

# **ESCUELA POLITÉCNICA NACIONAL**

## **FACULTAD DE INGENIERÍA ELÉCTRICA Y ELECTRÓNICA**

### **ANÁLISIS DE LA NECESIDAD DE INDUCTANCIAS LIMITADORAS DE TRANSITORIOS EN BANCOS DE CAPACITORES A 230 kV DEL SISTEMA NACIONAL DE TRANSMISIÓN DEL ECUADOR**

**TESIS DE GRADO PREVIO A LA OBTENCIÓN DEL TÍTULO DE MAGÍSTER EN  
CIENCIAS DE LA INGENIERÍA ELÉCTRICA**

**LUIS MANUEL DUTÁN AMAY**

**DIRECTOR: LUIS EDMUNDO RUALES CORRALES, Ing. MBA.**

**CODIRECTOR: FRANKLIN LENIN QUILUMBA GUDIÑO, Ph.D.**

**Quito, noviembre de 2017**

## **AVAL**

Certificamos que el presente trabajo fue desarrollado por Luis Manuel Dután Amay, bajo nuestra supervisión.

Luis Edmundo Ruales Corrales, Ing. MBA.  
**DIRECTOR DEL TRABAJO DE TITULACIÓN**

Franklin Lenin Quilumba Gudiño, Ph.D.  
**CODIRECTOR DEL TRABAJO DE TITULACIÓN**

## **DECLARACIÓN DE AUTORÍA**

Yo Luis Manuel Dután Amay, declaro bajo juramento que el trabajo aquí descrito es de mi autoría; que no ha sido previamente presentada para ningún grado o calificación profesional; y, que he consultado las referencias bibliográficas que se incluyen en este documento.

A través de la presente declaración cedo mis derechos de propiedad intelectual correspondientes a este trabajo, a la Escuela Politécnica Nacional, según lo establecido por la Ley de Propiedad Intelectual, por su Reglamento y por la normatividad institucional vigente.

---

Luis Manuel Dután Amay

## **DEDICATORIA**

A Matías, por ser un ejemplo de hijo, por ser mi compañero de entrenamiento, por ver en mí un ejemplo de superación a seguir... espero nunca defraudarte.

A Darío, por ser la locura y la alegría de nuestro hogar, por llenar de felicidad nuestras vidas... eres un niño diferente.

A Gabriel, por su ternura y por su tranquilidad, por esos abrazos cuando llego a casa... eres mi muñequito.

A Magdalena: mi esposa, mi gran amor, la compañera de mi vida y el pilar fundamental de nuestro hogar. Sin ella, de seguro que mi vida hubiese tomado otro rumbo.

## **AGRADECIMIENTO**

A mi esposa e hijos, por motivarme a terminar esta obra. Gracias por todo su apoyo y paciencia, por todas esas horas que quedamos en casa para que pueda culminar este trabajo.

A mis padres Luis y Rosa, por estar pendientes de nuestras vidas, por haber sacrificado sus sueños para que nosotros podamos cumplir con los nuestros.

A mis hermanos y hermana por ser mi inspiración.

A mi director de tesis Ingeniero Luis Ruales y a mi codirector de tesis Dr. Franklin Quilumba, por motivarme a buscar la excelencia en mí trabajo. Gracias por sus consejos y guía. Gracias al MSc. Antonio Fonseca por sus observaciones que permitieron mejorar este trabajo.

A mí querida Escuela Politécnica Nacional por todo lo que me ha dado. Me hubiese gustado haber sido un mejor hijo, pero me esforzado para ser digno de llevar su nombre.

A CELEC EP Transelectric. A mis jefes, los ingenieros Hugo Villacís, Edmundo Terán, Handel Sandoval y Javier Guevara por apoyarme siempre y por permitir que este trabajo llegue a su término.

A mis amigos que forman parte de mis días y aquellos que también están lejos, espero no haberles defraudado y si lo he hecho, les pido perdón. Gracias Gaby, Washo, Carlitos.

Y gracias a esa fuerza motivadora que me ha acompañado desde que era un muchacho... siempre que pienso desistir suena una voz que me dice: Lo puedes hacer.

*“Por lo tanto, cuando vamos a investigar  
no debemos decidir con antelación  
qué es lo que deseamos obtener como resultado final,  
excepto tratar de averiguar más sobre ello.”*

La Incertidumbre del Conocimiento.  
Professor Richard Feynman.  
Premio Nobel de Física 1965.

## ÍNDICE DE CONTENIDO

AVAL .....	i
DECLARACIÓN DE AUTORÍA.....	ii
DEDICATORIA.....	iii
AGRADECIMIENTO.....	iv
ÍNDICE DE CONTENIDO.....	vi
ÍNDICE DE FIGURAS .....	ix
ÍNDICE DE ECUACIONES.....	xiv
ÍNDICE DE TABLAS .....	xvi
GLOSARIO DE TÉRMINOS.....	xvii
RESUMEN .....	1
ABSTRACT .....	2
1. INTRODUCCIÓN .....	3
1.1. Antecedentes.....	5
1.2. Marco Contextual: Arreglo estándar de bancos de capacitores usado en CELEC EP TRANSELECTRIC .....	10
1.3. Pregunta de investigación .....	14
1.4. Objetivo General.....	14
1.5. Objetivos Específicos .....	15
1.6. Alcance.....	15
1.7. Marco Teórico.....	16
1.7.1. Corrientes transitorias capacitivas.....	17
1.7.2. Clasificación antigua de interruptores.....	17
1.7.3. Límites clásicos de interruptores que maniobran corrientes transitorias capacitivas.....	18
1.7.4. Corriente de energización (inrush) del primer banco.....	19
1.7.4.1. Solución Particular.....	24
1.7.4.2. Solución Homogénea .....	25
1.7.5. Corrientes de energización del segundo banco (back-to-back).....	26
1.7.1. Corrientes de descarga (outrush) de bancos de capacitores.....	32
1.7.2. Cálculo analítico para valoración de la TLI usando el método clásico .....	35
1.7.3. Dimensión aproximada de la TLI.....	40
1.7.4. Voltaje Transitorio de Restablecimiento.....	42
1.7.5. Tipo de conexión de bancos de capacitores .....	52
1.7.6. Necesidad de modelos detallados de elementos de una subestación .....	53

2.	NUEVA METODOLOGÍA DE VALORACIÓN DE LA TLI .....	55
2.1.	Crítica actual realizada por IEEE a la soportabilidad $I \cdot f$ de interruptores en SF <sub>6</sub> .....	55
2.2.	Clase actual de interruptores según IEEE e IEC para manejo de corrientes capacitivas .....	58
2.3.	Clasificación actual de interruptores que maniobran corrientes capacitivas según IEEE C37.06 2009.....	59
2.4.	Clasificación actual de interruptores que maniobran corrientes capacitivas según IEC 62271-100 2012 .....	63
2.5.	Control de la corriente de energización en eventos BTB.....	64
2.5.1.	Necesidad de controlar las corrientes de energización .....	64
2.5.2.	Métodos de control de corrientes de energización .....	65
2.5.3.	Control de corrientes de energización mediante cierre controlado del interruptor .....	66
2.5.4.	La TLI no es respaldo del cierre controlado .....	69
2.6.	Afectación de la TLI al TRV .....	72
2.6.1.	Apertura normal del interruptor de banco de capacitores .....	74
2.6.2.	Apertura del interruptor de banco de capacitores por falla entre la TLI y el banco de capacitores: Caso de Reignición .....	76
2.6.3.	Apertura del interruptor de línea de transmisión por falla terminal: Caso de Reencendido .....	78
2.7.	Método propuesto por IEEE para la valoración de la TLI .....	80
2.7.1.	Control de corrientes de descarga: nuevos límites según IEEE .....	80
2.8.	Adaptación a IEC del nuevo límite de corriente de descarga de IEEE .....	85
2.9.	Afectación de la corriente de descarga al Transformador de Corriente .....	86
2.9.1.	Evaluación de sobrevoltajes en secundario del TC por corrientes de descarga .....	90
2.9.2.	Control de sobrevoltajes en secundario del TC usando varistores.....	94
2.9.3.	Control de sobrevoltaje en secundario del TC usando TLI.....	99
2.10.	Afectación de la corriente de descarga a las unidades capacitivas que forman los bancos de capacitores .....	101
2.10.1.	Modelo detallado de bancos de capacitores con conexión Y aterrizado y unidades capacitivas .....	101
2.10.2.	Límites de corriente de las unidades capacitivas.....	105
2.11.	Nueva metodología de valoración de la TLI .....	107
2.11.1.	Datos de Ingreso .....	108



2.11.2.	Estudios eléctricos.....	112
2.11.3.	Directrices de simulación .....	114
3.	<b>APLICACIÓN DE LA NUEVA METODOLOGÍA A SUBESTACIONES DE 230 kV DEL SNT .....</b>	<b>115</b>
3.1.	<b>Caso de Aplicación: SE Las Esclusas .....</b>	<b>116</b>
3.1.1.	Conexión típica de los cables secundarios de los TC .....	117
3.1.2.	Unidades capacitivas que forman el banco de capacitores, a 230 kV, de la SE Las Esclusas .....	117
3.1.3.	Modelación en ATP de los bancos de capacitores en la SE Las Esclusas: Caso Base – Flujos de Potencia.....	118
3.1.4.	Energización del primer banco de capacitores .....	120
3.1.5.	Energización del segundo banco de capacitores .....	121
3.1.6.	Corriente de descarga .....	125
3.1.7.	Análisis del TRV de interruptores.....	127
3.1.7.1.	Apertura del interruptor de banco por operación de la red.....	127
3.1.7.2.	Apertura del interruptor del banco por falla entre la TLI y el banco .....	129
3.1.7.3.	Descarga por reencendido del interruptor de la línea .....	131
3.1.	Estandarización del valor de la TLI en bancos de capacitores a 230 kV del SNT.....	135
3.2.	Discusión .....	141
4.	<b>CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES .....</b>	<b>148</b>
4.1.	<b>CONCLUSIONES .....</b>	<b>148</b>
4.2.	<b>RECOMENDACIONES.....</b>	<b>150</b>
5.	<b>REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>152</b>
<b>ANEXOS .....</b>		<b>155</b>
	Anexo 1: Instalación de varistores en cajas de secundario de un TC [24].	155
	Anexo 2: Curvas V vs I de varistores para secundario de TC [26].....	156

## ÍNDICE DE FIGURAS

<b>Figura 1.1</b>	Diagrama unifilar simplificado a nivel de 138 kV según [2].....	7
<b>Figura 1.2</b>	Diagrama unifilar de la barra de 230 kV según [3].....	8
<b>Figura 1.3</b>	Arreglo típico de bahía de banco de capacitores.....	11
<b>Figura 1.4</b>	Arreglo típico de dos o más bancos de capacitores .....	12
<b>Figura 1.5</b>	Diagrama unifilar de conexión de dos bancos de capacitores.....	13
<b>Figura 1.6</b>	Circuito eléctrico para estudio de conexión de bancos de capacitores .....	20
<b>Figura 1.7</b>	Diagrama unifilar para estudio de conexión del primer banco de capacitores ..	21
<b>Figura 1.8</b>	Circuito equivalente para energización del primer banco de capacitores.....	22
<b>Figura 1.9</b>	Frecuencia natural del circuito equivalente en función de la variación de voltaje en p.u., debido a la conexión de un primer banco de capacitores .....	23
<b>Figura 1.10</b>	Potencia reactiva del banco de capacitores (MVA <sub>r</sub> ) en función de la frecuencia natural del circuito equivalente.....	24
<b>Figura 1.11</b>	Circuito equivalente, con inclusión de la parte resistiva del equivalente de cortocircuito, para energización del primer banco de capacitores.....	26
<b>Figura 1.12</b>	Circuito equivalente para obtener la frecuencia natural $f_{n1\_e2}$ durante un evento BTB.....	27
<b>Figura 1.13</b>	Circuito equivalente con reducción de las bahías de bancos de capacitores..	28
<b>Figura 1.14</b>	Circuito basado en impedancias para obtener $L_{e\_t}$ .....	29
<b>Figura 1.15</b>	Circuito equivalente para obtener la frecuencia natural $f_{n2\_e2}$ durante un evento BBT.....	29
<b>Figura 1.16</b>	Componentes de la corriente de energización durante un evento BTB .....	31
<b>Figura 1.17</b>	Caso de estudio de energización BTB .....	31
<b>Figura 1.18</b>	Circuito reducido para evaluación analítica de corrientes de descarga de dos bancos de capacitores .....	33
<b>Figura 1.19</b>	Metodología clásica de valoración de la TLI .....	37
<b>Figura 1.20</b>	Valoración clásica de la TLI requerida para conexión de dos bancos de capacitores en función de $I \cdot f$ para niveles de voltaje de 69 kV, 138 kV y 230 kV .....	38
<b>Figura 1.21</b>	Circuito de la Figura 1.5 en ATP para evaluar corriente de descarga .....	39
<b>Figura 1.22</b>	Corrientes de descarga del diagrama de la Figura 1.5 mediante cálculo analítico aproximado ( $i_{d\_calc.}$ ) y usando ATP ( $i_{d\_ATP}$ ) .....	39
<b>Figura 1.23</b>	Circuito eléctrico básico para estudio del TRV .....	43
<b>Figura 1.24</b>	Corriente de arco durante apertura de un interruptor debido a una falla.....	44
<b>Figura 1.25</b>	RV durante apertura del interruptor $S_L$ .....	44
<b>Figura 1.26</b>	Tipos de TRV del sistema (línea continua) y envolvente de soportabilidad del aislamiento del interruptor de 2 y 4 parámetros [6].....	45
<b>Figura 1.27</b>	Implementación en ATP del circuito de la Figura 1.21.....	49

<b>Figura 1.28</b> TRV en el polo del interruptor $S_L$ que está del lado de la fuente ( $S_{L1}$ ): a) mediante solución analítica y b) mediante simulación en ATP .....	49
<b>Figura 1.29</b> TRV del sistema de la Figura 1.23 y curvas de soportabilidad de un interruptor a 245 kV según [6] .....	50
<b>Figura 1.30</b> TRV del sistema de tipo exponencial .....	51
<b>Figura 1.31</b> TRV del sistema de tipo oscilatorio .....	51
<b>Figura 1.32</b> TRV del sistema de tipo triangular .....	52
<b>Figura 1.33</b> Sobrevoltajes debido a falla monofásica en bancos de capacitores con conexión Y aterrizada y Delta. ....	53
<b>Figura 2.1</b> Corriente de descarga que atraviesa un interruptor debido a falla .....	57
<b>Figura 2.2</b> Corriente de energización BTB entre los contactos de un interruptor .....	57
<b>Figura 2.3</b> Voltaje en barra de conexión durante evento BTB sin control, con cierre controlado y con cierre controlado con error de 1 ms.....	67
<b>Figura 2.4</b> Corrientes de energización durante evento BTB con cierre sin control, con cierre controlado y con cierre controlado con error de 1 ms .....	67
<b>Figura 2.5</b> Corrientes de energización BTB controladas por una TLI de 0.5 mH y cierre controlado.....	70
<b>Figura 2.6</b> Voltaje de energización en barra de bancos de capacitores debido a un evento BTB controlado por una TLI de 0.5 mH y cierre controlado.....	70
<b>Figura 2.7</b> Voltaje en barra de bancos de capacitores debido a un evento BTB donde una TLI de 35 mH se usa para el control de cierre .....	72
<b>Figura 2.8</b> Corriente de energización BTB controlada con TLI de inductancia 35 mH .....	72
<b>Figura 2.9</b> Apertura del banco de capacitores por operación normal .....	73
<b>Figura 2.10</b> Apertura del banco de capacitores por falla en el banco o entre la TLI y el banco.....	73
<b>Figura 2.11</b> Modelación en ATP de dos bahías de bancos de capacitores para estudios de apertura del interruptor de banco.....	74
<b>Figura 2.12</b> Voltajes en los polos de un interruptor durante la apertura normal de un banco de capacitores del lado de la fuente y del lado de la carga (banco).....	75
<b>Figura 2.13</b> TRV en polos del interruptor de banco por apertura normal.....	76
<b>Figura 2.14</b> TRV en la apertura normal de un banco de capacitores y curvas de recuperación dieléctrica del aislamiento de un interruptor para 245 kV .....	76
<b>Figura 2.15</b> Estados iniciales del TRV, influenciados por la conexión de una TLI en serie con bancos de capacitores, durante la apertura de una falla .....	77
<b>Figura 2.16</b> Inicio, extinción y reencendido de la corriente de descarga a través de un interruptor de línea de transmisión debido a una falla trifásica interna a la SE. ....	79
<b>Figura 2.17</b> Corrientes de descarga a través de los interruptores de bahías de bancos de capacitores, alimentación de bancos y línea de transmisión.....	82
<b>Figura 2.18</b> Modelo de un TC usando el modelo Saturable [20].....	86
<b>Figura 2.19</b> Carga (burden) conectada al secundario de un TC .....	87

