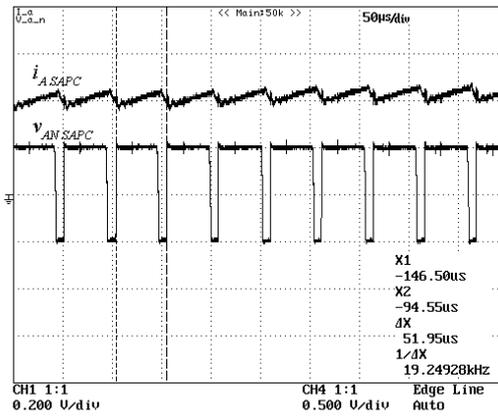


Figura 5-73 Detalle del SVPWM de la tensión de salida $v_{A\ SAPC}$ (escala 250 V/div.) y corriente de la fase A ($i_{A\ SAPC}$).

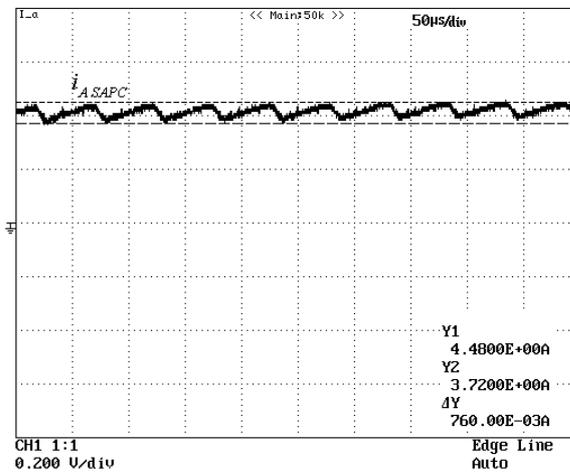


Figura 5-74 Detalle del rizado de corriente en la fase A ($i_{A\ SAPC}$).

5.4. Conclusiones

En el presente capítulo se han presentado los resultados experimentales obtenidos a partir de la implementación de un prototipo basado en el SAPC selectivo diseñado en los apartados anteriores. Se han aplicado los diferentes modos de compensación selectiva establecidos, de forma individual y combinada, sobre diferentes cargas y condiciones de alimentación.

- Aunque no con la exactitud con la que se obtuvo mediante los resultados de simulación, debido a las limitaciones del prototipo, se han obtenido resultados que corroboran el buen funcionamiento del compensador y de los diferentes modos de compensación selectiva.
- Los resultados obtenidos demuestran que este compensador es capaz de mitigar de forma independiente los fenómenos no eficientes presentes en la instalación, resultando una herramienta útil para, a las órdenes de un gestor energético, dedicar toda su potencia en la compensación de un fenómeno u otro cuando las condiciones así lo aconsejen.
- Se ha comprobado experimentalmente el adecuado funcionamiento del modulador 3D-3B SVPWM y del sistema de control diseñado. El seguimiento de las corrientes de referencia, el mantenimiento del bus dc en su valor de consigna y la no aparición de desequilibrios en las tensiones del bus dc, demuestran el adecuado funcionamiento de los reguladores diseñados.

6. Aportaciones y líneas de trabajo futuro. Publicación de resultados.

6.1. Aportaciones

En este punto se detallan las aportaciones de la presente tesis.

- Se propone la utilización de un compensador activo de potencia de conexión en paralelo, con capacidad de compensación selectiva, para la mejora de la calidad del suministro eléctrico. Cuando la potencia aparente de un compensador activo es inferior a la necesaria para hacer frente a una compensación global del sistema, un compensador activo selectivo puede dedicar toda su potencia aparente a la compensación o mitigación de los efectos de una u otra ineficiencia.
- Se ha desarrollado un compensador activo de potencia capaz de compensar de forma individual los fenómenos de desfase, desequilibrio y distorsión de una instalación eléctrica a cuatro hilos. La versatilidad de este compensador dotaría a un gestor central con información acerca del estado de la red de suministro, de la posibilidad de gestionar a qué efectos se dedica la capacidad de los compensadores selectivos que de él dependan.
- Se han desarrollado dos modos de obtener un compensador selectivo a partir de dos teorías de la potencia eléctrica diferentes. En el primero, a partir del método de la descomposición de las corrientes instantáneas propuesto por Fryze y seguido por otros autores, se han definido nuevas conductancias equivalentes que permiten la obtención de las corrientes de referencia selectivas. En el segundo, basándose en los términos de potencia definidos en la norma IEEE Std. 1459 se han derivado las corrientes que identifican cada fenómeno no eficiente y a partir de ellas se proponen los juegos de corrientes de referencia a utilizar para su compensación. De entre los dos métodos desarrollados se propone la utilización de la norma IEEE Std. 1459 como base matemática para la obtención de las diferentes corrientes de referencia del compensador activo selectivo.
- Se ha propuesto la utilización de un regulador de corriente de bajo coste computacional. Se incluye el diseño del regulador así como el análisis del régimen estacionario y de su respuesta dinámica. El regulador propuesto tiene como principal virtud el bajo coste computacional necesario, respetando un compromiso entre rapidez y prestaciones. Se demuestra que es apto para ser utilizado en los sistemas de compensación paralelo para instalaciones a cuatro hilos.

- Se ha propuesto la utilización de un algoritmo de ventana deslizante que permite obtener los valores de las tensiones y corrientes fundamentales con cada nueva muestra adquirida. A diferencia de otros métodos basados en DFT permite al compensador activo responder en 20 ms a las perturbaciones que puedan ocurrir.
- Se ha propuesto una modificación sobre las corrientes de referencia para los modos de compensación selectivos. De esta forma se tiene en cuenta la potencia activa que debe ser absorbida del generador eléctrico según la potencia, o conjunto de potencias, no eficientes que se vayan a compensar. De esta forma no se depende de la reacción del regulador de tensión del bus dc, ya que al conocerse la potencia activa que va a entregar el SAPC a la carga, se tiene en cuenta de antemano evitando la descarga del bus dc debida a este motivo.
- Se ha desarrollado un nuevo modulador vectorial tridimensional para convertidores de tres ramas y cuatro hilos. A partir de la técnica de la modulación vectorial 2D bien conocida y ampliamente aplicada a los motores ac se ha desarrollado una adaptación a la etapa de potencia de tres ramas y cuatro hilos del compensador activo propuesto. Se ha obtenido un modulador vectorial tridimensional 3D3B SVPWM. Se han obtenido las matrices de transformación que permiten identificar los vectores de conmutación y la obtención de los ciclos de trabajo a aplicar a los semiconductores de la etapa de potencia. El modulador se ha desarrollado en coordenadas del sistema, evitando las transformaciones de Clark y Park de forma que la implementación resulta sencilla y de bajo coste computacional.
- A partir del modulador vectorial 3D3B SVPWM desarrollado se ha propuesto una modificación del mismo para obtener un menor rizado a la frecuencia de conmutación en la corriente del neutro y, a su vez, por el bus dc, reduciendo el efecto que causa en la descompensación de las tensiones de los condensadores del propio bus dc.

