

# UNIVERSIDAD DE CONCEPCIÓN

FACULTAD DE INGENIERÍA  
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA ELÉCTRICA



Profesor Patrocinante:

**Dr. Luis Morán Tamayo**



Doctorado en Ciencias de la Ingeniería con mención en Ingeniería Eléctrica

## Atenuación Activa de Corrientes de Cortocircuito en Sistemas de Potencia

Concepción, abril de 2021

Esteban Samuel Pulido Venegas

## Resumen

El crecimiento de los sistemas eléctricos ha impuesto un aumento sostenido de las corrientes de cortocircuito, generando grandes esfuerzos térmicos y mecánicos sobre los diferentes equipos que componen un sistema de potencia. Estos esfuerzos son especialmente importantes en los interruptores, pues deben ser capaces de interrumpir altas corrientes de cortocircuito (kiloamperes). Si se llega a sobrepasar las capacidades de un interruptor, existe la posibilidad que no se pueda cortar la corriente de falla, poniendo en alto riesgo la seguridad de operación del sistema eléctrico y la vida útil de los equipos que lo componen.

Esta tesis propone un nuevo concepto para reducir las corrientes de cortocircuito usando la conexión en paralelo de convertidores de potencia para absorber una parte de la corriente de cortocircuito. Para ello, el convertidor de potencia se usa como una fuente controlada de corriente especialmente diseñada para reducir la amplitud de las corrientes de falla en una subestación. La operación del esquema propuesto permite reducir la amplitud de la corriente de cortocircuito en todos los interruptores de una subestación eléctrica, presentando una respuesta transitoria menor a 5 ms, adaptándose a la ubicación y tipo de falla, y operando incluso con tensiones del sistema eléctrico cercanas a cero durante el cortocircuito. La efectividad del esquema propuesto se verifica tanto en simulaciones para una red de media tensión como en pruebas experimentales en un sistema eléctrico escalado empleando diferentes topologías de convertidores y estrategias de control, pero bajo el mismo principio de funcionamiento. El nuevo concepto propuesto para reducir la amplitud de las corrientes de cortocircuito presenta ventajas importantes para reducir la corriente de falla hasta en un 20%, y al estar conectado en paralelo se diferencia notoriamente de las soluciones vigentes, que van conectadas en serie. Además, el convertidor propuesto para atenuar las corrientes de falla puede proveer prestaciones adicionales como el control de tensión o de potencia reactiva en condiciones normales de funcionamiento.

“El temor de Señor es el principio de la sabiduría, y el conocimiento del Santísimo es la  
inteligencia”  
Proverbios 9:10



## Agradecimientos

A mi Dios, quién continuamente extendió su misericordia y gracia sobre mí. A mi esposa Noemí, que con amor, dedicación y paciencia me apoyó todos estos años. A mi profesor supervisor, Luis Morán, quien siempre tuvo buena disposición para apoyarme y darme de su tiempo.

Agradezco también a José Silva, por su vital ayuda en la confección del prototipo, y a Jaime Rohten y Felipe Villarroel por el grupo de amistad y trabajo que formamos.

Quisiera agradecer también al financiamiento otorgado por la Universidad Técnica Federico Santa María, y a la beca ANID (ex-CONICYT) PCHA/Doctorado nacional/21151619.



# Tabla de Contenidos

<b>1.</b>	<b>INTRODUCCIÓN .....</b>	<b>6</b>
1.1.	PRESENTACIÓN DEL PROBLEMA .....	7
1.2.	REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA .....	9
1.2.1	<i>Estado del arte de los FCL</i> .....	10
1.2.2	<i>FCL basados en componentes superconductores y de estado sólido</i> .....	11
1.2.3	<i>Otros esquemas para la compensación de corrientes</i> .....	13
1.3.	DISCUSIÓN BIBLIOGRÁFICA .....	15
1.3.1	<i>Ventajas y desventajas de los FCL</i> .....	15
1.3.2	<i>Propuesta de esquema de reducción activa de corrientes de falla</i> .....	16
1.4.	HIPÓTESIS DE TRABAJO .....	18
1.5.	OBJETIVOS .....	18
1.5.1	<i>Objetivo General</i> .....	18
1.5.2	<i>Objetivos Específicos</i> .....	18
<b>2.</b>	<b>REDUCCIÓN PARALELA DE CORRIENTES DE CORTOCIRCUITO .....</b>	<b>19</b>
2.1.	MÁXIMA EXIGENCIA DE CORTOCIRCUITO EN UNA SUBESTACIÓN ELÉCTRICA .....	19
2.1.1	<i>Falla en la barra - F1</i> .....	20
2.1.2	<i>Fallas en las ramas - F2</i> .....	21
2.1.3	<i>Peor ubicación de la falla</i> .....	22
2.2.	PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO DEL RACF .....	23
2.2.1	<i>Uso de un esquema paralelo para la reducción de la corriente de falla</i> .....	23
2.2.2	<i>Aplicación práctica – Ejemplo conceptual</i> .....	24
2.2.3	<i>Esquema de detección de falla y su despeje</i> .....	26
2.2.4	<i>Generación de la corriente de referencia</i> .....	26
2.2.5	<i>Ajuste del factor de compensación</i> .....	29
2.2.6	<i>Análisis de la influencia del error en la corriente generada por el RACF</i> .....	31
2.2.7	<i>Requerimientos del sistema de control</i> .....	34
2.2.8	<i>Discusión sobre el sistema de control apropiado para el RACF</i> .....	35
2.3.	COMPARACIÓN ENTRE UN FCL Y UN RACF .....	37
2.4.	CONCLUSIONES .....	44
<b>3.</b>	<b>DISEÑO DE UN RACF .....</b>	<b>46</b>
3.1.	ESQUEMA GENERAL DEL RACF .....	46
3.2.	DISEÑO DEL CIRCUITO DE POTENCIA .....	48
3.2.1	<i>Capacidad de los dispositivos semiconductores</i> .....	49
3.2.2	<i>Diseño de los condensadores de CC</i> .....	51
3.2.3	<i>Especificación del filtro de salida del convertidor</i> .....	53
3.2.4	<i>Especificación del interruptor de potencia</i> .....	54
3.3.	ESTRATEGIA DEL CONTROL DE CORRIENTE .....	55
3.4.	OPERACIÓN EN CONDICIÓN NORMAL .....	57
3.5.	APLICACIÓN PARA UNA RED INDUSTRIAL DE 13.8 kV .....	58
3.6.	APLICACIÓN DEL DISEÑO Y AJUSTE DE LA COMPENSACIÓN DEL RACF .....	59
3.7.	REDUCCIÓN DE LA CORRIENTE DE CORTOCIRCUITO .....	62
3.8.	EVALUACIÓN DE LA FACTIBILIDAD DE LA OPERACIÓN DEL RACF .....	63
3.9.	CONCLUSIONES .....	68
<b>4.</b>	<b>IMPLEMENTACIÓN DE UN PROTOTIPO RACF .....</b>	<b>70</b>
4.1.	TOPOLOGÍA .....	70
4.2.	DISEÑO DEL CIRCUITO DE POTENCIA .....	71
4.3.	MODELAMIENTO DEL RACF Y DEL SISTEMA ELÉCTRICO .....	72
4.4.	SISTEMA DE CONTROL .....	74
4.4.1	<i>Control predictivo de corriente</i> .....	75

4.4.2	<i>Corriente de referencia – Modo 1: Cortocircuito</i> .....	77
4.4.3	<i>Corriente de referencia – Modo 0: Carga de enlace de CC</i> .....	77
4.5.	<b>RESULTADOS EXPERIMENTALES</b> .....	78
4.5.1	<i>Preparación de la plataforma experimental y ajuste del controlador</i> .....	78
4.5.2	<i>Evaluación experimental del funcionamiento del RACF</i> .....	81
4.6.	<b>CONCLUSIONES</b> .....	86
5.	<b>CONCLUSIONES GENERALES</b> .....	88
	<b>BIBLIOGRAFÍA</b> .....	91



# Índice de Tablas

Tabla 1.1. Comparación entre FCL más comunes. ....	11
Tabla 2.1. Datos de distintos prototipos de FCL.....	39
Tabla 2.2. Comparación técnica del funcionamiento de un reactor limitador, un FCL y un RACF..	42
Tabla 3.1. Valores nominales para cada celda del RACF. ....	61
Tabla 3.2. Parámetros de la supervisión y control del RACF.....	61
Tabla 4.1. Valores nominales y parámetros de cada celda del RACF. ....	79
Tabla 4.2. Parámetros del controlador RACF. ....	80



# Índice de Figuras

Fig. 1.1. Corriente por un interruptor durante un cortocircuito.....	7
Fig. 1.2. Cortocircuito trifásico. Se observa el sobrepaso de la capacidad de interrupción.....	8
Fig. 1.3. Conexión de un FCL para limitar CCC .....	9
Fig. 1.4. Diferentes tipos de FCL basados en superconductores (SFCL) .....	11
Fig. 1.5. Diferentes tipos de FCL de estado sólido .....	12
Fig. 1.6. Configuración de micro redes AC con generación distribuida conectada con inversores [23] .....	13
Fig. 1.7. Esquema general de la compensación de armónicos de la corriente de secuencia cero y la red de simulación para pruebas [24] .....	14
Fig. 2.1. Falla $F_1$ : falla monofásica en Barra $a$ . .....	20
Fig. 2.2. Falla $F_2$ : falla monofásica en la línea del paño $j$ , fase $a$ . .....	21
Fig. 2.3. Contribución de corrientes de cortocircuito a medida que cambia la ubicación de la falla en la rama de la línea 2-5 en el sistema IEEE de 14 barras. ....	22
Fig. 2.4. Método de atenuación de cortocircuitos del RACF: (a) caso base; (b) Solución con RACF; (c) Solución con FCL. ....	24
Fig. 2.5. Comparación numérica del efecto del Compensador para una falla monofásica (fase $a$ ) en una de las ramas: (a) sin RACF, (b) con RACF.....	25
Fig. 2.6. Diferentes ángulos de incidencia $\omega t_0$ del cortocircuito, $R_{th}=0.316 \Omega$ , $X_{th}=4.051 \Omega$ . ....	27
Fig. 2.7. Generación de la corriente de referencia. ....	28
Fig. 2.8. Ajuste de $r_{Com}$ , corriente por el RACF y el interruptor en [pu] de $I_{x,SC}$ . ....	31
Fig. 2.9. Error en la reducción de la corriente esperada por el interruptor ante error en la corriente del RACF.....	32
Fig. 2.10. Eficiencia del RACF considerando error en su corriente generada.....	33
Fig. 2.11. Corrientes por interruptor durante un cortocircuito monofásico: (a) $dq0$ y (b) $abc$ . ....	36
Fig. 2.12. Comportamiento ideal de RACF y FCL. (a) en estado normal y (b) durante un cortocircuito. ....	38
Fig. 2.13. Estructura típica de un FCL de estado sólido en base a convertidores. ....	39
Fig. 2.14. Comparación entre RACF y FCL para diferentes magnitudes de compensación. ....	41
Fig. 3.1. Esquema de funcionamiento del RACF.....	47
Fig. 3.2. Implementación del RACF con inversores multinivel monofásicos puente H, fase $x$ .....	47
Fig. 3.3. Capacidad térmica transitoria de los dispositivos semiconductores [39]. Extrapolación con línea segmentada. ....	50
Fig. 3.4. Potencia instantánea por módulo, fase $a$ . (a) Corrientes de RACF, (b) Potencia por módulo, (c) y (d) Vista ampliada del primer cuarto de ciclo.....	51
Fig. 3.5. Esquema del control de corriente del RACF durante la falla. ....	56
Fig. 3.6. Sistema de distribución industrial simplificado, 13.2 kV, durante una falla trifásica. ....	58
Fig. 3.7. Falla trifásica en la carga L1 sin el RACF. (a) Corrientes $abc$ en el interruptor de la carga L1; (b) tensiones $abc$ en la barra .....	59
Fig. 3.8. RACF implementado para la red de prueba de 13.2 kV. ....	60
Fig. 3.9. Contribución a la corriente de cortocircuito de todas las ramas para una falla trifásica. Caso con RACF (línea sólida) y sin RACF (línea punteada).....	62
Fig. 3.10. CCC simétrica RMS por el interruptor de L1, fase $a$ . ....	63
Fig. 3.11. Exigencia de corriente por el RACF, fase $a$ . (a) Corriente; (b) Límite térmico de un semiconductor. ....	64
Fig. 3.12. Voltaje de salida del inversor, voltaje de la barra, y voltaje de modulación, fase $a$ . ....	65

Fig. 3.13. Voltajes en enlaces de CC de puentes H, fases <i>a, b</i> y <i>c</i> .....	66
Fig. 3.14. Error, referencia y salida de la corriente del RACF, fase <i>a</i> .....	66
Fig. 3.15. Falla trifásica (0.21 s). Corriente proyectada y reducida por el interruptor, junto a la corriente por el RACF, fases <i>a, b</i> y <i>c</i> .....	67
Fig. 3.16. Falla bifásica a tierra (0.215 s). Corriente proyectada y reducida por el interruptor, junto a la corriente por el RACF, fases <i>a, b</i> y <i>c</i> .....	68
Fig. 4.1. Topología monofásica del RACF.....	71
Fig. 4.2. RACF, el sistema eléctrico equivalente y la falla evaluada.....	73
Fig. 4.3. Esquema general de control del RACF.....	75
Fig. 4.4. Algoritmo del control predictivo.....	76
Fig. 4.5. Diagrama experimental.....	79
Fig. 4.6. Plataforma experimental.....	80
Fig. 4.7. Caso base: sin la operación del RACF.....	81
Fig. 4.8. Acción del RACF durante un cortocircuito. (a) Reducción de la CCC (b) THDi del RACF (c) Voltaje del inversor y de los condensadores de CC.....	83
Fig. 4.9. Carga del enlace de CC.....	84
Fig. 4.10. Prueba de un caso más exigente. (a) Reducción de la CCC (b) Voltaje del enlace de CC.....	85



# 1. Introducción

---

El crecimiento de los sistemas eléctricos de potencia (SEP) va imponiendo un aumento sostenido en la magnitud de las corrientes de cortocircuito (CCC), un parámetro esencial en el diseño y selección de los componentes de la red, debido a los altos esfuerzos mecánicos y térmicos que se exigen durante la falla. Este incremento en la CCC se debe a la incorporación de nuevas plantas de generación y al enmallamiento de la red. Lamentablemente, la tecnología en el desarrollo del equipamiento de potencia parece no ir a la par con el aumento de la corriente de cortocircuito, lo que podría llegar a limitar el crecimiento normal de un SEP por la falta de adaptabilidad de la red.

Por ejemplo, es normal encontrar interruptores con capacidad de 40 kA para despejar fallas en redes de media o alta tensión. Sin embargo, al considerar nuevos proyectos, tales como nuevas plantas de generación, líneas, o transformadores de mayor potencia nominal, la CCC proyectada podría superar la capacidad de los interruptores existentes. Esta condición, cada vez más frecuente en los SEP llevaría a realizar modificaciones en la operación de la red, como el seccionamiento de barras [1]–[3], el reemplazo de equipamiento [4], [5] (si fuera técnicamente posible), y, en el peor de los casos, una modificación topológica mayor al SEP, tal como el aumento del nivel de tensión, o la construcción de una nueva subestación [1]–[3]. Todas estas soluciones demandarían altas inversiones, y si se escogiera disminuir el CCC, tanto la robustez como la confiabilidad del sistema disminuirían.

La solución más empleada son los planes de reemplazo de todo el equipamiento sobrepasado, lo que genera importantes esfuerzos económicos, e introduce riesgos sobre el suministro eléctrico puesto que es necesario intervenir sus instalaciones. Estos trabajos pueden durar, por ejemplo, un par de años. Si fuera posible, y para evitar estas inversiones y trabajos, se utilizan reactores serie [4] como limitadores de corriente de falla (FCL: *fault current limiter*), sin embargo, tienen importantes desventajas dado su consumo de potencia reactiva y pérdidas permanentes, y, por tanto, no siempre son una buena alternativa. Otra de las opciones utilizadas son los fusibles limitadores [6], sin embargo, entorpecen la recuperación del servicio, y, muchas veces, no permiten una coordinación de protecciones adecuada.

La importancia de este problema, y la falta de soluciones adecuadas, han hecho que durante más de cuatro décadas, los esfuerzos de investigación y desarrollo se hayan orientado hacia los FCL activos [7]–[9], basados principalmente en el uso de materiales superconductores y elementos de estado sólido, que se caracterizan por limitar dinámicamente la CCC, sin intervenir teóricamente

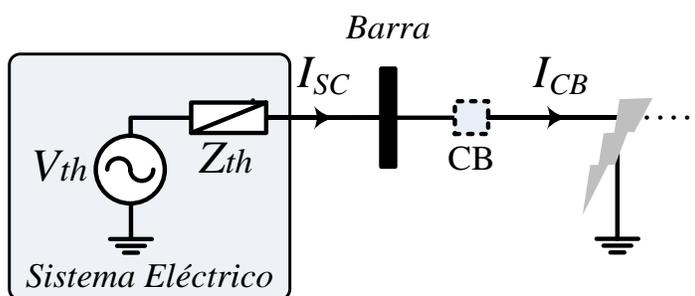
durante la operación normal del sistema.

## 1.1. Presentación del problema

El problema se presenta inicialmente con este ejemplo: ocurre una falla en una línea de distribución, donde el sistema de protecciones de su alimentador reacciona ordenando la apertura de su interruptor. Sin embargo, la corriente de falla excede la capacidad del interruptor, por lo que ésta se propaga a la barra haciendo que los sistemas de protección remotos deban despejarla, aumentando la zona afectada por la contingencia, aumentando el tiempo de recuperación del servicio eléctrico, y en algunos casos, dañando equipos primarios de la subestación, lo que podría afectar gravemente la restitución normal del servicio eléctrico.

Como se describió, un sobrepaso local en la capacidad de un interruptor tiene un efecto sistémico muy relevante. Por otra parte, exceder la capacidad de CCC de los interruptores resulta bastante común en los sistemas eléctricos, pues los interruptores fueron especificados años atrás y tienen una larga vida útil que hace imposible proyectar con certeza el nivel de cortocircuito al que serán expuestos. Por tanto, esta situación es evaluada constantemente por las empresas eléctricas, coordinadores y planificadores de los sistemas eléctricos, pues deben anticiparse a un eventual sobrepaso con el tiempo necesario que permita implementar una solución.

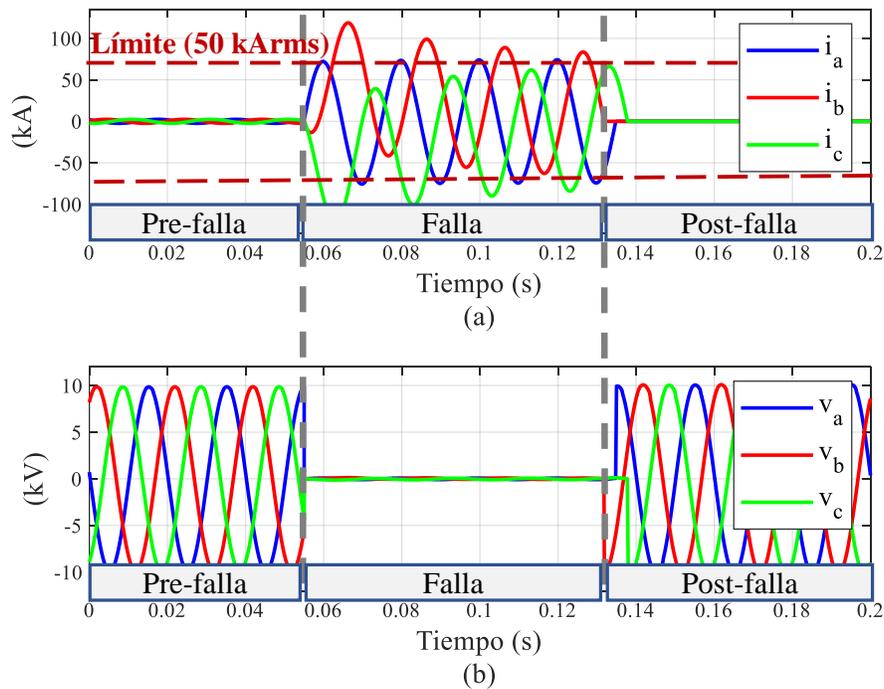
La Fig. 1.1 representa un sistema eléctrico simplificado, donde ocurre un cortocircuito trifásico que debería ser despejado por el interruptor CB (*circuit breaker*). Las corrientes por el interruptor y las tensiones en la barra durante la falla se muestran en la Fig. 1.2.



**Fig. 1.1.** Corriente por un interruptor durante un cortocircuito

En estado estacionario la corriente por el interruptor queda definida por (1.1).

$$I_{CB} = V_{th} / Z_{th} \quad (1.1)$$



**Fig. 1.2.** Cortocircuito trifásico. Se observa el sobrepaso de la capacidad de interrupción.

(a) Corrientes por el interruptor, (b) Tensiones de la barra

Al iniciarse la falla (Fig. 1.2), las corrientes aumentan rápidamente, a más de 10 veces su valor nominal, y se van reduciendo en su magnitud a medida que el cortocircuito permanece. El interruptor debe soportar tanto la corriente máxima transitoria al inicio de la falla como la corriente durante la apertura de sus contactos. Se observa que aparecen componentes unidireccionales que elevan aún más la corriente máxima que debe soportar el interruptor, que se registra a los 5 ms. Además, para fallas a tierra, aparecerían corrientes de secuencia cero. Por otra parte, las tensiones en las fases falladas registran valores cercanos a cero durante su evolución. El valor máximo de la corriente de cortocircuito dependerá esencialmente del tamaño del sistema eléctrico y del instante en que se produzca el cortocircuito.

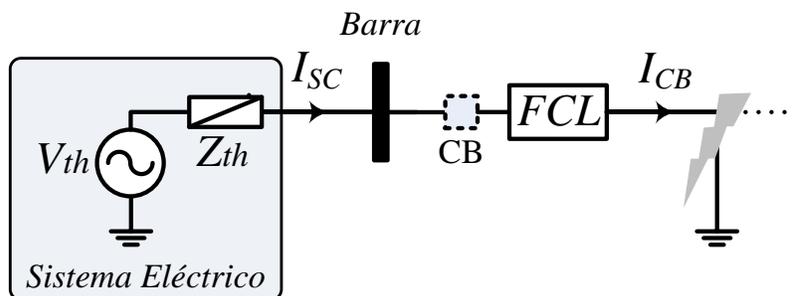
La capacidad del interruptor que es de 50 kA, es sobrepasada durante la falla, con lo que se puede ocasionar daños en el interruptor. Los resultados proyectados para el nivel de cortocircuito advierten que el interruptor debe reemplazarse o el nivel de cortocircuito debe reducirse. Las soluciones vigentes a este importante problema se describen en el siguiente punto.

## 1.2. Revisión Bibliográfica

El problema del sobrepaso de las capacidades del equipamiento eléctrico debido al aumento del nivel de cortocircuito se puede solucionar de varias formas. Lo convencional es reemplazar los equipos existentes por otros que tengan una mayor capacidad de corriente de cortocircuito. Otra forma es disminuir el nivel de cortocircuito en la zona de interés, ya sea mediante soluciones operacionales en el sistema eléctrico o instalando limitadores que restrinjan las corrientes de falla a valores que sean admisibles para el equipamiento existente. De aquí en adelante, puesto que la solución de cambiar equipos es de alto costo, se considerará la de limitar las CCC. Los métodos más utilizados para limitar la CCC, y los avances recientes que lo permiten serán analizados en esta sección.

En la literatura técnica los FCL, se conectan en serie con la rama o tramo donde se quiere reducir las corrientes máximas (ver Fig. 1.3). La conexión en serie es la convencional, y es la misma que utilizan los interruptores en un sistema eléctrico de potencia. Así, al añadir impedancia en serie a una rama ( $Z_{FCL}$ ), se limitará la corriente tanto del interruptor ( $I_{CB}$ ) como la del sistema ( $I_{SC}$ ), desde (1.1) al valor limitado por (1.2).

$$I_{CB} = V_{th} / (Z_{th} + Z_{FCL}) \quad (1.2)$$



**Fig. 1.3.** Conexión de un FCL para limitar CCC

La revisión bibliográfica se orienta hacia los FCL basados en electrónica de potencia, separándola en tres aspectos: 1) Estado del arte de los FCL, 2) FCL basados en electrónica de potencia, y 3) otros esquemas para la atenuación de corrientes.

### 1.2.1 Estado del arte de los FCL

De acuerdo a su principio de funcionamiento los FCL se pueden clasificar en activos y pasivos [2]. Aunque esta clasificación está obsoleta, permite comprender el significado conceptual de sus principios de funcionamiento. Por otra parte, dependiendo del esquema, el grado de reducción del nivel de cortocircuito va desde limitar las máximas corrientes de falla, hasta interrumpirlas. Así, conceptualmente se puede hablar de:

- 1) FCL activos: son los que mantienen una baja impedancia entre sus terminales en condiciones normales, pero que durante una falla incrementan significativamente su impedancia.
- 2) FCL pasivos: son los que mantienen una impedancia elevada siempre, es decir, en condiciones normales y de cortocircuito.

Se sabe que la corriente de cortocircuito es inversamente proporcional a la impedancia equivalente de cortocircuito, la que aumenta de forma importante al instalar estos equipos (1.2).

Una solución convencional está dada por el uso de reactores limitadores (FCL pasivo), que si bien durante una falla pueden limitar la corriente de cortocircuito, en estado de operación normal tienen efectos negativos en el control de la tensión, estabilidad, y en las pérdidas, por lo que en la mayoría de los casos no es conveniente su implementación, ya sea porque las caídas de tensión no son aceptables o porque las medidas para el control de la tensión requieren inversiones adicionales, además del costo que significan las pérdidas por el calor disipado en el reactor. Otra solución convencional son los fusibles limitadores (FCL activo), que limitan e interrumpen las corrientes de cortocircuito en redes de hasta media tensión, sin embargo, deben ser reemplazados cada vez que operan, lo que constituye una importante desventaja en la operación del sistema eléctrico, además que no siempre permiten mantener una correcta coordinación de protecciones.

La tendencia de la investigación se ha orientado hacia los FCL activos, en especial hacia soluciones que emplean superconductores y semiconductores. El nivel de desarrollo de los FCLs, con soluciones de diferentes tipos y estructuras a través de más de cuatro décadas, han derivado incluso en la guía IEEE C37.302 [10] para pruebas en FCLs, y los estándares C57.16 [11] para reactores serie y C37.47 [12] para fusibles de alta tensión, además se ha abordado en grupos de discusión del CIGRÉ que han elaborado diversos documentos técnicos [1], [2], [13], [14] abordando sus características, su aplicación práctica y su eventual impacto en el sistema eléctrico. A modo de

comparación, en la Tabla 1.1 se muestran los principales tipos de FCL utilizados.

**Tabla 1.1.** Comparación entre FCL más comunes.

Parámetro	Rango de uso	Ventajas	Desventajas
<i>Reactor</i>	BT, MT y AT	Solución más económica, simple	Pérdidas, regulación de tensión
<i>Is-limiter</i>	BT y MT (Ejm: Is-Limiters ABB, 40 kV, 210 kA [15])	Interrumpe corriente, bajas pérdidas, espacio	Debe reemplazarse cada vez que opera, no se coordina con protecciones
<i>FCL activo</i>	BT, MT y AT (Ejm: 220 kV, 300 MVA en Tianjin, China)	Hace más flexible a la red, bajas pérdidas, reduce los huecos de tensión.	Costo, afecta coordinación de protecciones, espacio, sin historia operacional.

### 1.2.2 FCL basados en componentes superconductores y de estado sólido

El uso de FCL en base a componentes superconductores y de estado sólido son la base del desarrollo vigente en las diferentes propuestas de FCL, donde incluso se pueden encontrar soluciones híbridas [16], [17]. La mayor parte de los desarrollos emplean superconductores, no obstante, los de estado sólido muestran una mayor proyección por sus menores costos y por sus características modulares, acompañado del rápido desarrollo de la ciencia de materiales semiconductores [18]. En general los FCL se instalan en los alimentadores, muchas veces en el principal. Ahora bien, la ubicación óptima es en la unión de barras [19].



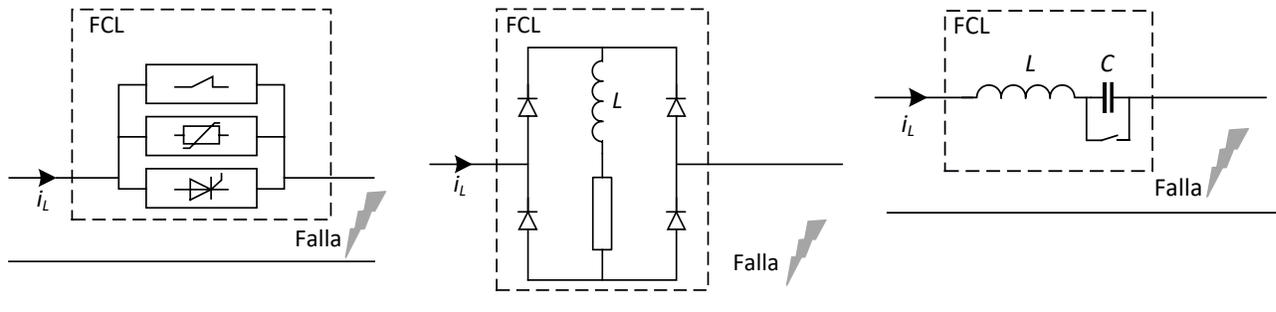
**Fig. 1.4.** Diferentes tipos de FCL basados en superconductores (SFCL)

(a) Circuito equivalente para SFCL resistivo      (b) Circuito equivalente para SFCL inductivo

La Fig. 1.4 muestra las estructuras típicas para FCLs basados en superconductores [19]. Se clasifican esencialmente en tipos resistivos e inductivos y se basan en el comportamiento no lineal de las resistencias de los superconductores, que se mantienen en valores cercanos a cero durante la operación normal y aumentan bruscamente su valor durante una falla. Este cambio de resistencia sucede cuando se incrementa la corriente a través del superconductor, lo que hace aumentar su temperatura sobre su valor crítico (no requiere un algoritmo de detección de falla), limitando así la

corriente de cortocircuito. Cabe destacar que estos dispositivos requieren importantes sistemas de refrigeración (*Cryostat*), que serán parte relevante de su costo.

La Fig. 1.5 muestra las estructuras típicas para FCL de estado sólido [8], [19], tipos serie, puente y resonante. Adicionalmente, se pueden encontrar unos pocos trabajos [20]–[22] donde se utilizan convertidores fuente de voltaje usados en serie como FCL, lo que permitiría además compensar las caídas de tensión en los alimentadores adyacentes y mejorar la estabilidad transitoria de la red en condiciones normales de funcionamiento (sin falla).



**Fig. 1.5.** Diferentes tipos de FCL de estado sólido

(a) Tipo serie

(b) Tipo puente

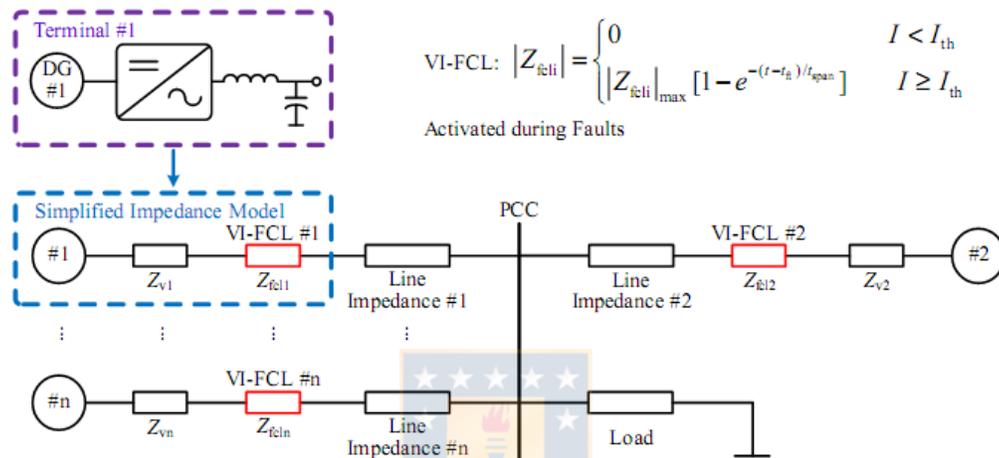
(c) Tipo resonante

El FCL tipo serie contiene un circuito en *bypass* que se utiliza en condiciones normales (baja impedancia), y *switches* bidireccionales controlados para limitar o interrumpir la corriente de falla, donde la protección de sobretensión protege a los semiconductores de alzas bruscas en la tensión. El tipo puente se basa en operar el inductor en corriente continua, y durante una falla se superpone una componente AC por el cambio brusco de la corriente por la rama, aumentando de forma importante la impedancia vista desde sus terminales, donde su principal desventaja son las pérdidas en estado normal. El tipo resonante controla la conexión del condensador cortocircuitándolo cuando ocurre la falla (alta impedancia  $\omega L$ ), y manteniéndolo conectado en condiciones normales (baja impedancia serie  $\omega L - \frac{1}{\omega C}$ ).