<b>Figura 2.20</b> Circuito eléctrico para analizar afectaciones al secundario del TC debido a corrientes de descarga.....	91
<b>Figura 2.21</b> Corrientes de descarga por falla y descarga por primer reencendido que circulan por el primario del TC .....	91
<b>Figura 2.22</b> Voltajes en el secundario del TC debidos a una corriente de descarga primaria de 36 kA pico usando diferentes calibres del núcleo del cable .....	92
<b>Figura 2.23</b> Curvas para estimar el voltaje pico en el secundario del TC en función del calibre y longitud del conductor debido a corriente de descarga por falla.....	93
<b>Figura 2.24</b> Voltajes en el secundario del TC usado diferentes calibres de conductor del cable debidos a la corriente de descarga por primer reencendido de la Figura 2.19.....	94
<b>Figura 2.25</b> Curvas para estimar el voltaje pico en el secundario del TC en función del calibre y longitud del conductor debido a corriente de descarga por primer reencendido.....	95
<b>Figura 2.26</b> Voltaje en el secundario del TC debido a la acción de un varistor de voltaje nominal 1140 $V_{rms}$ cuando por el primario circula una corriente de descarga por falla .....	96
<b>Figura 2.27</b> Voltaje en el secundario del TC debido a la acción de un varistor de voltaje nominal 1140 $V_{rms}$ cuando por el primario circula una corriente de descarga por reencendido .....	97
<b>Figura 2.28</b> Energía descargada por el varistor de voltaje nominal 1140 $V_{rms}$ , debidos a la corriente de descarga por falla y por primer reencendido de la Figura 2.19 .....	98
<b>Figura 2.29</b> Voltaje en el secundario del TC por descarga de primer reencendido, con una longitud de cable de 50 metros .....	99
<b>Figura 2.30</b> Modelo eléctrico de un banco trifásico de capacitores usando un arreglo serie-paralelo.....	102
<b>Figura 2.31</b> Modelo eléctrico de una unidad capacitora.....	103
<b>Figura 2.32</b> Capacidad de soportar corrientes transitorias pico de una unidad capacitora según IEEE Std C37.01-2014 [15].....	106
<b>Figura 2.33</b> Curva de coordinación de fusibles de acuerdo a capacidad de elementos dieléctricos que forman la unidad capacitora [15].....	107
<b>Figura 2.34</b> Nueva metodología de valoración de la TLI.....	109
<b>Figura 3.1</b> Conexión de secundario de TC con su carga .....	117
<b>Figura 3.2</b> Flujo de potencia en bahía de alimentación de bancos y bahías de bancos de capacitores .....	119
<b>Figura 3.3</b> Flujo de potencia en bancos de capacitores .....	119
<b>Figura 3.4</b> Voltaje en barra auxiliar debido a la conexión del primer banco de capacitores .....	120
<b>Figura 3.5</b> Primeros instantes del voltaje en barra auxiliar debido a la conexión del primer banco de capacitores usando modelo JMarti y Pi .....	121

<b>Figura 3.6</b> Voltaje en barra auxiliar durante la conexión del segundo banco de capacitores sin control y el la condición más crítica .....	122
<b>Figura 3.7</b> Corrientes de energización a través de los interruptores de los bancos debido a la conexión del segundo banco sin usar ningún tipo de control .....	122
<b>Figura 3.8</b> Corriente no controlada por unidad capacitiva debido a energización del segundo banco (BTB) .....	123
<b>Figura 3.9</b> Corrientes de energización BTB debidas a cierre controlado perfecto y con desviación de 1 ms del interruptor del segundo banco.....	124
<b>Figura 3.10</b> Corrientes de energización BTB debidas a cierre controlado con desviación de 1 ms del interruptor del segundo banco y TLI de 0.3 mH.....	124
<b>Figura 3.11</b> Modelo en ATPDraw para análisis de corrientes de descarga debido a fallas .....	125
<b>Figura 3.12</b> Corriente de descarga por falla trifásica terminal a través del interruptor de línea de transmisión sin TLI .....	126
<b>Figura 3.13</b> Voltaje en secundario del TC debido a corriente de descarga por falla trifásica terminal a través del interruptor de línea de transmisión sin TLI .....	126
<b>Figura 3.14</b> Corriente a través de la unidad capacitiva debido a corriente de descarga por falla trifásica terminal a través del interruptor de línea de transmisión sin TLI	127
<b>Figura 3.15</b> Modelo en ATPDraw para análisis de TRV en interruptores de banco de capacitores y de línea de transmisión.....	128
<b>Figura 3.16</b> TRV en el interruptor del banco de capacitores debido a apertura normal ...	128
<b>Figura 3.17</b> Modelo en ATPDraw para análisis de TRV en interruptores de banco de capacitores debido a falla trifásica entre la TLI y banco de capacitores .....	129
<b>Figura 3.18</b> TRV en interruptores de banco de capacitores debido a falla trifásica en el banco de capacitores sin el uso de la TLI.....	130
<b>Figura 3.19</b> TRV en interruptores de banco de capacitores debido a falla trifásica entre la TLI y banco de capacitores a diferentes valores de inductancia de la TLI .....	131
<b>Figura 3.20</b> ITRV en interruptores de banco de capacitores debido a falla trifásica entre la TLI y banco de capacitores a diferentes valores de inductancia de la TLI .....	131
<b>Figura 3.21</b> TRV en interruptor de la línea debido a dos reencendidos de la fase C sin uso de la TLI .....	132
<b>Figura 3.22</b> Corrientes de reencendido a través del interruptor de la línea sin uso de la TLI .....	133
<b>Figura 3.23</b> Voltajes en secundario del TC debido a dos reencendidos del interruptor de la línea sin uso de la TLI .....	133
<b>Figura 3.24</b> Corriente a través de la unidad capacitiva debido a reencendidos del interruptor de línea sin uso de la TLI.....	134
<b>Figura 3.25</b> Corriente a través de la unidad capacitiva debido a reencendidos del interruptor de línea con TLI de inductancia 0.35 mH .....	134

<b>Figura 3.26</b> Estados iniciales de la corriente de primer reencendido usando TLI de valores de inductancia de 0 mH, 0.35 mH y 3.5 mH .....	135
<b>Figura 3.27</b> Corrientes no controladas de descarga a través del interruptor, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos.....	138
<b>Figura 3.28</b> Voltaje en secundario del TC debido a corrientes de descarga por falla, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos.....	138
<b>Figura 3.29</b> Corriente a través de unidad capacitiva debido a corrientes de descarga por falla, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos	139
<b>Figura 3.30</b> Corriente no controlada de descarga a través del interruptor por primer reencendido a $t = 0.0538$ s, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos .....	139
<b>Figura 3.31</b> Voltaje en secundario del TC debido a corriente de primer reencendido a $t=0.0538$ s, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos .....	140
<b>Figura 3.32</b> Corriente a través de unidad capacitiva debido a corriente de primer reencendido a $t = 0.0538$ s, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos .....	141
<b>Figura 3.33</b> Corriente a través de unidad capacitiva debido a corriente de primer reencendido a $t = 0.0538$ s, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos y TLI de 0.7 mH.....	141
<b>Figura 3.34</b> Posibles ubicaciones de la TLI en bahía de bancos de capacitores [5] .....	142

## ÍNDICE DE ECUACIONES

<b>Ecuación 1.1</b> Reactancia equivalente del sistema.....	20
<b>Ecuación 1.2</b> Inductancia equivalente del sistema .....	21
<b>Ecuación 1.3</b> Velocidad eléctrica de respuesta natural de un circuito LC. ....	22
<b>Ecuación 1.4</b> Frecuencia eléctrica de respuesta natural basada en equivalente del sistema. ....	22
<b>Ecuación 1.5</b> Componente particular de la corriente de energización del primer banco. ..	24
<b>Ecuación 1.6</b> Componente homogénea de la corriente de energización del primer banco. ....	25
<b>Ecuación 1.7</b> Impedancia natural de un circuito LC.....	25
<b>Ecuación 1.8</b> Corriente de energización del primer banco. ....	25
<b>Ecuación 1.9</b> Relación X/R del equivalente de cortocircuito.....	25
<b>Ecuación 1.10</b> Impedancia equivalente total del sistema .....	26
<b>Ecuación 1.11</b> Voltaje en banco de capacitores por energización del primer banco .....	26
<b>Ecuación 1.12</b> Solución para $f_{n1\_e2}$ durante un evento BTB.....	27
<b>Ecuación 1.13</b> Valor pico de la componente de corriente BTB a frecuencia $f_{n1\_e2}$ .....	27
<b>Ecuación 1.14</b> Inductancia equivalente del circuito durante la energización del segundo banco de capacitores .....	28
<b>Ecuación 1.15</b> Cálculo de la impedancia equivalente de los bancos de capacitores.....	28
<b>Ecuación 1.16</b> Solución para $f_{n2\_e2}$ durante un evento BTB.....	29
<b>Ecuación 1.17</b> Valor pico de la componente de corriente BTB a frecuencia $f_{n2\_e2}$ .....	30
<b>Ecuación 1.18</b> Valor pico de la componente de corriente BTB a frecuencia industrial $f$ ....	30
<b>Ecuación 1.19</b> Cálculo de $X_{EQ}$ a partir de $Z_{EQ}$ y de la relación X/R del sistema. ....	33
<b>Ecuación 1.20</b> Coeficiente de amortiguamiento del sistema .....	34
<b>Ecuación 1.21</b> Componente homogénea de la corriente de descarga .....	34
<b>Ecuación 1.22</b> Valor rms de la componente particular de la corriente de descarga.....	34
<b>Ecuación 1.23</b> Componente particular de la corriente de descarga .....	34
<b>Ecuación 1.24</b> Corriente de descarga de bancos de capacitores.....	34
<b>Ecuación 1.25</b> Frecuencia natural de oscilación de corriente de descarga.....	35
<b>Ecuación 1.26</b> Valor pico máximo de la corriente de descarga .....	35
<b>Ecuación 1.27</b> Cálculo del producto $I \cdot f$ para corrientes de descarga .....	35
<b>Ecuación 1.28</b> Cálculo de la inductancia de una bobina con núcleo de aire .....	41
<b>Ecuación 1.29</b> Ecuación integro-diferencial de un circuito LC.....	46
<b>Ecuación 1.30</b> Corriente a través de un capacitor .....	46
<b>Ecuación 1.31</b> Expresión diferencial de un circuito LC.....	46
<b>Ecuación 1.32</b> Expresión diferencial de un circuito LC en función de su frecuencia natural .....	46
<b>Ecuación 1.33</b> Expresión para el circuito LC en el dominio de la frecuencia .....	47
<b>Ecuación 1.34</b> Expresión reducida del circuito LC en el dominio de la frecuencia.....	47

<b>Ecuación 1.35</b> Voltaje en el capacitor de un circuito LC en el dominio de la frecuencia....	47
<b>Ecuación 1.36</b> Expansión en fracciones parciales de la Ecuación 1.35.....	47
<b>Ecuación 1.37</b> Solución en el dominio del tiempo para el voltaje en el capacitor de un circuito LC .....	48
<b>Ecuación 1.38</b> Voltaje pico máximo en el capacitor de un circuito LC .....	48
<b>Ecuación 1.39</b> Velocidad eléctrica de respuesta natural que toma en cuenta el amortiguamiento del circuito. ....	48
<b>Ecuación 1.40</b> Solución en el dominio del tiempo para el voltaje en el capacitor de un circuito RLC .....	48
<b>Ecuación 2.1</b> Frecuencia natural en energización BTB con presencia de la TLI .....	69
<b>Ecuación 2.2</b> Criterio de límite de corriente de descarga .....	81
<b>Ecuación 2.3</b> Nuevo límite $I-f$ para interruptores debido a corrientes de descarga .....	82
<b>Ecuación 2.4</b> Cálculo conservativo de la mínima inductancia requerida .....	83
<b>Ecuación 2.5</b> Criterio de límite de corriente de descarga por primer reencendido.....	84
<b>Ecuación 2.6</b> Potencia consumida por el equipo electrónico en los tableros de una subestación .....	88
<b>Ecuación 2.7</b> Estimación del voltaje en el secundario del TC debido a corrientes capacitivas que circulan por el primario .....	90
<b>Ecuación 2.8</b> Potencia reactiva de unidad capacitiva en función de su capacitancia .....	103
<b>Ecuación 2.9</b> Resistencia interna de descarga de unidad capacitiva.....	104
<b>Ecuación 2.10</b> Tiempo de descarga de unidad capacitiva.....	105
<b>Ecuación 2.11</b> Voltaje máximo de descarga de unidad capacitiva .....	105
<b>Ecuación 2.12</b> Inductancia propia (inherente) de unidad capacitiva.....	105



## ÍNDICE DE TABLAS

<b>Tabla 1.1</b> Clasificación antigua de interruptores que maniobran corrientes de energización BTB [10] .....	19
<b>Tabla 1.2</b> Comparación de resultados mediante cálculo analítico aproximado y simulación en ATP para corrientes de energización BTB de la Figura 1.16. ....	30
<b>Tabla 1.3</b> Valores de corriente de descarga para ejemplo de la Figura 1.5.....	40
<b>Tabla 1.4</b> Conductores para formar la bobina de una TLI de 3.0 mH, con capacidad de corriente de 226 Arms en estado estable [33] .....	41
<b>Tabla 1.5</b> Diámetro de bobina de la TLI en función del número de vueltas .....	42
<b>Tabla 1.6</b> Comparación de valores de TRV para circuito de la Figura 1.21 usando un método analítico aproximado y simulación en ATP .....	50
<b>Tabla 2.1</b> Clasificación preferida de corrientes capacitivas debidas a maniobra para interruptores de voltaje nominal 245 kV, incluyendo si el interruptor es aplicado en subestaciones aisladas en gas, según IEEE [6]. ....	60
<b>Tabla 2.2</b> Valores preferidos de corrientes nominales capacitivas por maniobra [9] .....	63
<b>Tabla 2.3</b> Voltajes y corrientes de energización BTB con y sin control .....	68
<b>Tabla 2.4</b> Nuevos valores límites al producto $I \cdot f$ debido a corrientes de descarga .....	83
<b>Tabla 2.5</b> Resistencia, reactancia e impedancia de cables típicos usados para conectar el secundario del TC con su carga .....	89
<b>Tabla 2.6</b> Datos de cables a ser ingresados en modelos de parámetros concentrados de ATP.....	89
<b>Tabla 2.7</b> Voltaje en el secundario del TC para diferentes calibres y longitudes del cable que conecta el devanado secundario con la carga.....	92
<b>Tabla 2.8</b> Voltaje en el secundario del TC para diferentes calibres y longitudes del cable que conecta el devanado secundario con la carga debidos a la corriente de descarga por primer reencendido de la Figura 2.19 .....	93
<b>Tabla 2.9</b> Datos de corriente y voltaje pico para varistores de voltaje nominal 1100 $V_{rms}$ y 1140 $V_{rms}$ .....	96
<b>Tabla 2.10</b> Voltaje en el secundario del TC, usando varistor de voltaje nominal 1140 $V_{rms}$ , debidos a la corriente de descarga por falla y por primer reencendido de la Figura 2.19 .....	97
<b>Tabla 2.11</b> Voltaje en el secundario del TC con varistor, debido a descarga por falla y descarga por primer reencendido, con una longitud de cable de 50 metros.....	99
<b>Tabla 2.12</b> Voltaje pico en el secundario del TC debido a una corriente de descarga por falla que atraviesa el primario .....	100
<b>Tabla 2.13</b> Voltaje pico en el secundario del TC debido a una corriente de descarga por primer reencendido que atraviesa el primario.....	100
<b>Tabla 2.14</b> Datos típicos de unidades capacitivas [27] .....	101

## GLOSARIO DE TÉRMINOS

**Banco de capacitores.**- El ensamblaje de capacitores en una localización de la subestación con todos los accesorios necesarios como interruptor, equipo de protección, controles, etcétera, requeridos para una completa operación de la instalación.