6.2. Líneas de trabajo futuro.

- Realizar un análisis sobre el efecto que tiene para la red eléctrica, en una situación de baja capacidad del inversor, compensar de forma selectiva una u otra ineficiencia.
- Desarrollar un gestor energético remoto capaz de decidir las acciones que deben llevar a cabo los compensadores activos selectivos a su cargo.
- Desarrollar un sistema de control autónomo para el compensador selectivo capaz de decidir ante las medidas locales disponibles, cuál es la mejor compensación que puede realizar si su capacidad es inferior a la necesaria para realizar una compensación global.
- Desarrollar un sistema de medidas de altas prestaciones basado en la norma IEEE Std. 1459. Este sistema calculará las corrientes de referencia del compensador, incluyendo los cálculos necesarios para obtener las corrientes de referencia para la compensación selectiva de armónicos individuales. Todo ello supone un mayor número de DFT's a calcular por lo que se exige gran capacidad de proceso. El sistema de medidas descargará al compensador del cálculo de las corrientes de referencia pudiendo implementarse en su sistema de control un regulador de corriente de altas prestaciones para la compensación de armónicos de orden alto.
- Se propone obtener una descomposición de la potencia de desequilibrio definida en la IEEE Std. 1459 de forma que se consiga distinguir entre los desequilibrios debidos a la instalación receptora y aquellos presentes en el punto de conexión. A partir de esta descomposición se propondrán nuevos factores de mérito para la evaluación del desequilibrio de las corrientes consumidas por la instalación y de las tensiones presentes en el punto de conexión de la misma. Podrían utilizarse como factores de penalización en las tarifas por consumo de potencia de desequilibrio y permitir evaluar de forma clara la bondad de la compensación del fenómeno de desequilibrio debido a la propia instalación.

6.3. Resultados publicados de la tesis doctoral.

En relación con el trabajo realizado en la presente tesis se han publicado, se encuentran aceptados para su publicación o se encuentran en proceso de revisión los siguientes artículos:

1) Improved Shunt Active Power Compensator Based on IEEE Std. 1459.

S. Orts-Grau, F. J. Gimeno-Sales, A. Abellán, S. Seguí-Chilet, M. Alcañiz and R. Masot

Revista: *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. Special Section on Active and Hybrid Filters to Enhance Electric Power Quality.

Enviado en Junio de 2007. Primera revisión en Agosto de 2008. A la espera de resolución.

2) Selective Compensation in Four-Wire Electric Systems Based on a New Equivalent Conductance Approach.

S. Orts-Grau, F. J. Gimeno-Sales, A. Abellán, S. Seguí-Chilet, M. Alcañiz and R. Masot

Revista: *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. Special Section on Active and Hybrid Filters to Enhance Electric Power Quality.

Enviado en Junio de 2007. Primera revisión en Enero de 2008. A la espera de resolución.

3) Selective Shunt Active Power Compensator Applied in Four-Wire Electrical Systems based on IEEE Std. 1459.

S. Orts-Grau, F. J. Gimeno-Sales, A. Abellán-García, S. Seguí-Chilet, M. Alcañiz and R. Masot-Peris.

Revista: *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 23, no. 4, pp. 2563–2574, Oct. 2008. ISSN: 0885-8977.

4) Achieving Maximum Efficiency in Three-Phase Systems with a Shunt Active Power Compensator based on IEEE Std. 1459.

S. Orts, F. J. Gimeno-Sales, A. Abellán, S. Seguí-Chilet, M. Alcañiz and R. Masot

Revista: *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 23, no. 2, pp. 812–822, Apr. 2008. ISSN: 0885-8977.

5) Approach to Unbalance Power Active Compensation under linear load unbalances and fundamental voltage asymmetries.

S. Seguí-Chilet, F.J. Gimeno-Sales, S. Orts, G. Garcerá, E. Figueres, M. Alcañiz, R. Masot
Revista: *International Journal of Electrical Power and Energy Systems*. vol. Sept.2007, pp. 526-539. ISSN : 0142-0615. Elsevier Science Ltd.

6) Nuevo compensador activo basado en la IEEE Std. 1459.

S. Orts, F. J. Gimeno-Sales, A. Abellán, S. Seguí-Chilet, M. Alcañiz, R. Masot.

Revista : *IEEE Latin America Transactions*. vol. 4, n° 1, Marzo de 2006, pp. 38-46.

7) 3D-3B SVPWM Active Filter Based in IEEE Standard 1459.

S. Orts, F. J. Gimeno-Sales, A. Abellán, S. Seguí-Chilet, M. Alcañiz, R. Masot.

Congreso: *51h IASTED International Conference on Power and Energy Systems*. European Power and Energy Systems (EUROPES 2005). The International Association of Science and Technology for Development (IASTED). CD-ROM de actas, pp. 374-379. Junio 2005. Editorial: M.H. Hamza. I.S.B.N.: 0-88986-465-9

8) Modelling and simulation of three phase power active compensator with Matlab / Simulink.

S. Orts, S. Seguí, F. Gimeno, M. Alcañiz, R. Masot

Congreso: *35 IEEE Power Electronics Specialists Conference PESC04*, vol. 4, Jun. 2004, pp. 3182 – 3187. Proceedings CDROM. ISBN: 07803-8400-8. Summary Proceedings. ISBN: 07803-8399-0.