Aún con todas las ventajas de los FCL de estado sólido frente a los FCL basados en superconductores, de acuerdo a [8] tampoco existe una solución que sea confiable y económica para los FCLs de estado sólido, y, a pesar de los años de investigación, la diversidad de conceptos está aún bastante limitada, por lo que los esfuerzos de desarrollo en este número básico de ideas se han orientado hacia la optimización de sus componentes, mejoramiento de su eficiencia y reducción de su costo.

### 1.2.3 Otros esquemas para la compensación de corrientes

Aquí se amplía un poco más la búsqueda en el uso de convertidores para manejar corrientes de cortocircuito, y está relacionada con los inversores de conexión de generación distribuida que también se utilizan para reducir la corriente de su contribución a la CCC total (Fig. 1.6, [23]), o reduciendo los armónicos de la corriente de secuencia cero durante fallas a tierra mediante un inversor conectado en el neutro (Fig. 1.7, [24]).

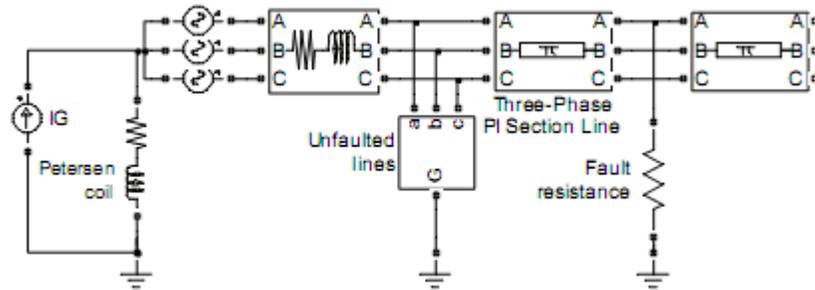


**Fig. 1.6.** Configuración de micro redes AC con generación distribuida conectada con inversores [23]

Al incorporar un control secundario de los inversores durante las fallas, en el esquema de la Fig. 1.6 se reducen las corrientes aportadas por cada generador y disminuyen las oscilaciones durante el cortocircuito; es decir, opera como un limitador local de las contribuciones de cortocircuito conectadas mediante inversores. Un funcionamiento similar se puede hallar en [25]. Aunque esto puede ser de ayuda, las mayores contribuciones al nivel de cortocircuito son dadas por plantas de generación convencional, que aportan del orden de 5 veces su corriente nominal, en comparación con sólo la corriente nominal aportada por la generación conectada a través de inversores. Además, estos esquemas controlan sólo las corrientes de secuencia positiva y negativa.

En la Fig. 1.7, se utiliza una fuente de corriente de secuencia cero (IG) para limitar la 5ª armónica de la corriente durante fallas a tierra en sistemas rurales de media tensión. En estas redes se suele utilizar bobinas *Petersen* para que el sistema eléctrico siga operando incluso cuando hay una falla, pero no son suficientes para limitar la corriente de cortocircuito, pues en estos casos incluso pueden aparecer corrientes armónicas mayores que la fundamental. La fuente de corriente se logra a través de la conexión de un inversor que funciona como filtro activo que compensa las

tensiones de secuencia cero y negativa en la interconexión de las mallas de secuencia asociadas a la 5<sup>o</sup> armónica, con lo que se reduce la amplitud de la corriente de 5<sup>o</sup> armónica. Este concepto funciona bien para compensar corrientes armónicas de corriente de secuencia cero, pero no logra reducir las componentes fundamentales de secuencia positiva ni negativa, que son las más importantes en un sistema de distribución normal.



**Fig. 1.7.** Esquema general de la compensación de armónicos de la corriente de secuencia cero y la red de simulación para pruebas [24]



## 1.3. Discusión Bibliográfica

### 1.3.1 Ventajas y desventajas de los FCL

La investigación sobre la limitación de corrientes de falla mediante los FCL ha derivado en diversos tipos de solución basados en dispositivos semiconductores y superconductores en el último tiempo, los que se han implementado desde prototipos de menor escala hasta aplicaciones en distribución y transmisión, y aun así no se ha llegado a soluciones que sean comercializables. Es tal su desarrollo que ya se ha elaborado la primera norma IEEE para probar estos equipos luego de distintas discusiones y trabajos realizados por el CIGRE.

Las nuevas propuestas de FCL están orientadas a optimizar las mismas estructuras, que en esencia son todas serie, y que aumentan su impedancia de una u otra forma durante una falla, limitando o interrumpiendo la corriente de falla. No se ve un salto importante, sí avances que podrían derivar en poder comercializar estos equipos para entregar una solución real a la industria, esperanza que aún impulsa la investigación y fabricación de prototipos en torno a esta área, puesto que la necesidad es vigente y donde grandes centros de investigación aplicada como EPRI continúan realizando esfuerzos para encontrar una solución a este importante problema de los sistemas eléctricos de potencia.

Los beneficios de los FCL han sido abordados en diferentes documentos, así como también sus desventajas, documentos que condensan no sólo una aplicación puntual, sino un conjunto de ramificaciones en torno a los FCL a lo largo de estos años. En general, las ventajas y desventajas están asociadas al equipo y al sistema. Respecto al equipo, se establece el requerimiento de limitar la corriente de cortocircuito y los efectos eléctricos que debe soportar al aumentar su impedancia durante la falla y en condiciones normales. Con relación al sistema están los efectos de un aumento súbito de la impedancia durante un cortocircuito.

Su principal ventaja es que es una solución efectiva para reducir el primer *peak* de la corriente de cortocircuito, evitando así los reemplazos de equipamiento por el sobrepaso de sus capacidades, además de sus eventuales beneficios en la estabilidad del sistema (aunque no siempre sería beneficioso). Si se usan dispositivos de estado sólido incluso se podría llegar a mejorar la calidad de la tensión en la carga que conecta el FCL.

Respecto a sus desventajas, la principal es que no se ha llegado a una solución que sea comercializable, por lo que las empresas eléctricas aún no la pueden contar como una alternativa

real para solucionar este problema. Sus desventajas técnicas tienen que ver con su conexión serie: primero, deben soportar continuamente las corrientes de carga de la rama donde están instalados, por lo que tienen pérdidas; segundo, la tensión serie a través de estos equipos debe soportar valores cercanos a la tensión nominal; tercero, impactan en la coordinación de protecciones eléctricas, por ejemplo en redes radiales se mejorarían los tiempos de paso en protecciones de sobrecorriente a costa de un aumento en el tiempo del despeje de las fallas; cuarto, deben evitar confundir las corrientes de falla con otros tipos de contingencia para evitar una operación indeseada del esquema y por último, limitan la corriente sólo en la rama instalada, afectando indirectamente el nivel de cortocircuito en otros sectores del sistema eléctrico, por lo que se pueden requerir estudios de optimización para minimizar el número de FCL requeridos e indicar su mejor ubicación [26]–[28].

En general, a pesar de los beneficios de los FCL, y teniendo en cuenta sus desventajas, aún no se ha llegado a un prototipo comercializable, es más, se ha evidenciado un importante estancamiento en su desarrollo. Por otra parte, el uso directo de los convertidores de potencia en la reducción de la corriente de cortocircuito en alguna sección del sistema eléctrico no ha tenido mayor desarrollo.

### **1.3.2 Propuesta de esquema de reducción activa de corrientes de falla**

En atención a que el desarrollo de FCL en estructuras serie no se ha convertido en una solución práctica para los sistemas de potencia, se propone una nueva solución basada en una estructura completamente diferente, es decir, la paralela. En la literatura técnica no existen soluciones con una topología en paralelo, por lo que se abre una nueva línea de investigación.

Conceptualmente no es trivial imaginar cómo un esquema conectado en paralelo puede reducir corrientes de cortocircuito, sin embargo, y tal como las brigadas forestales queman un perímetro para evitar la propagación de un incendio, esta propuesta absorbe corrientes de cortocircuito para atenuar la corriente de falla en un paño de una subestación. En general, las soluciones con equipos basados en electrónica de potencia para redes de distribución y transmisión están asociadas al control de la tensión, o a filtrar corrientes armónicas, pero hasta ahora no se ha propuesto absorber controladamente corrientes de falla en la red, que es la base de esta tesis.

La conexión en paralelo de una fuente controlada de corriente no sólo se trata de una nueva estructura, sino que su tipo de conexión en paralelo impone otras exigencias y atributos para este esquema, así como nuevos efectos en el sistema eléctrico de potencia, aspectos que no han sido estudiados hasta el momento. La propuesta de tesis plantea este nuevo concepto, que será

implementado y luego validado mediante simulaciones en sistemas eléctricos de potencia, y también mediante un prototipo experimental de baja potencia.

Al estar conectado en paralelo, la circulación de corrientes en estado normal no será la de la red, por lo que las pérdidas serán bastante menores que un FCL, además que no requiere soportar esas corrientes en forma permanente como un FCL. Por otra parte, la instalación en paralelo de este nuevo esquema no sólo limita la corriente en una rama puntual como un FCL, sino que limita la corriente en cualquiera de las ramas de la barra, reduciendo a sólo un esquema el requerimiento de proteger los equipos de una barra completa. La capacidad para reducir la CCC de este esquema dependerá de los requisitos del sistema, lo que impondrá la corriente máxima que pueda manejar la fuente de corriente controlada.

Respecto a su potencialidad, se ve prometedor utilizar el equipamiento existente en FACTs e inversores de conexión de las plantas eólicas y fotovoltaicas, luego de realizar algunas inversiones que permitan incluir el manejo de la corriente de secuencia cero e implementar el modo de control RACF durante la falla. Por otra parte, la capacidad ociosa de este esquema en condiciones normales podría beneficiar la operación de la red al activar una estrategia de control diferente para este caso, tal como la de los FACTs por ejemplo.

Como resultado de esta discusión, se plantea la hipótesis de trabajo, y los objetivos de esta tesis, estableciendo el principio de funcionamiento del RACF, su diseño, control, y aplicación; validada tanto por simulación como en forma experimental.

## 1.4. Hipótesis de Trabajo

Es posible atenuar en forma controlada la amplitud de la corriente de cortocircuito con la conexión en paralelo de un convertidor de frecuencia que trabaja como fuente controlada de corriente.

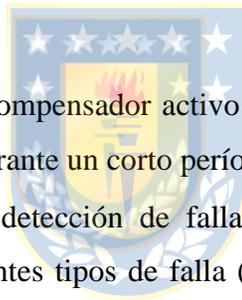
## 1.5. Objetivos

### 1.5.1 Objetivo General

Disminuir el nivel de cortocircuito que debe soportar el equipamiento primario de una subestación eléctrica mediante el uso de convertidores estáticos de potencia conectados en paralelo. El esquema de compensación propuesto operará como una fuente de corriente controlada, desviando parte de la corriente de cortocircuito que deben cortar los interruptores.

### 1.5.2 Objetivos Específicos

- Desarrollar la topología de un compensador activo que permita absorber corrientes de falla del orden de los kilo-amperes durante un corto período de tiempo (10 ciclos).
- Desarrollar algoritmos para la detección de falla y la generación de las referencias de corriente para compensar diferentes tipos de falla (monofásica, bifásica, bifásica a tierra, y trifásica).
- Desarrollar estrategias de control para la reducción rápida y efectiva de la corriente máxima instantánea durante un cortocircuito.
- Probar mediante simulaciones que el compensador activo reduce las corrientes máximas de cortocircuito, independiente del tipo de falla y de su ubicación.
- Planificación e implementación de un prototipo atenuador de corriente de cortocircuito de baja potencia.



## **2. Reducción paralela de corrientes de cortocircuito**

---

En este capítulo se presenta el Reductor Activo de Corrientes de Falla (RACF), un esquema que reduce las corrientes de cortocircuito mediante la conexión en paralelo de convertidores de potencia a una barra de una subestación, disminuyendo la magnitud de las CCC a través de los interruptores de dicha barra.

Aunque hasta ahora se ha hablado sólo de interruptores, vale la pena mencionar que un paño está compuesto por varios componentes serie además del interruptor, tales como el desconectador, transformador de corriente y eventualmente la trampa de onda. Todos estos componentes están exigidos por la corriente de cortocircuito, pero sin duda el más crítico es el interruptor, pues la exigencia no es sólo térmica y mecánica, sino en su capacidad para interrumpir el arco eléctrico. Es por esto que el análisis se centra en los interruptores.

Puesto que el estado del arte evidencia que no se han presentado esquemas que permitan reducir la corriente de falla mediante esquemas conectados en paralelo, en este capítulo se presenta el principio de funcionamiento del RACF, estableciendo sus características básicas a partir de un modelo ideal del esquema hasta el análisis del error en su operación. Para ello, se determina bajo esa perspectiva la máxima exigencia para los interruptores en una subestación eléctrica.

Presentando el RACF como una fuente de corriente controlada, se define la corriente de referencia, el esquema de detección de falla, y el grado de compensación de la corriente de cortocircuito. Con miras a la implementación de esta fuente de corriente usando convertidores de potencia, se discuten y establecen los requerimientos del sistema de control para esta aplicación que presentará varias particularidades, como la rapidez de operación y las magnitudes de corriente que se deben manejar. Esto logra sentar las bases para el diseño de un RACF para una aplicación particular.

### **2.1. Máxima exigencia de cortocircuito en una subestación eléctrica**

Es necesario determinar cuál es la máxima exigencia de corriente de cortocircuito para cada paño, con la finalidad de simular y probar el esquema propuesto en dichas condiciones. Esto permitirá: 1) elegir el programa de simulación que se utilizará, 2) modelar el sistema de potencia, 3) modelar el RACF, 4) definir su estrategia de control, 5) preparar un prototipo experimental. En una primera instancia, las fallas que provoquen un nivel de cortocircuito menor no serán analizadas,

pues no presentan un riesgo de sobrepaso de las capacidades de los equipos de los paños en una subestación eléctrica.

En las subestaciones con una potencia de cortocircuito de varias centenas de MVA y con varios paños conectados, la peor falla para un paño es aquella ubicada en la frontera de la línea, transformador, u otro equipamiento con la barra a la que se conecta. A continuación, se realiza un análisis de la magnitud de la corriente a través de un paño cualquiera cuando ocurren cortocircuitos en la barra y en sus ramas. Para dar mayor énfasis al concepto, se considerarán fallas monofásicas, pues son las más comunes y permiten concentrar el análisis en sólo una de las fases.

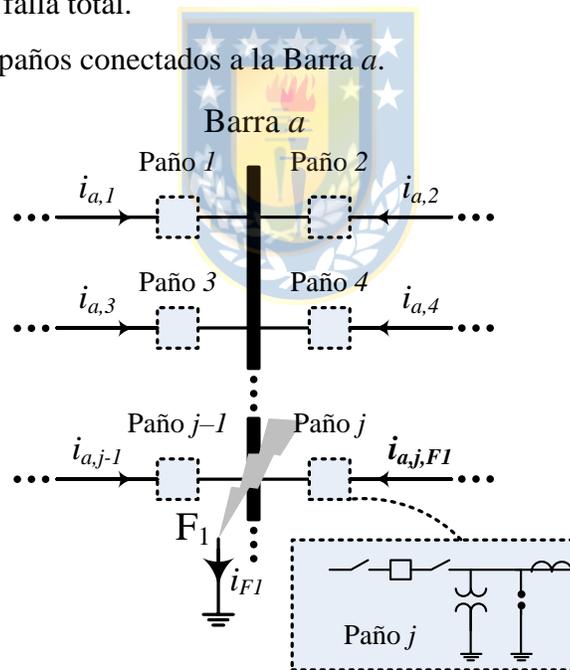
### 2.1.1 Falla en la barra - F1

La Fig. 2.1 muestra la distribución de las corrientes para la falla  $F_1$ , una falla monofásica en la Barra  $a$  (fase  $a$  de la barra). Se analiza la corriente a través de un paño  $j$  cualquiera, donde:

$i_{a,j,F1}$  : corriente que circula por la fase  $a$  del paño  $j$ , en falla  $F_1$ .

$i_{F1}$  : corriente de falla total.

$n$  : cantidad de paños conectados a la Barra  $a$ .



**Fig. 2.1.** Falla  $F_1$ : falla monofásica en Barra  $a$ .

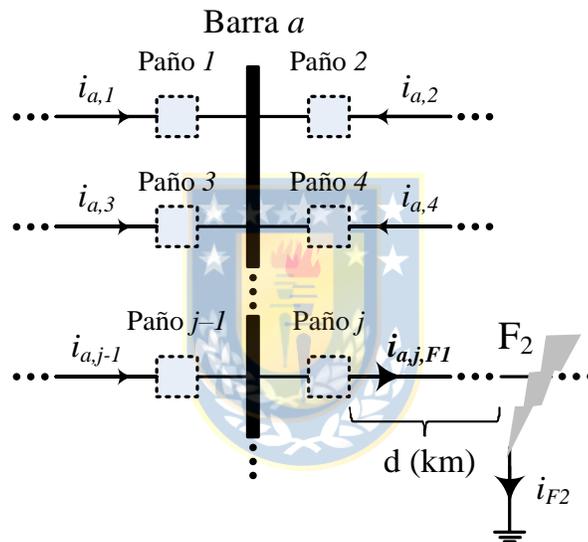
Para la falla  $F_1$ , la corriente de falla total  $i_{F1}$  corresponde a (2.1), donde las corrientes de los  $n$  paños se concentran en la barra.

$$i_{F1} = \sum_{k=1}^n i_{a,k} \quad (2.1)$$

Una falla en la barra es una condición poco exigente para el paño  $j$ , pues la corriente  $i_{a,j,F1}$  es sólo uno de los tantos aportes a la corriente de falla total.

### 2.1.2 Fallas en las ramas - F2

La Fig. 2.2 muestra la distribución de las corrientes para la falla  $F_2$ , que es una falla monofásica en una rama  $j$  cualquiera. El paño  $j$  conecta una línea de transmisión afectada por una falla a una distancia de  $d$  [km] desde la subestación.



**Fig. 2.2.** Falla  $F_2$ : falla monofásica en la línea del paño  $j$ , fase  $a$ .

En esta condición, la corriente a través del paño  $j$  es aportada por las otras  $n-1$  corrientes  $i_{a,k,F2}$  que confluyen a la barra, tal como se indica en (2.2).

$$i_{a,j,F2}(d) = \sum_{k=1, k \neq j}^n i_{a,k,F2} \quad (2.2)$$

Además, el paño  $j$  concentrará la máxima corriente de cortocircuito  $\max\{i_{a,k,F2}\}$  cuando la distancia  $d$  sea cercana a cero (falla próxima a la barra). En este caso, la impedancia Thevenin vista desde el punto de falla hacia la barra será la mínima, y por tanto la corriente que viene desde la barra será la máxima. Este valor resulta equivalente a la corriente total de falla en la barra  $i_{F1}$  (2.1) menos la contribución de ese paño a la falla, lo que se expresa en (2.3).

$$i_{a,j,F2}(d) \leq \max \{i_{a,j,F2}\} = i_{a,j,F2}|_{d \rightarrow 0} = i_{F1} - i_{a,j,F1} \quad (2.3)$$

### 2.1.3 Peor ubicación de la falla

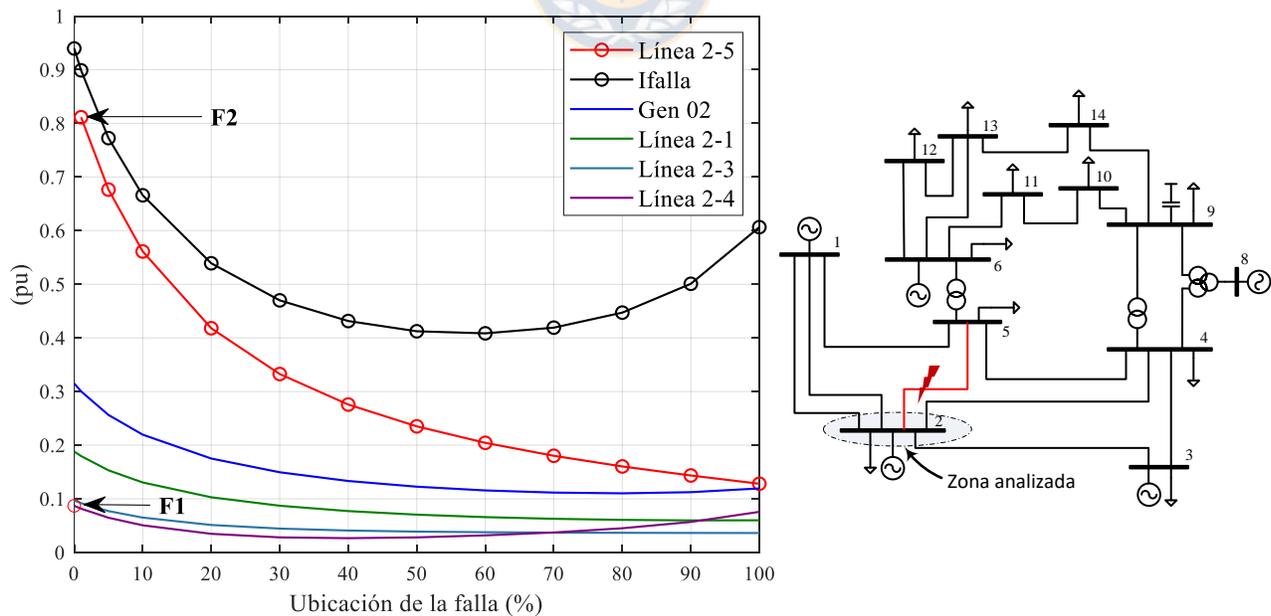
Al evaluar los resultados anteriores se concluye que una falla en una rama ubicada cerca de la barra (falla  $F_2$ , con  $d \rightarrow 0$ ), es la peor falla que debe soportar un paño  $j$  cualquiera (2.3). Esto sucede cuando:

$$i_{a,j,F2}|_{d \rightarrow 0} = i_{F1} - i_{a,j,F1} > i_{a,j,F1} \quad (2.4)$$

Es decir, si:

$$i_{F1} > 2i_{a,j,F1} \quad (2.5)$$

Esta condición es frecuente en sistemas de potencia con varios paños, decenas de kilo-volts, y decenas de kilo-ampères de cortocircuito. Dicho de otra forma, la falla  $F_2$  con  $d \rightarrow 0$  es la peor ubicación de falla en subestaciones de transmisión eléctrica que posean un alto nivel de cortocircuito.



**Fig. 2.3.** Contribución de corrientes de cortocircuito a medida que cambia la ubicación de la falla en la rama de la línea 2-5 en el sistema IEEE de 14 barras.

Cabe mencionar que la máxima exigencia (2.3) es igual o un poco menor a la corriente de falla en la barra  $i_{F1}$  (que concentra el aporte de las  $n$  ramas). En las empresas eléctricas es una práctica común el comparar las capacidades de los interruptores de una barra con el nivel de cortocircuito en ésta. Por lo tanto, el esquema será evaluado en las condiciones dadas por la falla  $F_2$ , pues es la condición más exigente para los equipos primarios de la barra.

La Fig. 2.3 muestra el sistema eléctrico de 14 barras de la IEEE, donde se han simulado fallas a lo largo de la línea 2-5 partiendo desde la barra 2, marcando los resultados para las fallas  $F_1$  y  $F_2$ . Además de notar la gran diferencia de corriente entre las fallas  $F_1$  y  $F_2$ , se observa que la exigencia del cortocircuito disminuye rápidamente a medida que la falla se aleja de la barra 2. Estos resultados reafirman que la máxima corriente de cortocircuito ocurre para una falla próxima a la barra.

## 2.2. Principio de funcionamiento del RACF

### 2.2.1 Uso de un esquema paralelo para la reducción de la corriente de falla

La Fig. 2.4.a muestra un circuito simplificado de una red de distribución afectada por un cortocircuito. La falla ocurre cerca de la barra y debe ser despejada por el interruptor (CB: *circuit breaker*). La red de distribución se ha representado por su equivalente Thevenin ( $V_{th}$ ,  $Z_{th}$ ). El nivel de cortocircuito queda definido por:

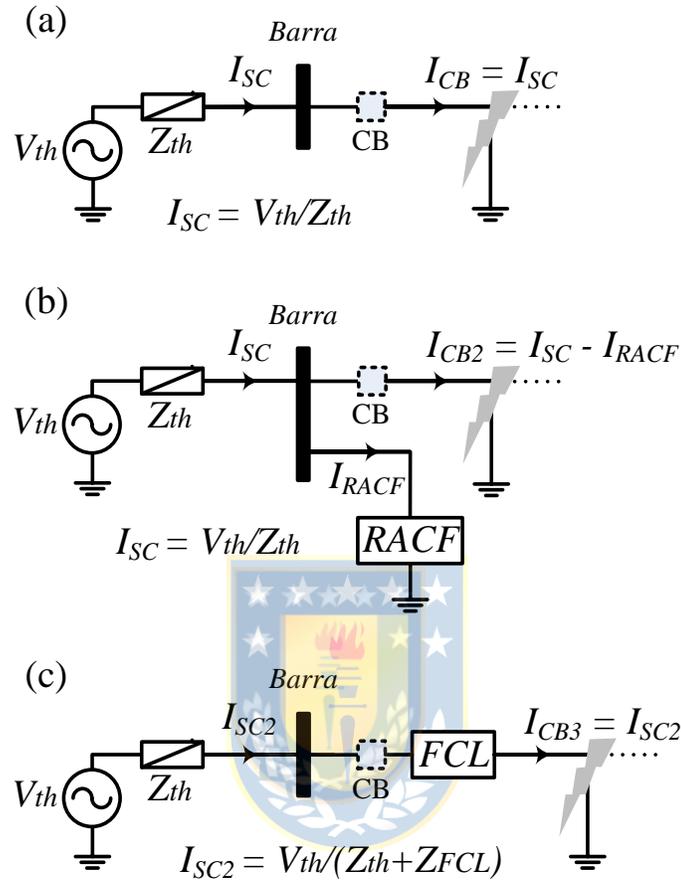
$$I_{SC} = V_{th} / Z_{th} \quad (2.6)$$

El objetivo es reducir la amplitud de la CCC a través del interruptor ( $I_{CB}$ ). Para solucionar este problema, se conecta el RACF en paralelo a la barra (Fig. 2.4.b). Durante la operación del RACF, la amplitud de la CCC del sistema (2.6), no se modifica; sin embargo, la corriente a través del interruptor para esta condición ( $I_{CB2}$ ) es atenuada gracias a la corriente absorbida por el RACF, tal como se indica en (2.7).

$$I_{CB2} = (I_{SC} - I_{RACF}) < I_{CB} \quad (2.7)$$

Aunque la CCC es impuesta por el sistema de potencia, el RACF puede absorber corriente desde la barra, desviando parte de la corriente del sistema hacia sí mismo, lo que resulta en la reducción de la corriente por el interruptor. En otras palabras, el RACF entrega un camino alternativo a la circulación de la corriente de falla, aliviando al tramo afectado por el cortocircuito.

Para efectos de comparación, la solución FCL (serie) se muestra en la Fig. 2.4.c. En la sección 2.3 se realiza una comparación entre el RACF y el FCL.



**Fig. 2.4.** Método de atenuación de cortocircuitos del RACF: (a) caso base; (b) Solución con RACF; (c) Solución con FCL.

## 2.2.2 Aplicación práctica – Ejemplo conceptual

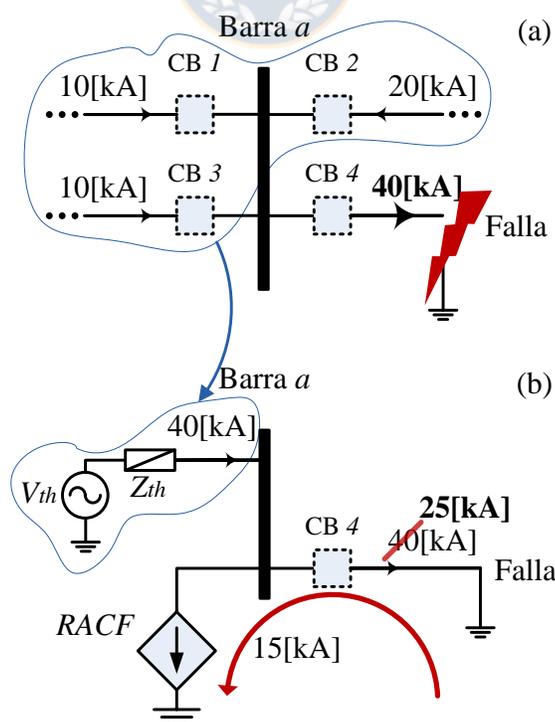
Para ilustrar el principio de funcionamiento del RACF, se usa el ejemplo de la Fig. 2.5, donde se analiza la CCC por un interruptor específico. El ejemplo puede ser extendido a cualquiera de los otros interruptores de la barra. En la Fig. 2.5.a se muestra la distribución de las CCC a través de los diferentes interruptores cuando ocurre una falla en la rama 4 (fase *a*). Esta falla produce la mayor exigencia por el interruptor CB4. Para reducir la CCC a través del interruptor CB4, que es de 40 kA, el RACF se conecta en paralelo a la barra, como se muestra en la Fig. 2.5.b. El RACF ha sido representado por una fuente de corriente controlada.

La corriente absorbida por el RACF viene desde las diferentes ramas que están conectadas a

la barra. Durante la falla, las ramas 1 a la 3 pueden ser agrupadas y representadas por su circuito Thevenin equivalente, y la rama 4 por un cortocircuito a tierra. Al analizar este circuito, que es similar al de la Fig. 2.4.b, se puede concluir que los 15 kA absorbidos desde la barra por el RACF vienen solo de la rama 4, pues debido a la falla, esta rama tiene impedancia cero. Es decir, una parte de la CCC es desviada desde la barra al RACF. De esta forma, la corriente a través del interruptor CB4 se reduce desde 40 kA a 25 kA. Aunque la falla ocurra en otra rama, el RACF operará de la misma forma, asegurando la reducción de la CCC en todos los interruptores de la barra.

La reducción de las corrientes de falla se puede explicar mediante la aplicación del principio del divisor de corriente. La fuente de corriente controlada absorberá mayor corriente desde la rama que presente una menor impedancia, es decir, aquella donde está el cortocircuito. Si ésta se controla para que sea opuesta a la corriente de falla, se reducirá la corriente que circula por el paño asociado al cortocircuito.

La reducción de los 15 kA aliviará la exigencia sobre los interruptores de la subestación, evitando o postergando su reemplazo. En resumen, el RACF se comporta como una fuente de corriente controlada por fase, absorbiendo corrientes desde el punto de falla, y reduciendo la CCC en todos los interruptores de la barra.



**Fig. 2.5.** Comparación numérica del efecto del Compensador para una falla monofásica (fase *a*) en una de las ramas: (a) sin RACF, (b) con RACF.

### 2.2.3 Esquema de detección de falla y su despeje

El RACF operará sólo durante los cortocircuitos, por lo que se requiere un esquema de detección de cortocircuito, y un esquema de detección del despeje de la falla.