**Corriente de energización de bancos de capacitores.**- La corriente transitoria de carga que fluye en un capacitor cuando un banco de capacitores es conectado a una fuente de voltaje.

**Corriente de descarga.**- La corriente transitoria de descarga que fluye cuando un banco de capacitores que inicialmente está operando de manera normal, es conectado a un cortocircuito.

**Energización de bancos de capacitores back-to-back.**- Maniobra de conexión de un banco de capacitores lo suficientemente cerca, eléctricamente, a uno o más bancos de capacitores que ya están en operación.

**Inductancia limitadora de transitorios.**- (TLI por sus sigla en inglés) Un reactor con núcleo de aire que permite amortiguar en magnitud y frecuencia corrientes transitorias capacitivas.

**Reignición.**- Revivificación de la corriente entre los contactos de un interruptor durante el proceso de apertura que ocurre en el intervalo de corriente cero inferior a  $\frac{1}{4}$  de ciclo.

**Reencendido.**- Revivificación de la corriente entre los contactos de un interruptor durante el proceso de apertura que ocurre en el intervalo de corriente cero mayor o igual a  $\frac{1}{4}$  de ciclo.

**Unidad capacitiva.**- Un ensamblaje de material dieléctrico y electrodos en una caja, con terminales hacia el exterior, que se usa para suministrar capacitancia a un circuito eléctrico de potencia.

**Voltaje Transitorio de Restablecimiento (TRV).**- Es el voltaje que aparece a través de los terminales de un polo de un interruptor después que la corriente se ha auto extinguido.

## RESUMEN

El nuevo criterio de la norma IEEE C37.06 2009 para manejo de corrientes transitorias capacitivas por interruptores con aislamiento interno en SF<sub>6</sub> permite determinar la valoración real de las inductancias limitadoras de transitorios en serie con bancos de capacitores para controlar las corrientes de descarga (outrush) que atraviesan un interruptor debidas a fallas terminales internas a la subestación. El criterio clásico de valoración de esta inductancia, tiene relación con el producto del valor pico de la corriente transitoria capacitiva por su frecuencia de oscilación, se aplicó para interruptores que tenían como aislamiento interno al aceite dieléctrico y por los que atravesaban corrientes de energización de bancos de capacitores; este criterio también fue adoptado para las corrientes de descarga.

En la actualidad los interruptores con aislamiento interno gas SF<sub>6</sub> tienen otro tipo de limitación donde el efecto de la corriente de descarga es diferente al efecto de la corriente de energización; estos aspectos sumados con el hecho de que la inductancia limitadora ha provocado falla en la apertura de interruptores en SF<sub>6</sub> que maniobran corrientes transitorias capacitivas, fueron la causa de que IEEE revisara la necesidad y valoración real de la inductancia limitadora. El resultado de sus investigaciones fueron presentadas en el reporte técnico IEEE PES-TR16, cuya conclusión principal es que la inductancia limitadora debe ser evaluada de una manera diferente, con nuevos criterios y límites para la corriente de descarga. Al contrario, la norma vigente IEC 62271-100 2012 aún no establece estos nuevos criterios y límites para la corriente de descarga.

Este trabajo adopta los nuevos criterios de la norma IEEE a interruptores fabricados bajo norma IEC. Con esto, la afectación de la corriente de descarga ya no se produce al interruptor sino a otros equipos de la subestación como transformadores de corriente y unidades capacitivas quienes pueden determinar la necesidad y valoración de la inductancia limitadora. Una nueva metodología de valoración de la TLI es propuesta.

Para los primeros dos bancos de capacitores, de 60 MVAR cada uno, que serán instalados por primera vez en el Sistema Nacional de Transmisión del Ecuador, a nivel de 230 kV en la subestación Las Esclusas, con la nueva metodología la inductancia limitadora se ha reducido de 3.0 mH que se obtiene con el método clásico a un valor de 0.35 mH. Como valor estándar se propone 0.7 mH para subestaciones a 230 kV.

**PALABRAS CLAVE:** Corriente de energización, Corriente de descarga, bancos de capacitores, inductancia limitadora de transitorios, voltaje transitorio de restablecimiento, ATP.

## **ABSTRACT**

The new criterion of IEEE C37.06 2009 for the management of capacitive transient currents by a circuit breaker with internal insulation in SF<sub>6</sub> allows to determine the actual value of the transient limiting inductors in series with capacitor banks to control the outrush currents that pass through a circuit breaker due to terminal faults internal to the substation. The classical criterion of this inductance is related to the product of the peak value of the capacitive transient current by its frequency of oscillation, it was applied for circuit breakers that had as internal insulation to the dielectric oil and through the currents of energization of capacitors banks; this criterion was also adopted for outrush currents.

At present, switches with internal SF<sub>6</sub> gas insulation have another type of limitation where the effect of the outrush current is different from the effect of the inrush current; These aspects together with the fact that the limiting inductance has caused failures in the opening of SF<sub>6</sub> circuit breakers that handle capacitive transient currents, were the cause of IEEE to review the necessity and actual value of the limiting inductance. The results of their investigations were presented in the technical report IEEE PES-TR16, whose main conclusion is that the limiting inductance must be evaluated in a different way, with new criteria and limits for the outrush current. On the contrary, the current standard IEC 62271-100 2012 does not yet establish these new criteria and limits for the outrush current.

This work adopts the new criteria of the IEEE standard to switches manufactured under IEC standard. With this, the effect of the outrush current no longer occurs to the switch but to other equipment of the substation as current transformers and capacitive units who can determine the need and value of the limiting inductance. A new TLI valuation methodology is proposed.

For the first two banks of capacitors, 60 MVAR each, which will be installed for the first time in the National Transmission System of Ecuador, at a 230 kV level in the Las Esclusas substation, with the new methodology the limiting inductance has been reduced of 3.0 mH that is obtained with the classic method to a value of 0.35 mH. As a standard value, 0.7 mH is proposed for substations at 230 kV.

**KEYWORDS:** inrush current, outrush current, capacitor banks, transients limiting inductor, transient recovery voltage, reignition, restrike, ATP.

## 1. INTRODUCCIÓN

El gobierno del Ecuador ha venido impulsando la creación de grandes centrales hidroeléctricas con el objetivo de disminuir o eliminar el uso de combustible fósiles en centrales de generación térmica, ubicadas especialmente en la ciudad de Guayaquil que es la zona de mayor demanda del país. La salida de esta generación implica también la pérdida del aporte de potencia reactiva para control de voltaje, por lo que es necesario instalar en el Sistema Nacional de Transmisión (SNT), a partir del 2017, por primera vez bancos de capacitores a nivel de 230 kV, repartidos de la siguiente manera [1]: 2x60 MVar en la subestación Las Esclusas, 2x60 MVar en la subestación Chorrillos y 1x60 MVar en la subestación Pascuales. Hasta la fecha actual, en el SNT se ha venido instalando bancos de capacitores a nivel de 138 kV y 69 kV; el diseño contempla el uso de inductancias limitadoras de transitorios (TLI por sus siglas en inglés) para controlar la magnitud y frecuencia de las corrientes transitorias capacitivas originadas por eventos como energización de bancos de capacitores (corriente inrush) y, especialmente, durante fallas internas o cercanas a la subestación donde se produce una corriente de descarga del banco de capacitores hacia el punto de falla (corriente outrush). La TLI que se usa para este propósito consiste en un bobinado con núcleo de aire (en inglés se conoce como air-core reactor). Valores estandarizados de la TLI para el SNT son: 0.7 mH para bancos de capacitores a nivel de 69 kV y 1.5 mH para bancos de capacitores a nivel de 138 kV. A nivel de 230 kV no se dispone un valor estandarizado.

La valoración de la TLI estaba basada en una metodología (en este trabajo llamada *clásica*) que se sujeta a lo indicado en las normas IEC 62271-100 2008 e IEEE C37.04-1999 (y sus versiones anteriores) las cuales imponen un límite al valor pico de la corriente transitoria capacitiva ( $I_p$ ) que atraviesa un interruptor, a su frecuencia de oscilación ( $f_n$ ) y a su producto ( $I_p \cdot f_n$ ) en eventos inrush que involucren la energización de un segundo (o más) banco de capacitores en paralelo con un primero ya en servicio (evento conocido en inglés como back-to-back<sup>1</sup>) y en eventos outrush. Usando la metodología clásica, los cálculos sugerían que para los bancos de capacitores a ser instalados en la subestación Las Esclusas, a nivel de 230 kV, se debía conectar una TLI de valor 3.0 mH en serie con cada fase de los bancos de capacitores.

Generalmente, para el control de las corrientes inrush se usa el cierre controlado, pero éste no tiene ningún efecto para las corrientes outrush por lo que resulta necesario instalar una TLI de alto valor de inductancia para minimizar el valor pico y la frecuencia de oscilación

---

<sup>1</sup> En este trabajo, para nombrar al evento back-to-back se usarán las letras BTB o btb.

de la corriente de descarga del banco; pero altos valores de inductancia también disminuyen la capacidad de apertura del interruptor, especialmente de aquellos que tienen como aislamiento interno gas SF<sub>6</sub>, los mismos que presentan una baja soportabilidad ante el Voltaje Transitorio de Restablecimiento (TRV por sus siglas en inglés) del sistema, a diferencia de los interruptores que tienen como aislamiento interno al aceite dieléctrico que soportan muy bien el TRV, pero que van quedando en desuso. Durante la apertura del interruptor debido a fallas que ocurren en los terminales del banco de capacitores y entre la TLI y el banco de capacitores, altos valores de inductancia de la TLI incrementan la Tasa de Subida del Voltaje Transitorio de Restablecimiento (RRTRV por sus siglas en inglés), que aparece entre los polos de los interruptores del banco, especialmente en sus etapas iniciales (ITRV por sus siglas en inglés), lo que provoca mayor dificultad en el proceso de extinción de la corriente para el interruptor. Además, un reactor con núcleo de aire de gran valor de inductancia ocupa mayor espacio físico, incrementa el área para la bahía de bancos de capacitores, disminuye la confiabilidad e incrementa los costos.

Inicialmente, los estudios se enfocaron en la búsqueda de metodologías y equipamientos que permitan optimizar la conexión de la TLI. En noviembre de 2014, IEEE presenta su reporte técnico PES-TR16 “Transient Limiting Inductor Applications in Shunt Capacitor Banks” donde se concluye que los criterios que se han venido aplicando antes de este reporte para el dimensionamiento de la TLI, están equivocados en su aplicación a interruptores en SF<sub>6</sub> y han llevado a una sobrevaloración de la TLI con la consecuente afectación a la capacidad de apertura de dichos interruptores (especialmente los que maniobran los bancos de capacitores) que, a su vez, podrían provocar aperturas fallidas y destrucción del interruptor. El reporte técnico presenta nuevos criterios y nuevos límites que deben ser considerados para el dimensionamiento de la TLI.

No obstante, lo que se establece en el reporte técnico PES-TR16 tiene las siguientes limitaciones:

- a) Hace referencia a interruptores fabricados bajo norma IEEE y para varios tipos de aislamiento interno (SF<sub>6</sub>, aceite dieléctrico y aire); en cambio, en el SNT se usan interruptores fabricados bajo la norma IEC y esta norma, hasta la fecha actual, no contiene los nuevos criterios de IEEE.
- b) Únicamente se enfoca en la afectación al interruptor, pero las corrientes transitorias capacitivas pueden provocar afectaciones a otros equipos de la subestación como transformadores de corriente, malla de tierra y circuitos de control. El documento

PES TR16 indica que este tipo de estudios deben ser realizados para una certera determinación de la necesidad y valoración de la TLI.

En este trabajo de titulación, los literales a) y b) se resuelven de acuerdo a lo siguiente:

- a) Se realiza una adopción de los criterios de IEEE a IEC con base en que las dos normas establecen que los interruptores para sistemas a 60 Hz deben ser diseñados para soportar una corriente de valor pico de 2.6 veces el valor eficaz (rms por sus siglas en inglés) de la corriente nominal de cortocircuito y que los interruptores usados en el SNT tienen como aislamiento interno el gas SF<sub>6</sub>. Con esta adopción, se realizan los estudios de corrientes inrush y outrush.
- b) Se analiza la afectación de las corrientes transitorias capacitivas a los transformadores de corriente, específicamente al voltaje inducido en el secundario, tomando como variables de diseño la longitud y calibre del cable que conecta el devanado secundario del TC con su carga (burden).

Sin embargo, durante la realización de este trabajo de titulación se determinó que existe otro equipo limitante del cual nada se menciona en PES-TR16: la afectación a las unidades capacitivas que forman el banco de capacitores. Para analizar esta afectación, es necesario realizar un modelo detallado de cada unidad capacitiva, contrario al método clásico de estudio donde la bahía de bancos de capacitores estaba formada por modelos de parámetros concentrados en serie L-C (donde L es la inductancia de la TLI y C la capacitancia del banco). Entonces, las corrientes transitorias que atraviesan la unidad capacitiva son comparadas con el límite máximo establecido en la norma IEEE.

Este proyecto de titulación explora estos aspectos y ofrece una nueva metodología de evaluación que conduce a determinar adecuadamente el valor de inductancia de la TLI.

Anteriormente, la metodología clásica de valoración de la TLI trataba de conseguir el valor máximo de inductancia. La nueva metodología tiene como objetivo obtener el mínimo valor de inductancia de la TLI, de tal manera que el TRV desarrollado en el interruptor del banco de capacitores no afecte a su capacidad de apertura; además, se minimiza el área y volumen de la TLI, se evita el uso de descargadores de alta energía y, por lo tanto, se reduce el espacio físico destinado para la bahía de bancos de capacitores dentro de la subestación y los costos de implementar estos equipamientos.

## **1.1. Antecedentes**

El Plan Maestro de Electrificación 2013-2022 [1] indica que en el Sistema Nacional de Transmisión (SNT) del Ecuador es necesario instalar, por primera vez, bancos de

capacitores a nivel de 230 kV desde el año 2017. A mediados del año 2015, se iniciaron los diseños para implementar compensación capacitiva (2x60 MVAR), a nivel de 230 kV, en la subestación (SE) Las Esclusas. Hasta la fecha antes mencionada, las bahías de bancos de capacitores a niveles de 69 kV y 138 kV se han equipado con una TLI en serie con los bancos de capacitores para control de las corrientes de descarga del banco de capacitores debido a fallas internas o cercanas a la subestación. Usando el criterio clásico de valoración de la TLI para dichos niveles de voltaje, que implicaba asumir que los interruptores de las líneas de transmisión eran de *propósito general*, se esperaba que una TLI de valor 3.0 mH deba ser instalada en serie con los bancos de capacitores de la SE Las Esclusas<sup>2</sup>, a nivel de 230 kV. Este valor sugería que la TLI (reactor con núcleo de aire) debía ocupar un área considerable de la asignada a la bahía de bancos de capacitores. Motivos de espacio físico de la SE Las Esclusas sugerían que las bahías de bancos de capacitores no podían incrementar sus dimensiones de longitud y espaciamiento entre fases.