7. Referencias.

- [1] Memoria estadística de UNESA. Informe Eléctrico 2006. Julio 2007.
- [2] Comisión de las Comunidades Europeas, “Plan de acción para la eficiencia energética: realizar el potencial”. Documento: COM(2006)545 Final. Octubre 2006.
- [3] Comisión de las Comunidades Europeas, “Programa de trabajo de la energía renovable. Las energías renovables en el siglo XXI: construcción de un futuro más sostenible”. Documento COM(2006) 848. Enero 2007.
- [4] Comisión de las Comunidades Europeas, “Una política energética para Europa”. Documento: COM(2007) 1 final. Enero 2007.
- [5] Versión revisada de las conclusiones de la presidencia del Consejo Europeo de Bruselas. Documento: 7224/1/07. Marzo 2007.
- [6] Secretaría General de Energía. Subdirección General de Planificación Energética. Ministerio de Industria, Turismo y Comercio, “Planificación de los sectores de electricidad y gas 2002-2011. Revisión 2005-2011”. Marzo 2006.
- [7] Instituto para la Diversificación y el Ahorro de Energía (IDAE). Ministerio de Industria, Turismo y Comercio. “Plan de Energías Renovables 2005-2010”. Agosto 2005.
- [8] Real decreto 1370/2006, de 24 de noviembre, por el que se aprueba el “Plan Nacional de Asignación de derechos de emisión de gases de efecto invernadero, 2008-2012”. BOE 282. Noviembre 2006.
- [9] Real decreto 430/2004, de 12 de marzo, por el que se establecen nuevas normas sobre limitación de emisiones a la atmósfera de determinados agentes contaminantes procedentes de grandes instalaciones de combustión, y se fijan ciertas condiciones para el control de las emisiones a la atmósfera de las refinerías de petróleo. BOE 69. Marzo 2004.

- [10] Instituto para la Diversificación y el Ahorro de Energía (IDAE). Ministerio de Industria, Turismo y Comercio. “Estrategia de ahorro y eficiencia energética en España 2004-2012. Plan de acción 2005-2007”. Julio 2005.
- [11] A.E. Emanuel, “Summary of IEEE Standard 1459: definitions for measurement of electric power quantities under sinusoidal, nonsinusoidal, balanced, or unbalanced conditions,” IEEE Trans. on Ind. Applications, vol. 40, no. 3, pp. 869-876, Mayo / Junio 2004.
- [12] A. E. Emanuel, “Power in nonsinusoidal situation: a review of definitions and physical meaning”. IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 5, no. 3, pp. 1377-1389, Julio 1990.
- [13] N. Locci, C. Muscas, S. Sulis, “On the Measurement of Power-Quality Indexes for Harmonic Distortion in the Presence of Capacitors”. IEEE Trans. on Instrumentation and Measurement, vol. 56, no. 5, pp. 1871-1876, Octubre 2007.
- [14] IEEE Std. 1459-2000, Trial Use Standard Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities Under Sinusoidal, Non-Sinusoidal, Balanced, or Unbalanced Conditions. Institute of Electrical and Electronics Engineers. Mayo 2000. Ascendida a categoría “Full Use” en 2002.
- [15] G. N. Stenbakken, T. L. Nelson, B. C. Waltrip, D. I. Bergman, “NIST program for traceable power and energy measurements under non-sinusoidal waveform conditions”, REvista ieee
- [16] L. Cristaldi, A. Ferrero, S. Salicone, “A distributed system for power quality measurement”, Proc. of the IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference IMTC 2001, pp. 2130-2135, Mayo 2001.
- [17] R. Arseneau, “Calibration system for power quality instrumentation”, Proc. of IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, vol. 2, pp. 1437-1440, 2002.
- [18] R. Arseneau, “Application of IEEE standard 1459-2000 for revenue meters”, IEEE Power Engineering Society General Meeting, vol. 1, pp. 87-91, Jul. 2003.
- [19] C. Gherasim, J. Van den Keybus, J. Driesen, R. Belmans, “DSP Implementation of Power Measurements According to the IEEE Trial-Use Standard 1459”. IEEE Trans. on Instrumentation and Measurement, vol. 53, no. 4, pp. 1086-1092, Aug. 2004.

- [20] UNE-EN-61000-3-2. Compatibilidad electromagnética (CEM). Parte 3-2: Límites para las emisiones de corriente armónica (equipos con corriente de entrada inferior o igual a 16 A por fase).
- [21] IEC-61000-3-4. Compatibilidad electromagnética (CEM). Parte 3-4: Límites para las emisiones de corriente armónica (equipos con corriente de entrada superior a 16 A por fase).
- [22] IEEE Standard 519-1992, Recommended Practices and Requirements for Harmonic Control in Electrical Power Systems, IEEE, New York, 1993.
- [23] H. Akagi, E.H. Watanabe, and M. Aredes, *Instantaneous Power Theory and Applications to Power Conditioning*, Wiley-IEEE Press, Abril 2007.
- [24] M. K. Mishra, A. Ghosh, A. Joshi, and H. M. Suryawanshi, "A novel method of load compensation under unbalanced and distorted voltages," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 22, no. 1, pp. 288–295, Jan. 2007.
- [25] P. Salmeron, and R. S. Herrera, "Distorted and unbalanced systems compensation within instantaneous reactive power framework," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 21, no. 3, pp.1655–1662, Jul. 2006.
- [26] L. H. Tey, P. L. So, and Y. C. Chu, "Improvement of power quality using adaptive shunt active filter," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 20, no. 2, part 2, pp.1558–1568, Apr. 2005.
- [27] C. C. Chen, and Y. Y. Hsu, "A novel approach to the design of a shunt active filter for an unbalanced three-phase four-wire system under nonsinusoidal conditions," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 15, no. 4, pp. 1258-1264, Oct. 2000.
- [28] Bor-Ren Lin; and Chien-Lan Huang, "Implementation of a shunt-series compensator for nonlinear and voltage sensitive load," *Power Electronics and Motion Control Conference (IPEMC '06)*, vol. 2, pp. 1-5, Aug. 2006.
- [29] M.A. Hannan, and A. Mohamed, "PSCAD/EMTDC simulation of unified series-shunt compensator for power quality improvement," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 20, no. 2, part 2, pp. 1650–1656, Apr. 2005.