La CCC es detectada cuando la corriente por cualquiera de las fases supera el valor  $i_{pk}$ . Este proceso debe ser lo suficientemente rápido (menor que 3 ms) para lograr la compensación del primer *peak* de la CCC, que ocurre aproximadamente a los 5 ms (1/4 de ciclo). La compensación de cada fase del RACF se activa de acuerdo con la supervisión (2.8), donde cualquiera de las ramas podría activar al convertidor en su respectiva fase.

$$|i_{x,j}| \geq i_{pk} \quad (2.8)$$

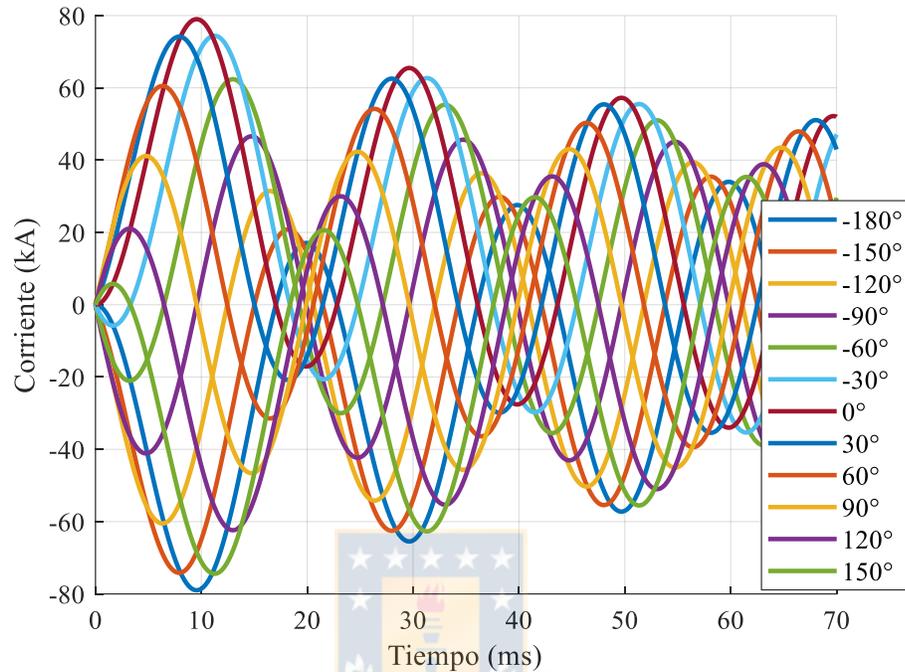
Una vez que la falla es despejada, la corriente de la rama fallada llega a cero, y la tensión de la barra se recupera. El RACF deja de compensar la CCC una vez que el voltaje de la barra alcanza el valor  $v_{pk}$ :

$$|v_{x,Bus}| \geq k_{pk} \cdot v_{rated} = v_{pk} \quad (2.9)$$

### 2.2.4 Generación de la corriente de referencia

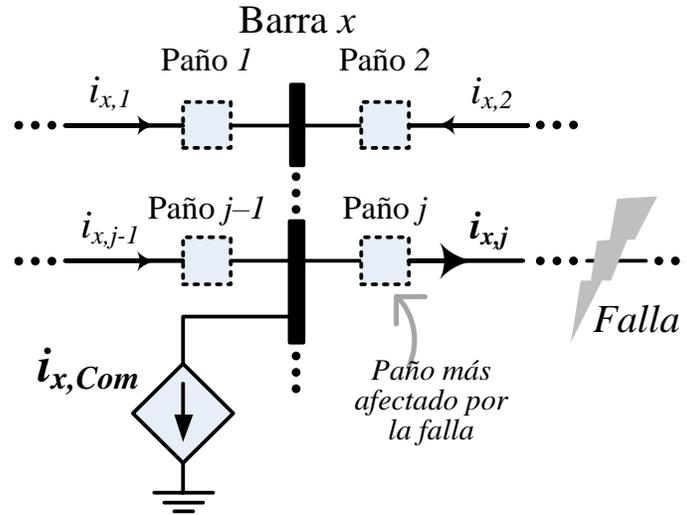
Un aspecto fundamental del esquema es cómo determinar la corriente de referencia necesaria para reducir la CCC. En esta propuesta, la corriente de referencia se obtiene como una proporción de la medición de la corriente de falla. Esta CCC estará compuesta por componentes continua y alterna variables en el tiempo, la que será diferente en cada fase, y que incluso puede incluir componentes de secuencia cero. Las CCC dependerán del tipo de falla, ubicación de la falla, condiciones operacionales del sistema eléctrico e instante de ocurrencia de la falla. De esta forma, no se puede anticipar la forma de onda de la CCC y por tanto no se puede establecer a priori la corriente de referencia. Lo anterior queda expuesto en (2.10), que describe la forma de onda de la CCC considerando un sistema Thevenin equivalente ( $v_{th} = \sqrt{2}V_{th} \sin(\omega t)$ ,  $Z_{th} = R_{th} + jX_{th}$ ) para  $t \geq t_0$ . El cortocircuito ocurre en  $t_0$ , donde se ha supuesto una reactancia equivalente constante  $X_{th}$ , una aproximación a lo que sucede en un sistema real. Algunos ejemplos gráficos se muestran en la Fig. 2.6 donde se han representado distintos tiempos de ocurrencia del cortocircuito.

$$i_{x,j}|_{t \geq t_0} = \frac{\sqrt{2}V_{th}}{\sqrt{(X_{th}^2 + R_{th}^2)}} \left( \sin \left( \omega(t-t_0) - \arctg \left( \frac{X_{th}}{R_{th}} \right) \right) + \sin \left( \omega t_0 + \arctg \left( \frac{X_{th}}{R_{th}} \right) \right) \cdot e^{-\frac{R_{th}t}{L_{th}}} \right) \quad (2.10)$$



**Fig. 2.6.** Diferentes ángulos de incidencia  $\omega t_0$  del cortocircuito,  $R_{th}=0.316 \Omega$ ,  $X_{th}=4.051 \Omega$ .

La Fig. 2.7 muestra la fase  $x$  de una barra con  $n$  ramas, a la que se conecta un RACF, que es representado por una fuente controlada de corriente  $i_{x,Com}$ . Se ha supuesto que ocurre una falla en la línea que es conectada por el paño  $j$ , que hace circular una corriente de cortocircuito  $i_{x,j}$  a través del interruptor. De acuerdo al análisis conceptual realizado en la sección 2.2, la corriente  $i_{x,Com}$  absorbida por el RACF se distribuye según el principio del divisor de corriente, prefiriendo la rama  $j$ , pues ofrece la menor impedancia. De esta forma, al definir la corriente del RACF opuesta al flujo de la corriente falla, se reduce la CCC por el paño  $j$ .



**Fig. 2.7.** Generación de la corriente de referencia.

En base al análisis anterior, durante la falla la referencia  $i_{x,Com}^*$  (2.11) puede ser calculada como una proporción  $r_{Com}$  del valor de la corriente medida  $i_{x,j}$  que circula por la rama  $j$ . Cabe destacar que, aunque la corriente de falla por la rama es impredecible, puede medirse, y al aplicar (2.11) para la corriente de referencia se puede compensar cualquier tipo de falla: monofásica, bifásica, bifásica a tierra, o trifásica, independiente de su ubicación y tiempo de ocurrencia.

$$i_{x,Com}^* = r_{Com} i_{x,j} \quad (2.11)$$

Para lograr lo anterior, es necesario ajustar el valor de  $r_{Com}$  e identificar la rama  $j$  en falla. El valor de  $r_{Com}$  dependerá de cuánto se quiera reducir el nivel de cortocircuito (ver sección 2.2.5), con lo que se define la capacidad de corriente del RACF.

En la sección anterior se presenta un esquema para la detección de la falla, pero no se determina en qué rama ocurre el cortocircuito. Para identificar la rama donde ocurre la falla se debe supervisar la corriente en cada una de las ramas, y el voltaje de la barra. Esto se debe realizar para cada una de las fases. En las fases afectas por un cortocircuito se podrá observar que:

- Las corrientes por las ramas de la barra aumentarán notoriamente su valor.
- La tensión bajará en la proximidad de la ubicación de la falla.
- Las contribuciones de corriente al cortocircuito tendrán un sentido de circulación entrando a la barra.
- La corriente por el paño en falla tendrá un sentido de circulación saliendo de la barra.
- La rama con falla concentrará el aporte al cortocircuito del resto de las ramas.

Analizando estas características, la forma más sencilla de identificar la rama  $j$  es encontrar la rama con mayor corriente absoluta (2.12). Como los diferentes aportes al nivel de cortocircuito no están perfectamente en fase, durante los cruces por cero no se debe aplicar este método. La aplicación del método se debe realizar una vez que el esquema de detección de falla haya operado, pues las CCC tienen magnitudes instantáneas relevantes, lejos de su cruce por cero. Esto será corroborado en las simulaciones de la sección 3.

$$j_x = Rama_x \left\{ Máx_{k=1}^n \left\{ |i_{x,k}| \right\} \right\} \quad (2.12)$$

La forma de onda de la corriente de referencia impondrá requisitos relevantes al sistema de control que debe ser capaz de seguir componentes variables de corriente continua y alterna durante el cortocircuito.

### 2.2.5 Ajuste del factor de compensación

En esta sección se presenta un procedimiento para la selección del valor de  $r_{Com}$ . El ajuste de  $r_{Com}$  debe permitir que la máxima corriente de falla esperada se reduzca a un valor que no comprometa la operación segura de todos los interruptores de la barra. Usando el circuito de la Fig. 2.7 se obtiene que la relación entre las corrientes de la barra es la siguiente:

$$\sum_{k=1, k \neq j}^n i_{x,k} = i_{x,SC} = i_{x,j} + i_{x,Com}, \quad (2.13)$$

donde  $i_{x,SC}$  representa la contribución al cortocircuito de todas las ramas.

Además, en estado estacionario se puede encontrar que:

$$I_{x,j} = I_{x,j(\sin RACF)} - k_{div} r_{Com} I_{x,j}, \quad (2.14)$$

donde  $I_{x,j(\sin RACF)}$  es la corriente que se tendría sin la operación del RACF, y  $k_{div}$  es el porcentaje de la corriente del RACF que circula por la rama  $j$  (factor del divisor de corriente equivalente).

Si se considera una falla trifásica, con una red equivalente Thevenin ( $V_{th}$ ,  $Z_{th}$ ) y una impedancia de falla  $Z_{falla}$ , se encuentra que el valor de  $k_{div}$  queda definido por:

$$k_{div} = \frac{Z_{th}}{Z_{th} + Z_{falla}}, \quad (2.15)$$

Lo deseable es que este factor esté en torno a la unidad para una compensación más eficiente, aunque ello no es ajustable, pues dependerá de la topología de la red, de la impedancia de falla, y de

la ubicación de la misma. Ahora bien, la magnitud de  $k_{div}$  será más cercana a uno a medida que la falla ocurra más cerca de la barra ( $Z_{falla} \ll Z_{th}$ ). En general, este factor se asumirá igual a uno para considerar la mayor corriente de cortocircuito, que es justamente el peor caso que interesa abordar.

En estas condiciones,  $I_{x,j}(\text{sin RACF})$  es igual a  $I_{x,SC}$ , por lo que acomodando (2.14), se llega a:

$$I_{x,j} = I_{x,SC} \cdot \frac{1}{1 + r_{Com}} = I_{x,SC} \cdot (1 - k_{Com}), \quad (2.16)$$

donde el valor de  $k_{Com}$  es el factor de atenuación deseado de la CCC, que se puede obtener como:

$$k_{Com} = 1 - \frac{I_{CB2}}{I_{SC}}, \quad (2.17)$$

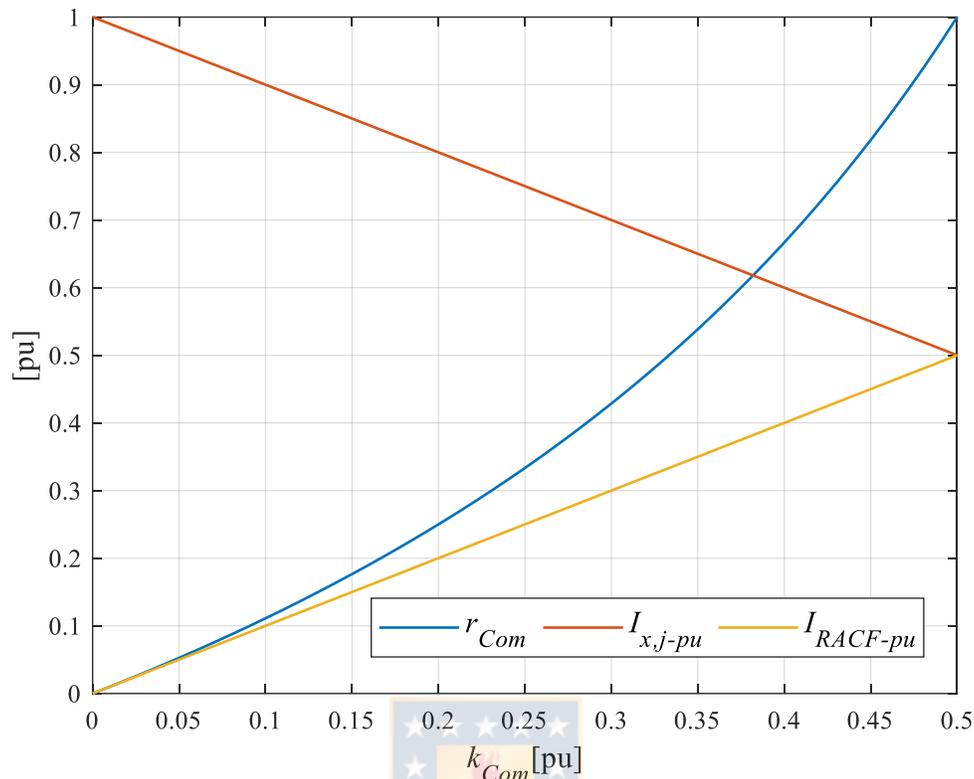
donde:

- $I_{SC}$ : es la máxima CCC sin compensar obtenida con simulaciones. Este valor se calcula considerando la máxima generación y el mayor enmallamiento del sistema.
- $I_{CB2}$ : es el nivel de cortocircuito máximo deseado, inferior a la corriente nominal de los interruptores de la barra.

Finalmente, usando (2.16) y (2.17) se obtiene el valor de  $r_{Com}$  como:

$$r_{Com} = \frac{k_{Com}}{1 - k_{Com}} = \frac{I_{SC}}{I_{CB2}} - 1 \quad (2.18)$$

Se debe notar que la capacidad del RACF quedará determinada por la máxima corriente a compensar, es decir,  $I_{SC} \cdot k_{Com}$ . La Fig. 2.8 muestra la relación entre el factor de compensación ( $r_{Com}$ ), la corriente por el interruptor ( $I_{x,j}$ ) y la corriente absorbida por el RACF ( $I_{RACF}$ ) para distintos factores de atenuación deseados ( $k_{Com}$ ).



**Fig. 2.8.** Ajuste de  $r_{Com}$ , corriente por el RACF y el interruptor en [pu] de  $I_{x,SC}$ .

## 2.2.6 Análisis de la influencia del error en la corriente generada por el RACF

Para obtener una efectiva atenuación de la amplitud de la CCC, la corriente generada por el RACF debe tener su misma forma y fase. Cualquier desviación en su forma o fase, introducirá un error en la atenuación de la amplitud de la CCC.

Para evaluar la influencia de estos errores, se asumirá un error de magnitud ( $e_{mag}$ ) y de fase ( $e_{ph}$ ) en la forma de onda de la corriente generada por el RACF durante una falla cercana a la barra. Bajo estas condiciones, la corriente fasorial por el interruptor ( $I_{x,j}=|I_{x,j}|\angle\varphi_{x,j}$ ) queda definida por (2.19).

$$I_{x,j} = I_{x,SC} - r_{Com} \cdot \left\{ |I_{x,j}| (1 + e_{mag}) \angle (\varphi_{x,j} + e_{ph}) \right\}, \quad (2.19)$$

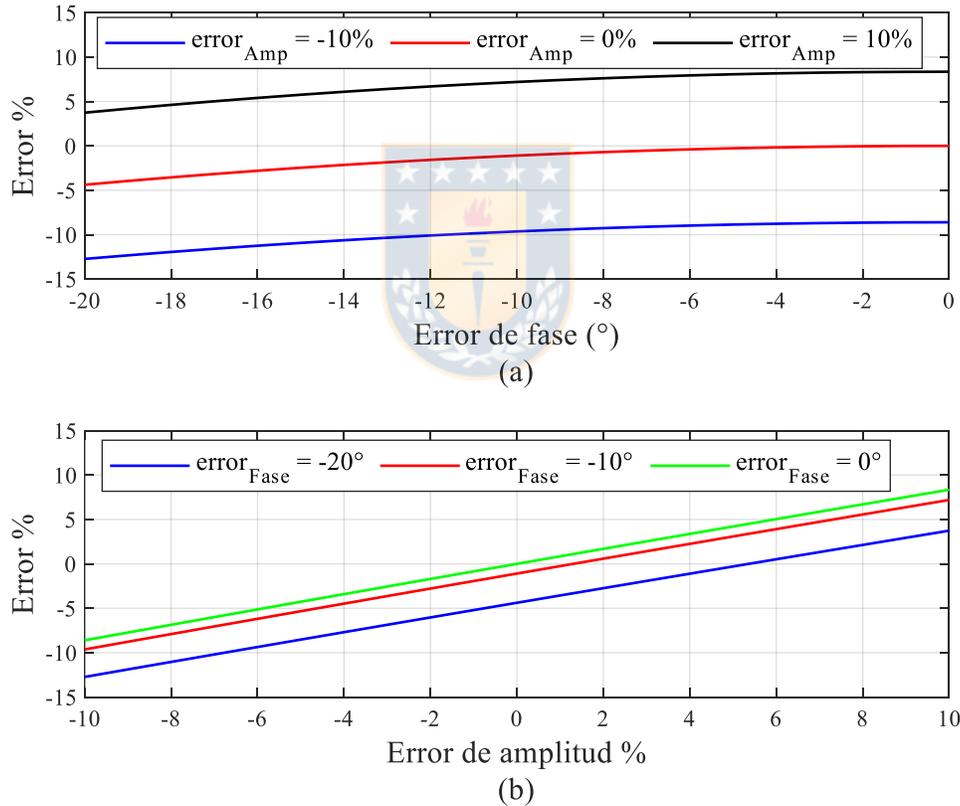
donde  $I_{x,SC}$  es el aporte al cortocircuito desde el sistema eléctrico (2.13). El valor de  $I_{x,SC}$  es conocido, donde se quiere conocer el valor de  $I_{x,j}$ , que se obtiene numéricamente desde esta ecuación no lineal. Interesa evaluar especialmente el efecto del desfase en la corriente generada, pues a priori

es esperable que las diferencias en su amplitud repercutan directamente en la capacidad de compensación del cortocircuito.

Para realizar este análisis se define el error en la reducción esperada por la corriente del paño  $j$  como:

$$\mathcal{E}_{reduc} = \frac{|I_{x,Com}| - |I_{x,Com(ideal)}|}{|I_{x,Com(ideal)}|} \cdot 100, \quad (2.20)$$

donde  $I_{x,Com}$ . En la Fig. 2.9 se muestra el comportamiento de este error considerando un error de magnitud en el rango  $[-10\%,10\%]$ , y un error de fase en el rango  $[-20^\circ,0^\circ]$  cuando se ajusta  $r_{Com}$  igual a 0.18.

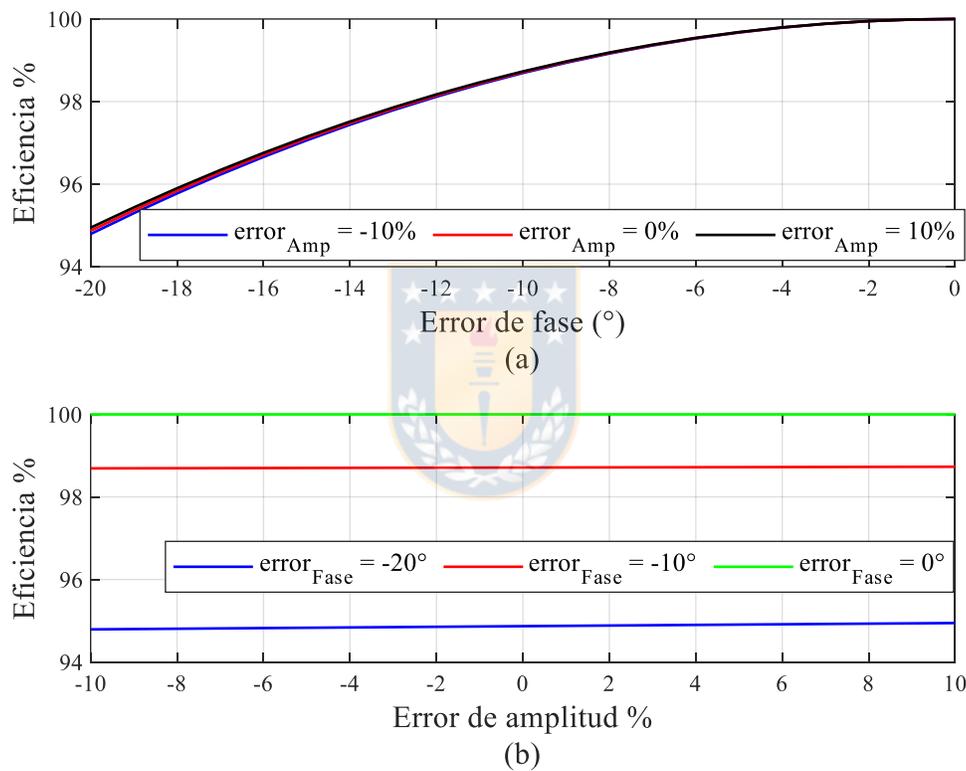


**Fig. 2.9.** Error en la reducción de la corriente esperada por el interruptor ante error en la corriente del RACF

Además, se define la eficiencia  $\eta_{RACF}$  de la corriente absorbida por el RACF como:

$$\eta_{RACF} = \frac{|I_{x,SC}| - |I_{x,j(real)}|}{|I_{x,Com}|} \cdot 100 \quad (2.21)$$

Este índice muestra qué porcentaje de la corriente absorbida por el RACF se refleja directamente como una reducción en la corriente por el paño en falla. En la Fig. 2.10 se muestra el comportamiento de este índice considerando un error de magnitud en el rango  $[-10\%,10\%]$ , y un error de fase en el rango  $[-20^\circ,0^\circ]$  para  $r_{Com}$  igual a 0.18



**Fig. 2.10.** Eficiencia del RACF considerando error en su corriente generada

De las Fig. 2.9 y Fig. 2.10 se observa que el error de magnitud en la corriente del RACF incide linealmente en el error de la corriente por el interruptor, sin embargo, prácticamente no incide en su eficiencia. El error de fase tiene un efecto más importante en el aprovechamiento de la corriente absorbida por el RACF. Con un error de magnitud de  $-10\%$  ( $e_{mag} = -0.1$ ) y un error de fase de  $-20^\circ$  ( $e_{ph} = -20^\circ$ ), se tendría que la corriente por el interruptor sería un 13% inferior a la deseada, con una eficiencia del 95%.

En general, si el circuito de potencia del RACF está bien diseñado, se espera que el error de magnitud sea pequeño, pero habría un error de fase debido a la dinámica intrínseca del sistema de medición y control. Aun así, un error de fase de  $-20^\circ$  incide en un error menor al 5%. Como se podrá verificar más adelante en la aplicación del esquema, estos errores son bastante acotados, y eventualmente podrían ser compensados eligiendo un valor de  $r_{Com}$  levemente mayor.

Por lo tanto, un error limitado en la amplitud y en la fase de la corriente no compromete la efectividad de la atenuación del RACF.

### 2.2.7 Requerimientos del sistema de control

Es relevante indicar que el RACF no controlará la CCC por el paño afectado, pues para controlar esa corriente de falla se requeriría una capacidad de corriente del RACF bastante mayor. El RACF requiere manejar una potencia menor, porque se enfoca en desviar una parte de esa CCC. Los métodos convencionales tampoco controlan la corriente de falla. En el caso de los FCL activos, aumentan bruscamente su impedancia a un valor fijo una vez detectada la falla, por lo que no controlan la corriente de falla, sino más bien la limitan con una impedancia diseñada para este propósito.

Para desviar efectivamente una parte de la CCC, la estrategia de control de corriente debe proveer un buen seguimiento a la corriente de referencia (sección 2.2.4), que a su vez depende instantáneamente de la evolución de la corriente de falla. Esto será independiente en cada fase, por lo que se tendrán tres referencias diferentes. Por ejemplo, si la falla es bifásica a tierra en las bases  $b$  y  $c$ , el RACF debería absorber corrientes tanto en la fase  $b$  como  $c$ , y también desviar una parte a tierra. Aunque no se conoce a priori la corriente de falla, dada la naturaleza de un cortocircuito, se sabe que su forma de onda contendrá una componente continua y otra alterna, ambas decrecientes en el tiempo.

Se requiere una actuación rápida para compensar el primer máximo de la corriente de cortocircuito (antes de 5 ms a 50 Hz). Esto involucra no sólo al sistema de control, sino a los retardos de la etapa de detección de falla (sección 2.2.3) y a las limitaciones impuestas por los elementos del circuito de potencia del convertidor.

Otra característica es que la corriente absorbida por el RACF no es una variable independiente de la dinámica del sistema, sino más bien, depende en todo tiempo de lo que sucede en el sistema, de forma que existirá una realimentación entre la actuación del RACF y el cambio en su referencia.

En resumen, el esquema de control de corriente debe reunir los siguientes requerimientos:

- Operar cuando la tensión en la barra sea cercana a cero.
- Compensar la CCC en menos de 1/4 de ciclo (5 ms en red de 50 Hz).
- Ser independiente del tipo de falla, ubicación de la falla, instante de ocurrencia de la falla, y condición operacional del sistema eléctrico.
- Ser independiente en cada fase.
- Seguir las variaciones en las referencias de corriente en cada fase.

## 2.2.8 Discusión sobre el sistema de control apropiado para el RACF

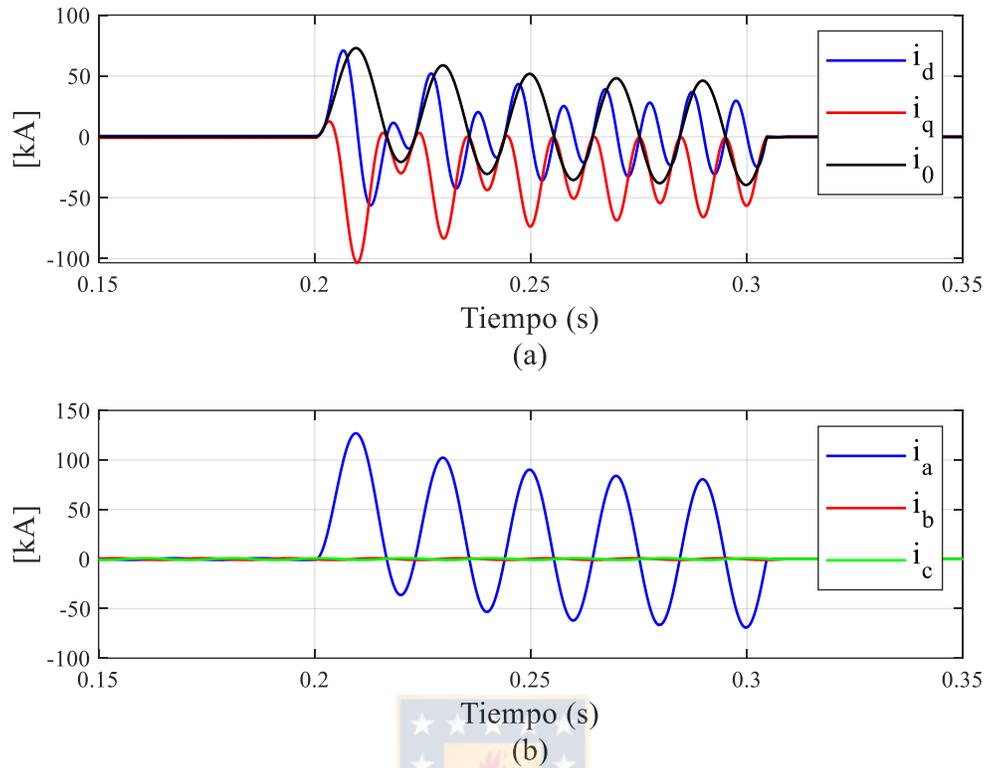
Ya conocida la corriente de referencia, y los requerimientos que impondrá en el sistema de control, se debe analizar qué herramienta de control y qué transformación de variables conviene aplicar. Será necesario considerar el retardo de un sistema de control realimentado junto con los retardos de las mediciones, de detección de falla, y transformaciones de variables.

El control convencional realimentado utiliza las transformaciones de Park para efectuar el control sobre variables continuas, por lo que conviene analizar la factibilidad de ocupar esta potente herramienta para el esquema de control del RACF.

Para simplificar el análisis, se puede suponer que la CCC está compuesta por una amplitud sinusoidal constante más una componente continua decreciente. Analizando la componente sinusoidal y dependiendo del tipo de falla, las corrientes de cortocircuito pueden contener componentes de secuencia positiva, negativa y cero. Al transformar las componentes de corriente  $abc$  a  $dq0$ , se puede encontrar que:

- a) La componente de secuencia positiva en  $abc$  se reflejará en  $dq$  como variables continuas.
- b) La componente de secuencia negativa en  $abc$  se reflejará en  $dq$  como variables sinusoidales del doble de la frecuencia de la red.
- c) La componente de secuencia cero en  $abc$  se reflejará en  $0$  como una variable con la misma forma de onda.

Además, se debe considerar que la referencia de corriente tiene una componente continua relevante, que en  $dq0$  se reflejaría como variables alternas de la frecuencia fundamental. Por lo tanto, la referencia tendrá componentes variables en  $dq0$ , y no continuas como se requiere en forma convencional. En la Fig. 2.11 se muestran las fuertes variaciones que experimentan los valores en  $dq0$  de las corrientes en la rama fallada durante un cortocircuito monofásico.



**Fig. 2.11.** Corrientes por interruptor durante un cortocircuito monofásico: (a)  $dq0$  y (b)  $abc$ .

Aun así, una forma de obtener variables  $dq$  continuas es utilizar una doble ventana de referencia sincrónica desacoplada [29], con lo que se obtienen componentes continuas de secuencia positiva y negativa ( $dq+$ ,  $dq-$ ). Esto se logra mediante un desacople rápido en vez de filtrar la segunda armónica (lo que tomaría mucho tiempo y podría afectar la rapidez del esquema), sin embargo, sólo tendría aplicación para fallas entre fases [25]. Al respecto, se debe considerar que la falla más probable, 80% de los casos, es la monofásica a tierra, que contiene una componente relevante de secuencia cero, y que como ya fue comentado no es continua en  $dq0$ .

Para generar la transformación  $abc$  a  $dq0$  se requiere el uso de un PLL. Durante la falla la sincronización del PLL conllevará un retardo (mayor a un ciclo) que afectará la compensación del primer peak de corriente (en medio ciclo). El principal inconveniente de estos métodos que utilizan una transformación  $dq0$  se presenta para una falla trifásica, donde sería imposible obtener una referencia para el PLL a partir de esos voltajes cercanos a cero. Por tanto, se deben buscar referencias temporales diferentes para esta aplicación.

Otra forma es controlar bajo una referencia variable, por ejemplo, usando directamente las mediciones en *abc*. Esto hace estrechar las opciones de los sistemas de control, pues ya no se trabajará con variables continuas. Por otra parte, la realimentación intrínseca de un sistema de control en lazo cerrado trae consigo un retardo, que puede ser nefasto para la compensación del primer máximo de cortocircuito, por lo que se deben considerar sistemas de control muy rápidos, ya que se deben considerar los retardos en la medición y en la detección de la falla (3 ms), dejando sólo 2 ms para lograr compensar el primer máximo de la CCC.

Teniendo en mente las restricciones anteriores, se podría emplear control por histéresis, donde el tamaño de la banda es proporcional al error de corriente e inversamente proporcional a la frecuencia de conmutación. El principal inconveniente de esta técnica de control es que la frecuencia de conmutación no está definida, y dado que el inversor debe manejar altas corrientes, las pérdidas por conmutación podrían ser prohibitivas para los dispositivos semiconductores. Se podría definir una frecuencia de conmutación fija, pero ello sería a costa de un ancho variable en la banda de histéresis [30], [31], lo que aumentaría el error de corriente. Ello permite predecir una pérdida de eficiencia en el uso del RACF, y un contenido armónico mayor.