Durante la investigación realizada para evaluar la TLI, dos documentos indicaban que altos valores de inductancia de la TLI habían provocado apertura fallida de los interruptores de los bancos de capacitores durante el despeje de fallas ocurridas en el banco de capacitores y entre la TLI y el banco de capacitores. Las partes principales de aquellos documentos se exponen a continuación.

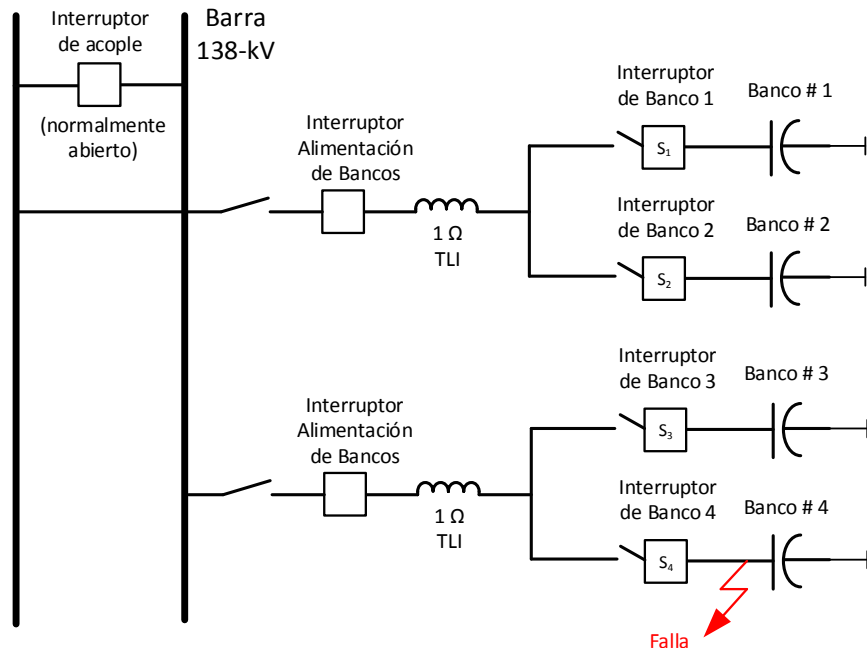
La referencia [2] trata sobre el impacto de la TLI a la capacidad de apertura del interruptor de la bahía de bancos de capacitores. Su estudio se basa en un hecho real sucedido en uno de cuatro bancos de capacitores de 57.6 MVAR, a nivel de 138 kV, con una TLI en serie de 1  $\Omega$  (2.65 mH) colocada para limitar la *severidad* de las corrientes de descarga. Un interruptor de 2000 A, que se usaba para proteger dos bancos de capacitores, fue incapaz de interrumpir la corriente de falla limitada por la TLI, debido al severo TRV provocado por la frecuencia natural muy elevada de la TLI (oscilación entre la parte inductiva y capacitiva). El valor de la TLI fue determinado para asegurar que el producto del valor pico de la corriente transitoria capacitiva de descarga por su frecuencia de oscilación sea menor a  $20 \times 10^6$  AHz (equivalente a 20 kAkHz) establecido en norma IEEE para interruptores de propósito general. En la Figura 1.1 se observa el diagrama unifilar de los bancos de capacitores de acuerdo a [2]; cada uno de los bancos es maniobrado con un interruptor equipado con una inductancia de preinserción de 40 mH (5.5  $\Omega$ ).

---

<sup>2</sup> En la SE Las Esclusas se encuentra instalado un banco de capacitores a 138 kV de 30 MVAR, con un TLI de 1.5 mH. En esta tesis, cuando se mencione al banco de capacitores de la SE Las Esclusas se debe entender a los bancos de capacitores que serán instalados a nivel de 230 kV.



Previo a la falla el interruptor acoplador de barras estuvo cerrado y todos los bancos estuvieron en operación. Instantes antes de la falla el Banco 2 fue desenergizado, luego se desenergizó el Banco 4 y una falla ocurrió en la fase A; la corriente de falla estuvo limitada por la TLI de  $1 \Omega$  (la inductancia de preinserción no afecta en apertura) y el interruptor de la fase A no interrumpió satisfactoriamente durante el proceso de apertura. La conclusión a la que llega este documento es que la TLI modificó el TRV durante la falla, provocando valores muy altos a través de los contactos abiertos del interruptor. Además, recomienda que se debe tener mucho cuidado con la aplicación de TLI conectados directamente en el lado de la carga del interruptor usado para proteger bancos de capacitores.



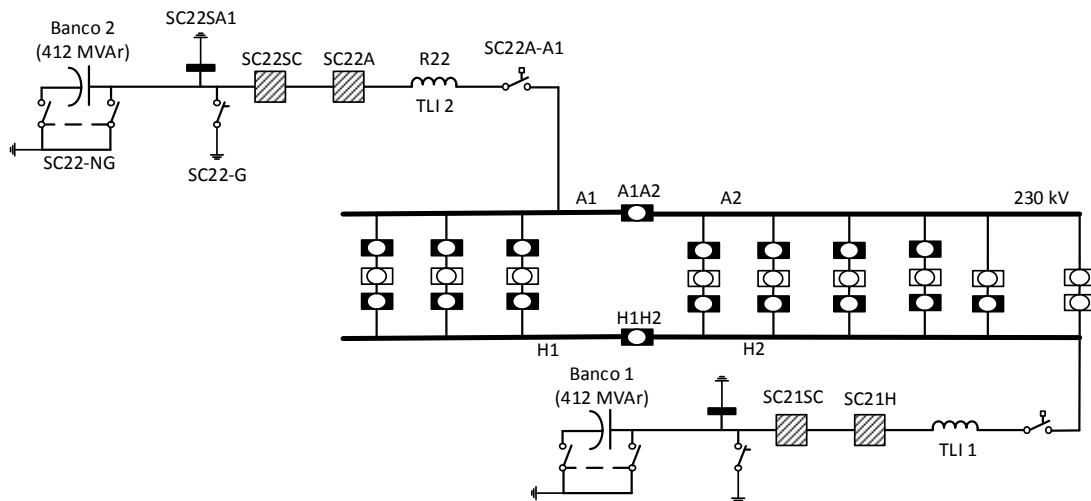
**Figura 1.1** Diagrama unifilar simplificado a nivel de 138 kV según [2]

La referencia [3] es aún más extensa y explícita, analizando un caso real ocurrido en la subestación Richview de Hydro One (Canadá) y operada por IESO. Esta subestación tiene dos bancos de capacitores de 412 MVar a nivel de 230 kV, con TLI en serie para control de corrientes de energización back-to-back. Los interruptores de los bancos fueron especificados en base a las TLI que estaban en servicio. En la Figura 1.2 se muestra el diagrama unifilar de la barra de 230 kV.

La falla ocurrió luego de la maniobra para colocar en servicio al banco de capacitores 2. El capacitor falló de manera explosiva resultando en una falla fase-fase-neutro ( $t=0s$ ). Las protecciones de fases A y B del banco operaron para abrir los interruptores SC22A y

SC22SC a  $t=14$  ms y  $t=16$  ms, respectivamente, de iniciada la falla, pero la corriente de falla no fue interrumpida. La falla inicial fase-fase se desarrolló en una falla trifásica a neutro, con una corriente de 38 kA. A  $t=65$  ms los contactos de SC22SC y SC22A empezaron a separarse, pero se produjo una reignición del arco. A  $t=196$  ms un arco sostenido en SC22SC causó que el metal se vaporice para crear un camino eléctrico colocando a tierra elementos del interruptor. Ocho milisegundos después las protecciones A y B de la barra A1, a 230 kV, detectaron una corriente relativamente pequeña a tierra y los interruptores de barra operaron. Algunos circuitos fueron abiertos. La falla se despejó luego de 287 ms. Producto de esto hubo aperturas de elementos en otros puntos de la red. En total, 1500 MW de carga se desconectaron, pero el sistema se mantuvo estable.

Las investigaciones realizadas por Hidro One determinaron que el TRV que ocurrió durante el despeje de la primera falla excedió los valores de diseño de los interruptores SC22A y SC22SC, provocando una reignición del arco debido a la rápida subida del TRV en sus etapas iniciales provocado por la TLI interactuando con las capacitancias parásitas de los terminales del interruptor. Cuando ocurre la reignición, la corriente de falla es interrumpida, pero solamente pocos microsegundos y eventos de apagado y encendido del arco se producen a través de los contactos del interruptor que están separándose.



**Figura 1.2** Diagrama unifilar de la barra de 230 kV según [3]

IESO declaró que todos los bancos de capacitores a 230 kV (32 en total) que tengan conectadas TLI estén indisponibles en el Ontario Bulk Power System; mientras que los capacitores a 115 kV debían estar disponibles solo para emergencia como último recurso de control de voltaje. Luego de un tiempo, para brindar soporte de potencia reactiva de manera segura, IESO e Hidro One definieron lo siguiente:

- Colocar un bypass a través de las TLI o remover la TLI.

Más casos a nivel mundial fueron reportados debido a situaciones similares. Esto provocó una gran confusión en los diseñadores y llevó a cuestionarse sobre las consecuencias de la TLI. La referencia [4] concluye que las TLI usadas para cumplir con el producto  $I_p \cdot f_n$ <sup>3</sup> establecido en la norma IEEE para corrientes de energización, crea valores de TRV que pueden exceder la soportabilidad de algunos tipos de interruptores en caso de que actúen para eliminar una corriente de falla en la cercanía (a pocos metros) de los bancos de capacitores (falla terminal). Además, menciona que los valores pico de la corriente de descarga sin el uso de la TLI están por debajo de la capacidad de corriente del interruptor. Por lo anterior, se debe analizar la conveniencia de usar o prescindir la TLI.

Debido a los problemas con los interruptores de bancos de capacitores, IEEE formó un comité en el año 2010 para revisar los criterios de uso y valoración de la TLI. Los resultados de este comité se emitieron en noviembre de 2014 mediante el Reporte Técnico PES-TR16 “Transient Limiting Inductor Applications in Shunt Capacitor Banks<sup>4</sup>” [5], donde se exponen nuevos criterios y límites para la valoración de la TLI aunque basados únicamente en la afectación de las corrientes transitorias capacitivas a los interruptores. La conclusión principal es que en la mayoría de los casos, en subestaciones que poseen bancos de capacitores y tiene todos sus interruptores con aislamiento interno en SF<sub>6</sub> no es necesario usar la TLI para control de corrientes de descarga, debido a que los interruptores en SF<sub>6</sub> soportan muy bien corrientes de alta frecuencia y, además, la capacidad de apertura del interruptor en SF<sub>6</sub> se ve disminuida por la presencia de la TLI. El único límite a ser tomado en cuenta es la capacidad de diseño de la corriente de primer pico de la corriente dinámica de cortocircuito del interruptor; es decir, 2.6 veces la capacidad de corriente rms de diseño de cortocircuito. Si este límite es superado por el valor pico de la corriente transitoria capacitiva, entonces es necesario usar una TLI. Su análisis se basa en:

- La nueva clasificación de los interruptores según IEEE C37.06-2009 [6].
- Actualmente en las subestaciones se implementan interruptores en SF<sub>6</sub>, interruptores en aceite van quedando en desuso.

---

<sup>3</sup> En este trabajo se contrae la escritura de  $I_p \cdot f_n$  a  $I \cdot f$  para generalizar el valor pico de la corriente transitoria capacitiva y su frecuencia de oscilación originadas por el sistema. Cuando este producto se refiera a los límites establecidos en las normas, se debe tener en cuenta que en las normas esta corriente es la debida a un evento de energización de un segundo banco (back-to-back).

<sup>4</sup> En este trabajo de titulación, a este documento técnico se lo denominará PES-TR16.

- La poca sensibilidad de los interruptores en SF<sub>6</sub> a las ondas de choque por corrientes transitorias capacitivas y a la existencia de un umbral de energía por debajo del cual la onda de choque no produce daño.
- Casos reales donde interruptores en SF<sub>6</sub> han soportado altos valores de  $I_p \cdot f_n$  sin que hayan provocado ondas de choque dañinas, lo que implica que existe un umbral de energía que puede soportar el interruptor, por lo que la *supuesta* capacidad  $I_p \cdot f_n$ , establecida en las normas, está sobrevalorada.
- La corriente de descarga no debe ser tratada como la corriente de energización; la afectación física al interruptor en SF<sub>6</sub> es diferente.
- Para interruptores en aceite los criterios del método clásico son válidos.

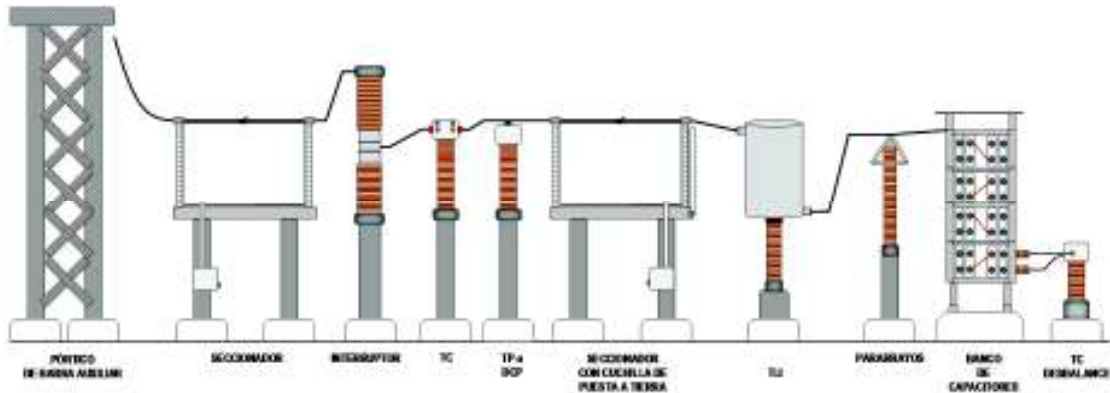
Además, establece que las corrientes de energización deben sujetarse a los límites de la Tabla 14 de C37.06-2009 por motivos de desgaste de los contactos (operación diaria de los bancos) debido al arco que se produce entre los polos del interruptor instante antes de que tomen contacto durante maniobras de cierre. En sus conclusiones agrega que un estudio integral de la TLI no debe basarse únicamente en la afectación al interruptor sino, además, la afectación a otros elementos de una subestación como secundarios de transformadores de corriente, malla de tierra y voltajes inducidos en cables de control. Estas dos últimas son resueltas mediante la conexión de los neutros de los bancos de capacitores a un neutro común y desde allí hacia un único punto de la malla de tierra y el uso de conductores de control apantallados y dispuestos de manera que su recorrido por la subestación no sea paralela a conductores de equipo primario por donde atraviesen corrientes transitorias capacitivas.

## **1.2. Marco Contextual: Arreglo estándar de bancos de capacitores usado en CELEC EP TRANSELECTRIC**

Este trabajo se enfoca en determinar la necesidad y valoración de TLI en bancos de capacitores a nivel de 230 kV, que deben ser instalados por primera vez en el Sistema Nacional de Transmisión (SNT) del Ecuador.