- [30] H. Rudnick, J. Dixon, and L. Moran, "Delivering clean and pure power," *IEEE Power and Energy Magazine*, vol. 1, no. 5, pp. 32–40, Sep./Oct. 2003.
- [31] H. Akagi, "Trends in active power line conditioners," *IEEE Trans. on Power Electronics*, vol. 9, no. 3, pp. 263-268, May 1994.
- [32] S. Orts, F.J. Gimeno-Sales, A. Abellán, S. Seguí-Chilet, M. Alcañiz, and R. Masot, "Achieving maximum efficiency in three-phase systems with a shunt active power compensator based on IEEE Std. 1459," *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 23, no. 2, pp. 812–822, Apr. 2008.
- [33] C. Muscas, L. Peretto, S. Sulis, and R. Tinarelli, "Investigation on multipoint measurement techniques for PQ monitoring", *IEEE Trans. Inst. Meas.*, vol. 55, no. 5, pp. 1684–1690, Oct. 2006.
- [34] L. Cristaldi, A. Ferrero, and S. Salicone, "A distributed systems for electrical power quality measurements," *IEEE Trans. Instrum. Meas.*, vol 51, no. 4, pp. 776–781, Aug. 2002.
- [35] M. Depenbrock, D. A. Marshall, J. D. van Wyk, "Formulating requirements for a universally applicable power theory as control algorithm in power compensators", *European transactions on electrical power ETEP*, vol. 4, no. 6, pp. 445-454, Noviembre/Diciembre 1994.
- [36] M. I. Montero, E. R. Cadaval, and F. B. Gonzalez, "Comparison of control strategies for shunt active power filters in three-phase four-wire systems," *IEEE Trans. on Power Electronics*, vol. 22, no. 1, pp. 229–236, Jan. 2007.
- [37] P. Mattavelli, "A closed-loop selective harmonic compensation for active filters," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 37, no. 1, pp. 81–89, Jan./Feb. 2001.
- [38] C. Lascu, L. Asiminoaei, I. Boldea, and F. Blaabjerg, "High performance current controller for selective harmonic compensation in active power filters," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 22, no. 5, pp. 1826–1835, Sep. 2007.
- [39] D.O. Abdeslam, P. Wira, J. Mercklé, D. Flieller, and Y. Chapuis, "A unified artificial neural network architecture for active power filters," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 54, no. 1, pp. 61–76, Feb. 2007.

- [40] H. Fujita and H. Akagi, "Voltage-regulation performance of a shunt active filter intended for installation on a power distribution system," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 22, no. 3, pp. 1046–1053, May 2007.
- [41] P. Rodriguez, A.V. Timbus, R. Teodorescu, Liserre, and F. Blaabjerg, "Flexible active power control of distributed power generation systems during grid faults," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 54, no. 5, pp. 2583–2592, Oct. 2007.
- [42] L. S. Czarnecki, "Comments on Apparent and reactive powers in three-phase systems: in search of a physical meaning and better resolution", *European transactions on electrical power ETEP*, vol. 4, no. 5, pp. 421-426, Sept./Oct. 1994.
- [43] L. S. Czarnecki, "Comments on Apparent power- a misleading quantity in the non-sinusoidal power theory: are all non-sinusoidal power theories doomed to fail?", *European transactions on electrical power ETEP*, vol. 4, no. 5, pp. 427-432, Sept./Oct. 1994.
- [44] S. Fryze, "Active, reactive and apparent power in non-sinusoidal systems", *Przegląd Elektrot.*, no. 7, pp.193-203, Polonia, 1931.
- [45] C. I. Budeanu, "Reactive and fictitious powers", *Inst. Romain de l'Energie*, Bucharest, Rumania, 1927.
- [46] F. Buchholz, "Das begriffsystem rechtleistung. Wirkleistung, totale blindleistung", Munich, Germany: Selbstverlag, 1950.
- [47] IEC 60050 International Electrotechnical Vocabulary (IEV).
- [48] IEEE Standard dictionary of electrical and electronics terms. ANSI/IEEE Std. 100-1988.
- [49] L. S. Czarnecki, "What is wrong with the Budeanu concept of reactive and distortion power and why it should be abandoned", *IEEE Trans. on Instrumentation and measurement*, vol. 36, pp. 1845-1854, Sept. 1987.
- [50] L. S. Czarnecki, "Distortion power in systems with non-sinusoidal voltages", *IEE Elect. Power Applicat.*, vol. 139, pp. 276-280, 1992.
- [51] D. Yildirim, E. F. Fuchs, "Commentary on various formulations of distortion power D", *IEEE Power Engineering*, vol. 19, pp. 50-52, May. 1999.

- [52] W. Shepherd, P. Zakikhani, "Suggested definition of reactive power for nonsinusoidal systems". Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, vol. 119, no. 9, pp. 1361-1362, Sept. 1972.
- [53] N. L. Kusters, W. J. M. Moore, "On the definition of reactive power under non-sinusoidal conditions", IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-99, no. 5, pp. 1845-1854, Sept. 1980.
- [54] Z. Nowomiejski, "Generalized theory of electrical power", Arch. Elektrotech, vol. 3, pp.177-182, 1981.
- [55] C.H. Page, "Reactive power in nonsinusoidal situation," IEEE Trans. on Instrumentation and Measurement, vol. 29, no. 4, pp. 420-423, Dec. 1980.
- [56] P. Filipski, "A new approach to reactive current and reactive power measurement in nonsinusoidal systems," IEEE Trans. on Instrumentation and Measurement, vol. 29, no. 4, pp. 423-426, Dec. 1980.
- [57] M. Depenbrock, "The FBD-method, a generally applicable tool for analyzing power relations," IEEE Trans. on Power Systems, vol. 8, no. 2, pp. 381-387, May 1993.
- [58] H. Akagi, Y. Kanazawa, A. Nabae, "Generalized theory of the instantaneous reactive power in the three-phase circuits," Proceedings International Power Engineering Conference, pp. 1375-1386, 1983.
- [59] H. Akagi, Y. Kanazawa, A. Nabae, "Instantaneous reactive power compensator comprising switching devices without energy storage components," IEEE Trans. on Industrial Applications, vol. 20, pp. 625-630, 1984.
- [60] J. L. Willems, "A new interpretation on the Akagi-Nabae power components for nonsinusoidal three-phase situations," IEEE Trans. on Instrumentation and Measurement, vol. 41, pp. 523-527, Aug. 1992.
- [61] S. Togasawa, T. Murase, H. Nakano, and A. Nabae, "Reactive power compensation based on a novel cross-vector theory," IEEJ Trans. on Industrial Applications, vol. 114, pp. 340-341, March 1994. (En Japonés)