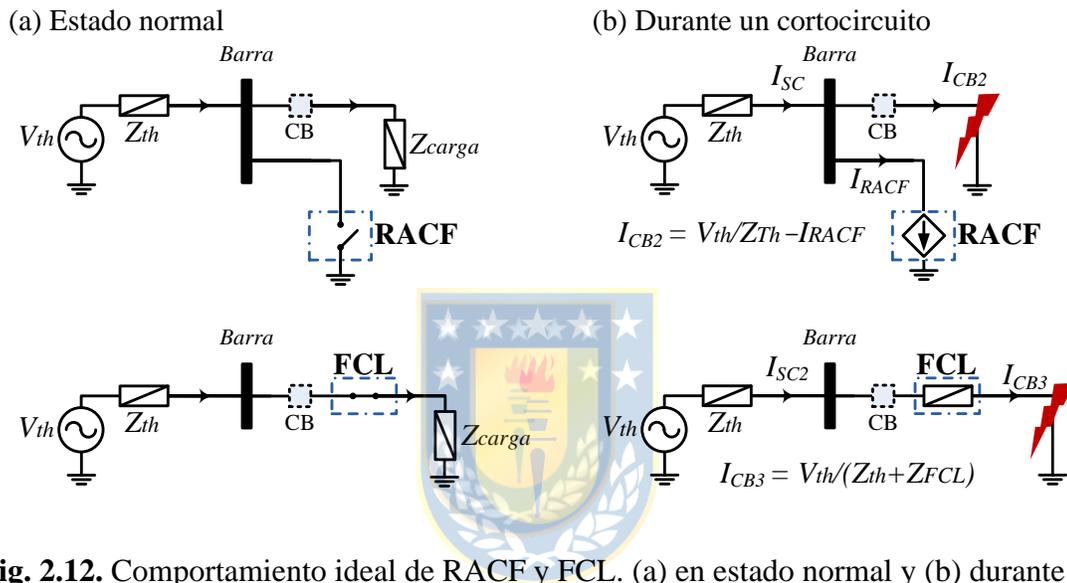
Otra opción es el control predictivo, que se caracteriza por su rapidez de respuesta y sencillez de implementación. Las aplicaciones del control predictivo suelen utilizar altas frecuencias de conmutación para asegurar un contenido armónico limitado y presentan un contenido armónico disperso [32]. No obstante, para esta aplicación se debe mantener una baja frecuencia de conmutación por la circulación de altas corrientes, lo que se reporta en algunas aplicaciones [33]. Por otra parte, el control predictivo logra una frecuencia de conmutación fija si se introducen técnicas de modulación apropiadas [34]. Por lo expuesto, esta estrategia de control podría obtener buenos resultados para esta aplicación, y es candidata para ser evaluada experimentalmente usando plataformas en tiempo discreto.

Ya realizado este análisis, se tienen las bases para proponer sistemas de control apropiados para esta aplicación. En los capítulos 3 y 4 se describen dos estrategias diferentes de control, la primera en tiempo continuo bajo un ambiente de simulaciones y la segunda en tiempo discreto bajo una plataforma experimental.

### **2.3. Comparación entre un FCL y un RACF**

El principio de operación de un FCL es muy diferente al RACF, por lo que tienen características de diseño diferentes y afectan en forma distinta al sistema eléctrico. Esto se debe

principalmente a su tipo de conexión y a su ubicación dentro de la subestación. El FCL se conecta en serie en una rama particular de la barra, y el RACF se conecta en paralelo en la barra, por lo que tienen comportamientos completamente diferentes tanto en estado normal como en cortocircuito, tal como se muestra en la representación simplificada de la Fig. 2.12, donde el FCL se comporta como un cable durante la operación normal y como una impedancia durante un cortocircuito, y el RACF se comporta como un circuito abierto durante la operación normal y como una fuente de corriente controlada durante un cortocircuito.



**Fig. 2.12.** Comportamiento ideal de RACF y FCL. (a) en estado normal y (b) durante un cortocircuito.

Para partir, y como referencia, en la Tabla 2.1 se ha recopilado la información de varios prototipos de FCL. Se han incluido prototipos en media tensión, pues los de alta tensión son muy escasos. Se observa que limitan la corriente a un valor de 20 kA aproximadamente, con una corriente nominal de 1.2 kA. Cabe destacar que los desarrollos de empresas pioneras en FCL, como los presentados en la Tabla 2.1, se han detenido y ya no es posible observar ofrecimientos comerciales de esta tecnología, lo que sí estuvo vigente alrededor del año 2010.

Con el fin de buscar una base de comparación, dentro de los varios tipos de FCL, se analizarán los de estado sólido que utilizan convertidores de potencia. De hecho, una gran parte de los FCL basados en convertidores de potencia complementan su funcionalidad con el control de tensión durante la operación normal del sistema eléctrico [20]–[22], [35], [36]. Además, se trabajará

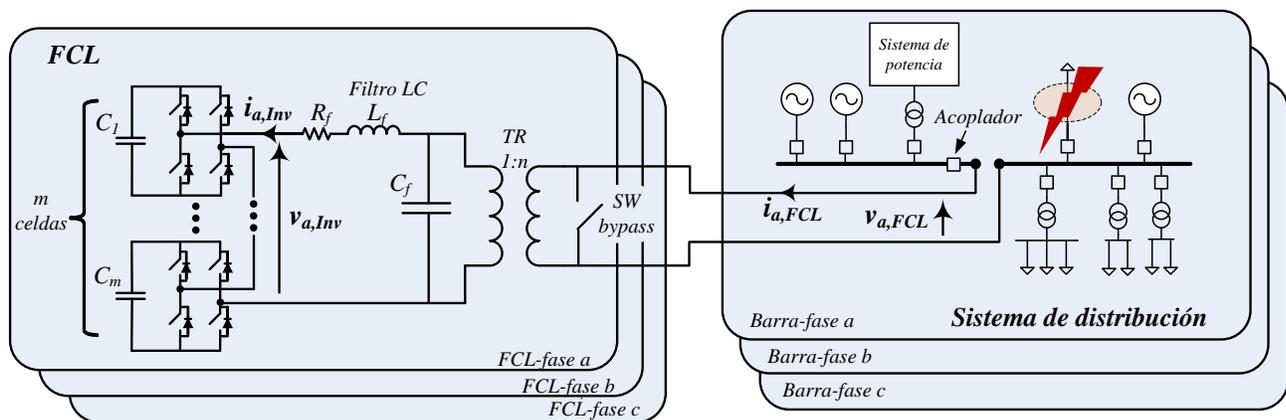
sobre la misma exigencia: reducir la CCC en una misma magnitud para comparar especialmente la potencia nominal de los convertidores del FCL y RACF.

**Tabla 2.1.** Datos de distintos prototipos de FCL.

Empresa	País	Tipo	Año	Vnom [kV]	Snom [MVA]	I nom [kA]	I_limitada [kA]	t <sub>máx</sub> [ms]
Zenergy Power	EEUU	DC-biased Iron Core	2009	15	31	1.2	23	3000
InnoPower	China	DC-biased Iron Core	2008	35	90	1.5	20	
Nexans Superconductors	UK	SCFCL (*)	2009	12	2	0.1	6	120
Nexans Superconductors	Alemania	SCFCL (*)	2009	12	17	0.8	27	120
Zenergy Power	EEUU	DC-biased Iron Core	2009	15	31	1.2	23	3000
InnoPower	China	DC-biased Iron Core	2008	35	90	1.5	20	

(\*) SCFCL: *superconducting fault current limiter*.

En la Fig. 2.13 se muestra el esquema de un FCL de estado sólido en base a convertidores multinivel. El FCL se ubica en serie al paño acoplador para aumentar al máximo su cobertura a los interruptores de la barra, sin embargo, ello hace perder su función de control de tensión, pues ambas secciones de barra conectan plantas de generación. Es común que se utilice un filtro LC para reducir la interferencia en el contenido armónico del voltaje de la red (generalmente a menos de un 5%). Estos esquemas suelen utilizar un transformador de potencia para conectarse a la red, típicamente de razón 1:1 y utilizan interruptores de estado sólido para realizar una derivación del FCL (*SW bypass*) en condiciones normales de funcionamiento [21], [22], [37].



**Fig. 2.13.** Estructura típica de un FCL de estado sólido en base a convertidores.

En condiciones normales el FCL permanece con el interruptor *SW bypass* cerrado. Durante la falla el interruptor *SW bypass* se abre y el convertidor se controla para que el FCL se vea como una impedancia  $Z_{FCL}$  desde sus terminales de conexión a la barra. El control de la impedancia virtual del FCL emula una inductancia fija, empleando, por ejemplo, la memoria de la tensión de la barra en condiciones previas a la falla.

Como base de comparación, se obtendrán las potencias nominales de los convertidores para ambos esquemas que permitan lograr una reducción de la CCC desde  $I_{CC1}$  a  $I_{CC2}$ . El RACF y el FCL se asumen conectados directamente a la red según lo indica la Fig. 2.12, donde se considera el circuito equivalente del sistema eléctrico en la barra de conexión ( $V_{th-LL}$ ,  $Z_{th}$ ). Además, se considera que  $I_{CC2}$  es mayor que la corriente de carga máxima por el FCL. Se analizan cortocircuitos trifásicos en estado estacionario.

La potencia en los terminales del inversor del FCL se determina a partir de (2.22). Se considera que durante la falla el FCL emula una inductancia igual a su filtro de salida  $L_f$ . Las tensiones nominales de los esquemas se asumen iguales a la tensión nominal o a la tensión equivalente del sistema.

$$S_{FCL} = V_{FCL} \cdot I_{CC2} = \frac{V_{th-LL}}{\sqrt{3}} \cdot I_{CC2} \quad (2.22)$$

La impedancia del filtro del FCL (2.23) se determina a partir de la corriente deseada durante el cortocircuito:

$$Z_{FCL} = \frac{1}{2} \left( \frac{V_{th-LL}}{\sqrt{3}I_{CC2}} - Z_{th} \right) \quad (2.23)$$

El voltaje nominal del inversor del FCL se calcula como:

$$V_{FCL}^{op} = I_{CC2} Z_{FCL} \quad (2.24)$$

Por otra parte, la potencia en terminales del inversor del RACF queda definido por (2.25).

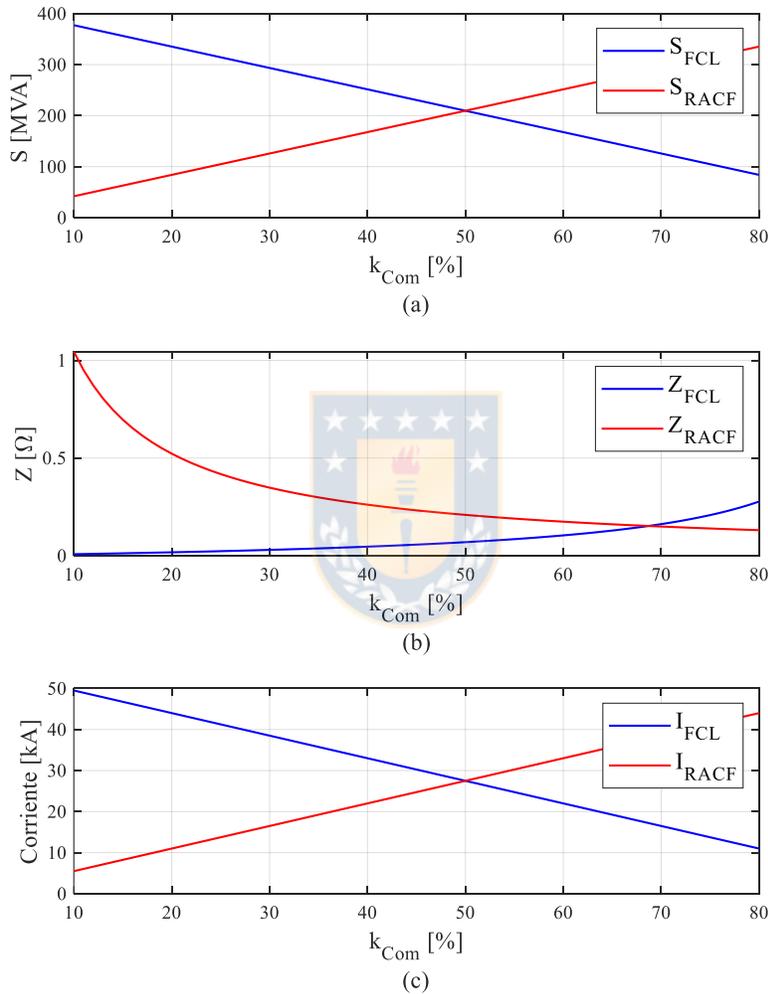
$$S_{RACF} = V_{RACF} \cdot (I_{CC1} - I_{CC2}) = \frac{V_{th-LL}}{\sqrt{3}} (I_{CC1} - I_{CC2}) \quad (2.25)$$

Para la impedancia del filtro del RACF se usa (4.5), con lo que se obtiene:

$$Z_{RACF} = 2\pi f \cdot 2.4 \cdot 10^{-3} \frac{V_{th-LL}}{\sqrt{3}(I_{CC1} - I_{CC2})} \quad (2.26)$$

El voltaje de operación del inversor del RACF se calcula como:

$$V_{RACF}^{op} = (I_{CC1} - I_{CC2}) Z_{RACF} \quad (2.27)$$



**Fig. 2.14.** Comparación entre RACF y FCL para diferentes magnitudes de compensación.

(a) Potencia nominal, (b) Impedancia de filtro, (c) Corriente

En la Fig. 2.14 se muestra la comparación entre ambos esquemas usando las relaciones (2.22) a (2.26), donde  $I_{CC2}$  se puede obtener como  $I_{CC1}(1 - k_{Com})$ . Se ha considerado un sistema de 13.2 kV, con una CCC base de 55 kA. El RACF presenta importantes ventajas para compensaciones menores al 50%, pues requiere un convertidor de menor potencia, y por tanto, una menor exigencia sobre los dispositivos semiconductores y sobre la capacidad de almacenamiento de energía, que son

los elementos de potencia cruciales para esta aplicación. En cambio, el FCL tiene la ventaja para compensaciones mayores al 50% en los mismos aspectos mencionados anteriormente. Para los dos casos se puede considerar la capacidad de sobrecarga transitoria de los semiconductores, evitando el sobredimensionamiento de los convertidores. Por tanto, dependiendo de la necesidad, y como primera aproximación, se podría recomendar al RACF para reducciones de la CCC inferiores al 40%, y al FCL para limitaciones de la CCC sobre el 60%. Este primer análisis confirma la presentación inicial de esta propuesta como un atenuador de CCC, no como un limitador de CCC.

Pareciera ser que la mejor opción es utilizar un FCL para compensar un alto porcentaje de la CCC, llevando a la corriente a los niveles de operación normal con una baja potencia del FCL, sin embargo, esto tiene importantes desventajas prácticas. La principal desventaja es que los sistemas de protección existentes no podrían detectar la falla por la limitación excesiva de la CCC, por tanto, la falla permanecería sin despejarse, con lo que se prolongaría la pérdida del suministro eléctrico en la zona afectada. Para que el cortocircuito sea despejado, se debe permitir un nivel de corriente suficiente que active al menos los esquemas de protección principales, aunque también es deseable que los sistemas de operación de respaldo sean activados. Esto impondrá una limitación menor de la corriente de CCC, definiendo así una potencia nominal mínima para el FCL (Fig. 2.14.a). Esto se puede comprobar al usar los datos recopilados en la Tabla 2.1, donde los prototipos de FCL reducen la CCC,  $k_{Com}$ , sólo entre un 40% y un 50% considerando un nivel de cortocircuito  $I_{CCI}$  de 50 kA.

**Tabla 2.2. Comparación técnica del funcionamiento de un reactor limitador, un FCL y un RACF.**

Característica técnica	Reactor limitador	FCL	RACF
Ubicación	Acoplador de barras	Acoplador de barras	Alimentador
Tipo de conexión	Serie	Serie	Paralela
Potencia	Baja-Media	Alta	Media
Compensación ( $k_{Com}$ )	20%-50%	40-50%	10-20%
Costo	Bajo-Medio	Alto	Alto
Voltaje de operación normal	$\sim I_{acop} X_{lim}$	$\sim 0$	$\sim V_{barra\_nom}$
Corriente de operación normal	$I_{acop}$	$I_{acop}$	$\sim 0$
Voltaje durante el cortocircuito	$< I_{CB2} X_{lim}/2$ (*)	$< I_{CB2} Z_{FCL}/2$ (*)	$\sim 0$
Corriente durante el cortocircuito	$< I_{CB2}/2$ (*)	$< I_{CB2}/2$ (*)	$I_{sc}-I_{CB2}$
Pérdidas	Medio	Bajo	Bajo
Área afectada por su falla	Barra y sus ramas	Barras y sus ramas	Rama propia
Capacidad de regulación de voltaje	No	Sí	Sí
Transformador acoplador	No	Sí	No

(\*): depende del enmallamiento del sistema eléctrico.

Aunque una comparación directa puede ser compleja debido a que el tipo de conexión del FCL y el RACF es completamente diferente, la Tabla 2.2 incluye las características técnicas más relevantes de dos tipos de FCL con el RACF, destacando las ventajas de cada esquema. Se observa que el RACF presenta importantes ventajas respecto al FCL.

Para realizar la Tabla 2.2 se considera a un reactor limitador y a un FCL de estado sólido para representar a los FCL pasivos y activos respectivamente. Para efectuar la comparación, los FCLs se ubican en el acoplador de barras, separando las secciones de barra y limitando la CCC en más de una rama (Fig. 2.13). Se asume que las contribuciones al nivel de cortocircuito de cada sección de barra son iguales. La corriente por el acoplador se representa como  $I_{acop}$  y depende de la condición de operación del sistema eléctrico. Respecto al comportamiento de las impedancias de los FCLs, el reactor limitador se ha supuesto con una reactancia  $X_{lim}$  tanto en operación normal como en cortocircuito, y el FCL de estado sólido se ha considerado como una impedancia despreciable bajo condiciones normales pasando a una impedancia  $Z_{FCL}$  durante el cortocircuito. El RACF se conecta en paralelo a la barra a través de un interruptor de potencia, llegando a formar una nueva rama de la barra, como los otros paños. La comparación incluye las conclusiones relevantes obtenidas sobre la potencia nominal y magnitud de compensación de la CCC. Una falla en un FCL será semejante a un cortocircuito en la barra pues afecta a todas las ramas conectadas a ella, por otra parte, una falla en el RACF afecta sólo a su rama de conexión, tal como sucede cuando ocurre un cortocircuito en cualquiera de las otras ramas. Por otra parte, aunque no todos los FCL presentan la capacidad de regular tensión, se ha asumido una estructura que lo permita, y para el RACF, aunque no se ha abordado su capacidad para controlar la tensión del sistema eléctrico, su topología, similar a un STATCOM, le permitiría asumir esa función durante la operación normal. Además, la necesidad de un transformador encarecerá al FCL, y se requerirá de un espacio adicional, no obstante, el RACF no necesita un transformador para conectarse a la red.

En resumen, el RACF presenta estas principales ventajas respecto a un FCL:

- ✓ Requiere una potencia nominal menor que las soluciones serie convencionales, tales como el FCL.
- ✓ Se necesita sólo un equipo para disminuir la CCC en todos los interruptores de una barra.
- ✓ No requiere un transformador de conexión a la red.
- ✓ Tiene un menor impacto sistémico en caso de una falla en el esquema.
- ✓ Su instalación requiere una intervención menos invasiva en el sistema eléctrico.

Su principal desventaja en comparación con el reactor limitador es su costo relativamente alto. Sin embargo, cabe recordar que los problemas asociados al uso de reactores limitadores son las que han impulsado 4 décadas de desarrollo de los FCL activos, debido a que los reactores limitadores tienen pérdidas relevantes, afectan significativamente la regulación de la tensión y podrían afectar la estabilidad del sistema eléctrico al aumentar su impedancia equivalente.

## 2.4. Conclusiones

Se ha presentado un esquema en conexión paralela para la reducción de corrientes de falla. Su principio de operación se ha mostrado modelando el esquema como una fuente de corriente controlada que desvía parte de la corriente de cortocircuito que fluye por el interruptor. Bajo el escenario de máxima exigencia sobre los interruptores de una barra, que es una falla próxima a la barra en alguna rama, se ha definido cómo generar la corriente de referencia, y cómo ajustar el esquema para reducir un porcentaje determinado de la CCC. El análisis realizado sobre efecto del error en la corriente generada muestra que errores acotados en su magnitud (10%) y fase ( $20^\circ$ ) no inciden mayormente en la compensación deseada (13% de error).

Se han definido los requerimientos sobre el sistema de control para permitir su funcionamiento. Para ello, debe operar en la ventana *abc* dada la forma de onda de la corriente de referencia. Por otra parte, la compensación debe ser muy rápida e independiente por fase para lograr reducir cualquier tipo de cortocircuito en cualquier ubicación. Se ha observado que, dependiendo de la falla, se tendrá un sistema eléctrico diferente, donde es normal encontrar tensiones del sistema cercanas a cero, lo que exige al esquema una gran capacidad de adaptación, más aun sabiendo que la interacción del esquema con el sistema eléctrico es fuerte.

El análisis de comparación entre un RACF y un FCL mostró que el RACF requiere un circuito de potencia con un menor volumen y costo usando capacidades más bajas de los semiconductores. Respecto al impacto sistémico, se obtuvo que una falla del RACF produce un menor impacto que una falla en el FCL, pues este último se conecta en serie, afectando a más elementos de la barra de conexión. Por otra parte, ambos esquemas presentan bajas pérdidas en estado normal y pueden ofrecer capacidades adicionales como la regulación de la tensión en estado normal. Las ventajas relevantes del RACF respecto al FCL, refuerza el incentivo a seguir analizando y desarrollando este nuevo concepto para una aplicación real en los sistemas de distribución eléctrica.

Respecto al desarrollo del RACF y a pesar de haber presentado el principio de operación, el ajuste del grado de atenuación requerido y los requerimientos del sistema de control del RACF, se debe contar con un convertidor que permita manejar corrientes de cortocircuito, cuyo diseño se aborda en el siguiente capítulo.



### **3. Diseño de un RACF**

---

En este capítulo se presentan los aspectos fundamentales para el diseño de un RACF. El desarrollo se enfocará para redes de media tensión, descartando su aplicación en redes de baja y alta tensión. En las redes de baja tensión es común encontrar más fusibles que interruptores, por lo que no se justificaría la instalación de un RACF. Por otra parte, para las redes de alta tensión sería interesante evaluar esta propuesta, sin embargo, por ahora sería inviable dadas las capacidades actuales de los dispositivos semiconductores.

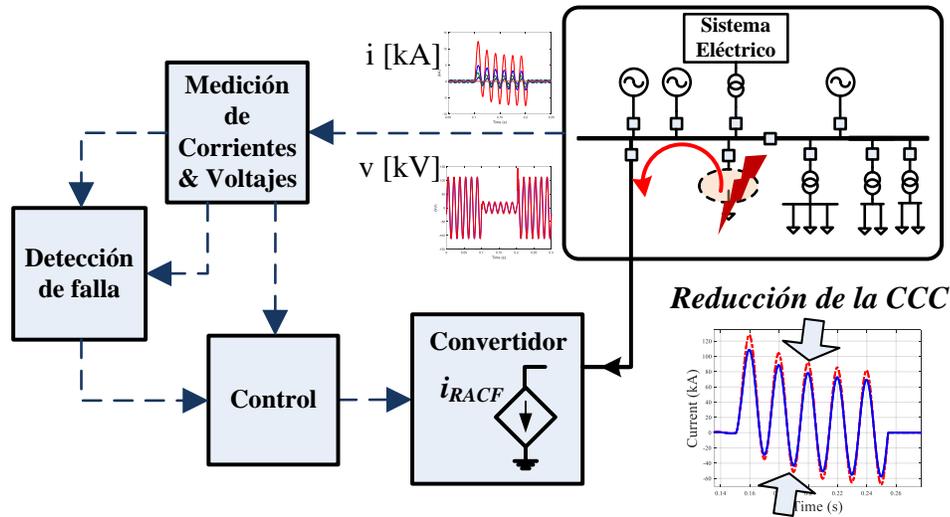
Para construir el RACF se propone una estructura basada en convertidores de potencia que permita alcanzar el nivel de tensión y las corrientes de compensación requeridas, diseñando los principales componentes del RACF, junto a un sistema de control que permita cumplir las exigencias descritas en el capítulo anterior.

Para la aplicación del diseño y del sistema de control del RACF se considera una red industrial de 13.2 kV con el objetivo de manejar corrientes del orden de los kiloamperes, donde se coloca énfasis en la factibilidad de la operación del RACF. Esto se realiza mediante modelos y simulaciones en Simulink. Para esta aplicación, el modelo del sistema eléctrico debe ser representado con detalle para analizar tanto el efecto en el interruptor más exigido, como en el resto de las ramas conectadas a la barra, buscando representar un caso real de la mejor forma posible.

Se analiza la exigencia transitoria sobre los dispositivos semiconductores y sobre los elementos que almacenarán la energía que permitan atenuar la amplitud de las corrientes durante la falla. Además, se verifica el comportamiento del sistema de control durante el cortocircuito, colocando especial atención en la capacidad del compensador para generar la corriente necesaria para atenuar el cortocircuito durante los primeros 5 milisegundos después de ocurrida la falla.

#### **3.1. Esquema general del RACF**

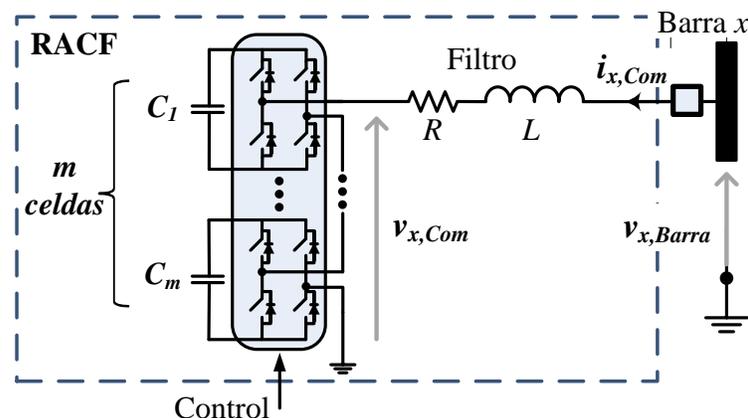
El funcionamiento del RACF como fuente de corriente conectada a una barra se puede construir con convertidores estáticos, tal como lo muestra el esquema de funcionamiento simplificado del RACF en la Fig. 3.1. La información de entrada consiste en las corrientes de todos los paños de la barra y las tensiones de la barra de conexión del RACF, información que se extrae desde los secundarios de los transformadores de corriente y tensión disponibles en la subestación. La detección de la falla se realiza según lo descrito en la sección 2.2.3, y la generación de la corriente de referencia usa el principio descrito en la sección 2.2.4.



**Fig. 3.1.** Esquema de funcionamiento del RACF.

Para aplicaciones de baja potencia se suele modelar el sistema eléctrico como una fuente ideal, lo que facilita los aspectos de diseño de componentes y estrategia de control, sin embargo, para este trabajo la potencia del RACF es relevante, pues se busca influenciar sobre el sistema eléctrico, por tanto el modelo del sistema de eléctrico se debe representar con suficiente detalle, al menos en la zona cercana a la barra de conexión.

La absorción de corrientes en cada fase es implementada por medio de inversores tipo puente H, que es una de las estructuras convencionales para convertidores multinivel, tal como se muestra en la Fig. 3.2. Al utilizar una estructura multinivel se puede alcanzar la tensión requerida en redes de media tensión, evitando el uso de un transformador y teniendo como beneficio adicional una menor distorsión armónica tanto en la corriente  $i_{x,Com}$  como en la tensión  $v_{x,Com}$ . Por simplicidad, se empleará un filtro de primer orden para conectar el inversor a la barra. Esta estructura se repite en cada fase.



**Fig. 3.2.** Implementación del RACF con inversores multinivel monofásicos puente H, fase  $x$ .

### 3.2. Diseño del circuito de potencia

El diseño del circuito de potencia del RACF debe considerar al sistema eléctrico bajo un cortocircuito, lo que además de no ser común, impone los requerimientos más relevantes sobre sus componentes, tales como:

- Operación mientras la tensión en la barra es cercana a cero.
- Generación de una corriente de magnitud suficiente como para reducir la CCC a través del interruptor hasta el valor deseado.
- Almacenamiento de energía suficiente para soportar la exigencia durante el cortocircuito, en especial el primer máximo.

El diseño se separará en los cuatro componentes principales del circuito de potencia de la Fig. 3.2: semiconductores, condensadores del enlace de CC, filtro de salida e interruptor de conexión a la barra.

Hay tres aspectos importantes a considerar en el diseño: la capacidad de corriente, el tiempo que debe soportar esa corriente y la tensión de operación.

Como punto de partida se debe definir cuál será la capacidad de CCC del RACF,  $I_{RACF\_SC}$  (3.1), que se puede determinar a partir de la diferencia entre la CCC máxima sin compensar ( $I_{SC}$ ) y la CCC deseada ( $I_{CB2}$ ). Este valor podría especificarse, por ejemplo, en 10 kA. Cabe destacar que el ajuste del valor de la corriente a absorber por el RACF se debe definir según la necesidad del sistema eléctrico, tal como se indica en la sección 2.2.5.

$$I_{RACF\_SC} \geq I_{SC} - I_{CB2}, \quad (3.1)$$

El diseño considera que la operación del RACF durante la falla no será por más de 10 ciclos, tiempo más que suficiente para esperar el accionamiento del interruptor por la operación de las protecciones. Esto permite emplear las capacidades de sobrecarga transitoria de los dispositivos semiconductores, evitando así su sobredimensionamiento. Caso contrario, se pueden incrementar las ramas en paralelo del convertidor para relajar la exigencia de corriente en cada celda.

La tensión nominal del RACF,  $V_{RACF\_nom}$  (3.2), corresponderá a la tensión de la barra de conexión, por ejemplo, 13.2 kV.

$$V_{RACF\_nom} = V_{barra}, \quad (3.2)$$

### 3.2.1 Capacidad de los dispositivos semiconductores

Se analizará la capacidad mínima de corriente de los semiconductores del convertidor. La capacidad de CCC del RACF (3.1) se repartirá entre todos los semiconductores del convertidor durante la contingencia. Además, la operación del RACF será durante un breve tiempo, por tanto, la capacidad de corriente de los semiconductores podrá ser menor que lo definido en (3.1).

La especificación de corriente de los dispositivos semiconductores puede considerar la sobrecarga térmica permitida por el fabricante, para evitar su sobredimensionamiento. Para ello, se debe definir el máximo tiempo que debería soportar esta condición, lo que dependerá del tiempo de despeje de la falla y del número de niveles del convertidor. Una falla típica cerca de la barra debe durar menos de 120 ms considerando una operación de protecciones de medio ciclo [38]. Cabe destacar que el diseño contempla una operación durante 10 ciclos, mayor a 120 ms, lo que añade un factor de seguridad.

Algunos fabricantes [39] establecen la capacidad térmica de los semiconductores en función de la carga integral  $I^2t$ , tal como lo indica la Fig. 3.3. Esta información se requiere para especificar las protecciones de sobrecorriente de los semiconductores, eligiendo curvas con un tiempo de operación inferior a las curvas de daño indicadas por los fabricantes. Es decir, se deberían considerar las curvas de los fusibles para este propósito, sin embargo, por simplicidad y para un primer diseño se emplearán las curvas  $I^2t$ . Si fuera necesario, se realizará una extrapolación de la curva de carga integral  $I^2t$  dada por el fabricante. A estas consideraciones, se añadirá un factor de seguridad de al menos un 10%. En general, en la familia de los tiristores (ejm: IGCT) el valor  $I^2t$  será conocido, pero en la familia de los transistores (ejm: IGBT) este dato es poco común [40]. Por otra parte, los IGCT actualmente presentan mayores capacidades de corriente que los IGBT (las capacidades de voltaje son similares), sin embargo, el IGCT opera a frecuencias de conmutación menores.

Finalmente, en (3.3) se define la corriente nominal del RACF en función de la curva de carga integral  $I^2t$  por los semiconductores usando los datos de  $I_{RACF\_SC}$  (3.1) y el tiempo de operación  $t_{op}$ .

$$I_{RACF\_nom} \geq 1.1 \cdot f_{I^2t} \left( I_{RACF\_SC}, t_{op} \right), \quad (3.3)$$

Si no se considera la capacidad de sobrecarga de los semiconductores o este dato es desconocido,  $I_{RACF\_nom}$  queda determinada simplemente por  $I_{RACF\_SC}$ .