En las instalaciones de CELEC EP TRANSELECTRIC, los bancos de capacitores, a cualquier nivel de voltaje de transmisión (69 kV, 138 kV y 230 kV), tienen una conexión Y a tierra. Los equipos necesarios para la conexión de bancos de capacitores a la barra de la subestación son: transformador de corriente (TC) de desbalance para protección de fallas internas de unidades capacitivas, banco de capacitores (BC) que es un arreglo serie paralelo de unidades capacitivas (unid. cap.), pararrayos (PY), inductancia limitadora de transitorios (TLI por sus siglas en inglés: esta es la nueva denominación de IEEE; en IEC

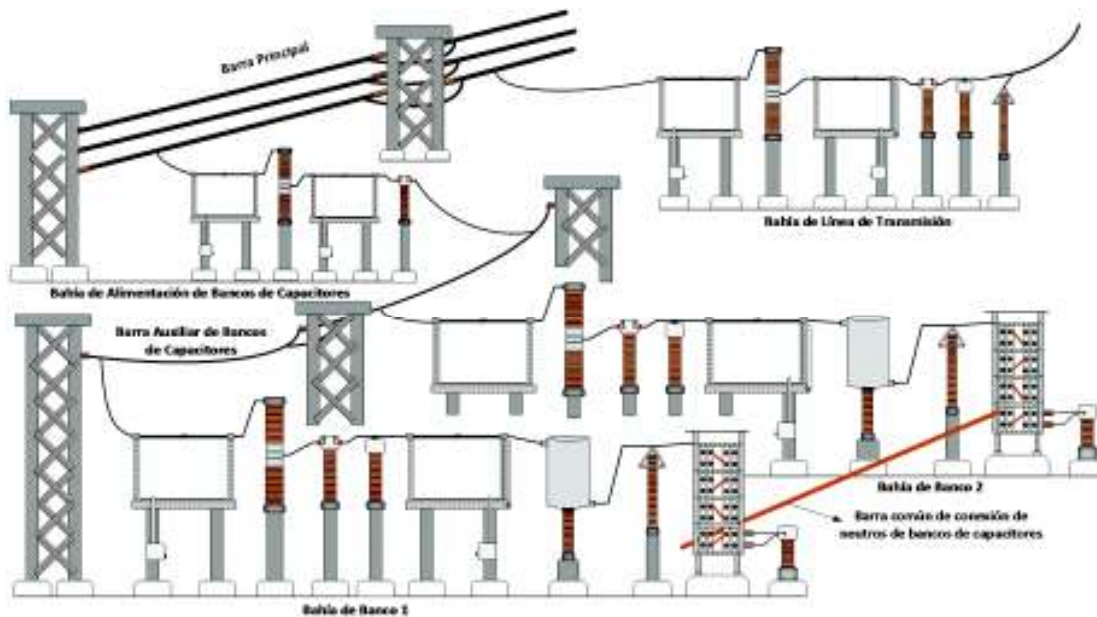
se conoce como Reactor de Amortiguamiento), seccionador con cuchilla de puesta a tierra, transformador de potencial capacitivo (TP) o divisor capacitivo de potencial (DCP), transformador de corriente, interruptor monofásico de cierre controlado (S) y seccionador. En la Figura 1.3 se presenta un diagrama típico de la disposición de los equipos de una bahía de bancos de capacitores dentro de una subestación.



**Figura 1.3** Arreglo típico de bahía de banco de capacitores

Cuando se tiene dos o más bancos en paralelo, la conexión de cada bahía de banco se la realiza hacia una barra auxiliar y desde allí, a través de una bahía de alimentación de bancos, que contiene únicamente un interruptor, un transformador de corriente y dos seccionadores, hacia la barra principal (la longitud de esta bahía es variable y depende de la ubicación de los bancos dentro de la subestación). La bahía de alimentación de bancos puede resultar adyacente a una bahía de línea de transmisión: esta configuración corresponde al caso más crítico para el análisis de corrientes transitorias capacitivas y es el que se estudiará de manera detallada en este trabajo. El punto neutro de cada banco es conectado a una barra común la cual, a su vez, se conecta a un único punto de la malla de tierra. En la Figura 1.4 se muestra este esquema.

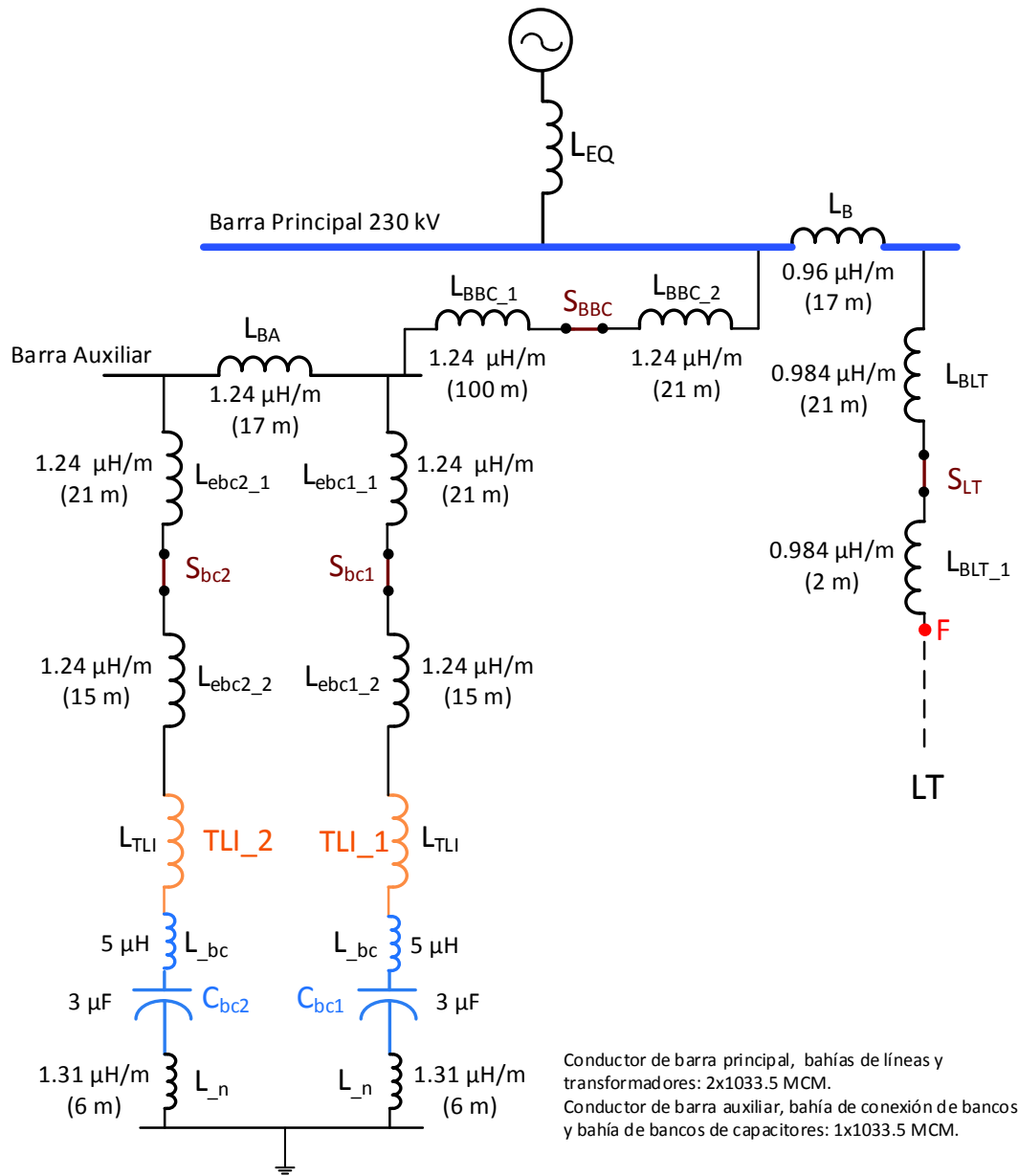
Para el análisis de las corrientes transitorias capacitivas obtenidas ya sea de forma analítica (cálculos aproximados) o mediante simulaciones, el principal aspecto que debe considerarse es que cada metro de conductor que conecta a los equipos primarios de una subestación debe ser tomado en cuenta ya que aportan inductancia, característica eléctrica que afecta directamente a la corriente transitoria capacitiva; por esta razón, el caso más crítico para el análisis de las corrientes de energización corresponde a la menor distancia eléctrica entre los bancos de capacitores, mientras que el caso más crítico para el análisis de las corrientes de descarga corresponde a la menor distancia eléctrica desde los bancos de capacitores hasta el punto de falla.



**Figura 1.4** Arreglo típico de dos o más bancos de capacitores

Las normas IEC 60071-4 [7] y C37.011-2011 [8] presentan rangos de valores típicos de inductancia por metro de conductor para subestaciones en alto voltaje, siendo el valor de  $0.93 \mu\text{H/m}$ , según [5], el que se puede usar para diseños preliminares en caso de no poder contar con valores reales (resultados conservativos). A su vez, para estudios de TRV, los aportes de capacitancia de cada equipo primario de la subestación, incluyendo la capacitancia de conductores que los conectan, deben ser tomados en cuenta; para esto, la norma C37.011-2011 ofrece valores típicos ya que estos resultan muy difíciles de obtener de fabricantes o de mediciones.

Para un cálculo analítico aproximado de las corrientes transitorias capacitivas, los modelos de resistencia (R), inductancia (L) y capacitancia (C) de los elementos de la red eléctrica son de parámetros concentrados (no toman en cuenta la onda viajera ni la dependencia de la frecuencia). Para el cálculo del valor pico máximo de la corriente transitoria capacitiva y su frecuencia de oscilación únicamente son necesarios los elementos L y C del circuito eléctrico. El diagrama de la Figura 1.5 es una representación eléctrica de la Figura 1.4 usando agrupaciones serie-paralelo de elementos L y C con modelos de parámetros concentrados. Todos los aportes de inductancia han sido tomados en cuenta, incluso la inductancia propia (inherente) de los bancos de capacitores. El problema con esta representación (modelos de parámetros concentrados) es que llevan a sobreestimar los valores de los resultados de voltaje y corriente. Valores más precisos se obtienen con modelos de parámetros distribuidos y dependientes de la frecuencia.



**Figura 1.5** Diagrama unifilar de conexión de dos bancos de capacitores

Donde:

- $L_{EQ}$  Inductancia equivalente del sistema en el punto de conexión de los bancos de capacitores.
- $L_{BBC}$  ( $_1$  y  $_2$ ) Inductancia de bahía de alimentación de bancos de capacitores.
- $L_{BA}$  Inductancia de tramo de barra auxiliar entre bancos de capacitores.
- $L_B$  Inductancia de tramo de barra principal (divide a las bahías de una SE)

$L_{BTL}$	Inductancia elementos de una bahía de línea de transmisión hasta llegar al interruptor de bahía.
$L_{BTL_1}$	Inductancia de bahía de línea de transmisión posterior al interruptor de bahía.
$L_{ebc}$	Inductancias de conductores que conectan los elementos de una bahía de bancos de capacitores a la barra auxiliar.
$L_{TLI}$	Inductancia limitadora de transitorios.
$L_{bc}$	Inductancia propia (inherente) de los capacitores.
$L_n$	Inductancia de los conductores que van hacia la malla de tierra.
$C_{bc}$	Capacitancia del banco de capacitores.
$S_{bc}$	Interruptor de banco de capacitores.
$S_{BBC}$	Interruptor de bahía de alimentación de bancos de capacitores.
$S_{LT}$	Interruptor de bahía de línea de transmisión.

En las subestaciones de CELEC EP TRANSELECTRIC el conductor 1033.5 MCM (1.24  $\mu\text{H/m}$ ) es usado para formar las barras principales y para interconectar los equipos de las bahías de líneas de transmisión y transformadores; generalmente se implementan dos conductores por fase. Para la barra auxiliar de banco y para interconectar los equipos de bahía de alimentación de banco y bahías de bancos de capacitores se usa un solo conductor por fase; dos conductores por fase incrementarán en cierta medida<sup>5</sup> la magnitud y frecuencia de las corrientes transitorias capacitivas.

### 1.3. Pregunta de investigación

De acuerdo a los nuevos criterios de valoración de la TLI establecidos en IEEE C37.06 2009 y PES-TR16 para el manejo de corrientes capacitivas por parte de los interruptores y su adaptación a interruptores fabricados bajo norma IEC, ¿es necesario instalar inductancias limitadoras de transitorios en serie con los futuros bancos de capacitores del SNT del Ecuador, a 230 kV, para el control de corrientes transitorias capacitivas y, de ser necesario, cuál debe ser su valor real?

### 1.4. Objetivo General

Analizar la factibilidad de prescindir el uso o de obtener el valor real de la inductancia limitadora de corrientes transitorias capacitivas en los futuros bancos de capacitores que serán instalados a nivel de 230 kV en el Sistema Nacional de Transmisión (SNT) del Ecuador, basados en la última actualización de la norma IEC C37.06 que corresponde al

---

<sup>5</sup> Estimaciones pueden obtenerse mediante las Ecuaciones 1.18, 1.12, 1.13, 1.25 y 1.27



año 2009, en el reporte técnico PES-TR16 “Transient Limiting Inductor Applications in Shunt Capacitor Banks”, en la afectación sobre el devanado secundario de transformadores de corriente y su carga y en la capacidad de sobrecorriente transitoria de la unidad capacitiva.

### **1.5. Objetivos Específicos**

- Realizar estudios detallados de transitorios electromagnéticos ante la presencia de bancos de capacitores conectados en Y en subestaciones a nivel de 230 kV del Sistema Nacional de Transmisión.
- Establecer modelos, basados en el estado del arte, de los componentes de una subestación típica a 230 kV, que considere la inclusión de bancos de capacitores, con fines de estudios de corrientes transitorias capacitivas.
- Obtener las corrientes de energización (inrush), de descarga debido a falla (outrush) y de descarga por reencendido (restablecimiento) debidas a bancos de capacitores sin el uso de las TLI y comparar con los nuevos criterios establecidos en los documentos PES-TR16 “Transient Limiting Inductor Applications in Shunt Capacitor Banks”, IEEE C37.06 2009 e IEC 62271-100 2012.
- Analizar la influencia de las corrientes transitorias capacitivas, sin el uso de las TLI, sobre los secundarios de los transformadores de corriente y su respectiva carga (equipo electrónico, relés, etc.) y sobre la capacidad de sobrecorriente transitoria de la unidad capacitiva.
- Proponer, en caso de que exista afectación, métodos de solución como descargadores en secundarios de los transformadores de corriente o el uso de TLI cuyo valor de inductancia sea la necesaria.
- Confirmar el criterio técnico que indica que la inductancia limitadora de transitorios no es respaldo del cierre sincronizado.
- Demostrar el incremento del RV en interruptores de bancos de capacitores ante el uso, innecesario, de TLI.
- Establecer las condiciones de bancos de capacitores para los cuales no exista la necesidad de implementar la TLI.
- Sugerir acciones prácticas que deberán ser consideradas durante la implementación del nuevo esquema de bancos de capacitores.

### **1.6. Alcance**

Este trabajo de Maestría *Profesionalizante* en Ingeniería Eléctrica explora el análisis de corrientes transitorias capacitivas y su afectación a equipos de la subestación; además de

un análisis del TRV de los interruptores de los bancos de capacitores y bahía de línea de transmisión. Estos estudios permiten, basados en las nuevas estipulaciones de las normas IEEE C37.06 2009 e IEC 62271-100 2012 y en el reporte técnico PES-TR16 “Transient Limiting Inductor Applications in Shunt Capacitor Banks”, establecer si es necesario implementar una TLI en serie con los bancos de capacitores y, en caso de ser necesario, determinar su valoración real. La comprensión de los fenómenos transitorios involucrados se estudian mediante modelos matemáticos simplificados implementados en el software Python; además, los métodos de control de las corrientes transitorias capacitivas se evidencian de las ecuaciones matemáticas que se presentan. Debido a la complejidad de solucionar matemáticamente las ecuaciones de un circuito eléctrico de gran tamaño, se utiliza el programa Alternative Transients Program (ATP) para obtener de manera precisa los voltajes y corrientes transitorias debidos a maniobras de bancos de capacitores. Los nuevos límites de IEEE para corrientes capacitivas son adaptados a IEC. Por lo tanto, el uso de la TLI ya no se enfoca a minimizar la afectación de la corriente de descarga por falla y de descarga por reencendido al interruptor, sino que se estudia la afectación a los transformadores de corriente y a la capacidad de corriente de la unidad capacitiva que se ven afectadas por la corriente de descarga y se demuestra que son éstos elementos quienes pueden imponer la necesidad y valoración de la inductancia de la TLI. Para el transformador de corriente se muestra que es posible aplicar descargadores en el secundario, mientras que para la unidad capacitiva muestra que es necesario utilizar una TLI. El resultado de este trabajo establece una nueva metodología de valoración de la inductancia de la TLI.