- [62] F. Peng and J. Lai, "Generalized instantaneous reactive power theory for three-phase power systems," IEEE Trans. on Instrumentation and Measurement, vol. 45, pp. 293-297, Feb. 1996.
- [63] H. Kim, H. Akagi, "The instantaneous power theory on the rotating p-q-r reference frames", Proceedings of the IEEE International Conference on Power Electronics and Drive Systems, PEDS '99. vol. 1, pp. 422-427, Jul. 1999.
- [64] IEEE Working group in non-sinusoidal situations: Effects on meter of performance and definitions of power, "Practical definitions in systems with non-sinusoidal waveforms and unbalanced loads: a discussion," IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 11, no. 1, pp. 79-87, Jan. 1996.
- [65] S. Fryze, "Wirk-, Blind- und Scheinleistung in elektrischen Stromkreisen mit nichtsinusförmigem Verlauf von Strom und Spannung", ETZ-Arch. Elektrotech, vol. 53, pp. 596-599, 625-627, 700-702. 1932. (En Alemán).
- [66] P. S. Filipski, Y. Baghzouz, M. D. Cox, "Discussion of power definitions contained in the IEEE Dictionary", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 9, no. 3, pp. 1237-1244, Jul. 1994.
- [67] E. Clarke, Circuit Analysis of AC Power Systems, vol. 1, 2nd edition, pp. 81, Wiley Publications, 1950.
- [68] M. Aredes, E. H. Watanabe, "New control algorithms for series and shunt three-phase four-wire active power filters", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 10, no. 3, pp. 1649-1656, Jul. 1995.
- [69] E. H. Watanabe, R. M. Stephan, M. Aredes, "New concepts of instantaneous active and reactive powers in electrical systems with generic loads", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 8, no. 2, pp. 697-703, Apr. 1993.
- [70] C. L. Fortescue, "Method of symmetrical coordinates applied to the solution of polyphase networks," Trans. AIEE, pt. II, vol.37, pp. 1027-1140, 1918.
- [71] M. Aredes, J. Hafner, K. Heumann, "Three-phase, four-wire shunt active filter control strategies", IEEE Trans. on Power Electronics, vol. 12, pp. 311-318, Mar. 1997.

- [72] W.V. Lyon, "Reactive power and unbalanced circuits," *Electrical World*, pp. 1417-1420, Jun. 1920.
- [73] L. S. Czarnecki, S. M. Hsu, G. Chen, "Adaptive balancing compensator", *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 10, no. 3, pp. 1663-1669, Jul. 1995.
- [74] L. S. Czarnecki, S. M. Hsu, "Thyristor controlled susceptances for balancing compensators operated under nonsinusoidal conditions", *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, vol. 141, no. 4, pp. 177-185, Jul. 1994.
- [75] Manuel C. Rubio, "Eficiencia energética en edificios", *Técnica Industrial* 25, pp. 18-23, Diciembre 2003.
- [76] T. F. Chan, L. L. Lai, "Steady-State analysis and performance of a stand-alone three-phase induction generator with asymmetrically connected load impedances and excitation capacitances", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, vol. 16, no. 4, pp. 327-333, Dec. 2001.
- [77] V. León, J. Giner, J. Montañana, A. Cazorla, "Ineficiencias de los sistemas eléctricos: efectos, cuantificación y dispositivos de mejora de la eficiencia", Editorial Universidad Politécnica de Valencia. Ref. 2001-4292, I.S.B.N. 84-9705-121-1.
- [78] S. Seguí, "Contribución a la mejora de la eficiencia y al ahorro energético en instalaciones eléctricas desequilibradas y lineales, con neutro". Tesis Doctoral. Departamento de Ingeniería Electrónica de la Universidad Politécnica de Valencia, 2004.
- [79] V. León, J. Giner, J. Montañana, A. Cazorla, "Cortes en el suministro de energía eléctrica: una solución a la sobrecarga de los transformadores de CT.", *Mundo Electrónico*, nº 327, pp. 34-38, Enero 2002.
- [80] J. H. Chen, W. Lee, M. Chen, "Using a static var compensator to balance a distribution system", *IEEE Trans. on Industry Applications*, vol. 35, no. 2, pp. 298-304, Mar./Apr. 1999.
- [81] T. Brekken, N. Mohan, "A novel doubly-fed induction wind generator control scheme for reactive power control and torque pulsation compensation under unbalanced grid voltage conditions", *Proceedings of the IEEE Power Electronics Specialists Conference*, I.S.B.N. 0-7803-7754-0/03, 2003.

- [82] J. Fraile, “Electromagnetismo y circuitos eléctricos”, Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, ISBN 84-7493-131-2.
- [83] J. Arrillaga, D. A. Bradley, P. S. Bodger, “Power System Harmonics”, John Wiley & Sons, 1985.
- [84] E. F. Fuchs, D. J. Roesler, K. P. Kovacs, “Aging of electrical appliances due to harmonics of the power system's voltage”, IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 1, no. 3, pp. 301-307, Jul. 1986.
- [85] Fco. J. Gimeno, S. Seguí; “Procesador digital de señal DSP TMS320LF240x. Arquitectura y aplicaciones”; Editorial de la Universidad Politécnica de Valencia; ISBN: 84-9705-451-2.
- [86] M. P. Kazmierkowski, R. Krishnan, F. Blaabjerg, “Control in power electronics”, Academic Press, Elsevier Science (USA), 2002.
- [87] B. N. Singh, P. Rastgoufard, B. Singh, A. Chandra, K. Al-Hadaad, “Design, simulation and implementation of three-pole four-pole topologies for active filters”, IEE Proc. Electric Power Applications, vol. 151, pp. 467-476, Jul. 2004.
- [88] P. Verdhelo and G. D. Marques, “Four-wire current-regulated PWM voltage converter”, IEEE Trans. on Industrial Electronics, vol. 45, pp. 761–770, Oct. 1998.
- [89] P. Verdhelo, “Modeling and simulation of a fundamental reactive power and unbalanced current compensator”, IEEE International Symposium on Industrial Electronics, pp. 843-848, Jul. 99.
- [90] J. E. Pérez, D. González, J. Balcells, “Simulación de un filtro activo trifásico con neutro”, Proceedings Seminario Anual de Automática y Electrónica Industrial. SAAEI 99, pp. 449-452, Sept. 99.
- [91] R. H. Baker, L. H. Bannister, “Electric power converter”, U.S. Patent 3 867 643, Feb. 1975.
- [92] R. H. Baker “Switching circuit”, U.S. Patent 4 210 826, Jul. 1980.
- [93] R. H. Baker “Bridge converter circuit”, U.S. Patent 4 270 163, May. 1981.