Para obtener (3.3) se debe evaluar la falla más exigente desde el punto de vista térmico, verificando que las capacidades térmicas transitorias  $I^2t$  de los dispositivos no sean sobrepasadas durante la evolución de la falla. Ello se puede analizar mediante simulaciones que representen la

máxima corriente continua. En la sección 3.8 se presenta un ejemplo de esta evaluación. Si una rama es insuficiente para suplir la corriente requerida, se podrían agregar nuevas ramas a la estructura multinivel del RACF presentada en la Fig. 3.2.

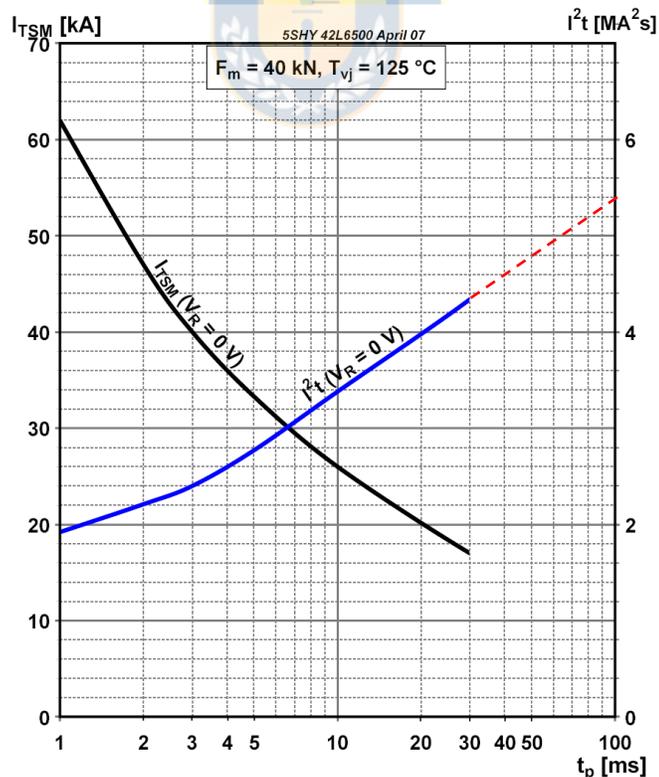
La componente continua es tan relevante que podría elevar transitoriamente al doble la corriente RMS estacionaria de cortocircuito (2.10). Así, la corriente máxima por cada semiconductor se puede determinar como:

$$i_{sw\_m\acute{a}x} = 2.7 \cdot I_{SC} k_{Com} = 2.7 \cdot I_{SC} \frac{r_{Com}}{1 + r_{Com}}, \quad (3.4)$$

donde  $k_{Com}$  es la reducción deseada de la corriente de falla máxima  $I_{SC}$  y  $r_{Com}$  es el factor de compensación de la CCC.

La capacidad de tensión inversa de los semiconductores quedará definida por la tensión nominal del enlace de CC,  $V_{Cnom}$ , que será determinada en el siguiente punto.

Como referencia, el IGCT 5SHY 65L4522 de ABB [41] tiene una corriente nominal de 3.5 [kA] y un voltaje nominal de 2.8 [kV]. El IGBT FZ1200R45HL3 de Infineon [42] tiene una corriente nominal de 1.2 kA y una tensión nominal de 4.5 [kV].



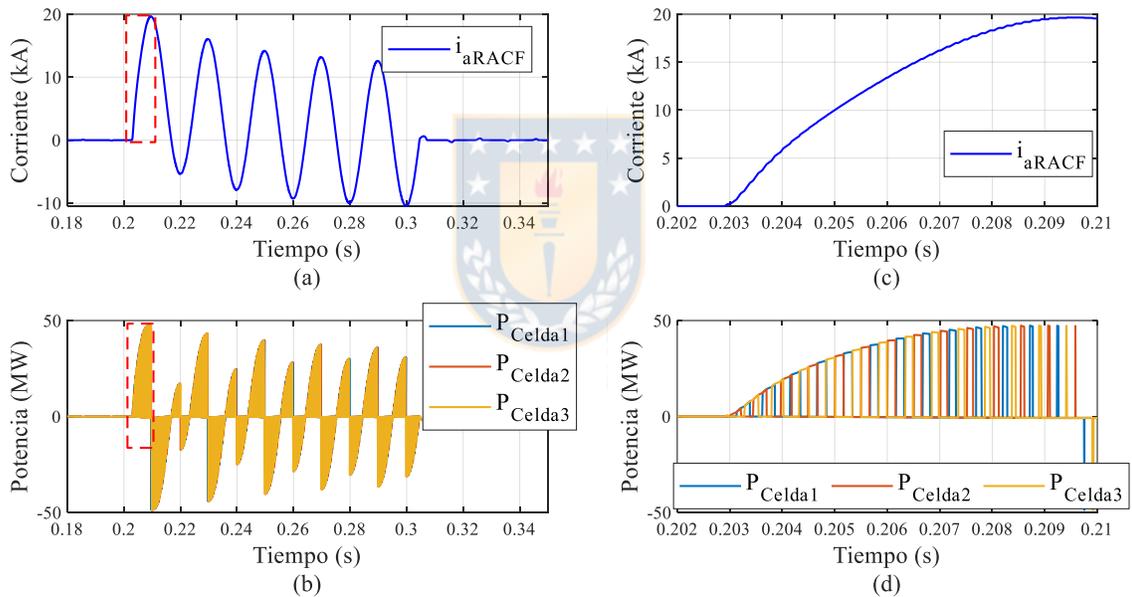
**Fig. 3.3.** Capacidad térmica transitoria de los dispositivos semiconductores [39]. Extrapolación con línea segmentada.

### 3.2.2 Diseño de los condensadores de CC

La tensión nominal de los condensadores CC dependerá del número de niveles  $m$  del convertidor y de la tensión nominal de la barra de conexión del RACF,  $V_{barra}$ . Para la selección del voltaje nominal de los condensadores CC (3.5), se considera un factor de seguridad del 10%.

$$V_{C_{nom}} = \frac{V_{barra} \cdot \sqrt{2}}{\sqrt{3} \cdot m} \cdot 1.1 \quad (3.5)$$

El valor de la capacitancia de cada enlace CC debe proveer la suficiente energía para compensar el primer máximo de la corriente, sin reducir en más de un factor  $\delta$  su tensión. Esto permite asegurar el control de la corriente durante la falla (120 ms), supliendo las pérdidas en el convertidor y el filtro de salida.



**Fig. 3.4.** Potencia instantánea por módulo, fase a. (a) Corrientes de RACF, (b) Potencia por módulo, (c) y (d) Vista ampliada del primer cuarto de ciclo

Resulta necesario adelantar un poco los resultados de simulaciones para explicar cómo se realiza el diseño de la capacitancia en cada enlace de CC. La Fig. 3.4 muestra la potencia de salida del convertidor multinivel en la fase  $a$ .

En las Fig. 3.4.a y Fig. 3.4.b se muestra la evolución de la corriente del compensador y la potencia requerida para generar esa corriente en los terminales de los inversores de cada celda. Se observa que la potencia tiene una característica oscilante, con un valor medio cercano a cero, pues la potencia media que aporta el inversor es la potencia de cortocircuito más la potencia demandada por

el filtro de salida. La potencia de cortocircuito para una falla cercana a la barra será cercana a cero dado que la tensión en la barra es casi cero. Por otra parte, la potencia requerida por el filtro será más bien inductiva cuando el factor de calidad del filtro sea alto.

En las Fig. 3.4.c y Fig. 3.4.d se observa que la repartición de la potencia en cada uno de los módulos es bastante equilibrada durante el primer cuarto de ciclo, donde la técnica de modulación va repartiendo el esfuerzo de potencia entre los módulos de cada fase. Este comportamiento se repite en cada cuarto de ciclo mientras el equipo está en operación, con una tendencia a requerir cada vez menos potencia, puesto que la componente continua de la corriente va decayendo. Esto confirma que la mayor exigencia energética sobre los condensadores será durante el primer cuarto de ciclo.

En base a lo anterior, se establecerá como criterio de diseño que la energía requerida desde cada módulo durante el primer cuarto de ciclo (3.6) no provoque una reducción en por unidad mayor a  $\delta$  en la tensión de cada condensador  $C$  (3.7).

$$E_{req} = \bar{V}_C \cdot \bar{i}_C \cdot \frac{\Delta t}{m}, \quad (3.6)$$

$$E|_{\Delta V = \delta V_C} = \frac{1}{2} \cdot C \cdot V_C^2 - \frac{1}{2} \cdot C \cdot (V_C - \delta V_C)^2 = \frac{1}{2} \cdot C \cdot V_C^2 \cdot (2\delta - \delta^2), \quad (3.7)$$

donde  $V_C$  es la tensión nominal de cada módulo y  $\delta$  es la variación permitida para la tensión  $V_C$  durante el primer cuarto de ciclo. Luego, considerando que  $E|_{\Delta V = \delta V_C} \geq E_{req}$  se obtiene:

$$\frac{1}{2} \cdot C \cdot V_C^2 \cdot (2\delta - \delta^2) \geq V_C \cdot \bar{i}_C \cdot \frac{T}{4m} = V_C \cdot \bar{i}_C \cdot \frac{1}{f \cdot 4m}, \quad (3.8)$$

La corriente máxima promedio durante ese cuarto de ciclo,  $\bar{i}$ , despreciando la corriente inicial ( $I_{SC} \gg I_{carga}$ ), queda definida por (3.9). El valor de tensión del enlace CC ( $V_C$ ) queda dado por (3.10), según la tensión de operación del enlace CC.

$$\bar{i}_C = \frac{I_{SC} \cdot k_{Com} \cdot \sqrt{2} \cdot 2}{2} = I_{SC} \cdot k_{Com} \cdot \sqrt{2}, \quad (3.9)$$

$$V_C = \frac{V_{barra} \cdot \sqrt{2}}{\sqrt{3m}} \cdot k_{Vcc}, \quad (3.10)$$

donde  $k_{Vcc}$  dependerá de la consigna de control del enlace CC. Este factor se puede considerar en torno a 1.1.

Finalmente, el valor de la capacitancia  $C$  para cada módulo queda expresado en faradios como:

$$C \geq \frac{I_{SC} \cdot k_{Com} \cdot \sqrt{3}}{2V_{barra} k_{Vcc} f (2\delta - \delta^2)}, \quad (3.11)$$

Por otra parte, se debe respetar la oscilación máxima en la tensión de cada condensador para evitar su sobrecalentamiento. Esto es un dato dado por el fabricante de condensadores y será un dato de entrada para ajustar el valor de  $\delta$ .

### 3.2.3 Especificación del filtro de salida del convertidor

Para que el RACF siga la corriente de referencia durante la falla, debe ser capaz de:

- Generar una corriente máxima suficiente como para compensar el primer máximo de la CCC.
- Responder con una pendiente mínima  $di/dt$  para alcanzar esa corriente máxima en un tiempo inferior a los 5 ms, descontando el tiempo de detección de la falla.

Estos requerimientos imponen una inductancia máxima para  $L$ .

Se asume que el filtro posee un factor de calidad ( $2\pi fL/R$ ) superior a 10, despreciando así el aporte de su resistencia en el diseño. Además, con un buen factor de calidad se producen bajas pérdidas en el filtro teniendo así efectos despreciables en el voltaje del enlace CC.

En estado estacionario, la corriente mínima que se debe absorber durante el cortocircuito se obtiene como:

$$I_{RACF} \approx \frac{V_{RACF}}{\sqrt{3}\omega L} > I_{mín\_CC} = I_{RACF\_SC}, \quad (3.12)$$

resultando en:

$$L < \frac{V_{RACF}}{\sqrt{3}\omega \cdot I_{RACF\_SC}} = L_{máx1} \quad (3.13)$$

La mínima pendiente  $di/dt$  que permite una velocidad mínima para reducir el primer máximo de la corriente queda dado por:

$$\left. \frac{di}{dt} \right|_{máx} \approx \frac{\hat{v}_{inv}}{L} > \left. \frac{di}{dt} \right|_{máx} \approx \frac{i_{sw\_máx}}{\Delta t_{peak} - \Delta t_{det\_máx}} = \frac{2.7I_{RACF\_SC}}{\Delta t_{peak} - \Delta t_{det\_máx}}, \quad (3.14)$$

con  $i_{máxCC}$  la corriente máxima del cortocircuito,  $\Delta t_{peak}$  el tiempo que demora en llegar a dicho máximo y  $\Delta t_{det\_máx}$  el tiempo de detección máximo de la falla.

De esta forma, el valor máximo de L usando esta restricción queda:

$$L < \frac{(\Delta t_{peak} - \Delta t_{det\_máx}) \cdot \hat{v}_{inv}}{2.7 I_{RACF\_SC}} = L_{máx2}, \quad (3.15)$$

Finalmente, el valor superior de la inductancia queda dado por:

$$L < \text{Mín}\{L_{máx1}, L_{máx2}\}, \quad (3.16)$$

Por otra parte, el filtro se debe seleccionar para que la corriente de salida tenga un bajo contenido armónico ( $\text{THDi} < 5\%$ ), lo que impone el límite inferior para la selección del valor de la inductancia. Este criterio es bien conocido y depende de la técnica de modulación empleada para el convertidor [32], [43], [44].

### 3.2.4 Especificación del interruptor de potencia

Para realizar la conexión del RACF a la barra se puede usar un paño común. No obstante, la especificación del interruptor de potencia requiere especial atención, pues debe soportar la máxima CCC,  $I_{SC}$ , lo que no sería un problema, pues correspondería a una instalación nueva. Esto es necesario, pues el RACF podrá reducir la CCC para fallas en cualquiera de las ramas, menos en la suya. De esta forma, si ocurre una falla en el RACF, su sistema de protección ordenará la apertura del interruptor, despejando la falla en forma segura.

$$I_{CB\_SC} \geq I_{SC}, \quad (3.17)$$

De acuerdo a [4] las capacidades típicas de los interruptores bajo 100 kV son 20, 25, 31.5, 40, 50 y 63 kA. Cabe destacar que un interruptor debe incluir más información para su especificación, tal como la corriente nominal, tensión, TRV (*transient recovery voltage*), tiempo de interrupción, entre otros, pero sin duda uno de los datos más importantes es la corriente de cortocircuito.

En este caso particular, al existir una falla en el mismo RACF, el sistema eléctrico quedará cubierto por el sistema de protección e interruptor del RACF. No es necesario un segundo esquema RACF para atender este caso. Para preservar la integridad del sistema eléctrico, al mismo tiempo que se envía la orden de apertura al interruptor del RACF, se debe ordenar la apertura del interruptor

seccionador de la barra (Fig. 3.1). El interruptor seccionador acopla o desacopla dos secciones de barra y es un elemento común en barras con un alto nivel de cortocircuito. La apertura del interruptor seccionador permite la reducción de la corriente  $I_{SC}$  al desenchufar del sistema, llevando a la CCC a valores seguros para el resto de los interruptores de la barra. La operación de la barra seccionada es una condición transitoria mientras el RACF está fuera de servicio. Una vez que el RACF se repara, el interruptor seccionador debe volverse a cerrar, regresando a la condición de operación normal del sistema eléctrico. Como los componentes del RACF son modulares (Fig. 3.2), su reemplazo puede ser efectuado rápidamente y sin mayores inconvenientes.

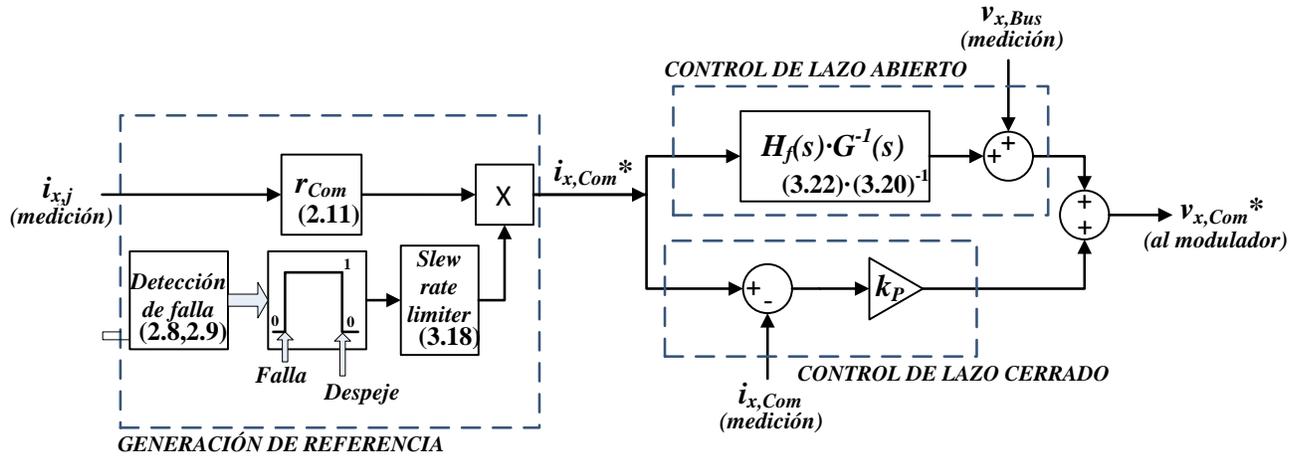
### 3.3. Estrategia del control de corriente

Durante la falla el RACF tiene que seguir la referencia  $i_{x,Com}^*$  tan rápido como sea posible y con el menor error de fase. Para cumplir con este importante requerimiento, se utiliza un control de corriente en lazo abierto, que se caracteriza por su rapidez y sencillez de implementación. Puesto que el lazo abierto no puede corregir posibles errores en los parámetros de su modelo, se incluye una componente de control en lazo cerrado que compensará dichas diferencias.

La activación del esquema (2.8), (2.9), la generación de la corriente de referencia (2.11), y el cálculo de la señal de salida del controlador, se obtienen a partir de las mediciones disponibles de corriente y tensión de la barra. Para el encendido/apagado del esquema de detección de fallas, se ha implementado un *slew rate limiter* (3.18) como un filtro pasa bajos para limitar las saturaciones del convertidor, por los cambios bruscos de referencia en la corriente. Su frecuencia de corte se ha ajustado a 5 veces la frecuencia fundamental de la red para evitar la sobremodulación durante el primer ciclo de la atenuación de la corriente, debido al cambio brusco de la corriente de referencia por el retardo en la detección de la falla. Esto introduce un error de fase despreciable al inicio de la falla (sección 2.2.6).

$$H_d(s) = \frac{5\omega_{sys}}{s + 5\omega_{sys}} = \frac{5 \cdot 2\pi 50}{s + 5 \cdot 2\pi 50} \quad (3.18)$$

La señal de salida del controlador corresponde al voltaje de referencia, que se usa como señal moduladora para generar los pulsos al inversor fuente de voltaje. La Fig. 3.5 muestra el diagrama de bloques del control de corriente empleado.



**Fig. 3.5.** Esquema del control de corriente del RACF durante la falla.

El esquema de control en lazo abierto se basa en el modelo promedio del inversor fuente de voltaje usando el circuito equivalente de la Fig. 3.2. Para absorber la corriente  $i_{x,Com}$ , el voltaje de la fase  $x$  del convertidor, debe ser ajustado a (3.19).

$$v_{x,Com} = -Ri_{x,Com} - L \frac{di_{x,Com}}{dt} + v_{x,Barra}, \quad (3.19)$$

donde  $v_{x,Com}$  es el voltaje de salida del convertidor en la fase  $x$ ,  $i_{x,Com}$  es la corriente absorbida por el RACF en la fase  $x$ , y  $v_{x,Barra}$  es el voltaje medido en la barra  $x$  de conexión del RACF.

Así, usando (3.19), se obtiene la función de transferencia entre  $v_{x,Com}$  e  $i_{x,Com}$  como:

$$G(s) = -\frac{1}{sL + R}, \quad (3.20)$$

donde  $v_{x,Barra}$  se considera como una perturbación. El signo menos en la ecuación anterior se debe a la referencia adoptada para  $i_{x,Com}$  (Fig. 3.2).

El voltaje de referencia usado por el modulador  $v_{x,Com}^*$  (3.21) puede ser calculado usando el valor de referencia  $i_{x,Com}^*$ :

$$v_{x,Com}^* = i_{x,Com}^* \cdot G^{-1}(s) + v_{x,Barra} \quad (3.21)$$

Debido a que el inverso de la función de transferencia (3.20) no es una función de transferencia propia, y usa la derivada de la corriente de referencia, se incluye un filtro pasa bajos de primer orden (3.22). De esta forma se puede efectuar correctamente la acción del lazo abierto, y se aprovecha de mitigar el efecto del ruido en la medición de la corriente. La frecuencia de corte se ajusta considerando que la fuente principal del rizo de la corriente es la conmutación del

convertidor. De esta forma, la frecuencia de corte se ajusta a 10 veces la frecuencia de la componente fundamental de la red ( $\omega_{sis}$ ). Es importante mencionar que el uso del filtro pasa bajo (3.22) no afecta el rápido seguimiento de la corriente de referencia (sección 2.2.6), lo que podrá ser corroborado en el análisis del error de corriente en la siguiente sección y en los resultados de simulación.

$$H_f(s) = \frac{10\omega_{sis}}{s + 10\omega_{sis}} \quad (3.22)$$

Así, el lazo abierto queda compuesto por:

$$v_{x,Com}^* = i_{x,Com}^* \cdot H_f(s)G^{-1}(s) + v_{x,Barra} \quad (3.23)$$

Además, para mitigar los errores debidos al modelo, por ejemplo, en los parámetros  $R$  y  $L$ , se añade un controlador proporcional realimentado en (3.24), tal como se muestra en la Fig. 3.5, combinando así el lazo abierto con el lazo cerrado:

$$v_{x,Com}^* = i_{x,Com}^* \cdot H_f(s) \cdot G^{-1}(s) + v_{x,Barra} + (i_{x,Com}^* - i_{x,Com}) \cdot k_p \quad (3.24)$$

La sintetización del voltaje del convertidor multinivel se lleva a cabo mediante la modulación por ancho de pulso con desplazamiento de fase [45], conocido como *Phase-shifted pulse width modulation* (PS-PWM). La modulación PWM permite obtener una frecuencia de conmutación fija, donde la amplitud de la onda portadora de cada celda se ajusta según el promedio de las tensiones de los condensadores en cada fase.

### 3.4. Operación en condición normal

Puesto que los condensadores se descargan durante la compensación de la falla, es necesario recuperar su voltaje nominal para que el RACF esté listo para nueva operación. Una vez que los condensadores quedan cargados a su voltaje nominal, el RACF se comporta como un circuito abierto, supliendo sólo sus pérdidas internas, a la espera de una nueva falla.

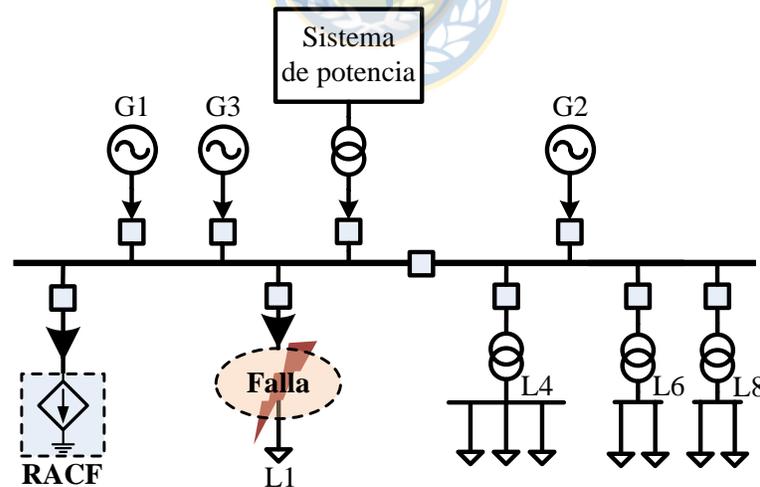
Los condensadores no se pueden cargar durante el cortocircuito, pues el voltaje de la barra de conexión desciende a un valor cercano a cero, por lo tanto, se deben cargar durante condiciones normales de operación del sistema eléctrico. Bajo condiciones normales de operación, el voltaje del enlace CC se mantiene en su valor nominal absorbiendo potencia activa desde la barra de conexión a través de los rectificadores que se forman por los diodos en antiparalelo de cada puente H. En esta

condición, todos los dispositivos semiconductores controlados se mantienen abiertos. Como referencia, en [46] se presenta un método para realizar el balance de voltajes en cada una de las celdas para este convertidor y modulación empleada, usando una idea similar a la empleada para manejar el desbalance de la tensión de los condensadores durante el cortocircuito.

### 3.5. Aplicación para una red industrial de 13.8 kV

El funcionamiento del RACF se prueba mediante simulaciones en un sistema industrial de distribución eléctrica de 13.2 kV. En estos sistemas, se limitan las corrientes de cortocircuito durante fallas monofásicas insertando una resistencia en el punto de conexión a tierra de los neutros de transformadores y/o generadores. Por lo tanto, se evaluarán fallas trifásicas, pues producen las mayores CCC y permitirán probar al RACF en condiciones exigentes que involucren tensiones en la barra cercanas a cero en todas las fases.

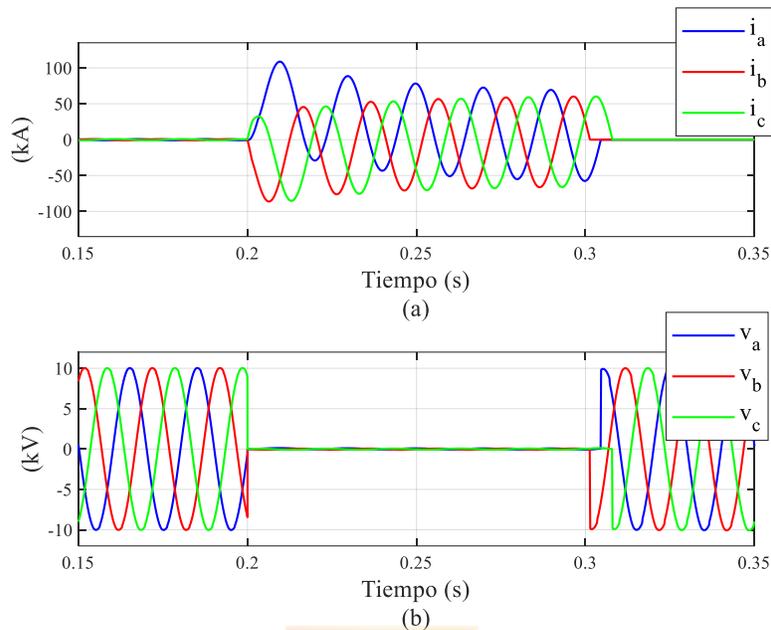
La efectividad de la atenuación de las CCC brindada por el RACF se prueban en simulaciones en el programa MATLAB-Simulink, versión R2019b, para un sistema de distribución de una planta de celulosa con co-generación. El sistema de media tensión simplificado se muestra en la Fig. 3.6. La corriente simétrica de cortocircuito RMS ( $I_{k''}$ ) para una falla trifásica es de 53 kA en 13.2 kV, donde la capacidad de los interruptores es sólo de 50 kA.



**Fig. 3.6.** Sistema de distribución industrial simplificado, 13.2 kV, durante una falla trifásica.

Se considera una falla trifásica en los terminales de la carga L1 (ver Fig. 3.6). La falla es despejada por el sistema de protección a los 100 ms, que es un tiempo de despeje típico para fallas ocurridas cerca de la barra cuando se usan interruptores de 3 ciclos. En la Fig. 3.7 se muestran las

corrientes y las tensiones durante la falla trifásica en la carga L1 sin el RACF. La fase *a* presenta la mayor exigencia transitoria a través del interruptor de la carga L1.



**Fig. 3.7.** Falla trifásica en la carga L1 sin el RACF. (a) Corrientes *abc* en el interruptor de la carga L1; (b) tensiones *abc* en la barra

### 3.6. Aplicación del diseño y ajuste de la compensación del RACF

El RACF es implementado con un inversor monofásico multinivel por fase, tipo fuente de voltaje. Cada uno utiliza tres inversores puente H conectados en serie (Fig. 3.8) para conectarse a la barra de 13.2 kV. La tensión nominal del enlace CC (3.5) para cada puente H resulta en:

$$v_{Cnom} = \frac{13200 \cdot \sqrt{2}}{\sqrt{3} \cdot 3} \cdot 1.1 = 3952V \quad (3.25)$$

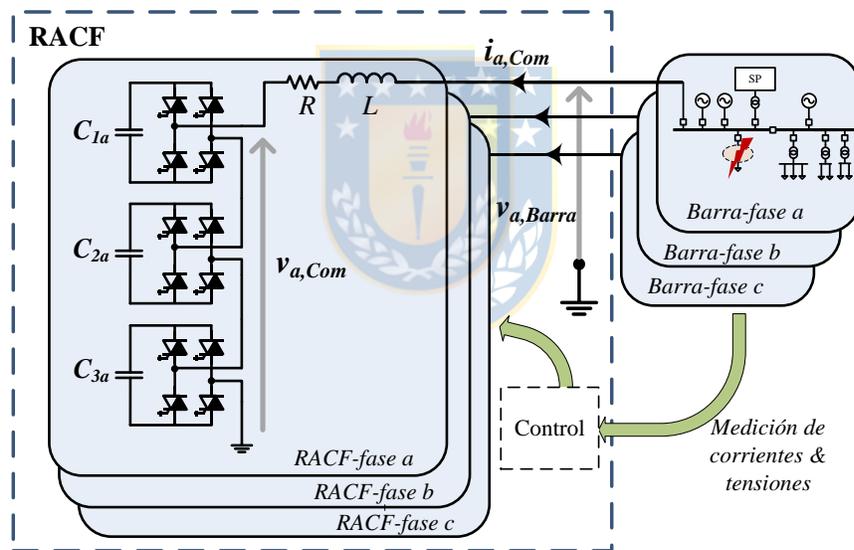
Los resultados de simulación muestran la condición actual (Fig. 3.7), donde la corriente simétrica de cortocircuito ( $I_{k''}$ ) a través del interruptor es de 53 kA, lo que es inaceptable para el interruptor. Para reducir la corriente por el interruptor a niveles aceptables (<50 kA), se ajusta al RACF para disminuir la CCC trifásica a 45 kA. Es decir, la capacidad de cortocircuito del RACF definida en (3.1) resulta en:

$$I_{RACF\_SC} \geq I_{SC} - I_{CB2} = 53 - 45 = 8[kA], \quad (3.26)$$

Para reducir la corriente de cortocircuito desde 53 kA a 45 kA, esto es, en un 15 % ( $k_{Com}=0.15$ ), y al aplicar (2.18), el valor de  $r_{Com}$  se ajusta en:

$$r_{Com} = \frac{k_{Com}}{(1-k_{Com})} = \frac{0.15}{(1-0.15)} = 0.18 \quad (3.27)$$

El valor nominal de los dispositivos semiconductores se ajustará considerando su capacidad de sobrecarga transitoria, lo que se verificará en la sección (3.8). Por ahora, para cada inversor puente H se utilizan componentes IGCT, modelo 5SHY 42L6500 de ABB, con una corriente máxima RMS *on-state* de 2030 A (~2 kA) y voltaje nominal de 4 kV. Se eligen IGCTs por su mayor capacidad de corriente para el mismo nivel de tensión respecto a los IGBT, evitando ramas adicionales en paralelo, y por la información disponible del fabricante respecto a su capacidad transitoria de sobrecarga (sección 3.2.1).



**Fig. 3.8.** RACF implementado para la red de prueba de 13.2 kV.

Para el diseño de los condensadores, se aplica (3.11), obteniendo

$$C \geq \frac{I_{SC} \cdot k_{Com} \cdot \sqrt{3}}{2V_{barra} k_{Vcc} f (2\delta - \delta^2)} = \frac{8\sqrt{3}}{2 \cdot 13.2 \cdot 1 \cdot 50 \cdot (2 \cdot 0.3 - 0.3^2)} = 21 \text{ [mF]}, \quad (3.28)$$

Se han considerado condensadores de 22 [mF] en cada celda, compuestos por 11 unidades de 4 kV, 400 Arms, 2.08 mF, número de parte DKTFM4\*#I2087 [47].