## **1.7. Marco Teórico**

El análisis para determinar la necesidad de instalar una TLI en serie con los bancos de capacitores tiene su base en tres fenómenos eléctricos importantes que son:

1. Corrientes transitorias de energización de bancos de capacitores, especialmente las provocadas por la energización de un segundo banco de capacitores con un primero en operación.
2. Corrientes transitorias de descarga de banco de capacitores por falla.
3. Voltaje Transitorio de Restablecimiento entre los polos de un interruptor durante su apertura.

El análisis y valoración de estas variables eléctricas permiten seleccionar los medios de control y mitigación de las corrientes transitorias capacitivas y de posibles reencendidos de

arco durante la apertura de los interruptores de los bancos de capacitores. Matemáticamente es posible estudiarlos mediante circuitos simplificados usando modelos de parámetros concentrados los cuales tienden a sobrevalorar los transitorios electromagnéticos por lo que, para estudios detallados, se debe tomar en cuenta los efectos de ondas viajeras y dependencia de la frecuencia; esto se logra con el uso de programas de simulación del tipo ElectroMagnetic Transients Program (EMTP). El programa ATP es uno de ellos.

El control de las corrientes transitorias capacitivas permitirá que elementos de una subestación como interruptores, transformadores de corriente y unidad capacitiva no vean afectadas su vida útil.

### **1.7.1. Corrientes transitorias capacitivas**

Las corrientes transitorias capacitivas son corrientes asociadas a maniobras de: bancos de capacitores, cables conectados en vacío y líneas de transmisión en vacío. Pueden llegar a tener un valor pico de algunas decenas de kiloamperios a una frecuencia de oscilación que puede llegar a las decenas de kilohertz; su duración puede ser desde un par de milisegundos hasta un ciclo de frecuencia fundamental. Específicamente, las maniobras de bancos de capacitores originan corrientes transitorias capacitivas de energización y de descarga del banco hacia fallas dentro o cercanas a una subestación. Estas corrientes atraviesan los interruptores y pueden causarles afectaciones, por lo que las normas IEC62271-100 2012 [9] e IEEE C37.06-2009 (y sus versiones anteriores) sugieren que se emplee algún tipo de control sobre  $I_p$ ,  $f_n$  e  $I_p \cdot f_n$ , dependiendo de la clasificación del interruptor de soportar estas corrientes.

### **1.7.2. Clasificación antigua de interruptores**

Hasta la norma IEEE C37.04 1999 se tenía la siguiente clasificación de interruptores que maniobran corrientes transitorias capacitivas:

- 1) Interruptor de propósito general
- 2) Interruptor de propósito definido

El interruptor de propósito general se usaba para maniobra infrecuente de elementos de una subestación como líneas de transmisión y transformadores. Los interruptores de propósito definido se usaban para maniobras frecuentes como la operación diaria de bancos de capacitores. Esta clasificación se basaba en la probabilidad de que ocurran reencendidos del arco durante la apertura de los interruptores que están sujetos a corrientes capacitivas: para un interruptor de propósito general no se tenían estudios de

cuántos reencendidos se producían, simplemente se aceptaba que al menos un reencendido de arco puede ocurrir durante el proceso de apertura; mientras que para el interruptor de propósito definido se esperaba una baja probabilidad de reencendido del arco durante su apertura. Los reencendidos provocan corrientes de descarga del banco de capacitores de gran magnitud y alta frecuencia, incluso superiores a las corrientes de descarga debido a una falla dentro o cercana a la subestación.

En la norma IEC 62271-100 2012 (y versiones anteriores) no existe esta clasificación de interruptores; simplemente ofrece Clase C1 (baja probabilidad de reencendido) y Clase C2 (muy baja probabilidad de reencendido). Luego de la revisión de IEEE C37.04 1999, IEEE adoptó en C37.06 2009 la Clase C1 y C2 de IEC 62271-100 2008.

### **1.7.3. Límites clásicos de interruptores que maniobran corrientes transitorias capacitivas**

En IEC 62271-100 2012 (y versiones anteriores) e IEEE C37.04 1999 (y versiones anteriores) los límites de los interruptores para soportar las corrientes de energización en eventos BTB se establecieron sin un estudio a profundidad [5], con la finalidad de evitar daños del interruptor que se produjeron en interruptores que, en ese entonces, tenían como aislamiento interno al aceite dieléctrico. Aquellos límites dieron muy buenos resultados y se redujeron en gran medida las fallas de los interruptores por el paso de corrientes transitorias capacitivas.

Para los interruptores de propósito general se debía observar que el valor de  $I_p$  sea menor a 1.4 veces la corriente rms de diseño de cortocircuito o que sea menor a 50000 A pico. Además, el producto  $I_p \cdot f_n$  no debía ser superior a 20 kA<sub>rms</sub>Hz. Este tipo de interruptores normalmente se instalaban para líneas de transmisión con muy pocas operaciones al año. En cambio, los interruptores de propósito definido de IEEE y todos los interruptores de IEC tienen una capacidad superior al interruptor de propósito general debido a que estos interruptores estaban diseñados para una mayor cantidad de maniobras al año, que es lo que sucede en bancos de capacitores que pueden llegar a operar hasta dos o tres veces al día. En la Tabla 1.1 [10] se indican dichos límites.

A pesar de que el medio aislante aceite dieléctrico desde hace algunos años atrás va quedando en desuso por el medio aislante gas SF<sub>6</sub>, los límites en la norma IEEE se mantuvieron hasta el año 2009 y hasta la actualidad en la norma IEC. Debido a que nunca se realizó un estudio a profundidad de corrientes de descarga [5] IEC 62271-100 2012 e IEEE C37.04 1999 [11] y sus versiones anteriores fijaron para ésta corriente los mismos límites que los establecidos para corrientes de energización BTB.

**Tabla 1.1** Clasificación antigua de interruptores que maniobran corrientes de energización BTB [10]

Corrientes inrush por energización Back-to-Back de bancos de capacitores						
	Tipo de interruptor	Nivel de voltaje	$I_p$	$f_n$	$I_p \cdot f_n$	
		kV	kA	kHz	kAkHz	
	IEC	Todos	20	4.25	85	
	IEEE	Propósito general	$1.4 \cdot I_{cc\_rms}$ ó 50000 A		20	
		Propósito definido	145	16	4.3	69
		Propósito definido	245	20	4.3	86

Por esta razón, cuando se realizaban los estudios para corrientes de descarga se tenía en cuenta aquellos límites (Tabla 1.1) y, además, se asumía que los interruptores adyacentes a la bahía de conexión de bancos de capacitores eran de propósito general (tal vez esto sea cierto para subestaciones antiguas); el único método de control es la TLI y su valoración debía lograr que las corrientes de descarga sean en magnitud y frecuencia menores a los de la Tabla 1.1. En los diseños del SNT, por motivos de mantener un *margen adecuado de seguridad* el límite  $I_p \cdot f_n$  se disminuía a valores menores que 20 kAkHz para corrientes de descarga a través de interruptores de línea de transmisión; mientras que, para el control de las corrientes capacitivas de energización desde hace algunos años se ha venido usando el cierre controlado de los interruptores de las bahías de bancos de capacitores. De acuerdo a [12], cualquier otro método de control para corrientes de energización usado de manera conjunta con el cierre controlado, como resistencia o inductancia de preinserción (actúan pocos milisegundos después del cierre) o inductancia fija (TLI), aportan de manera marginal.

#### 1.7.4. Corriente de energización (inrush) del primer banco

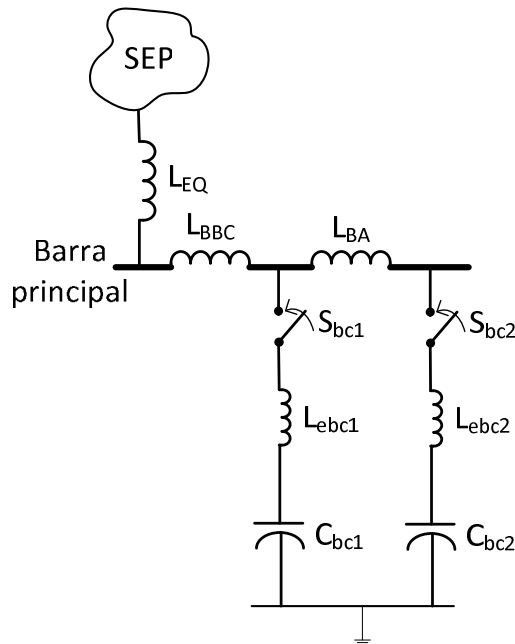
El modelo que se realiza para el estudio (cálculo aproximado o mediante simulación) considera que el equivalente del sistema eléctrico de potencia (SEP), visto desde la barra principal a la cual se va a conectar la bahía de alimentación de bancos, está formado por una fuente y una impedancia equivalente de cortocircuito ( $Z_{EQ}$  o  $L_{EQ}$ ), según la Ecuación 1.1, en serie con la impedancia de la bahía de alimentación de bancos, mientras que el o los bancos de capacitores y los elementos que conforman su bahía y el tramo de barra auxiliar que los unen están formados por elementos inductivos y capacitivos. En la Figura 1.6 se muestra el diagrama unifilar.

$$X_{EQ} = \frac{V_{ll}^2}{S_{cc\_3\phi}}$$

**Ecuación 1.1** Reactancia equivalente del sistema

Donde:

- $X_{EQ}$  Impedancia equivalente del sistema en ohmios ( $\Omega$ ) en el punto de conexión de los bancos de capacitores.
- $V_{ll}$  Voltaje línea a línea en kilovoltios (kV) en el punto deseado del equivalente.
- $S_{cc\_3\phi}$  Potencia de cortocircuito trifásico en MVA calculada en el punto deseado del equivalente.



**Figura 1.6** Circuito eléctrico para estudio de conexión de bancos de capacitores

Donde:

- $L_{abc1}$  o  $L_{abc2}$  Inductancia total bahía de bancos de capacitores (si es necesaria la TLI, su valor debe ser tomado en cuenta en esta inductancia). De la Figura 1.5:  $L_{abc1} = L_{abc1\_1} + L_{abc1\_2} + L_{TLI} + L_{bc} + L_n$ .

La Figura 1.7 presenta el diagrama unifilar para la conexión del primer banco de capacitores. Para una evaluación analítica del valor pico  $I_{p\_e}$  de la corriente de energización,  $i_{e\_1}(t)$ , y de su frecuencia de oscilación, es posible descartar la parte resistiva del circuito

eléctrico, aunque para un análisis de la corriente en el dominio del tiempo es necesario considerarla.

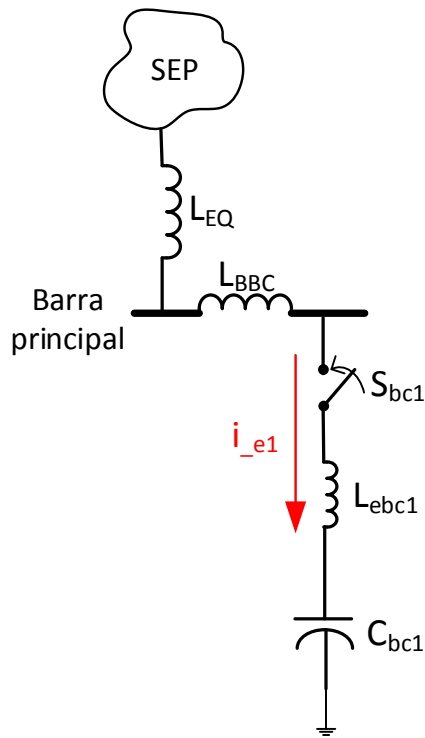
Los valores de impedancia pueden ser cambiados a inductancia usando la Ecuación 1.2.

$$L_{EQ} = \frac{X_{EQ}}{\omega}$$

**Ecuación 1.2** Inductancia equivalente del sistema

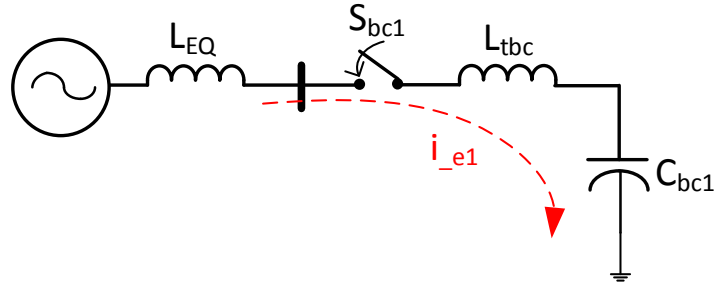
Donde:

$\omega$  es la velocidad eléctrica a una frecuencia  $f$  de 60 Hz



**Figura 1.7** Diagrama unifilar para estudio de conexión del primer banco de capacitores

Los valores de  $L_{BBC}$  y  $L_{abc}$  se pueden obtener mediante un software del tipo EMTP que calcula el modelo Pi concentrado de una línea de transmisión o barra, o según valores sugeridos por fabricante o valores típicos sugeridos en normas. El circuito L-C equivalente para la energización del primer banco de capacitores es el que se presenta en la Figura 1.8, donde  $L_{tbc} = L_{abc} + L_{BBC}$ .



**Figura 1.8** Circuito equivalente para energización del primer banco de capacitores

Según el método de solución de superposición, la corriente de energización de este circuito tendrá dos componentes de frecuencia [13]: la impuesta por el sistema a 60 Hz (solución particular) y aquella impuesta por la respuesta natural de los elementos inductivos y capacitivos del circuito (solución homogénea), evaluadas a partir de los parámetros L y C del circuito. En el caso de la Figura 1.8 la inductancia total  $L_{T1}$  será igual a  $L_{tbc} + L_{EQ}$ , mientras que C será la capacitancia del primer banco de capacitores  $C_{bc1}$ . La velocidad eléctrica natural del circuito se obtiene de la Ecuación 1.3.

$$\omega_n = \frac{1}{\sqrt{L_{T1} \cdot C_{bc1}}}$$

**Ecuación 1.3** Velocidad eléctrica de respuesta natural de un circuito LC.

Si no se toma en cuenta la inductancia  $L_{tbc}$ , debido a que  $L_{tbc} \ll L_{EQ}$ , la frecuencia natural  $f_n$  está dada por la Ecuación 1.4 [5]. De acuerdo a [14], la Ecuación 1.4 es simplificada y válida para cuando la potencia del banco de capacitores es mucho menor a la potencia de cortocircuito del punto donde se conecta el banco ( $MVA_{r\_3\phi} \ll MVA_{cc\_3\phi}$ ).

$$f_n = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_{EQ} \cdot C_{bc1}}} = f \sqrt{\frac{X_{bc}}{X_{EQ}}} = f \sqrt{\frac{MVA_{cc\_3\phi}}{MVA_{r\_3\phi}}} = f \sqrt{\frac{1}{\Delta V}}$$

**Ecuación 1.4** Frecuencia eléctrica de respuesta natural basada en equivalente del sistema.

Donde:

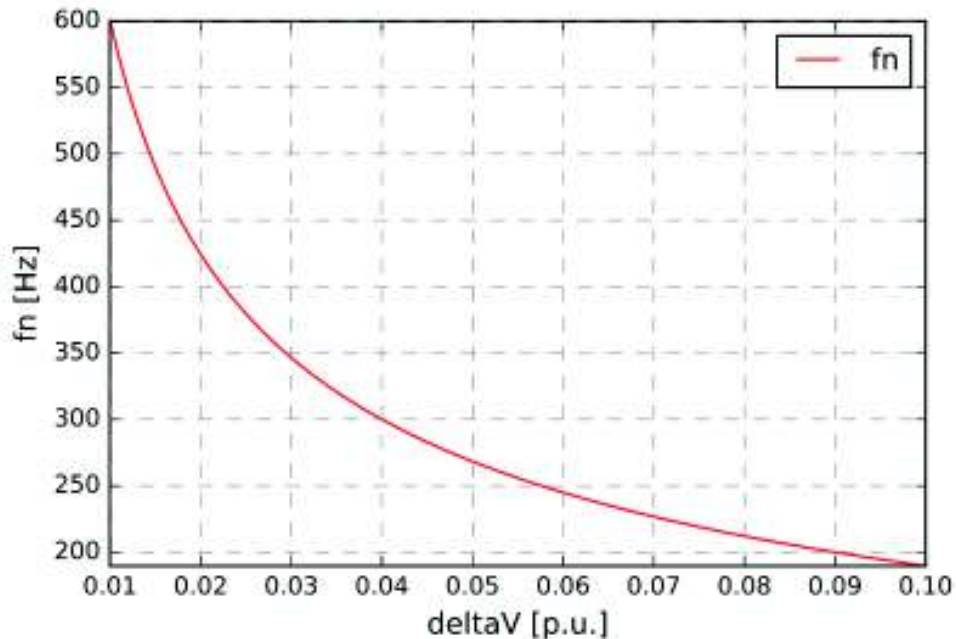
- $X_{bc}$  Impedancia capacitiva ( $\Omega$ ) del banco de capacitores.
- $MVA_{cc\_3\phi}$  Potencia de cortocircuito trifásico en MVA (igual a  $S_{cc\_3\phi}$ ).
- $Q_{bc}$  Potencia reactiva nominal trifásica, a voltaje nominal, del banco de capacitores.