- [94] J. P. Lavieville, P. Carrere, T. Meynard, “Electronic circuit for converting electrical energy and power supply installation making use thereof”, U.S. Patent 5 668 711, Sept. 1997.
- [95] T. Meynard, J. P. Lavieville, P. Carrere, J. González, O. Bethoux “Electronic circuit converting electrical energy”, U.S. Patent 5 706 188, Ene. 1998.
- [96] P. W. Hamond, “Medium voltage PWM drive and method”, U.S. Patent 5 625 545, Abr. 1997.
- [97] F. Z. Peng, J. S. Lay, “Multilevel cascade voltage source inverter with separate DC sources”, U.S. Patent 5 642 275, Jun. 1997.
- [98] M. P. Kazmierkowski, L. Malesani (Guest Editors), Special section on PWM current regulation, IEEE Trans. on Industrial Electronics, vol. 45, no. 5, 689-835, Oct. 1998.
- [99] F. J. Gimeno, “Contribución a la mejora de la eficiencia y a la calidad en el suministro en centrales de energía solar fotovoltaica, en régimen permanente”, Tesis Doctoral, Departamento de Ingeniería Electrónica de la Universidad Politécnica de Valencia, Nov. 2003.
- [100] A. B. Rey, S. de Pablo, J. M. Ruiz, J. A. Ravelo, “A novel current control strategy for PWM inverters using the sliding mode techniques”, IEEE Power Electronics Congress, CIEP 2000. pp. 276-279, Oct. 2000.
- [101] J. M. Ruiz, S. Lorenzo, I. Lobo, J. Amigo, “Minimal UPS structure with sliding mode control and adaptive hysteresis band”, IEEE Industrial Electronics Society conference, IECON '90, vol. 2, pp. 1063-1067, Nov. 1990.
- [102] C. Sánchez, F. Ibáñez, M. Alcañiz, J. Polo, “Analysis of sigma-delta modulation techniques in low frequency DC-AC converters”, IEEE Power Electronics Specialists Conference, vol. 2, pp. 507-512, Jun. 2003.
- [103] M. Kheraluwala, D. M. Divan, “Delta modulation strategies for resonant link inverters”, IEEE Power Electronics Specialist Conference, pp. 271-278, 1987.
- [104] D. Ziogas, “Delta modulation technique in static PWM inverters”, IEEE Trans. on Industry Applications, vol. IA-17, no. 2, pp. 199-204, Mar. 1991.

- [105] D. C. Lee, S. K. Sul, M. H. Park, “High performance current regulator for a field oriented controlled induction motor drive”, IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 30, no. 5, pp. 1247-1257, Sep./Oct. 1994.
- [106] R. D. Lorenz, D. B. Lawson, “Performance of feed forward current regulators for field oriented induction machine controllers”, IEEE Trans. on Industry Applications, vol. IA-23, no. 4, pp. 537-662, Jul. 1987.
- [107] D. N. Zmood, D. G. Holmes, D. H. Bode, “Frequency-domain analysis of three phase linear current regulators”, IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 37, no. 2, pp. 601-610, Mar./Apr. 2001.
- [108] M. J. Newman, D. N. Zmood, D. G. Holmes, “Stationary frame harmonic reference generation for active filter systems”, IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 38, no. 6, pp. 1591-1599, Nov./Dic. 2002.
- [109] Y. Sato, T. Ishizuka, K. Nezu, T. Kataoka, “A new control strategy for voltage-type PWM rectifiers to realize zero steady-state control error in input current”, IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 34, no. 3, pp. 480-486, May./Jun. 1998.
- [110] D. G. Holmes, D. A. Martin, “Implementation of a direct digital predictive current controller for single and three phase voltage source inverters”, IEEE Industry Applications Conference, vol. 2, pp. 906-913, Oct. 1996.
- [111] T. Kawabata, T. Miyashita, Y. Yamamoto, “Dead beat control of a three phase PWM inverter”, IEEE Trans. on Power Electronics, vol. 5, no. 1, pp. 21-28, Ene. 1990.
- [112] N. Mohan, T. M. Undeland, W. P. Robbins, “Power electronics: converters, applications and design”, John Wiley and Sons, 1995.
- [113] R. H. Park, “Two reaction theory of synchronous machines. Generalized method of analysis – Part I”, Proceedings Winter Convention of AIEE, pp. 716-730, 1929.
- [114] L. Malesani, P. Tenti, “A novel hysteresis control method for current-controlled voltage-source PWM inverters with constant modulation frequency”, IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 26, no. 1, Part 1, pp. 88-92, Jan./Feb. 1990.