Para el diseño del filtro, se aplica (3.13), (3.15) y (3.16), obteniendo:

$$L < \text{Mín} \left\{ \frac{V_{RACF}}{\sqrt{3}\omega \cdot I_{RACF\_SC}}, \frac{(\Delta t_{peak} - \Delta t_{det\_máx}) \cdot \hat{v}_{inv}}{2.7 I_{RACF\_SC}} \right\} = \text{Mín} \left\{ \frac{13.2}{\sqrt{3} \cdot 2\pi 50 \cdot 8}, \frac{4.5 \cdot 10^{-3} \cdot 3.952}{2.7 \cdot 8} \right\}, \quad (3.29)$$

$$\dots = \text{Mín} \{3.03 \cdot 10^{-3}, 0.82 \cdot 10^{-3}\} \approx 0.82 \text{ mH}$$

Para conectar el inversor a la barra se usa un filtro de primer orden con una inductancia del 7%. Se ha supuesto un reactor típico de núcleo de aire con factor de calidad  $X/R$  igual a 100 [48]. Para una corriente nominal de 2 kA, el inductor sería de 0.85 mH y la resistencia parásita sería 2.7 m $\Omega$  para cada fase. El valor del inductor es levemente superior al diseño, y no se considera un problema.

Los valores anteriores permiten cumplir los parámetros del diseño de la sección 3.2. Los datos de diseño y nominales de cada celda del RACF se resumen en la Tabla 3.1.

**Tabla 3.1.** Valores nominales para cada celda del RACF.

Parámetro	Valor	Diseño
$I_{RACF}$	2 kA	-
$I_{RACF\_SC}$	8 kA	8 kA
$V_{RACF}$	2.54 kV	2.54 kV
$S_{RACF}$	5 MVA	-
$V_{DC}$	4 kV	3952 V
$C$	22 mF	21 mF
$L$	0.85 mH	0.82 mH
$R$	2.7 m $\Omega$	25.8 m $\Omega$

La activación y desactivación del RACF se realiza usando el esquema de la sección 2.2.3, con  $i_{pk} = 25$  kA (40 pu) y  $k_{pk} = 0.3$  pu. La frecuencia de conmutación se ajusta a 1 kHz. La ganancia proporcional del controlador de lazo cerrado,  $k_p$  (15), se ajustó a  $-2$ . Hay que notar que el signo menos se debe a la referencia adoptada para la corriente  $i_{x,Com}$  (ver Fig. 3.8).

El valor de los parámetros del esquema supervisor de fallas y del control del RACF se resumen en la Tabla 3.2.

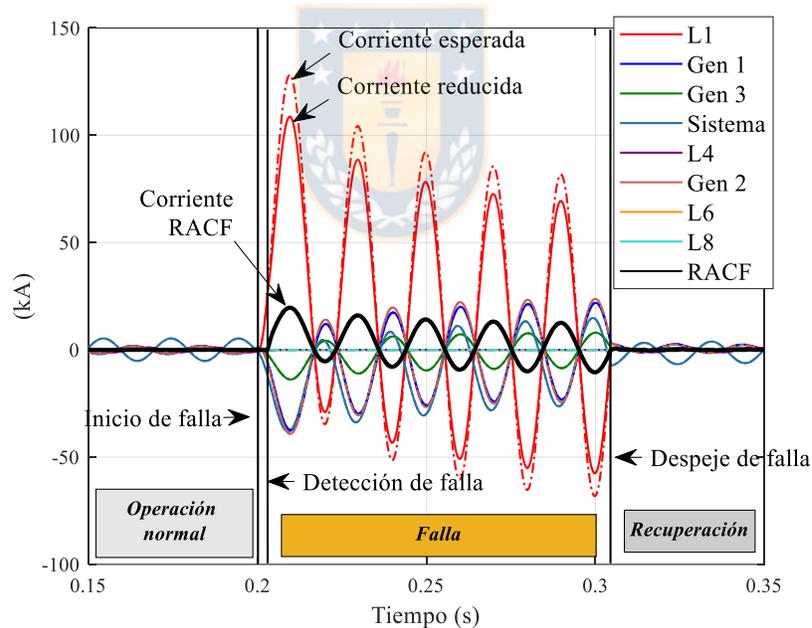
**Tabla 3.2.** Parámetros de la supervisión y control del RACF.

Parámetro	Valor
$i_{pk}$	25 kA
$v_{pk}$	0.3 pu
$k_p$	$-2$
$r_{Com}$	0.18

Al usar los 3 puente H en serie y la modulación unipolar se obtiene una frecuencia equivalente de conmutación de 6 kHz, lo que es suficientemente rápido como para compensar el primer máximo de la CCC. Asumiendo un primer máximo a los 5 ms ( $\frac{1}{4}$  de ciclo a 50 Hz) y una detección de la falla a los 3 ms, se podrían obtener 12 cambios de estado hasta alcanzar el primer máximo. Por otra parte, para una falla trifásica cercana a la barra, el RACF es capaz de entregar una corriente máxima de 10 kA en menos de 1 ms (3.14). De esta forma se puede esperar una rápida compensación del primer máximo de la corriente usando una frecuencia de conmutación de sólo 1 kHz.

### 3.7. Reducción de la corriente de cortocircuito

La Fig. 3.9 muestra las corrientes por cada rama con y sin el RACF durante una falla trifásica, registrando al menos 2 ciclos de pre y post falla. Aunque la falla se detecta 3 ms después de iniciada, se observa una respuesta rápida y efectiva del RACF.

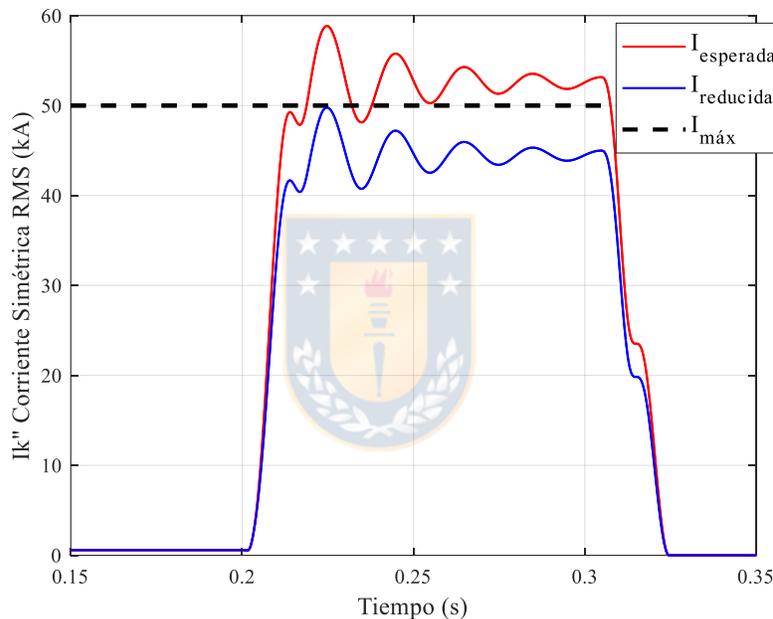


**Fig. 3.9.** Contribución a la corriente de cortocircuito de todas las ramas para una falla trifásica. Caso con RACF (línea sólida) y sin RACF (línea punteada).

Puesto que la reducción de la corriente de falla es prácticamente igual a la corriente que absorbe el RACF, el uso de la capacidad nominal del convertidor es muy alta donde una parte despreciable de la corriente circula por las otras ramas. De esta forma, la corriente que absorbe el RACF se refleja directamente en la rama con falla, no afectando al resto de las ramas. Si se observa

la corriente máxima de cortocircuito (5 ms después de iniciada la falla), el RACF absorbe 19.7 kA, reduciendo 19.5 kA por el interruptor ( $\varepsilon_{reduc} \approx -1\%$ ).

La capacidad de los interruptores se entrega como el valor RMS de la corriente de cortocircuito estacionaria que es capaz de cortar. Esto asume una capacidad transitoria mayor. Por ejemplo, un interruptor de 50 kA soportará transitoriamente una corriente máxima de 135 kA. En la Fig. 3.10, se compara la exigencia de la CCC con la capacidad simétrica del interruptor, que corresponde al valor RMS de la componente AC de la corriente de cortocircuito [49]. Se observa que la CCC simétrica se reduce en un 15%, desde 53 kA a 45 kA, un nivel de cortocircuito aceptable para el equipamiento de la subestación, 50 kA.

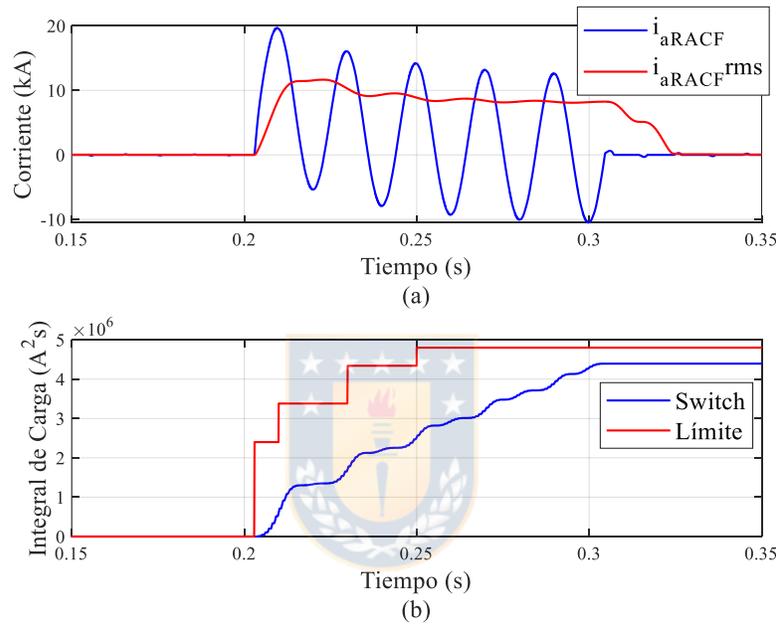


**Fig. 3.10.** CCC simétrica RMS por el interruptor de L1, fase *a*.

### 3.8. Evaluación de la factibilidad de la operación del RACF

Por ahora se ha demostrado que el esquema presenta un buen comportamiento en una red industrial de 13.2 kV, sin embargo, puesto que se trata de simulaciones, es necesario analizar la factibilidad de implementar el RACF. En este sentido, se deben analizar tanto las tensiones como las corrientes que debe manejar el convertidor de potencia. Para esta aplicación se requieren altas corrientes durante la duración de la falla, por lo que su análisis se centra en la capacidad transitoria de los semiconductores de potencia. Por otra parte, la máxima tensión de operación queda impuesta por la tensión nominal del sistema.

En la Fig. 3.11.a se muestra la corriente instantánea y RMS que el RACF debe manejar. Al inicio de la falla se presenta una corriente máxima de 19.7 kA con un valor RMS promedio de 8.7 kA durante los 100 ms que dura la falla. Puesto que esta corriente se demanda transitoriamente, se puede identificar las capacidades transitorias de los semiconductores para no exigir esa corriente transitoria como capacidad nominal. En este caso el IGCT 5SHY 42L6500 [39] tiene una corriente máxima RMS *on-state current* de 2030 A, y soporta corrientes transitorias de 40 kA por 3 ms, y de 17 kA por 30 ms.

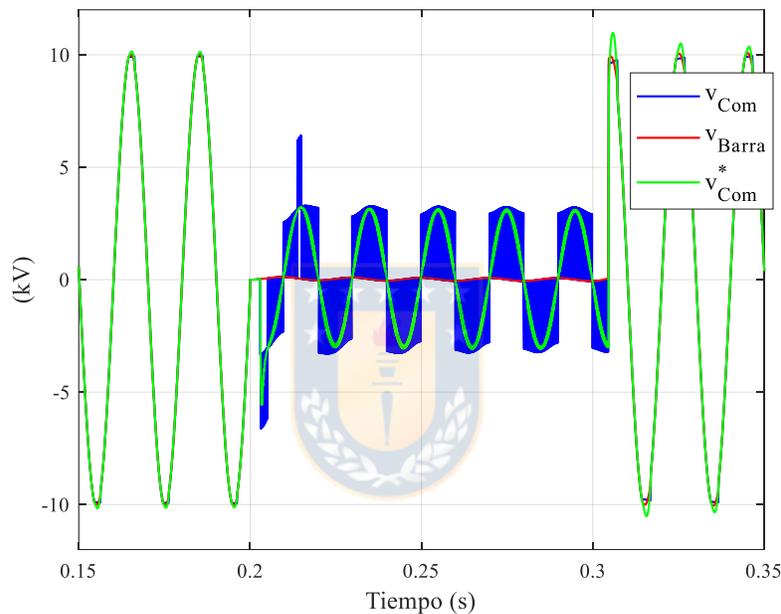


**Fig. 3.11.** Exigencia de corriente por el RACF, fase *a*. (a) Corriente; (b) Límite térmico de un semiconductor.

Las exigencias transitorias quedan definidas por el calentamiento equivalente dado por la curva  $I^2t$ , Fig. 3.11.b, donde se muestra que no se exceden los valores definidos por el fabricante. Puesto que la falla dura 100 ms y el fabricante no presenta datos de  $I^2t$  para tiempos mayores a 30 ms, se extrapola un nuevo punto para 50 ms ( $4.8 \times 10^6$   $A^2s$ ), utilizando la relación lineal que muestra el fabricante en la Fig. 3.3 ( $2.4 \times 10^6$   $A^2s$  para 3 ms,  $3.38 \times 10^6$   $A^2s$  para 10 ms, y  $4.34 \times 10^6$   $A^2s$  para 30 ms). Para manejar una holgura mayor en la corriente por los dispositivos semiconductores o en caso de que el fabricante no avale esta proyección, simplemente se puede agregar una rama en paralelo al convertidor multinivel, con lo que se disminuye a la mitad la corriente por cada rama y se reduce el esfuerzo térmico al 25% (no sobrepasando ni siquiera el límite térmico de 3 ms durante los 100 ms de la falla), en cuyo caso se mantiene el tamaño del condensador del enlace CC por fase al

aplicar (3.11), por lo que en forma práctica se agregarían solo semiconductores. Este análisis muestra el proceso iterativo del diseño de la capacidad de los semiconductores del RACF.

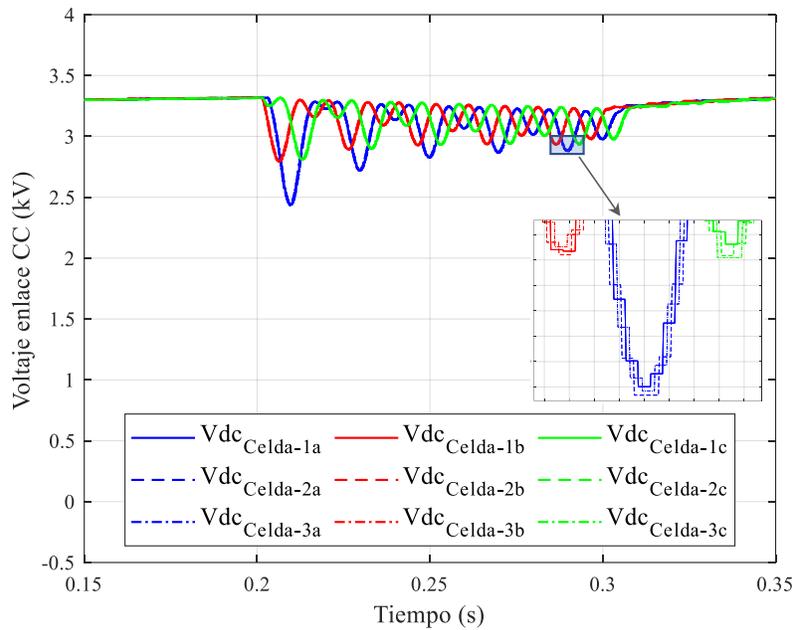
Durante la falla, el voltaje en el sistema eléctrico se reduce casi a cero (Fig. 3.12). Bajo esta condición, el RACF requiere sólo un 33% de su voltaje nominal para lograr la corriente deseada. Se observa que el voltaje de modulación arrojado por el controlador  $v_{Com}^*$  tiene un comportamiento sinusoidal, debido a que el filtro pasa bajo (3.22) logra mitigar las interferencias que podrían haber por la derivada del lazo abierto en presencia de los rizados en la corriente de salida, y a que la corriente de referencia tiene un contenido armónico menor.



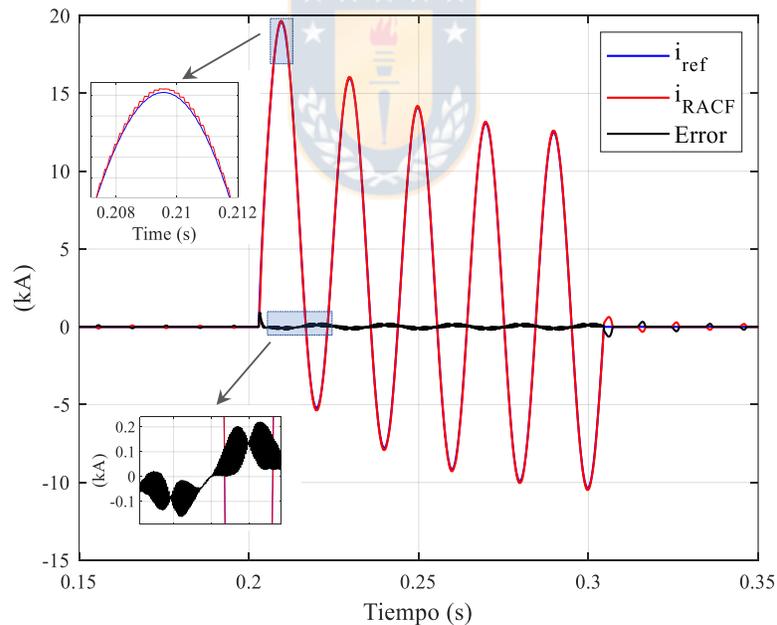
**Fig. 3.12.** Voltaje de salida del inversor, voltaje de la barra, y voltaje de modulación, fase *a*.

El comportamiento dinámico de los voltajes en los condensadores CC, Fig. 3.13, muestra que la compensación del primer máximo de corriente es el que requiere mayor energía, llevando el voltaje de los condensadores a su valor mínimo. El comportamiento oscilatorio del voltaje CC se debe a la circulación de altas corrientes en cada convertidor monofásico, donde el valor medio del voltaje va decreciendo levemente debido a las pérdidas del filtro del convertidor. Por otra parte, no se supera la ondulación máxima del voltaje CC, que es del 20% [47].

Además, para obtener una correcta modulación PWM dado el comportamiento variable de las tensiones de los enlaces CC, las amplitudes de las señales portadoras se modifican según el valor instantáneo de los voltajes CC. Esto mismo permite regular el desbalance de las tensiones CC en cada fase. Ya despejado el cortocircuito, los condensadores se cargan desde la red a través de los inversores.



**Fig. 3.13.** Voltajes en enlaces de CC de puentes H, fases *a, b* y *c*.

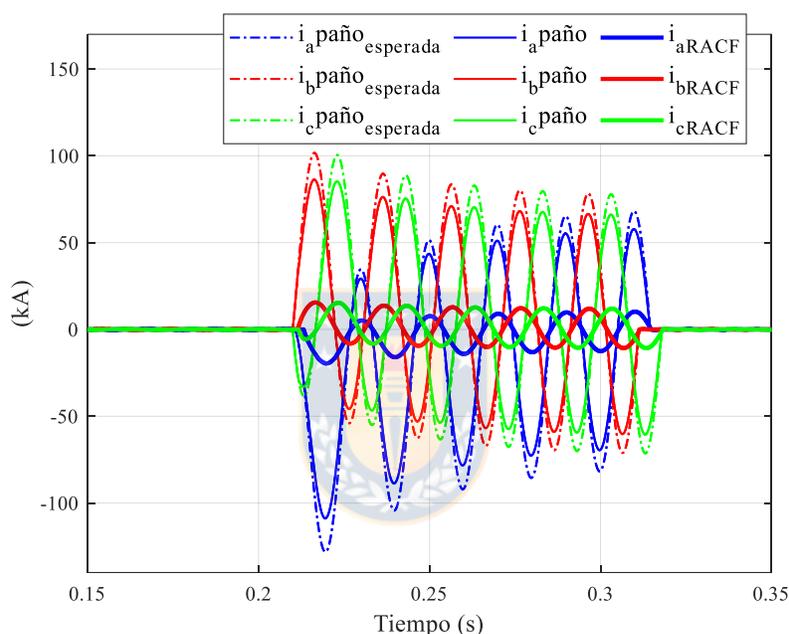


**Fig. 3.14.** Error, referencia y salida de la corriente del RACF, fase *a*.

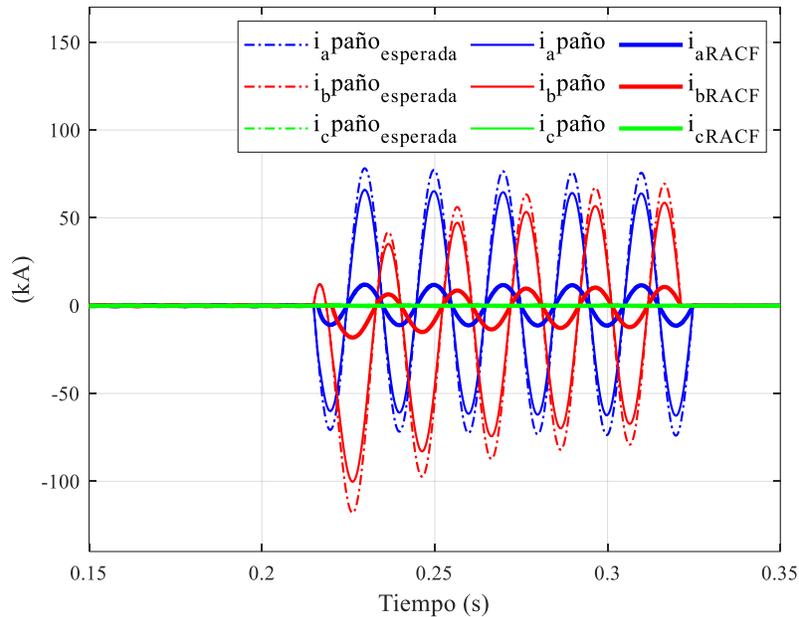
La Fig. 3.14 muestra la corriente de referencia y la corriente generada por el RACF, donde el error absoluto en la corriente de salida es menor a 0.22 kA. Si se considera el retardo del filtro pasa bajos (3.22) que es de 0.3 ms (5.7°), se esperaría un error en la reducción esperada menor a un 1% (2.20), con una eficiencia superior al 99% (2.21). Estos resultados muestran que la estrategia de

control realiza un rápido y exitoso seguimiento de la corriente de referencia. Por otra parte, el THD de la corriente es igual a 5.8%, debido a la estructura multinivel que permite una frecuencia de conmutación equivalente de 6 kHz, y al valor del filtro inductivo (7%).

Con el fin de evaluar la operación del esquema para otras fallas, en las Fig. 3.15 y Fig. 3.16 se presentan fallas trifásicas y bifásicas a tierra para otros tiempos de ocurrencia, mostrando la flexibilidad y efectividad del RACF. Se observa así que la atenuación de CCC del RACF es independiente del instante de ocurrencia de la falla, del tipo de falla, y de la forma de onda de la corriente en cada fase.



**Fig. 3.15.** Falla trifásica (0.21 s). Corriente proyectada y reducida por el interruptor, junto a la corriente por el RACF, fases *a*, *b* y *c*.



**Fig. 3.16.** Falla bifásica a tierra (0.215 s). Corriente proyectada y reducida por el interruptor, junto a la corriente por el RACF, fases *a*, *b* y *c*.

### 3.9. Conclusiones

Se han expuesto los primeros lineamientos del diseño del RACF, sobre una base topológica de un convertidor multinivel conectada en paralelo que maneje corrientes de kiloamperes durante 10 ciclos en una red de media tensión. Además, se ha propuesto una estrategia de control para atenuar las CCC en todos los interruptores de una barra. El circuito de potencia es escalable de acuerdo con el voltaje de la barra de conexión y la corriente de cortocircuito de diseño, mediante el aumento de las celdas en serie o ramas en paralelo del convertidor multinivel.

La evaluación del diseño y del control del RACF se realizó por medio de simulaciones en una red industrial de 13.2 kV con un nivel de cortocircuito de 53 kA. Los resultados muestran que es posible utilizar un convertidor multinivel puente H conectado en paralelo a una barra de 13.2 kV para reducir la CCC en 8 kA durante 100 ms. Para ello, cada fase del convertidor se constituyó en base a tres celdas en serie, donde cada celda corresponde a un inversor puente H de 5 MVA.

Respecto al comportamiento dinámico y flexibilidad operacional del RACF, la generación de la corriente de referencia, el esquema de control y el circuito de potencia del RACF permiten compensar rápida y efectivamente el primer máximo de la CCC en 5 ms, independiente de la

ubicación de la falla, tipo de falla, e instante de ocurrencia del cortocircuito. Esto permite que con un RACF se puedan reducir los cortocircuitos de todos los paños de una barra.

El sistema de control propuesto opera en *abc*, usando un controlador por fase que combina un control en lazo abierto y un control en lazo cerrado, que es capaz de compensar tanto la componente continua como la alterna en las corrientes de cortocircuito, arrojando errores menores al 1% durante su compensación.

Puesto que la naturaleza del cortocircuito es reactiva, los requerimientos de potencia activa durante la falla no resultaron relevantes, pues las pérdidas internas se mantuvieron bajas. Esto permite depender solamente de la energía almacenada en los condensadores aun cuando la tensión del sistema eléctrico se mantiene cercana a cero durante toda la falla.

Una vez que la falla se despeja, la operación del equipo se considera *standby*, por lo que se podrían agregar nuevas funciones como la regulación de la tensión, en semejanza a la operación de un STATCOM.

Puesto que la construcción del RACF es modular, el reemplazo y mantenimiento de sus componentes resulta simple. Además, dada la homogeneidad en la estructura de cada fase, se pueden realizar pruebas monofásicas, que luego pueden ser expandidas a las otras fases.

Finalmente, a pesar de que se tienen resultados adecuados en las simulaciones, es necesario probar este concepto mediante un prototipo, puesto que la modelación incorpora simplificaciones. Esto se realiza en el siguiente capítulo.

## 4. Implementación de un prototipo RACF

---

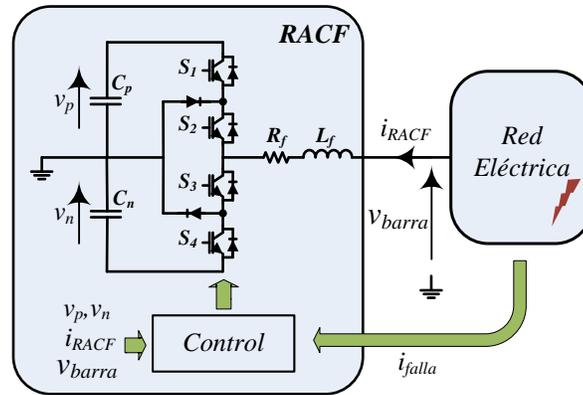
En esta sección se diseña e implementa un prototipo de RACF para efectuar cortocircuitos en un sistema eléctrico a escala. Esto permitirá evaluar la factibilidad de la implementación del esquema y establecer los requerimientos y especificaciones del convertidor. Además, se podrá verificar el desempeño del sistema de control bajo una plataforma en tiempo discreto.

Este prototipo considera el mismo principio de operación presentado en el capítulo 2, pero con una topología y control diferente al presentado en el capítulo 3, donde se simuló un convertidor multinivel con celdas tipo puente H conectado a una red industrial de 13.2 kV. El prototipo se construye en base a la topología NPC, mostrando la generalidad de la implementación del RACF en topologías convencionales de convertidores de potencia. Se realizan modificaciones al diseño del capítulo 3 para adaptarse a la nueva topología del convertidor, y se plantea una nueva estrategia de control para el seguimiento de la corriente de referencia en condición de falla, donde la carga y balance de los condensadores del enlace de CC se realiza en condiciones normales del sistema eléctrico. La nueva estrategia de control está basada en control predictivo que puede ser implementada en una plataforma común en tiempo discreto.

El diseño del sistema eléctrico a escala representa los principales componentes conectados a un sistema de distribución, tales como los aportes de generación, cargas, e interruptores. La plataforma experimental se diseña para provocar cortocircuitos y despejar la falla, evaluando el desempeño del prototipo en la reducción de la corriente para la rama expuesta a la falla por medio de la medición de las variables más relevantes del sistema eléctrico y del RACF. La plataforma experimental se implementa para una fase del sistema eléctrico. La expansión hacia otras fases de la red se puede realizar replicando el mismo módulo.

### 4.1. Topología

El RACF se implementa con un inversor fuente de voltaje monofásico NPC conectado en paralelo a la barra a través de un filtro RL (Fig. 4.1). El convertidor está diseñado para soportar la tensión nominal del sistema eléctrico, evitando el uso de un transformador. Los condensadores  $C_p$  y  $C_n$  suministran la energía requerida durante el cortocircuito. Además, para compensar cortocircuitos a tierra, uno de los terminales del inversor debe estar conectado a tierra. Para su operación se requiere de las mediciones de las tensiones en los condensadores CC, corriente de salida, tensión de la barra, y corrientes de las diferentes ramas conectadas a la barra.



**Fig. 4.1.** Topología monofásica del RACF

Dependiendo del requerimiento de voltaje y corriente, la topología presentada en la Fig. 4.1 puede ser ampliada usando una estructura multinivel de convertidores, o como algunos STATCOM en operación que usan válvulas de IGBT y diodos, manteniendo una estructura similar a la presentada. El objetivo principal del prototipo es probar el desempeño de su sistema de control, no obstante, el diseño de los componentes de potencia puede ser abordado considerando los requerimientos mínimos presentados en el siguiente punto.

## 4.2. Diseño del circuito de potencia

Aunque en la literatura se pueden encontrar metodologías para seleccionar los componentes de un convertidor NPC [43], [50], [51], el diseño del circuito de potencia del RACF debe considerar al sistema eléctrico bajo un cortocircuito, lo que establece condiciones especiales de operación al convertidor. Los principales aspectos del diseño ya fueron abordados en la sección 3.2 para un convertidor multinivel usando celdas tipo puente H. En esta sección se presenta una adaptación de estos criterios de diseño a una estructura NPC, mostrando un resumen de éste.

La capacidad de CCC del RACF,  $I_{RACF\_SC}$ , se determina a partir de la diferencia entre la CCC máxima sin compensar ( $I_{SC}$ ) y la CCC deseada ( $I_{CB2}$ ). El ajuste del valor de la corriente a absorber por el RACF se debe realizar mediante la modificación de la corriente de referencia, ajustando el parámetro  $r_{Com}$ , tal como se indica en la sección 2.2.5.

$$I_{RACF\_SC} \geq I_{SC} - I_{CB2}, \quad (4.1)$$

La especificación de los semiconductores debe considerar que la corriente máxima que deben soportar está dada por:

$$I_{sw\_m\acute{a}x} = 2.7 \cdot I_{SC} k_{Com}, \quad (4.2)$$

donde  $k_{Com}$  es la reducci3n deseada de la m\acute{a}xima corriente de falla esperada  $I_{SC}$ , con  $k_{Com} = 1 - I_{CB2}/I_{SC}$ .

Dada la estructura del convertidor NPC, el criterio de dise\~no de los condensadores de CC de la secci3n 3.2.2 debe modificarse levemente. De esta forma, se especifica el valor de la capacitancia en faradios como:

$$C_p = C_n \geq \frac{I_{RACF}}{2V_{RACF} f (2\delta - \delta^2)}, \quad (4.3)$$

donde  $I_{RACF}$  y  $V_{RACF}$  son la corriente y el voltaje nominal del RACF respectivamente,  $f$  es la frecuencia del Sistema y  $\delta$  es la reducci3n permitida en el voltaje de los condensadores.

La tensi3n nominal de los condensadores CC,  $V_{Cnom}$ , depender\`a de la tensi3n nominal de la barra de conexi3n del RACF,  $V_{barra}$ , considerando un factor de seguridad del 30%.

$$V_{Cnom} = V_{barra} \cdot \sqrt{2} \cdot 1.3 \quad (4.4)$$

Para el dise\~no del filtro de salida del convertidor se emplean los mismos criterios de la secci3n 3.2.3, con el fin de reducir la CCC durante el primer ciclo. En este caso la condici3n m\`as restrictiva es permitir la pendiente de subida  $di/dt$ .

$$L_f \leq 2.4 \cdot 10^{-3} \frac{V_{RACF}}{I_{RACF}}, \quad (4.5)$$

Nuevamente se debe considerar no sobrepasar el contenido arm3nico de la corriente, lo que entregar\`a el l\`mite inferior de la inductancia. Se ha considerado que el factor de calidad del filtro es superior a 10.