$\Delta V$  Variación del voltaje en p.u. debido a la conexión del banco de capacitores.

En CELEC EP TRANSELECTRIC, el criterio para determinar la capacidad nominal de potencia reactiva,  $Q_{bc}$ , de cada banco de capacitores viene dado por la máxima variación de voltaje entre el valor previo a la conexión y el valor posterior a la conexión: 3%. Si la variación es superior, entonces se debe dividir en  $k$  bancos de igual capacidad  $Q_{bc}$ .

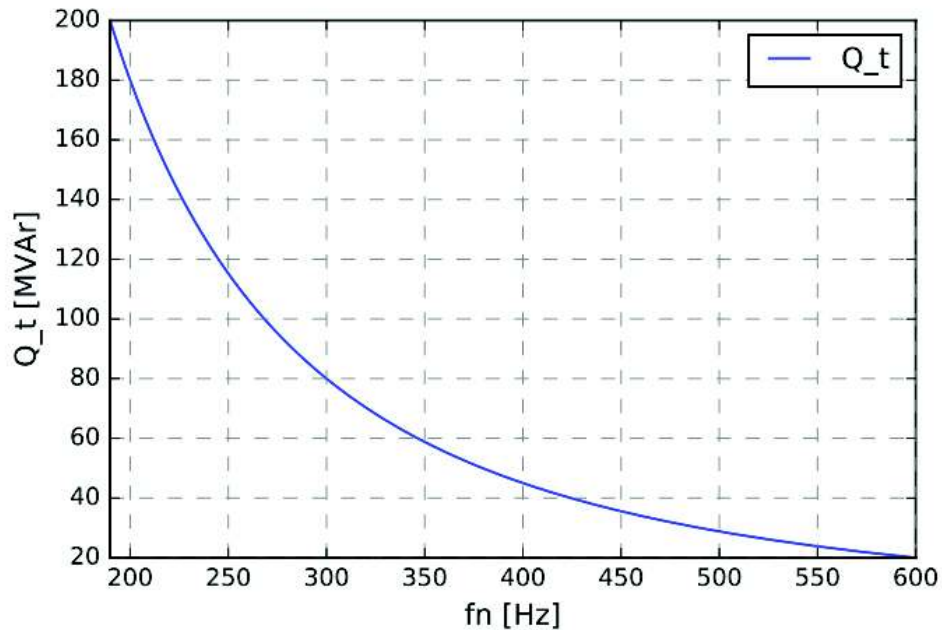
De las equivalencias de la Ecuación 1.4, se puede obtener un valor aproximado de la frecuencia natural de oscilación  $f_n$  y de la potencia reactiva del banco de capacitores, en MAVr, para una conexión a una barra de cierta potencia de cortocircuito. Si, por ejemplo, la potencia de cortocircuito en una barra de 230 kV es de 2000 MVA, entonces, en la Figura 1.9 se presenta la frecuencia de oscilación cuando se conecta el banco en función de la variación de voltaje en por unidad (p.u.): para una variación máxima del 3% del voltaje cuando se conecta un banco de capacitores, se obtiene una frecuencia de oscilación alrededor de 350 Hz. Para este valor de  $f_n$ , en la Figura 1.10 se observa que la potencia que debe tener el banco de capacitores es alrededor de 60 MVar.



**Figura 1.9** Frecuencia natural del circuito equivalente en función de la variación de voltaje en p.u., debido a la conexión de un primer banco de capacitores

De acuerdo a [5] para la energización del primer banco de capacitores en alto voltaje se espera bajos valores pico de la corriente transitoria capacitiva y baja frecuencia de oscilación, por lo que esta corriente, generalmente, no presenta problemas para el

interruptor; incluso, variaciones (sensibilidad) en el valor de  $L_{EQ}$  afectan muy poco a la frecuencia de oscilación (Ecuación 1.4) y al valor pico de la corriente (Ecuación 1.5). Cabe señalar que  $L_{EQ} \gg L_{BBC}, L_{BA}$  y  $L_{ebc}$ . En cambio, el voltaje en la barra de conexión puede llegar a valores cercanos a 2.0 p.u. por lo que es necesario controlar estos sobrevoltajes (el cierre controlado es una buena opción).



**Figura 1.10** Potencia reactiva del banco de capacitores (MVAR) en función de la frecuencia natural del circuito equivalente

#### 1.7.4.1. Solución Particular

Del circuito serie de la Figura 1.8, se deduce que el ángulo ( $\theta$ ) de la impedancia es de  $90^\circ$ . Entonces, asumiendo que el banco de capacitores está descargado, la solución particular para la corriente de energización del primer banco de capacitores está dada por la Ecuación 1.5.

$$i_{e1,p}(t) = \frac{V_m}{\frac{1}{\omega \cdot C_{bc1}} - \omega \cdot (L_{EQ} + L_{tbc})} \cdot \sin(\omega t + \varphi + \theta)$$

**Ecuación 1.5** Componente particular de la corriente de energización del primer banco.

Donde:

$V_m$  Voltaje máximo de operación ( $V_m = V_{ll} \cdot \sqrt{\frac{2}{3}}$ )

$\varphi$  Ángulo de inicio del voltaje  $V_m$ .

$\theta$  Ángulo de la carga.

#### 1.7.4.2. Solución Homogénea

La solución homogénea de la corriente de energización considera la impedancia natural del circuito  $Z_n$  y está dada por la Ecuación 1.6.

$$i_{e1_h}(t) = \frac{V_m}{Z_n} \cdot \sin(\omega_n t)$$

**Ecuación 1.6** Componente homogénea de la corriente de energización del primer banco.

Donde:

$$Z_n = \sqrt{\frac{L_{EQ} + L_{tbc}}{C_{bc1}}}$$

**Ecuación 1.7** Impedancia natural de un circuito LC

La solución total para la corriente de energización del primer banco está dada por la Ecuación 1.8.

$$i_{e1}(t) = i_{e1_p}(t) + i_{e1_h}(t)$$

**Ecuación 1.8** Corriente de energización del primer banco.

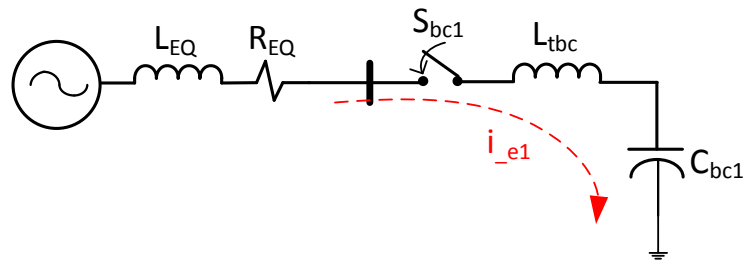
De la Ecuación 1.8 se puede deducir que  $I_{p,e1}$  máximo ocurrirá cuando coincida el valor pico máximo de la componente particular y el valor pico máximo de la componente homogénea.

No obstante, siempre existe algún componente de pérdidas que puede ser representado por una resistencia. Entonces, al equivalente del sistema se debe agregar un componente resistivo ( $R_{EQ}$ ) de acuerdo a la Ecuación 1.9.

$$\frac{X_{EQ}}{R_{EQ}} = \chi$$

**Ecuación 1.9** Relación X/R del equivalente de cortocircuito

Para sistemas de transmisión  $\chi$  está en el orden de 4 – 10. En la Figura 1.11 se observa la inclusión de  $R_{EQ}$  en serie con  $L_{EQ}$ . La impedancia equivalente,  $Z_{EQ}$ , se puede obtener mediante la Ecuación 1.10 y está formada por una parte resistiva y otra inductiva.



**Figura 1.11** Circuito equivalente, con inclusión de la parte resistiva del equivalente de cortocircuito, para energización del primer banco de capacitores

El voltaje en el banco de capacitores está dado por la Ecuación 1.11 y está formado por una solución particular y una solución homogénea; el valor máximo resultará cuando los picos de la solución particular y homogénea coincidan y, teóricamente puede llegar a 2.0 p.u.

$$Z_{EQ} = \sqrt{X_{EQ}^2 + R_{EQ}^2}$$

**Ecuación 1.10** Impedancia equivalente total del sistema

$$V_{bc1}(t) = i_{e1,p}(t) \cdot X_{c_{bc1}} - V_m \cdot \cos(\omega_n t)$$

**Ecuación 1.11** Voltaje en banco de capacitores por energización del primer banco

Se debe tomar en cuenta que modelos Pi concentrados ofrecerán resultados más conservativos que si se usan modelos dependientes de la frecuencia<sup>6</sup>; éste concepto se presenta en [15].

### 1.7.5. Corrientes de energización del segundo banco (back-to-back)

El evento que ocurre cuando se energiza un segundo banco de capacitores, estando ya un primero en operación, provoca corrientes transitorias capacitivas  $i_{e2}$  de alta magnitud y alta frecuencia de oscilación  $f_{n_{e2}}$  que fluirán entre los bancos de capacitores y sus equipos asociados. La característica de esta corriente es que la solución homogénea tiene dos componentes:  $i'_{e2}$  a  $f_{n1_{e2}}$  e  $i''_{e2}$  a  $f_{n2_{e2}}$ .

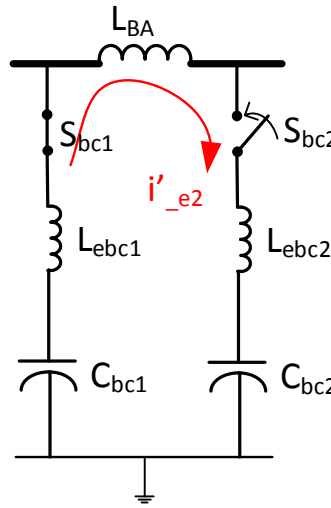
La frecuencia  $f_{n1_{e2}}$  es debida a la respuesta natural del circuito formado por los  $k$  bancos de capacitores en paralelo, sin ninguna fuente conectada a ellos, tal como se muestra en la Figura 1.12. Durante la energización del segundo banco, cierta energía del primer banco se trasladará hacia el segundo dependiendo de la tasa de descarga del banco de

<sup>6</sup> Esta idea se puede verificar mediante los resultados de la Figura 3.5 en 3.1.4.

capacitores; la corriente de descarga ( $i'_{e2}$ ) está limitada por las inductancias existentes entre los bancos de capacitores ( $L_{ebc1}$  y  $L_{BA}$ ); generalmente, estas inductancias son muy pequeñas y provocan que el valor pico de la corriente,  $I'_{p_e2}$ , y de su frecuencia  $f_{n1_e2}$  sean elevados. Además, se debe notar que para la corriente de descarga la  $L_{EQ}$  no tiene ninguna afectación. Aplicando la Ecuación 1.4 y resolviendo para la frecuencia, se tiene que el valor de  $f_{n1_e2}$  está dado por la Ecuación 1.12.

$$f_{n1_e2} = \frac{1}{2\pi \cdot \sqrt{(L_{ebc1} + L_{ebc2} + L_{BA}) \cdot \left(\frac{C_{bc1} \cdot C_{bc2}}{C_{bc1} + C_{bc2}}\right)}}$$

**Ecuación 1.12** Solución para  $f_{n1_e2}$  durante un evento BTB



**Figura 1.12** Circuito equivalente para obtener la frecuencia natural  $f_{n1_e2}$  durante un evento BTB

En una energización BTB el voltaje del banco que ya está en servicio tiene un valor  $V_m$ , mientras que el voltaje del banco que se conecta es de valor cero (descargado). Entonces, el valor pico máximo de la corriente oscilatoria a frecuencia  $f_{n1_e2}$  está dado por la Ecuación 1.13. Se recalca que esta corriente será la que circulará por los bancos de capacitores, no por la fuente.

$$I'_{p_e2} = V_m \cdot \sqrt{\frac{1}{(L_{ebc1} + L_{ebc2} + L_{BA}) \cdot \left(\frac{C_{bc1} \cdot C_{bc2}}{C_{bc1} + C_{bc2}}\right)}}$$

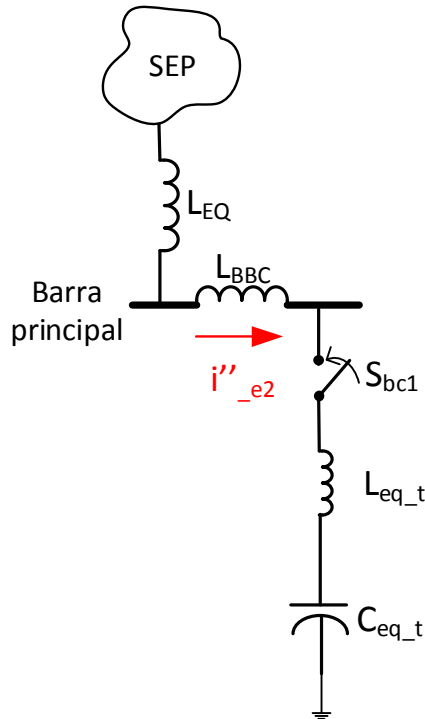
**Ecuación 1.13** Valor pico de la componente de corriente BTB a frecuencia  $f_{n1_e2}$

La segunda frecuencia  $f_{n2_e2}$  es debida a los  $k$  bancos de capacitores conectados en paralelo resonando con la impedancia del equivalente de cortocircuito; la inductancia total

$L_T$  se obtiene de la Ecuación 1.14, donde  $L_{eq\_t}$  es el equivalente entre  $L_{ebc1}$ ,  $L_{ebc2}$  y  $L_{BA}$  de la Figura 1.12. Una simplificación puede ser realizada tomando en cuenta que  $L_{EQ} \gg L_{BBC}$ , por lo que  $L_{BBC}$  puede ser despreciada. En la Figura 1.13 se muestra el circuito equivalente.