- [115] G. Pfaff, A. Weschta, A. Wick, “Desing and experimental results of a brussless ac servo drive”, IEEE Trans. on Industry Applications, vol. IA-22, no. 4, Part I, pp. 814-821, Jul. 1984.
- [116] T. Chang, T. Pan, “A practical vector control algorithm for μ -based induction motor drives using a new space vector controller”, IEEE Trans. Industial Electronics, vol. 41, no. 1, pp. 97-103, Feb. 1994.
- [117] B. H. Kwon, T. W. Kim, J. H. Youm, “A novel SVM-based hysteresis current controller”, IEEE Trans. on Power Electronics, vol. 13, no. 2, pp. 297-307, Mar. 1998.
- [118] B. K. Bose, “An adaptive hysteresis-band current control technique of a voltage-fed PWM inverter for machine drive system”, IEEE Trans. on Industrial Electronics, vol. 37, no. 5, pp. 402-408, Oct. 1990.
- [119] H. W. van der Broeck, H. C. Skundelny, G. Stanke, “Analysis and realization of a pulse width modulator based on voltage space vectors”, IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 24, no. 1, Part I, pp. 142-150, Jan./Feb. 1988.
- [120] J. Pou, “Modulation and control of three phase PWM multilevel converters”, Tesis doctoral, Universidad Politécnica de Cataluña, 2002.
- [121] M. Lamich, J. Balcells, V. Sala, D. González, “Desarrollo de un nuevo modulador vectorial (SVPWM) para inversores trifásicos basado en PLD”, Proceedings Seminario Anual de Automática y Electrónica, vol. 1, I-267-270. 2002.
- [122] F. J. Gimeno, S. Seguí, S. Orts, “Convertidores electrónicos: Energía solar fotovoltaica, aplicaciones y diseño”, Editorial Universidad Politécnica de Valencia. Ref: 2002-648 (2002).
- [123] J. Kolar, H. Ertl, F. Zach, “Influence of the modulation method on the conduction and switching losses of a PWM converter system”, IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 27, no. 6, pp. 1063-1075, Nov./Dec. 1991.
- [124] R. Zhang, V. H. Prasad, D. Boroyevich, F. C. Lee, “Three-dimensional space vector modulation for four-leg voltage-source converters”, IEEE Trans. on Power Electronics, vol. 17, no. 3, pp. 314 – 326, May. 2002.

- [125] V. H. Prasad, D. Borojevic, R. Zhang, “Analysis and comparison of space vector modulation schemes for a four-leg voltage source inverter”, Proceedings of the Applied Power Electronics Conference and Exposition, vol. 2, pp. 864-871, Feb. 1997.
- [126] M. A. Perales, M. M. Prats, R. Portillo, J. L. Mora, J. I. Leon, L. G. Franquelo, “Three-dimensional space vector modulation in abc coordinates for four-leg voltage source converters”, IEEE Power Electronics Letters, vol. 1, no. 4, pp. 104–109, Dec. 2003.
- [127] A. Nabae, T. Tanaka, “A new definition of instantaneous active reactive current and a power based on instantaneous space vectors on polar coordinates in three phase circuits”, IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 11, no. 3, pp. 1238–1243, Jul. 1996.
- [128] V. Soares, P. Verdelho, G. D. Marques, “An instantaneous active and reactive current component method for active filters”, IEEE Trans. on Power Electronics, vol. 15, no. 4, pp. 660–669, Jul. 2000.
- [129] A. E. Emanuel, D. L. Milanez, “Clarke’s alpha, beta and zero Components: a possible approach for the conceptual design of instrumentation compatible with IEEE Std. 1459-2000”, Instrumentation and Measurement Technology Conference (IMCT-2004), pp. 1614–1619, May 2004.
- [130] L. S. Czarnecki, “Energy flow and power phenomena in electrical circuits: illusions and reality”, Electrical Engineering (Springer-Verlag), No. 82, pp. 119–126, 2000.
- [131] S. Seguí-Chilet, F. J. Gimeno-Sales, S. Orts, G. Garcerá, E. Figueres, M. Alcañiz, R. Masot, “Approach to unbalance power active compensation under linear load unbalances and fundamental voltage asymmetries”, Int. J. Electrical Power and Energy Systems, pp. 526–539, Sep. 2007.
- [132] M. Aredes, K. Heumann, E. H. Watanabe, “An universal active power line conditioner,” IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 13, no. 2, pp. 545–551, Apr. 1998.
- [133] S. Orts, F. J. Gimeno-Sales, A. Abellán, S. Seguí-Chilet, M. Alcañiz, and R. Masot, “Nuevo compensador activo basado en la IEEE Std. 1459,” IEEE Latin America Transactions, vol. 4, no. 1, pp. 38–46, Mar. 2006.
- [134] M. R. Rafiei, H. A. Toliyat, R. Ghazi, T. Gopalarathanam, “An optimal and flexible control strategy for active filtering and power factor correction under nonsinusoidal line voltages,” IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 16, no. 2, pp. 297–305, Apr. 2001.

- [135] S. Seguí-Chilet, F. J. Gimeno-Sales, S. Orts, M. Alcañiz, and R. Masot, “Selective shunt active power compensator in four wire electrical systems using symmetrical components”, *Electric Power Components and Systems*, vol. 35, no. 1, pp. 97–118, Jan. 2007.
- [136] K. Sozanski, M. Jarnut, “Three phase power filter using the sliding DFT control algorithm”, *European Conference on Power Electronics and Applications, EPE 2005*, art. no. 1665635.
- [137] S. Orts-Grau, F. J. Gimeno-Sales, S. Seguí-Chilet, A. Abellán-García, M. Alcañiz-Fillol, R. Masot-Peris, “Selective Shunt Active Power Compensator Applied in Four-Wire Electrical systems Based on IEEE Std. 1459”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 23, no. 3, pp. (por confirmar), Jul. 2008. *Artículo aceptado en Febrero de 2008. Publicación programada por la editorial para el número de Julio 2008 (vol. 23, no. 3).*
- [138] Sinewave, Model AC-120, documentation from MGE UPS Systems, Ref. MGE 0023-UK0-1, 2004. (www.mgeups.com).
- [139] G. Escobar, A. A. Valdez, R. E. Torres-Olguin, M. F. Martínez-Montejano, “A model-based controller for a three-phase four-wire shunt active filter with compensation of the neutral line current”, *IEEE Trans. on Power Electronics*, vol. 22, no. 6, pp. 2261–2270, Nov. 2007.
- [140] S. Hiti, D. Borojevic, C. Cuadros, “Small signal modelling and control of three phase PWM converters”, *IEEE Power Electronics Specialists Conference*, vol. 1, pp. 550-555, Jun. 1996.
- [141] S. Orts, S. Seguí, F. Gimeno, M. Alcañiz, R. Masot, “Modelling and simulation of three phase power active compensator with Matlab / Simulink”, *IEEE Power Electronics Specialists Conference*, vol. 4, pp. 3182–3187, Jun. 2004.
- [142] A. Valera, “Modelado y control en el espacio de estados”, Editorial Universidad Politécnica de Valencia, Ref: 2002-503, 2002.
- [143] R. Erickson, “Fundamentals of Power electronics”, Chapman and Hall, 1997.