### 4.3. Modelamiento del RACF y del sistema el\`etrico

El sistema por modelar se muestra en la Fig. 4.2. A la izquierda se representa el RACF y a la derecha se muestra el sistema el\`etrico equivalente, constituido de generadores, cargas, y el interruptor analizado durante la falla. El modelo puede replicarse para fallas en cualquiera de las otras ramas.

El lado de CA del sistema queda representado por (4.6).

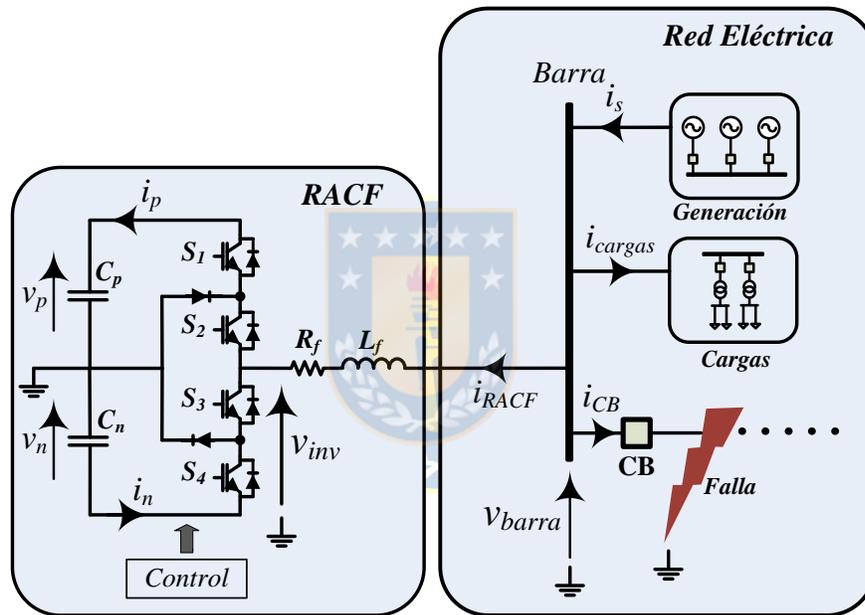
$$v_{inv}(t) = -R_f \cdot i_{RACF}(t) - L_f \cdot \frac{di_{RACF}(t)}{dt} + v_{barra}(t), \quad (4.6)$$

donde  $v_{inv}$  es el voltaje de salida del inversor,  $i_{RACF}$  es la corriente absorbida por el RACF, y  $v_{barra}$  es el voltaje de la barra. Los parámetros del reactor corresponden a  $R_f$  y  $L_f$ .

A partir de la relación de corrientes en la barra se obtiene que la corriente por el interruptor es definida por (4.7).

$$i_{CB}(t) = i_s(t) - i_{RACF}(t) - i_{cargas}(t), \quad (4.7)$$

donde  $i_s$  es el aporte equivalente de los generadores al cortocircuito e  $i_{cargas}$  es la corriente requerida por las cargas.



**Fig. 4.2.** RACF, el sistema eléctrico equivalente y la falla evaluada

El convertidor monofásico NPC está compuesto por una pierna de 4 *switches* ( $S_i$ ,  $i=1,2,3,4$ ). Esta topología permite obtener 3 combinaciones de *switches* o estados válidos (ST) que definen el voltaje de salida del inversor según (4.8).

$$v_{inv} = \begin{cases} v_p (v_1), & ST_1 = (S_1 = 1, S_2 = 1, S_3 = 0, S_4 = 0) \\ 0 (v_2), & ST_2 = (S_1 = 0, S_2 = 1, S_3 = 1, S_4 = 0), \\ -v_n (v_3), & ST_3 = (S_1 = 0, S_2 = 0, S_3 = 1, S_4 = 1) \end{cases}, \quad (4.8)$$

En el lado de CC la corriente de cada condensador queda definido por (4.9).

$$\begin{aligned} i_p(t) &= C_p \frac{dv_p(t)}{dt} \\ i_n(t) &= C_n \frac{dv_n(t)}{dt} \end{aligned} \quad (4.9)$$

donde  $i_p$ ,  $i_n$  y  $v_p$ ,  $v_n$  son las corrientes y voltajes por los condensadores  $C_p$  y  $C_n$ , respectivamente.

El voltaje del enlace CC queda definido por (4.10).

$$v_{DC}(t) = v_p(t) + v_n(t), \quad (4.10)$$

#### 4.4. Sistema de control

Tal como se había anticipado en la sección 2.2.8, una de las técnicas de control que podrían ser evaluadas para esta aplicación es el control predictivo. Se utiliza una adaptación de la técnica de control predictivo [34], que incorpora la idea del control *dead-beat* para obtener el voltaje de referencia del inversor, evitando la etapa de la optimización de una función de costo que permita determinar el estado a aplicar. Con esta técnica complementada se gana en rapidez de cálculo y simplicidad, además que se establece una frecuencia de conmutación constante.

La estrategia de control se basa en la generación de diferentes corrientes de referencia, dependiendo el modo de operación:

- **Modo 0:** operación en condiciones normales, manteniendo constante el voltaje de los condensadores en su valor nominal.
- **Modo 1:** operación durante el cortocircuito, reduciendo la CCC.

En términos prácticos, bajo condiciones normales de operación, el RACF queda operando en modo 0, y se activa sólo cuando detecta un cortocircuito. Para el esquema de detección y despeje de cortocircuitos se considera el desarrollo del punto 2.2.3, detectando la falla por sobrecorriente (4.11) y detectando su despeje por la recuperación de la tensión (4.12). El esquema general de control adoptado se muestra en la Fig. 4.3.

$$|i_{CB}(k)| \geq i_{pk}, \quad (4.11)$$

$$|v_{bus}(k)| \geq k_{pk} \cdot v_{rated} = v_{pk}, \quad (4.12)$$

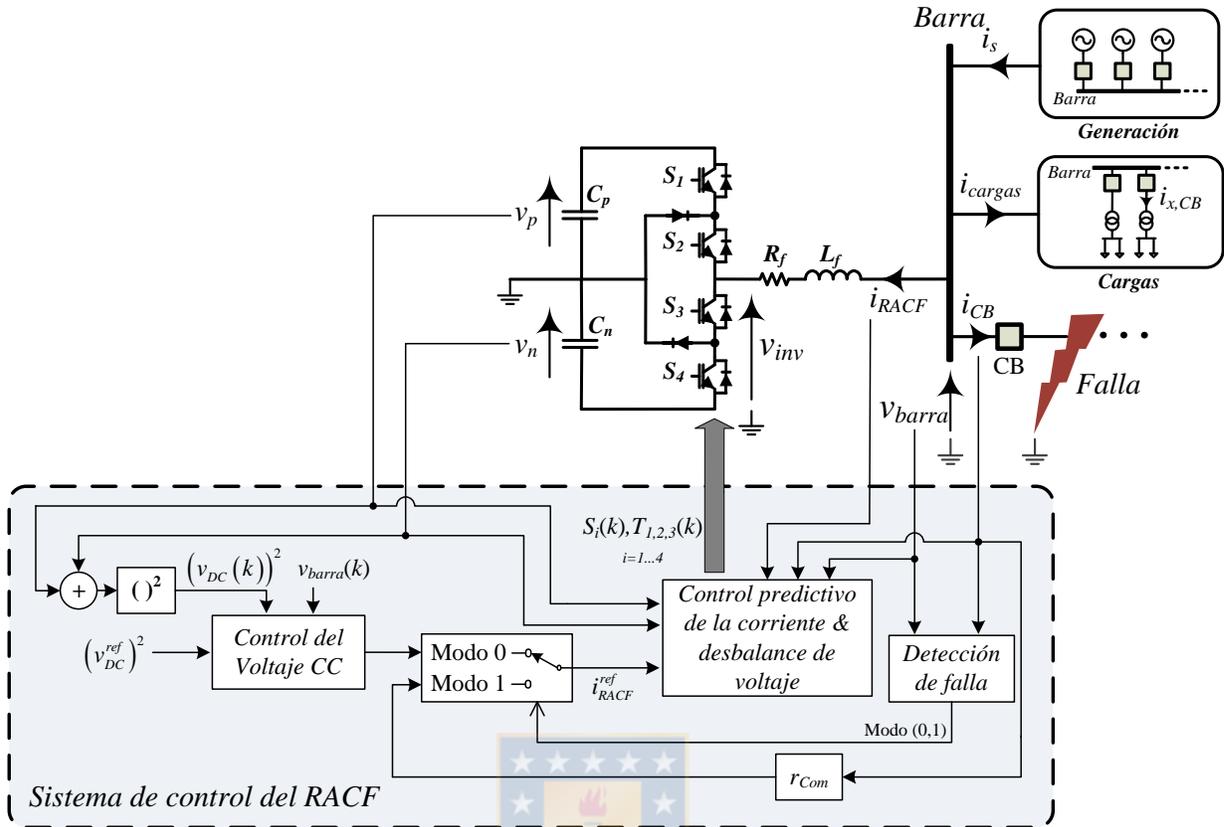


Fig. 4.3. Esquema general de control del RACF

#### 4.4.1 Control predictivo de corriente

El control predictivo se deriva a partir de la discretización del modelo continuo. Aplicando la aproximación de Euler hacia adelante a (4.6), se obtiene la corriente estimada del RACF en  $k+1$  como:

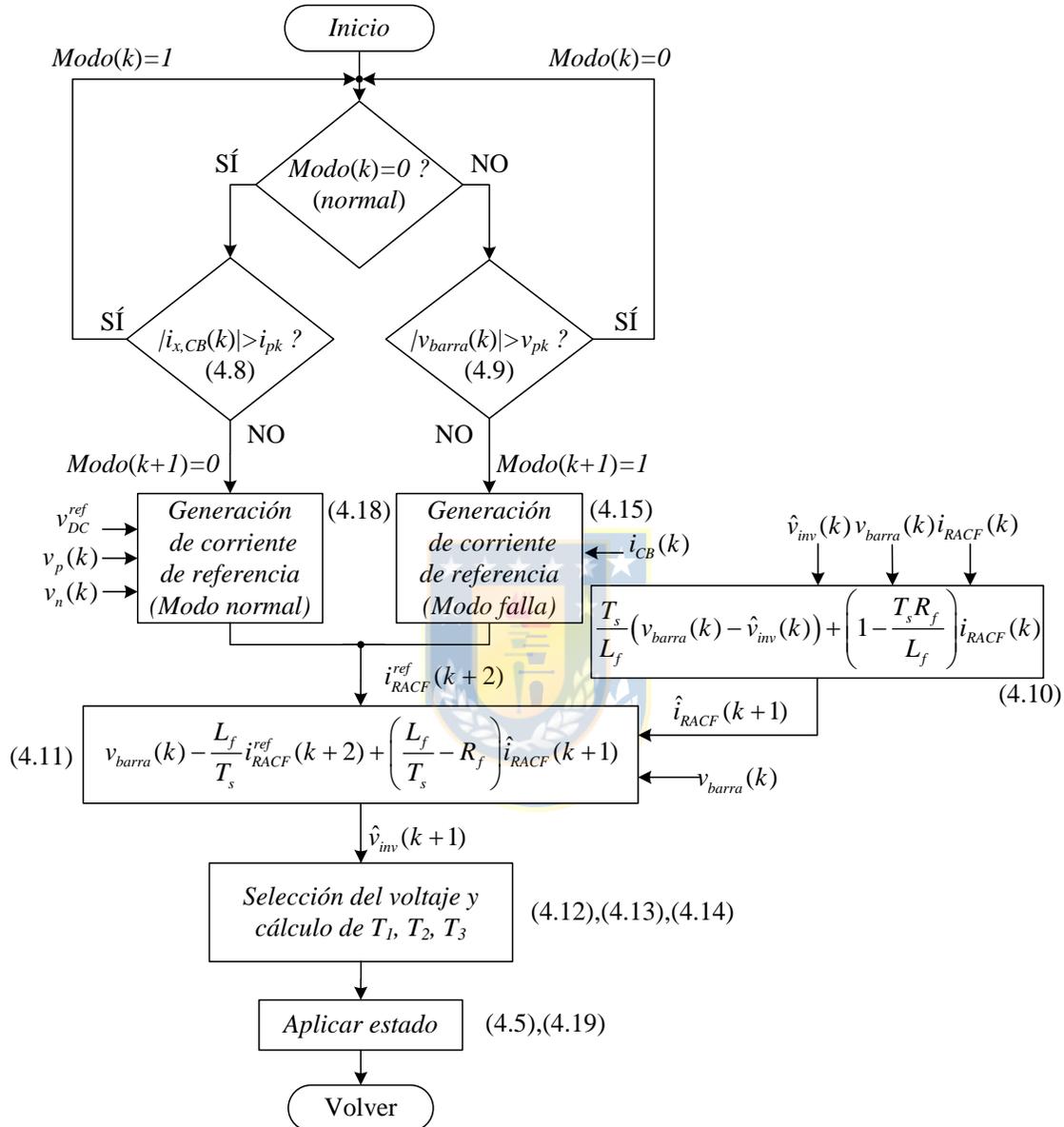
$$\hat{i}_{RACF}(k+1) = \frac{T_s}{L_f} (v_{barra}(k) - \hat{v}_{inv}(k)) + \left(1 - \frac{T_s R_f}{L_f}\right) i_{RACF}(k), \quad (4.13)$$

donde  $\hat{i}_{RACF}(k+1)$  es una estimación de  $i_{RACF}(k+1)$ , y  $T_s$  representa el tiempo de muestreo.

Debido al retardo de cómputo, el voltaje estimado que se necesita aplicar debe calcularse en  $k+1$ , con lo que la predicción debe adelantarse un paso hacia adelante. Así, desde (4.13) se obtiene (4.14).

$$\hat{v}_{inv}(k+1) = v_{barra}(k) - \frac{L_f}{T_s} i_{RACF}^{ref}(k+2) + \left(\frac{L_f}{T_s} - R_f\right) \hat{i}_{RACF}(k+1), \quad (4.14)$$

donde  $v_{barra}(k+1)$  se ha aproximado a  $v_{barra}(k)$ , lo que será válido si el tiempo de muestreo es suficientemente bajo. El valor para  $i_{RACF}(k+2)$  se ha reemplazado por la corriente de referencia  $i_{RACF}^{ref}(k+2)$ .



**Fig. 4.4.** Algoritmo del control predictivo

El voltaje requerido (4.14), se sintetiza aplicando (4.15). Esto corresponde al valor medio de la aplicación de los estados (4.8) en cada paso  $T_s$ , con  $T_1 + T_2 + T_3 = T_s$ .

$$\hat{v}_{inv}(k+1) = \frac{T_1(k+1)v_1 + T_2(k+1)v_2 + T_3(k+1)v_3}{T_s} \quad (4.15)$$

Los tiempos  $T_1$ ,  $T_2$ , y  $T_3$  se calculan a partir de (4.16) y (4.17).

Si  $\hat{v}_{inv}(k+1) \geq 0$ , se debe usar (4.16).

$$T_1 = T_s \frac{\hat{v}_{inv}(k+1)}{v_p(k)}, \quad T_2 = T_s - T_1, \quad T_3 = 0 \quad (4.16)$$

En cambio, si  $\hat{v}_{inv}(k+1) < 0$ , se debe usar (4.17).

$$T_1 = 0, \quad T_2 = T_s - T_3, \quad T_3 = -T_s \frac{\hat{v}_{inv}(k+1)}{v_n(k)}, \quad (4.17)$$

En la Fig. 4.4 se describe el algoritmo del control predictivo empleado. En las siguientes secciones se definirá la corriente de referencia  $i_{RACF}^{ref}$  dependiendo del modo de operación que esté activo.

#### 4.4.2 Corriente de referencia – Modo 1: Cortocircuito

Una vez que se detecta el cortocircuito usando (2.8), la corriente de referencia en  $k+2$  se calcula instantáneamente como un porcentaje de la medición de la CCC que está pasando por el interruptor CB en el instante  $k$ :

$$i_{RACF}^{ref}(k+2) = r_{Com} i_{CB}(k), \quad (4.18)$$

El factor de compensación de la corriente de cortocircuito  $r_{Com}$  se determina usando (2.18), de acuerdo con el procedimiento establecido en la sección 2.2.5.

#### 4.4.3 Corriente de referencia – Modo 0: Carga de enlace de CC

El modelo del voltaje de CC del convertidor queda dado por (4.19), donde  $v_{DC}$  es el voltaje del enlace de CC que es calculado usando (4.10) y  $P_{in}$  es la potencia que entra al enlace de CC. Se ha asumido que  $C_p = C_n = C$ .

$$h_c(s) = \frac{4}{sC} = \frac{v_{DC}^2(s)}{P_{in}(s)}, \quad (4.19)$$

Con el fin de regular este voltaje se emplea un controlador discreto tipo PI (4.20) con sus parámetros  $k_c$  y  $T_i$ .

$$\begin{aligned}
e(k) &= \left(v_{DC}^{ref}\right)^2 - \left(v_{DC}(k)\right)^2 \\
u(k) &= u(k-1) + k_c \left(1 + \frac{T_s}{2T_i}\right) e(k) + k_c \left(-1 + \frac{T_s}{2T_i}\right) e(k-1),
\end{aligned} \tag{4.20}$$

donde  $v_{DC}^{ref}$  es el voltaje de referencia,  $e$  es el error del voltaje, y  $u$  es la salida del controlador PI que representa la potencia requerida por el convertidor.

Finalmente, la corriente de referencia en  $k+2$  se calcula usando (4.21), en base a la salida del controlador (4.20), la medición del voltaje de la barra  $v_{barra}$  en  $k$  y el valor nominal de la barra  $v_f$ .

$$i_{RACF}^{ref}(k+2) = u(k) \frac{2v_{barra}(k)}{v_f^2}, \tag{4.21}$$

Una vez que se entra en la banda  $\pm v_{error}$  en torno a  $v_{DC}^{ref}$  el RACF entra en modo *standby* usando el estado (4.22). Esto evita mantener al convertidor inyectando corriente continuamente, reduciendo la interferencia en la red eléctrica y reduciendo el desgaste de los componentes del inversor durante la condición de operación normal.

$$ST_4 = (S_1 = 1, S_2 = 0, S_3 = 0, S_4 = 1), \tag{4.22}$$

El controlador vuelve a activarse cuando el voltaje sale de la banda  $\pm v_{reg}$ , donde  $v_{reg} > v_{error}$ .

Para el control del desbalance de los voltajes  $v_p$  y  $v_n$  también se emplea una banda de operación  $v_{pn}$  (4.23). Esto se ejecuta dentro de  $T_2$ , donde se activa el estado:

- $ST_1$  cuando  $v_p > v_n$  y  $i_{RACF} < 0$
- $ST_3$  cuando  $v_p < v_n$  y  $i_{RACF} > 0$

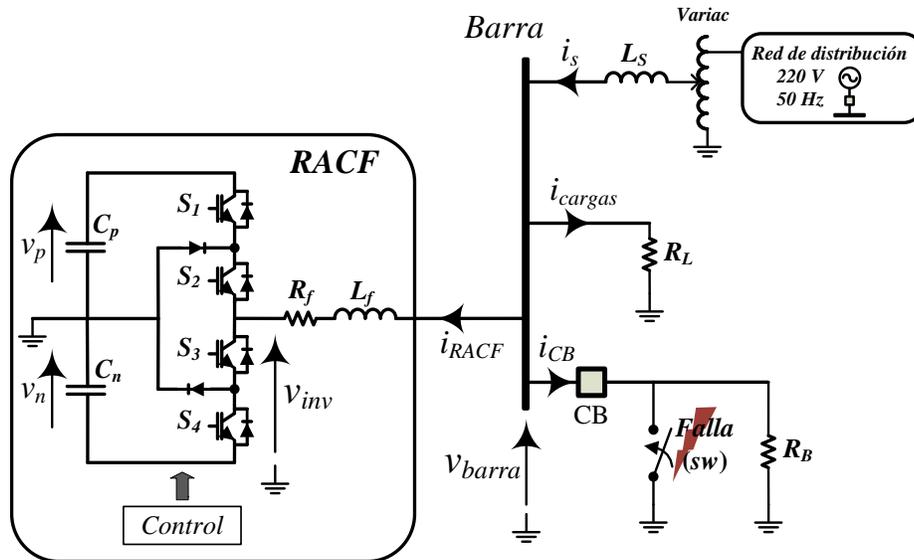
$$v_{pn} \leq |v_p - v_n| \tag{4.23}$$

## 4.5. Resultados experimentales

### 4.5.1 Preparación de la plataforma experimental y ajuste del controlador

El prototipo se monta en una plataforma experimental a escala, que representa al sistema eléctrico de la Fig. 4.2. La plataforma experimental desarrollada se muestra en la Fig. 4.5. La red de distribución en 220 V conectada a través de un variac representa a los generadores y la resistencia  $R_L$  representa a las cargas. La rama en falla se ha simulado como una carga independiente  $R_B$ . El

cortocircuito es provocado cerrando el *sw* y es despejado por el interruptor CB. Por razones de seguridad y para no exceder los límites térmicos de los componentes se incorpora un variac (220/50 V) con una inductancia  $L_s$  que limita la corriente de cortocircuito a 5 A.



**Fig. 4.5.** Diagrama experimental

En la Tabla 4.1 se muestran los valores nominales y los parámetros de los componentes del RACF, además de los parámetros del sistema eléctrico ( $V_{base} = 45$  V,  $I_{base} = 2$  A). Para el diseño del circuito de potencia del RACF se han considerado los criterios de diseño de la sección 4.2. Con  $I_{RACF} = 2$  A,  $V_{RACF} = 50$  V y  $\delta=0.3$  resulta  $C_p = C_n \geq 0.8$  mF,  $V_{Cnom} \geq 83$  V, y  $L_f \leq 60$  mH. Para el convertidor se ocupa un módulo de potencia APTGT50TL601G, donde cada IGBT soporta 50 A y 600 V. Los condensadores  $C_p$  y  $C_n$  tienen un voltaje nominal de 250 V.

**Tabla 4.1.** Valores nominales y parámetros de cada celda del RACF.

Parámetro	Valor	pu
$I_{RACF}$	2 A	1
$V_{RACF}$	50 V	1.11
$C_p, C_n$	4.7 mF	-
$R_f$	1 $\Omega$	0.04
$L_f$	57.8 mH	0.81
$V_{barra}$	45 V	1
$f$	50 Hz	-
$X_S$	11 $\Omega$	0.49
$R_L$	72.6 $\Omega$	3.23
$R_B$	119 $\Omega$	5.29

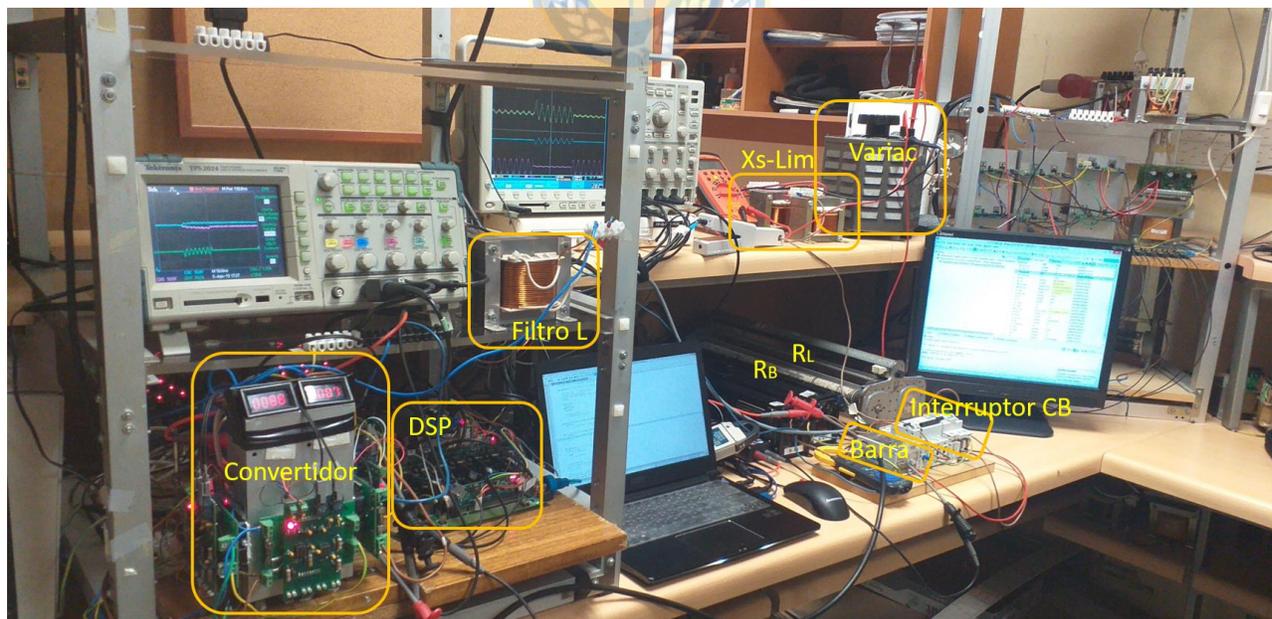
El factor de compensación  $r_{Com}$  se ajusta para reducir la CCC en un 33%, aplicando la relación (2.18), con lo que:

$$r_{Com} = \frac{k_{Com}}{1 - k_{Com}} = \frac{0.33}{1 - 0.33} \approx 0.5 \quad (4.24)$$

El esquema de detección de fallas se ajusta con una sobrecorriente  $i_{pk}$  igual a 2.8 pu y un voltaje de recuperación  $v_{pk}$  igual a 0.14 pu. El voltaje de referencia del enlace de CC  $v_{DC}^{ref}$  se ajustó igual a 139 V (1.09 pu), con una banda  $v_{reg}$  del 5% y un máximo desbalance  $v_{pn}$  del 2%. Se utiliza una frecuencia de muestreo de 3 kHz. Los parámetros principales del controlador y los ajustes del esquema detector de fallas se resumen en la Tabla 4.2.

**Tabla 4.2.** Parámetros del controlador RACF.

Parámetro	Valor
$r_{Com}$	0.5
$i_{pk}$	2.8 pu (1.5 A)
$v_{pk}$	0.14 pu (9 V)
$T_i$	1.4 s
$k_c$	$1.6 \cdot 10^{-3}$ pu
$T_s$	$3.33 \cdot 10^{-4}$ s



**Fig. 4.6.** Plataforma experimental

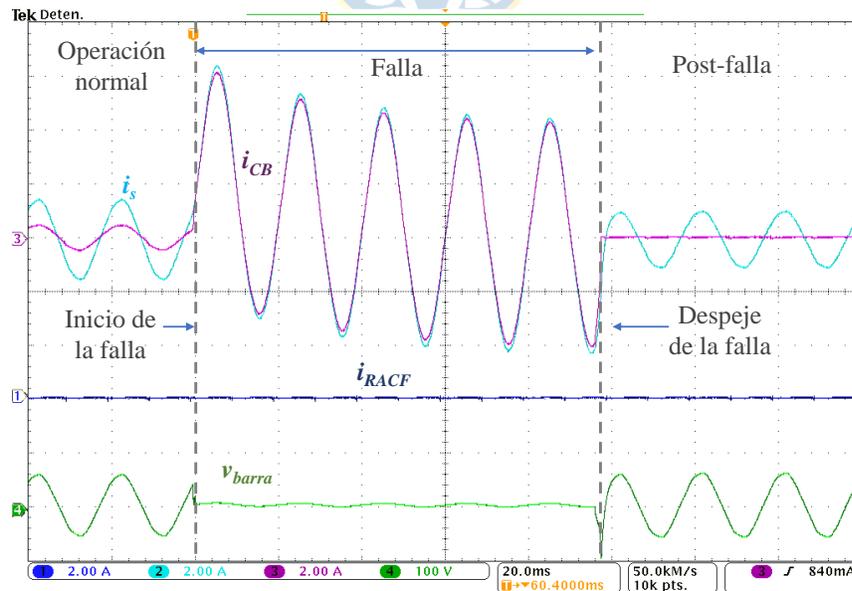
La plataforma experimental se puede observar en la Fig. 4.6. El convertidor NPC está compuesto por cuatro IGBTs con sus respectivos diodos en antiparalelo y sus dos diodos de unión que están incorporados en el módulo de potencia APTGF30TL601G. El control y los cálculos se

ejecutan en la placa base TMS320F28335 DSP, que recibe las corrientes medidas desde el LEM LA 55P y los voltajes medidos desde el LEM LV 25P. Para minimizar el ruido inducido por los pulsos hacia los IGBT, los pulsos eléctricos generados por la DSP se transforman en pulsos de luz y se envían al convertidor mediante fibra óptica. Finalmente, para ajustar las referencias en la DSP, se usa el programa Code Composer Studio (CCS).

Los algoritmos son desarrollados y probados previamente mediante simulaciones en el programa PSIM. No obstante, estos resultados se omiten para mostrar directamente los resultados experimentales.

#### 4.5.2 Evaluación experimental del funcionamiento del RACF

Como caso base se evalúa el comportamiento del sistema durante un cortocircuito sin la acción del RACF (Fig. 4.7). Se registran la corriente de generación ( $i_s$ ) y la corriente por el interruptor ( $i_{CB}$ ). Antes del cortocircuito, la corriente  $i_s$  se reparte entre la carga analizada ( $R_B$ ) y el resto de las cargas ( $R_L$ ), sin embargo, durante el cortocircuito las corrientes  $i_s$  e  $i_{CB}$  son prácticamente iguales. Puesto que el interruptor  $sw$  posee una pequeña resistencia, el factor  $k_{div}$  (2.15) resulta levemente inferior a uno, lo que provoca esa pequeña diferencia entre  $i_s$  e  $i_{CB}$ , que corresponde a la corriente por las cargas,  $i_{cargas}$ . Una vez que la falla se despeja, la corriente por el interruptor CB se reduce a cero y la tensión en la barra se recupera.



**Fig. 4.7.** Caso base: sin la operación del RACF

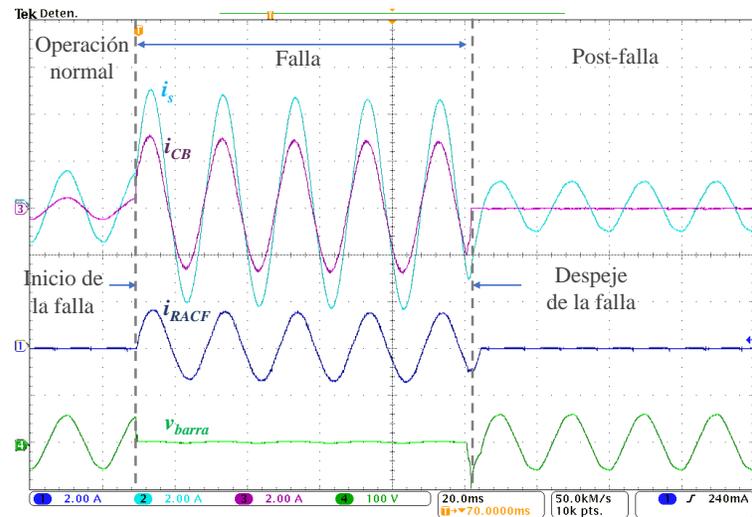
Luego, se repite la falla, pero esta vez se conecta el RACF, arrojando los resultados de la Fig. 4.8, donde se reduce en un 33% la CCC durante aproximadamente 100 ms. Se puede estimar la

corriente por el interruptor sin compensar como  $i_{CB0}=i_S - i_{cargas}$ , donde  $i_{loads}= i_S - i_{CB} - i_{RACF}$ , calculando la reducción lograda como  $(i_{CB0} - i_{CB})/i_{CB0}$ .

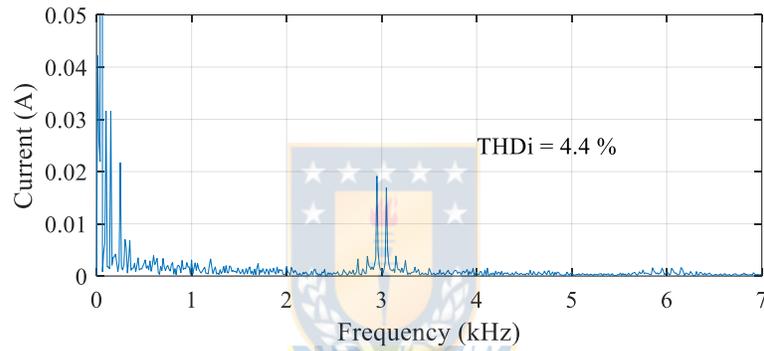
En la Fig. 4.8.a se observa que la detección de la falla es casi instantánea ( $< 1$  ms), pasando al modo 1, y obteniendo una rápida respuesta del RACF al compensar el primer máximo a los 5 ms aun cuando la tensión de la barra es prácticamente cero. El contenido armónico de la corriente absorbida por el RACF se mantiene bajo el 5% (Fig. 4.8.b), mostrando una componente relevante alrededor de 3 kHz, coherente con la frecuencia de muestreo.

Para la absorción de corriente se utiliza la energía almacenada en el enlace de CC. En la Fig. 4.8.c se observa que la tensión en cada uno de los condensadores se mantiene prácticamente invariable, por lo que no es necesario cargarlos en la condición postfalla. Esto se debe a que: el RACF tiene pérdidas despreciables, no hay una componente unidireccional relevante en la CCC y a que la potencia de cortocircuito es más bien reactiva. Finalmente, ello se refleja en que se requiera una potencia activa despreciable desde el enlace CC, manteniendo así su voltaje.

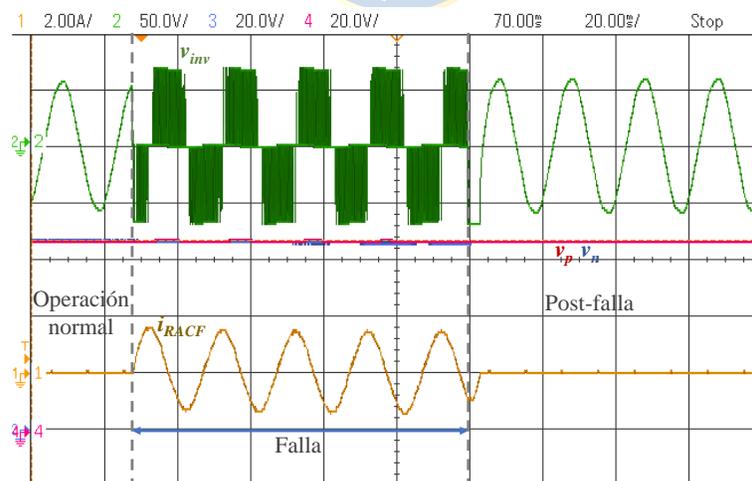
Durante la falla el convertidor se encuentra con un circuito dado solo por su filtro de salida, puesto que la barra se encuentra aterrizada por el cortocircuito. En ese caso, el convertidor logra generar la corriente de referencia por medio de la conmutación de la tensión del convertidor  $v_{inv}$ , que debería estar entre los valores  $v_p$ ,  $v_n$  y 0, de acuerdo con el proceso del controlador (Fig. 4.8.c). Este cambio se realiza con una frecuencia de 3 kHz y es suficiente para lograr una corriente de salida donde predomina una componente sinusoidal (Fig. 4.8.a). La absorción de corriente es posible gracias a la energía almacenada previamente en el enlace de CC del convertidor, con condensadores bien diseñados para ese propósito. Los cambios bruscos en la variación de la tensión del convertidor no son traspasados a la corriente de salida, dado el correcto dimensionamiento de su filtro, que mantiene acotado su contenido armónico (Fig. 4.8.b).



(a)



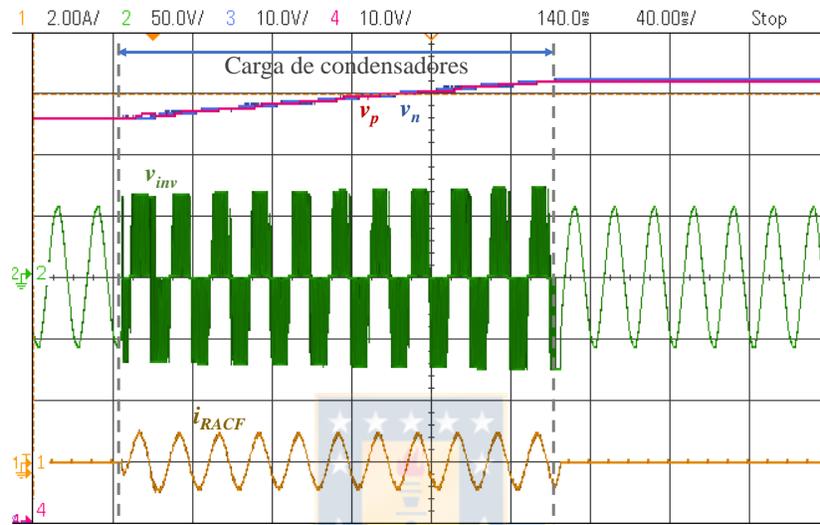
(b)



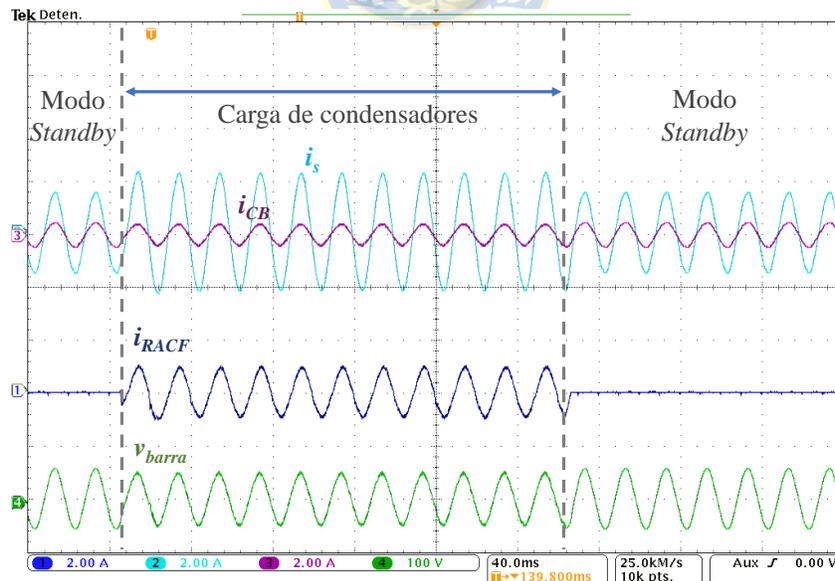
(c)

**Fig. 4.8.** Acción del RACF durante un cortocircuito. (a) Reducción de la CCC (b) THDi del RACF (c) Voltaje del inversor y de los condensadores de CC.

Una vez que la falla se despeja y la tensión de la barra se recupera, se pasa al modo 1, por lo que el RACF deja de absorber CCC, quedando en *standby*, listo para operar nuevamente si es necesario. Al pasar el tiempo las pérdidas internas en los condensadores hacen reducir el voltaje del enlace de CC hasta que salen de la banda ajustada (5%), activando así el control de tensión. El control de la tensión del enlace CC alcanza la tensión de referencia en menos de 220 ms, manteniendo el balance de tensión entre los condensadores  $C_p$  y  $C_n$ , tal como se puede observar en



(a)

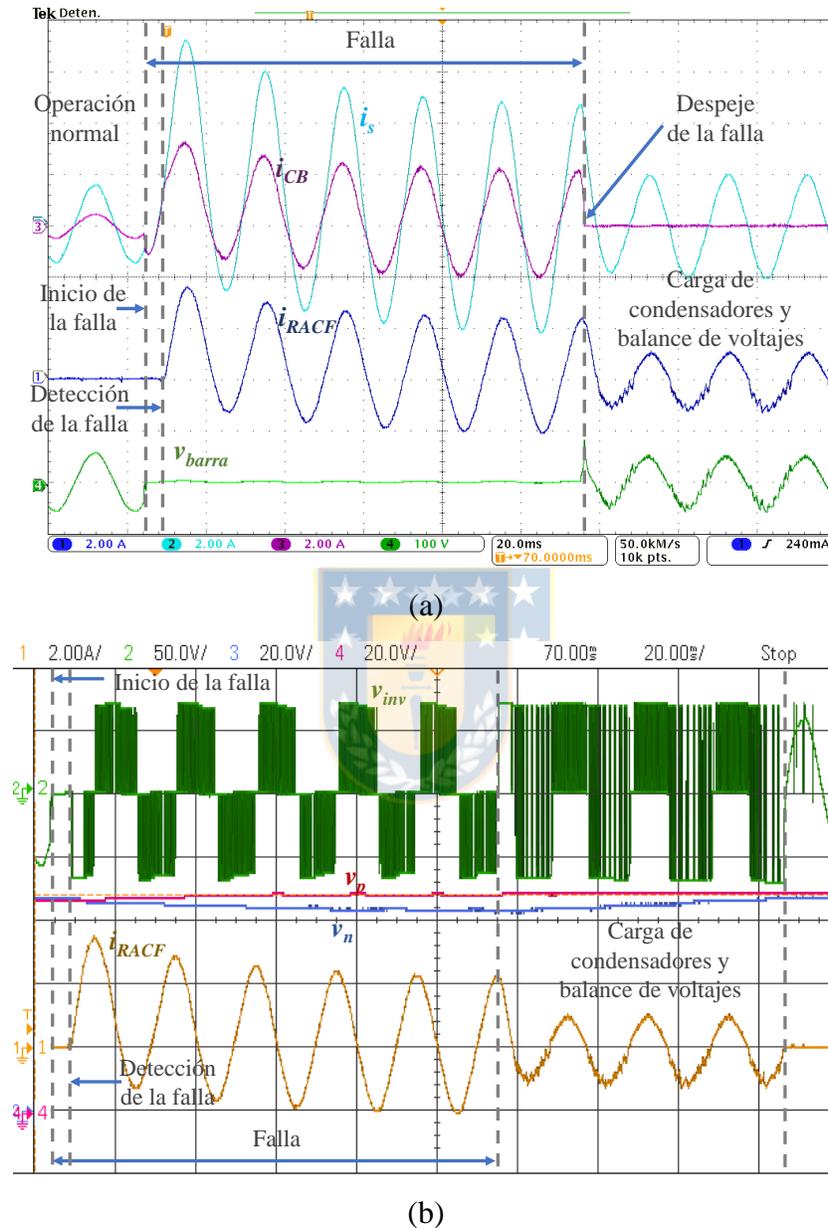


(b)

**Fig. 4.9.** Carga del enlace de CC.

(a) Voltajes (b) Corriente de carga.

la Fig. 4.9. Si la red lo requiriera, se puede ampliar fácilmente el tiempo de carga de los condensadores modificando los parámetros del controlador PI (4.20).



**Fig. 4.10.** Prueba de un caso más exigente. (a) Reducción de la CCC (b) Voltaje del enlace de CC.

Con el fin de evaluar el funcionamiento del RACF en otra condición operacional, se realiza un cortocircuito que presente una componente continua relevante, aumentando el factor de compensación para reducir al 50% la CCC ( $r_{Com}=1$ ). El desempeño del RACF para esta condición más exigente se presenta en la Fig. 4.10. Aunque la falla es detectada luego de 4 ms, no se presentan

dificultades para compensar correctamente el primer máximo de la corriente. La componente continua genera una corriente asimétrica que logra ser bien replicada por el RACF (Fig. 4.10.a), no obstante, esta asimetría se refleja como un desbalance menor al 6% en la tensión de los condensadores (Fig. 4.10.b). Una vez que se despeja el cortocircuito, la estrategia de control carga y balancea los voltajes de los condensadores  $C_p$  y  $C_n$  en alrededor de 70 ms. Durante la corrección del desbalance de los condensadores, en esta topología monofásica, es inevitable generar una corriente distorsionada, sin embargo, es una condición transitoria, pues la carga por las pérdidas internas del RACF es balanceada (Fig. 4.9).

## 4.6. Conclusiones

Los resultados experimentales comprueban la factibilidad de reducir CCC usando el principio de operación del RACF mediante un convertidor NPC en una plataforma común de control discreto. Se logró reducir el primer máximo de la CCC entre un 33% y un 55% en menos de 5 ms.

El criterio de diseño de los componentes del circuito de potencia asegura la compensación efectiva del primer máximo de la CCC, manteniendo los voltajes de los condensadores de CC en valores aceptables junto a un THD adecuado para la corriente de salida. En caso de querer aumentar la corriente de compensación se debe reevaluar la capacidad de los semiconductores, reajustar los parámetros del filtro de salida y verificar que el tamaño de los condensadores permita almacenar la energía suficiente para manejar esas corrientes. Esto se puede realizar fácilmente aplicando el criterio de diseño presentado.

La estrategia de control basada en el modelo de control predictivo respondió de acuerdo con los requerimientos, independiente de la forma de onda de la corriente y aun cuando la tensión en la barra es cercana a cero. Se observó que los retardos en la corriente de referencia, en la medición de la tensión de la barra, y el retardo propio de la discretización no afectaron la efectividad del esquema. Por otra parte, se logró la concentración del contenido armónico usando una frecuencia de conmutación de sólo 3 kHz, lo que no es común para el control predictivo, sin embargo, es un requisito para esta aplicación al proyectarlo para altas potencias. Al emplear estructuras multinivel, esta frecuencia de conmutación puede ser reducida.

Como trabajo futuro, queda complementar el diseño del filtro de salida del convertidor, para disminuir tanto el contenido armónico de la corriente del RACF como de la tensión de la barra. Por otra parte, se debe aumentar la potencia del prototipo, para operar con CCC mayores y a una tensión

mayor. Además, se debe avanzar en probar estructuras trifásicas que permitan corroborar experimentalmente la factibilidad de este concepto en sistemas trifásicos.

Hay otras potencialidades del RACF que no son evaluadas, tales como la posibilidad de usarlo como STATCOM en condiciones normales de operación. Además, falta analizar la influencia de este esquema en los sistemas de potencia, por ejemplo, sobre los sistemas de protección, recuperación transitoria de la tensión, estabilidad del sistema de potencia, entre otros, aspectos que han sido analizados en el contexto de los FCLs.



## 5. Conclusiones generales

---

En esta tesis se presentó un nuevo concepto para reducir las CCC mediante la conexión de un esquema en paralelo a la barra de una subestación eléctrica, basado en el principio del divisor de corriente y que opera como una fuente de corriente controlada que permite absorber una parte de la corriente total de cortocircuito desde la ubicación de la falla, reduciendo así la corriente máxima en todos los interruptores de una barra. El RACF se construyó a partir de estructuras de convertidores convencionales (puente H y NPC), adoptando una configuración multinivel para aplicaciones en media tensión de redes de distribución eléctrica.

Comparativamente, para lograr una misma reducción en la magnitud de la CCC, el RACF requiere una potencia nominal menor que las soluciones serie convencionales, tales como el FCL. Además, la conexión en paralelo y el principio de operación del RACF presenta otras ventajas relevantes respecto al FCL como: requerir sólo un equipo para disminuir la CCC en todos los interruptores de una barra, el prescindir de un transformador de conexión a la red, un menor impacto sistémico en caso de una falla en el esquema y una intervención menos invasiva en el sistema eléctrico para su instalación.

Las principales exigencias del diseño de los componentes del RACF son las altas solicitudes tanto de corriente como de voltaje sobre los distintos componentes de potencia del convertidor, lo que llevó a establecer topologías multinivel para manejar las importantes fluctuaciones de energía durante el cortocircuito. Especial atención requieren los semiconductores, pues son los componentes de menor capacidad nominal y por tanto, son los que establecen los principales requisitos sobre la topología del convertidor; para luego diseñar los condensadores del enlace CC que deben almacenar la energía suficiente para generar las corrientes de cortocircuito, donde el filtro de salida del convertidor debe facilitar la circulación de esas altas corrientes con la rapidez requerida y a la vez debe limitar su contenido armónico.

Se definió la corriente de referencia en base a la misma corriente que circula por el punto de falla, lo que entrega una flexibilidad importante al funcionamiento del RACF, al hacerlo independiente de la forma de onda de la CCC en cada una de las fases. Se demostró que los retardos y errores de amplitud acotados en la generación de la corriente de referencia no comprometen la efectividad del RACF, por ejemplo, un error de fase de  $-20^\circ$  en la corriente de referencia incide en un error menor al 5% en la compensación de la CCC.

Para lograr este cometido se definieron los requisitos y características del controlador del convertidor, y se propusieron dos estrategias de control con operación independiente en cada fase, que lograron compensar las componentes alternas y continuas de la CCC en menos de 5 ms desde iniciada la falla, incluso considerando el retardo de la etapa de detección de la falla. Además, resultaron capaces de operar sincronizadamente sin la medición de las tensiones de la barra, ya que durante un cortocircuito es normal que los voltajes sean cercanos a cero, incluso en todas las fases. Se propuso un controlador continuo que combina un control en lazo abierto y un control en lazo cerrado utilizando modulación PWM, y otro controlador discreto basado en control predictivo que usa principios del control *dead-beat*, ambos operando en una referencia *abc* y con frecuencia de conmutación constante.

Aplicando los lineamientos del diseño del RACF, estrategias de control especialmente diseñadas para este propósito y representando a la red eléctrica de forma adecuada, se mostró mediante simulaciones y pruebas experimentales, que un convertidor de frecuencia conectado en paralelo a una barra de una subestación eléctrica es capaz de absorber CCC, resolviendo el problema de sobrecarga de todos los interruptores de una subestación eléctrica. Para las simulaciones en una red de 13.2 kV se utilizó un convertidor puente H de 3 celdas en serie por fase para reducir la CCC en 8 kA (15%) durante 100 ms, con una potencia nominal en cada celda de 5 MVA. La construcción de un prototipo de baja tensión en base a un convertidor NPC aplicado a un sistema de distribución eléctrico a escala, mostró la factibilidad de la implementación del controlador discreto y su correcto desempeño en una plataforma digital convencional, reduciendo la corriente de CCC en un 33-55%. Los resultados mostraron una operación rápida, efectiva y flexible del RACF, compensando el primer máximo de la CCC en menos de 5 ms, independiente de la ubicación, tipo e instante de ocurrencia de la falla. La aplicación de la propuesta a distintos tipos de convertidores y usando diferentes estrategias de control mostró la generalidad de la implementación del RACF.

Los resultados obtenidos alientan a continuar desarrollando esta nueva línea de investigación para resolver este problema en los sistemas eléctricos de potencia, donde las soluciones basadas en FCL activos no han logrado afianzarse en al menos 4 décadas, más aun considerando las nuevas capacidades en corriente y tensión que están siendo alcanzadas por semiconductores. La potencialidad de utilizar al RACF como STATCOM durante su operación normal generaría otra ventaja en el camino de una solución real a esta problemática. Los pasos por seguir van orientados a implementar un prototipo monofásico de baja tensión usando un convertidor puente H, construir un prototipo de mayor potencia nominal en una estructura trifásica, además de analizar los impactos

que tendría el RACF en el sistema eléctrico: coordinación de protecciones, estabilidad transitoria, TRV (*transient recovery voltage*), entre otros.



## Bibliografía

- [1] H. Schmitt, "Fault current limiters report on the activities of CIGRE WG A3.16," in *2006 IEEE Power Engineering Society General Meeting*, 2006, vol. 10, p. 5 pp., doi: 10.1109/PES.2006.1709205.
- [2] CIGRE WG A3.10, "Fault current limiters in electrical medium and high voltage systems," *CIGRE Tech. Broch.*, no. 239, 2003.
- [3] L. Kovalsky, X. Yuan, K. Tekletsadik, A. Keri, J. Bock, and F. Breuer, "Applications of Superconducting Fault Current Limiters in Electric Power Transmission Systems," *IEEE Trans. Applied Supercond.*, vol. 15, no. 2, pp. 2130–2133, Jun. 2005, doi: 10.1109/TASC.2005.849471.
- [4] *IEEE Standard for AC High-Voltage Circuit Breakers Rated on a Symmetrical Current Basis - Preferred Ratings and Related Required Capabilities for Voltages Above 1000 V*. IEEE Std. C37.06-2009, 2009.
- [5] S. B. Dalal, K. K. Cocco, and M. D. Mattson, "Methodology for expansion of 230kV substations," in *2014 IEEE PES T&D Conference and Exposition*, Apr. 2014, pp. 1–5, doi: 10.1109/TDC.2014.6863358.
- [6] R. Catlett and S. Faried, "Optimization of MV Distribution System Designs," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 54, no. 1, pp. 923–933, Jan. 2018, doi: 10.1109/TIA.2017.2757439.
- [7] M. R. Barzegar-Bafrooei, A. Akbari Foroud, J. Dehghani Ashkezari, and M. Niasati, "On the advance of SFCL: a comprehensive review," *IET Gener. Transm. Distrib.*, vol. 13, no. 17, pp. 3745–3759, Sep. 2019, doi: 10.1049/iet-gtd.2018.6842.
- [8] A. Abramovitz and K. Ma Smedley, "Survey of solid-state fault current limiters," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 27, no. 6, pp. 2770–2782, 2012, doi: 10.1109/TPEL.2011.2174804.
- [9] M. Alam, M. Abido, and I. El-Amin, "Fault Current Limiters in Power Systems: A Comprehensive Review," *Energies*, vol. 11, no. 5, p. 1025, Apr. 2018, doi: 10.3390/en11051025.
- [10] *IEEE Guide for Fault Current Limiter (FCL) Testing of FCLs Rated above 1000 V AC*. IEEE Std. C37.302-2015, 2015.
- [11] *IEEE Standard for Requirements, Terminology, and Test Code for Dry-Type Air-Core Series-Connected Reactors*. IEEE Std. C57.16-2011, 2011.
- [12] *IEEE Standard Specifications for High-Voltage (>1000 V) Distribution Class Current-Limiting Type Fuses and Fuse Disconnecting Switches*. IEEE Std. C37.47-2011, 2011.
- [13] CIGRE WG A3.23, "Application and Feasibility of Fault Current Limiters in Power Systems," *CIGRE Tech. Broch.*, no. 497, 2012, [Online]. Available: <https://e-cigre.org/publication/497-application-and-feasibility-of-fault-current-limiters-in-power-systems>.
- [14] CIGRE WG A3.16, "Guidelines on the Impacts of Fault Current Limiting Devices on Protection Systems," *CIGRE Tech. Broch.*, no. 339, 2008.
- [15] J. M. Pina, P. Pereira, A. Pronto, P. Arsénio, and T. Silva, "Modelling and simulation of inductive fault current limiters," in *Physics Procedia*, 2012, vol. 36, pp. 1248–1253, doi: 10.1016/j.phpro.2012.06.284.
- [16] B. W. Lee, J. Sim, K. B. Park, and I. S. Oh, "Practical Application Issues of Superconducting Fault Current Limiters for Electric Power Systems," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 18, no. 2, pp. 620–623, Jun. 2008, doi: 10.1109/TASC.2008.920784.

- [17] EPRI, “Superconducting Fault Current Limiters,” 2009, [Online]. Available: <https://www.epri.com/#/pages/product/1017793/>.
- [18] A. Safaei, M. Zolfaghari, M. Gilvanejad, and G. B. Gharehpetian, “A survey on fault current limiters: Development and technical aspects,” *Int. J. Electr. Power Energy Syst.*, vol. 118, p. 105729, Jun. 2020, doi: 10.1016/j.ijepes.2019.105729.
- [19] G. Ganey, K. Hinov, and N. Karadzhov, “Fault Current Limiters - Principles and application,” in *2012 International Symposium on Electrical Apparatus and Technologies (SIELA)*, 2012, pp. 54–61.
- [20] C. Tu, Q. Guo, F. Jiang, Z. Shuai, and X. He, “Analysis and control of bridge-type fault current limiter integrated with the dynamic voltage restorer,” *Int. J. Electr. Power Energy Syst.*, vol. 95, pp. 315–326, Feb. 2018, doi: 10.1016/j.ijepes.2017.08.031.
- [21] S. S. Choi, T. X. Wang, and D. M. Vilathgamuwa, “A Series Compensator With Fault Current Limiting Function,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 20, no. 3, pp. 2248–2256, Jul. 2005, doi: 10.1109/TPWRD.2004.843458.
- [22] H. Nourmohamadi, M. Sabahi, P. T. Balsara, E. Babaei, S. H. Hosseini, and A. Fakhim-Babaei, “New Concept for Fault Current Limiter With Voltage Restoration Capability,” *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 67, no. 12, pp. 10001–10010, Dec. 2020, doi: 10.1109/TIE.2019.2962418.
- [23] X. Lu, J. Wang, J. Guerrero, and D. Zhao, “Virtual Impedance Based Fault Current Limiters for Inverter Dominated AC Microgrids,” *IEEE Trans. Smart Grid*, vol. 3053, no. c, pp. 1–1, 2016, doi: 10.1109/TSG.2016.2594811.
- [24] A. M. Dan, Z. Czira, and D. Raisz, “Decreasing the harmonic content of the fault current during single-phase to ground faults in compensated network,” in *2009 IEEE Bucharest PowerTech*, Jun. 2009, pp. 1–5, doi: 10.1109/PTC.2009.5281924.
- [25] T. Wijnhoven and G. Deconinck, “Flexible fault current contribution with inverter interfaced distributed generation,” in *2013 IEEE Power & Energy Society General Meeting*, 2013, pp. 1–5, doi: 10.1109/PESMG.2013.6672690.
- [26] X. Zhang, H. S. Ruiz, J. Geng, and T. A. Coombs, “Optimal location and minimum number of superconducting fault current limiters for the protection of power grids,” *Int. J. Electr. Power Energy Syst.*, vol. 87, pp. 136–143, May 2017, doi: 10.1016/j.ijepes.2016.11.014.
- [27] G. Didier and J. Lévêque, “Influence of fault type on the optimal location of superconducting fault current limiter in electrical power grid,” *Int. J. Electr. Power Energy Syst.*, vol. 56, pp. 279–285, Mar. 2014, doi: 10.1016/j.ijepes.2013.11.018.
- [28] H.-T. Yang, W.-J. Tang, and P. R. Lubicki, “Placement of Fault Current Limiters in a Power System Through a Two-Stage Optimization Approach,” *IEEE Trans. Power Syst.*, vol. 33, no. 1, pp. 131–140, Jan. 2018, doi: 10.1109/TPWRS.2017.2693390.
- [29] M. Reyes, P. Rodriguez, S. Vazquez, A. Luna, R. Teodorescu, and J. M. Carrasco, “Enhanced Decoupled Double Synchronous Reference Frame Current Controller for Unbalanced Grid-Voltage Conditions,” *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 27, no. 9, pp. 3934–3943, Sep. 2012, doi: 10.1109/TPEL.2012.2190147.
- [30] B. K. Bose, “An adaptive hysteresis-band current control technique of a voltage-fed PWM inverter for machine drive system,” *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 37, no. 5, pp. 402–408, 1990, doi: 10.1109/41.103436.
- [31] M. Kale and E. Ozdemir, “An adaptive hysteresis band current controller for shunt active power filter,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 73, no. 2, pp. 113–119, Feb. 2005, doi: 10.1016/j.epsr.2004.06.006.
- [32] P. Karamanakos and T. Geyer, “Guidelines for the Design of Finite Control Set Model Predictive Controllers,” *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 35, no. 7, pp. 7434–7450, 2020,

- doi: 10.1109/TPEL.2019.2954357.
- [33] J. A. Rohten, J. E. Muñoz, E. S. Pulido, J. J. Silva, F. A. Villarroel, and J. R. Espinoza, “Very Low Sampling Frequency Model Predictive Control for Power Converters in the Medium and High-Power Range Applications,” *Energies*, vol. 14, no. 1, p. 199, Jan. 2021, doi: 10.3390/en14010199.
- [34] J. J. Silva *et al.*, “MPC Algorithm With Reduced Computational Burden and Fixed Switching Spectrum for a Multilevel Inverter in a Photovoltaic System,” *IEEE Access*, vol. 8, pp. 77405–77414, 2020, doi: 10.1109/ACCESS.2020.2988627.
- [35] F. Jiang *et al.*, “Design Consideration of a Dual-Functional Bridge-Type Fault Current Limiter,” *IEEE J. Emerg. Sel. Top. Power Electron.*, pp. 3825–3834, 2019, doi: 10.1109/JESTPE.2019.2944743.
- [36] F. Jiang, C. Tu, Q. Guo, Z. Shuai, X. He, and J. He, “Dual-Functional Dynamic Voltage Restorer to Limit Fault Current,” *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 66, no. 7, pp. 5300–5309, Jul. 2019, doi: 10.1109/TIE.2018.2868254.
- [37] F. Jiang, C. Tu, Z. Shuai, M. Cheng, Z. Lan, and F. Xiao, “Multilevel Cascaded-Type Dynamic Voltage Restorer With Fault Current-Limiting Function,” *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 31, no. 3, pp. 1261–1269, Jun. 2016, doi: 10.1109/TPWRD.2015.2474703.
- [38] *IEEE C37.010-2016 Application Guide for AC High-Voltage Circuit Breakers 1000 Vac Rated on a Symmetrical Current Basis*. IEEE Std C37.010-2016, 2016.
- [39] ABB, “Data sheet 5SHY 42L6500,” 2012. [Online]. Available: <https://search-ext.abb.com/library/Download.aspx?DocumentID=5SYA1245&LanguageCode=en&DocumentPartId=&Action=Launch>.
- [40] T. Basler, J. Lutz, R. Jakob, and T. Br., “Surge Current Capability of IGBTs,” in *9th International Multi-Conference on Systems, Signals, and Devices*, 2012, pp. 3–8.
- [41] Hitachi-ABB, “Asymmetric Integrated Gate- Commutated Thyristor 5SHY 65L4522 - Preliminary,” 2020. [Online]. Available: <https://www.hitachiabb-powergrids.com/offering/product-and-system/semiconductors/integrated-gate-commutated-thyristors-igct>.
- [42] Infineon, “IHM-B module with Trench/Fieldstop IGBT3 and Emitter Controlled 3 diode,” 2019. [Online]. Available: <https://www.infineon.com/cms/en/product/power/igbt/igbt-modules/fz1200r45hl3/>.
- [43] Y. Jiao and F. C. Lee, “LCL Filter Design and Inductor Current Ripple Analysis for a Three-Level NPC Grid Interface Converter,” *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 30, no. 9, pp. 4659–4668, Sep. 2015, doi: 10.1109/TPEL.2014.2361907.
- [44] M. Brenna, R. Chiumeo, and C. Gandolfi, “Harmonic analysis: Comparison between different modulation strategies for three phase inverter connecting Distributed Generation,” in *2011 International Conference on Clean Electrical Power (ICCEP)*, Jun. 2011, pp. 231–236, doi: 10.1109/ICCEP.2011.6036261.
- [45] B. P. McGrath and D. G. Holmes, “Multicarrier PWM strategies for multilevel inverters,” *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 49, no. 4, pp. 858–867, Aug. 2002, doi: 10.1109/TIE.2002.801073.
- [46] M. Diaz *et al.*, “An overview of modelling techniques and control strategies for modular multilevel matrix converters,” *Energies*, vol. 13, no. 18, pp. 1–37, 2020, doi: 10.3390/en13184678.
- [47] AVX, “High Power Film Capacitors Catalog,” 2019. [Online]. Available: <http://catalogs.avx.com/HighPowerCapacitors.pdf>.
- [48] Trench, “Dry-Type, Air-Core Shunt Reactors,” 2017. [Online]. Available: <http://www.trenchgroup.com/en/Products-Solutions/Coil-Products/Air-Core-Reactors/Shunt>

Reactors.

- [49] *IEEE Guide for the Application of Transient Recovery Voltage for AC High-Voltage Circuit Breakers with Rated Maximum Voltage above 1000 V*. IEEE Std. C37.011-2019, 2019.
- [50] R. N. Beres, X. Wang, M. Liserre, F. Blaabjerg, and C. L. Bak, "A Review of Passive Power Filters for Three-Phase Grid-Connected Voltage-Source Converters," *IEEE J. Emerg. Sel. Top. Power Electron.*, vol. 4, no. 1, pp. 54–69, Mar. 2016, doi: 10.1109/JESTPE.2015.2507203.
- [51] C. Gurrola-Corral, J. Segundo, M. Esparza, and R. Cruz, "Optimal LCL-filter design method for grid-connected renewable energy sources," *Int. J. Electr. Power Energy Syst.*, vol. 120, p. 105998, Sep. 2020, doi: 10.1016/j.ijepes.2020.105998.