- [144] P. Krein, J. Bentsman, R. Bass, B. L. Lesieutre, “On the use of averaging for the analysis of power electronic systems”, *IEEE Trans. on Power Electronics*, vol. 5, no. 2, pp. 182-190, Apr. 1990.
- [145] M. Bojrup, “Advanced control of active filters in a battery charger application”, *Licentiate Thesis TEIE-1021*, ISBN: 91-88934-13-6. Dept. of Industrial Electrical Engineering and Automation, Lund Institute of Technology, Lund (Sweden) 1999.
- [146] M. Liserre, F. Blaabjerg, S. Hansen, “Design and control of an LCL-filter-based three-phase active rectifier”, *IEEE Trans. on Industry Applications*, vol. 41, no. 5, pp. 1281-1291, Sept./Oct. 2005.
- [147] M. Liserre, F. Blaabjerg, A. Dell’aquila, “Step-by-step design procedure for a grid-connected three-phase PWM voltage source converter”, *Int. Journal on Electronics*, vol. 91, no. 8, pp. 445-460, Aug. 2004.
- [148] M. Lindgren, “Modelling and control of voltage source converters connected to the grid”, *Thesis for the degree of doctor of philosophy*, Dept. of Electric Power Engineering, Chalmers University of Technology, Goteborg (Sweden), Nov. 1998.
- [149] L. Asiminoael, F. Blaabjerg, S. Hansen, “Detection is key - harmonic detection methods for active power filter applications,” *IEEE Industry Applications Magazine*, vol. 13, no. 4, pp. 22-33, Jul./Aug. 2007.
- [150] M. Karimi-Ghartemani, M. R. Iravani, “A signal processing module for power system applications”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 18, no. 4, pp. 1118–1126, Oct. 2003.
- [151] L. S. Czarnecki, “Discussion D3 by L.S. Czarnecki,” *European Trans. on Electrical Power*, vol. 6, no 5, pp. 313-314, Sep./Oct. 1996.
- [152] A. G. Exposito, J.A.R. Macias, “Fast harmonic computation for digital relaying”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, vol. 14, no. 4, pp. 1263-1268, Oct. 1999.
- [153] E. Jacobsen, R. Lyons, “The sliding DFT”, *IEEE Signal Processing Magazine*, vol. 20, no. 2, pp. 74-80, Mar. 2003.
- [154] A. Abellán, “Nuevo método de control de filtros activos de potencia con factor de potencia unidad, basado en la descomposición temporal de las corrientes de carga.

- Aplicación a sistemas industriales a cuatro hilos”, Tesis doctoral, Departamento de Ingeniería Electrónica de la Universidad Politécnica de Valencia, Oct. 2000.
- [155] A. M. Cross, P. D. Evans, A. J. Forsyth, “DC link current in PWM inverters with unbalanced and non-linear loads”, IEE Proceedings Electric Power Applications, vol. 146, no. 6, pp. 620-626, Nov. 1999.
- [156] P. G. Barbosa, L. G. B. Rolim, E. H. Watanabe, R. Hanisch, “Control strategy for grid-connected DC-AC converters with load power factor correction”, IEE Proceedings of Generation, Transmission, Distribution, vol. 145, no. 5, pp. 487-491, Sept. 1998.
- [157] M. Lafoz, I. J. Iglesias, C. Veganzones, M. Visiers, “A novel double hysteresis-band current control for a three-level voltage source inverter”, Power Electronics Specialists Conference, PESC 00. vol. 1, pp. 21–26, 2000.
- [158] M. K. Mishra, A. Ghosh, A. Joshi, “A new STATCOM topology to compensate loads containing AC and DC components”, IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, vol. 4, pp. 2636-2641, 2000.
- [159] M. K. Mishra, A. Joshi, A. Ghosh, “Control strategies for capacitor voltage equalization in neutral clamped shunt compensator”, IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, vol. 1, pp. 132-137, Jan./Feb. 2001.
- [160] M. K. Mishra, A. Joshi, and A. Ghosh, “Control schemes for equalization of capacitor voltages in neutral clamped shunt compensator”, IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 18, no. 2, pp. 538–544, Apr. 2003.
- [161] Y. Chen, B. Mwinyiwiwa, Z. Wolanski, B. Ooi, “Regulating and equalizing dc capacitance voltages in multilevel STATCOM”, IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 12, no. 2, pp. 901-907, Apr. 1997.
- [162] O. Lopez, J. Alvarez, J. Doval-Gandoy, F. D. Freijedo, “Multilevel Multiphase Space Vector PWM Algorithm”, IEEE Trans. on Industrial Electronics, vol. 55, no. 5, pp. 1933-1942, May. 2008.
- [163] P. Rodríguez, “Aportaciones a los acondicionadores activos de corriente en derivación para redes trifásicas de cuatro hilos”, Tesis Doctoral, Departament d’Enginyeria Elèctrica de la Universitat Politècnica de Catalunya, Barcelona, Ene. 2005.

- [164] M. G. Villalva, F. Ruppert, “3-D space vector PWM for three-leg four-wire voltage source inverters”, IEEE Power Electronics Specialists Conference, vol. 5, pp. 3946-3951, Jun. 2004.
- [165] P. Verdelho, G. D. Marques, “Four-wire current-regulated PWM voltage converter”, IEEE Trans. on Industrial Electronics, vol. 45, no. 5, pp. 761-770, Oct. 1998.
- [166] S. Orts, F. J. Gimeno, A. Abellan, S. Segui, M. Alcaniz, R. Masot, “3D-3B SVPWM active filter based on IEEE Standard 1459”, Proceedings of 5th IASTED International Conference on Power and Energy Systems, pp. 374–379, Jun. 2005.
- [167] F. Botteron, R. F. de Camargo, H. P. Grundling, J. R. Pinheiro, H. L. Hey, “On the space vector modulation and limiting algorithms for three-phase four-leg voltage source inverter in abc coordinates”, IEEE Industrial Electronics Society Conference, IECON02, vol. 1, pp. 12-17, Nov. 2002.