$$L_T = L_{EQ} + L_{BBC} + L_{eq\_t}$$

**Ecuación 1.14** Inductancia equivalente del circuito durante la energización del segundo banco de capacitores



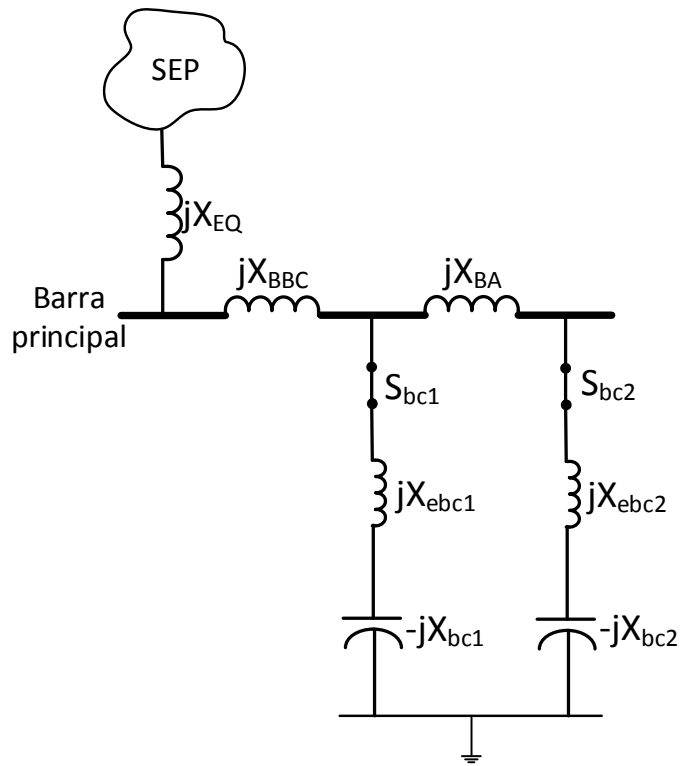
**Figura 1.13** Circuito equivalente con reducción de las bahías de bancos de capacitores

La inductancia  $L_{eq\_t}$  y la capacitancia  $C_{eq\_t}$  pueden ser obtenidas usando la Ecuación 1.15 que se deduce a partir de la Figura 1.14.

$$Z_{eq\_t} = (jX_{BA} + jX_{ebc2} - jX_{bc2}) || (jX_{ebc1} - jX_{bc1})$$

**Ecuación 1.15** Cálculo de la impedancia equivalente de los bancos de capacitores

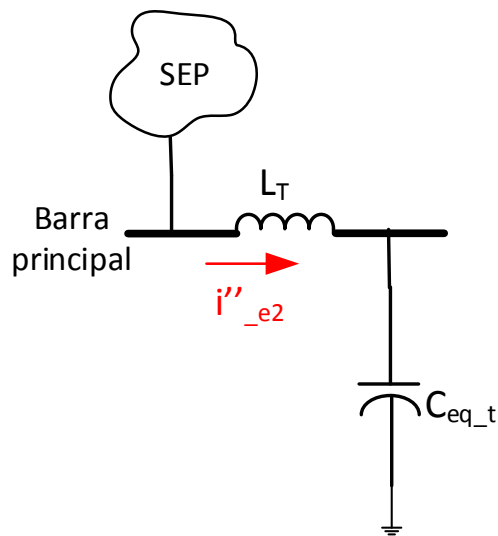
El circuito reducido con el que se calcula la corriente  $i''_{e2}$  se presenta en la Figura 1.15. La inductancia total  $L_T$  se diferencia de la inductancia total  $L_{T1}$  anterior en que  $L_T$  toma en cuenta los  $k$  bancos en paralelo, mientras que  $L_{T1}$  toma en cuenta un solo banco. La frecuencia de oscilación  $f_{n2\_e2}$  y el valor pico máximo  $I''_{p\_e2}$  vienen dadas por la Ecuación 1.16 y Ecuación 1.17, respectivamente.



**Figura 1.14** Circuito basado en impedancias para obtener  $L_{e,t}$ .

$$f_{n2\_e2} = \frac{1}{2\pi \cdot \sqrt{L_T \cdot C_{eq\_t}}}$$

**Ecuación 1.16** Solución para  $f_{n2\_e2}$  durante un evento BTB



**Figura 1.15** Circuito equivalente para obtener la frecuencia natural  $f_{n2\_e2}$  durante un evento BBT

$$I''_{p\_e2} = V_m \cdot \sqrt{\left(\frac{C_{bc1} \cdot C_{bc2}}{C_{bc1} + C_{bc2}}\right) \cdot \frac{1}{L_T}}$$

**Ecuación 1.17** Valor pico de la componente de corriente BTB a frecuencia  $f_{n2\_e2}$

Una tercera componente de la corriente de energización  $i'''_{e2}$  es aquella que toma en cuenta todo el sistema en estado estable (60 Hz). El valor pico máximo  $I'''_{p\_e2}$ , cuando ya están conectados los dos bancos de capacitores, se la obtiene de la Ecuación 1.18.

$$I'''_{p\_e2} = \frac{V_m}{X_{EQ} + X_{BBC} + X_{eq\_t} - X_{Ceq\_t}}$$

**Ecuación 1.18** Valor pico de la componente de corriente BTB a frecuencia industrial  $f$

Donde:

$X_{Ceq\_t}$  Reactancia capacitiva de los bancos de capacitores

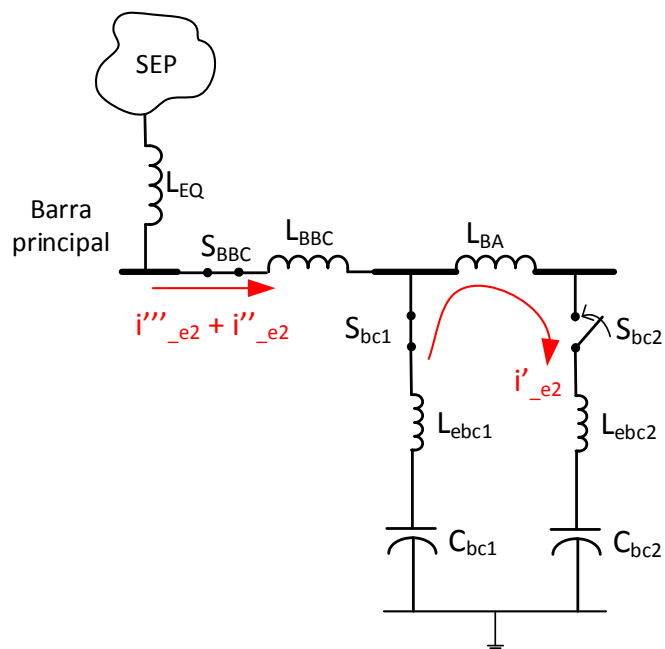
Por lo tanto, con base en lo expuesto anteriormente, las corrientes de interés son aquellas de los interruptores de los bancos ( $S_{bc1}$  y  $S_{bc2}$ ) y el interruptor de la bahía alimentación de bancos de capacitores ( $S_{bbc}$ ), tal como se muestra en la Figura 1.15. En algún instante, los picos máximos de las tres corrientes coincidirán formando el valor pico máximo de la corriente de energización BTB.

El circuito de la Figura 1.16 se modela en ATP, tal como se muestra en la Figura 1.17, para el estudio de la corriente de energización BTB debido a la conexión del segundo banco de capacitores a nivel de 230 kV. Los datos son los siguientes:  $L_{EQ} = 32.02$  mH,  $R_{EQ} = 1.26$   $\Omega$ ,  $L_{ebc1} = L_{ebc2} = 0.08437$  mH,  $L_{BA} = 0.034$  mH,  $L_{BBC} = 0.242$  mH y  $C_{bc1} = C_{bc2} = 3$   $\mu$ F. Los resultados usando el método analítico aproximado y mediante simulación con ATP se muestran en la Tabla 1.2.

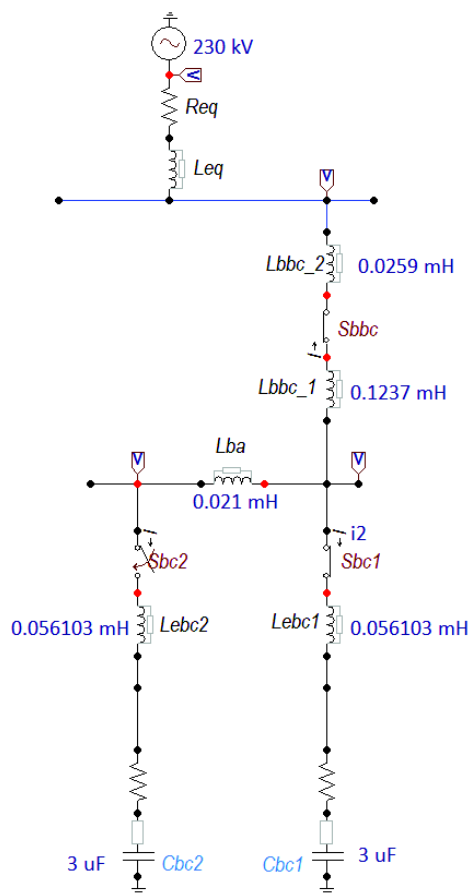
**Tabla 1.2** Comparación de resultados mediante cálculo analítico aproximado y simulación en ATP para corrientes de energización BTB de la Figura 1.16.

	$f_{n1\_e2}$	$f_{n2\_e2}$	$f$	$I'_{p\_e2}$	$I''_{p\_e2}$	$I'''_{p\_e2}$	$I_{SBBC}$	$I_{p\_e2}$	$I_{p\_e2} \cdot f_{n\_e2}$
	Hz	Hz	Hz	A	A	A	A	A	AHz
Cálculo Analítico	11242	362	60	19955	642	219	438	20816	$234 \times 10^6$
Simulación ATP	11136	360	60	20223	607	218	436	20615	$230 \times 10^6$





**Figura 1.16** Componentes de la corriente de energización durante un evento BTB



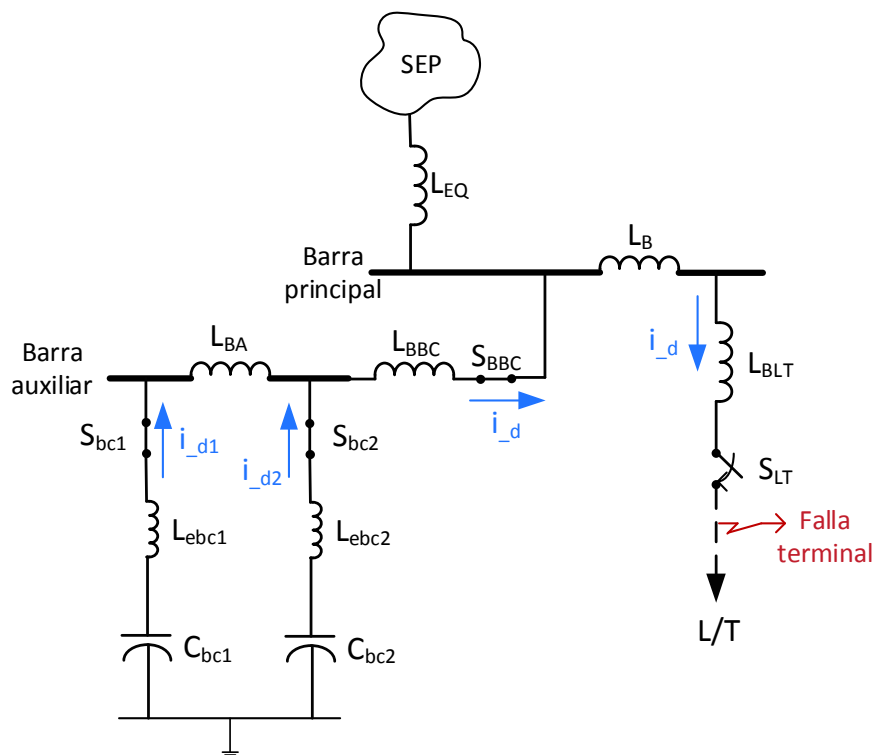
**Figura 1.17** Caso de estudio de energización BTB

De la Tabla 1.2 se observa que la corriente de mayor valor pico y mayor frecuencia de oscilación que se desarrolla durante un evento de energización de un segundo banco de capacitores es aquella que circula entre los bancos de capacitores ( $I'_{p_{e2}}$ ) por la transferencia de parte de la energía del banco que estuvo previamente en operación hacia el banco que se conecta. Esta corriente está directamente relacionada con la inductancia entre los bancos de capacitores y el voltaje con el que se energiza el segundo banco de capacitores; por esta razón un análisis de sensibilidad de  $L_{EQ}$  aporta muy poco. Además, cabe señalar que bajos valores de  $L_{EQ}$  implican que en dicho punto el sistema tiene alta potencia de cortocircuito por lo que, en dichos puntos, no es necesario la implementación de compensación capacitiva para control de voltaje. Los métodos de control tratan de minimizar la corriente entre los bancos de capacitores.

### 1.7.1. Corrientes de descarga (outrush) de bancos de capacitores

Desde los años en que se usaban los interruptores con aceite dieléctrico como medio aislante interno (la tecnología de interruptores con medio aislante gas SF<sub>6</sub> aún no estaba desarrollada), una falla que ocurra al interior de la subestación que posee bancos de capacitores era considerada uno de los eventos más estresantes para este tipo de interruptores, ya que el banco se descarga hacia el punto de falla a través de una corriente transitoria capacitiva de alta magnitud,  $i_d$ , con un valor pico máximo incluso mayor al de la corriente de energización BTB sin control, y alta frecuencia de oscilación  $f_{n_d}$  (del orden de los 4000 – 6000 Hz [5]), que atraviesan los interruptores y, en algunos casos, provocaron su destrucción. A este tipo de corriente se la conoce como corriente de descarga del/los banco/s de capacitor/es. Generalmente, el caso más crítico de corriente de descarga se produce en una energización en falla terminal trifásica (a pocos metros del interruptor que realiza la conexión) de la bahía de una línea de transmisión adyacente a la bahía de bancos de capacitores como, por ejemplo, la bahía de línea de transmisión que se muestra en la Figura 1.4.

Del diagrama de la Figura 1.18, que es una reducción del circuito de la Figura 1.5, resulta claro que la corriente de descarga total  $\dot{i}_d$  que atraviesa el interruptor de bahía de alimentación de banco  $S_{BBC}$  y el interruptor que cierra en falla  $S_{LT}$  es igual a la suma de la corriente de descarga de cada banco  $i_{dk}$  que atraviesa su interruptor  $S_{bck}$ ; por esta razón, para el caso más crítico se estudia al interruptor de la bahía de línea adyacente a la bahía de alimentación de bancos y no a los interruptores de los bancos. Es importante destacar que lo único que limita a la corriente de falla es la inductancia del camino desde cada banco hacia el punto de falla.



**Figura 1.18** Circuito reducido para evaluación analítica de corrientes de descarga de dos bancos de capacitores

Tal como se señala en [5] la probabilidad de que ocurra este evento (energización en falla trifásica) es muy baja, pero en el diseño de bancos de capacitores se considera su ocurrencia lo que, hasta antes de 2014, llevó a la necesidad de limitar el valor pico y frecuencia de oscilación de esta corriente para cumplir con los límites de la Tabla 1.1 mediante el uso de la TLI (la TLI se instalaba únicamente para este propósito: control de corrientes de descarga del banco hacia una falla trifásica interna a la subestación como caso más crítico). Cabe señalar que este tipo de evento aún no ha sido reportado en el SNT del Ecuador.

Las referencias [16] y [17] indican la manera en que se resuelve este circuito usando un método analítico basado en modelos de parámetros concentrados. El equivalente del sistema se puede calcular mediante las Ecuaciones 1.1, 1.9 y 1.10. Resolviendo estas ecuaciones se puede obtener la Ecuación 1.19.

$$X_{EQ} = \sqrt{\frac{Z_{EQ}^2}{1 + \frac{1}{\chi^2}}}$$

**Ecuación 1.19** Cálculo de  $X_{EQ}$  a partir de  $Z_{EQ}$  y de la relación X/R del sistema.

El amortiguamiento ( $\alpha$ ) estará dado por la Ecuación 1.20.

$$\alpha = -\frac{R_{EQ}}{2L_{EQ}}$$

**Ecuación 1.20** Coeficiente de amortiguamiento del sistema

Tomando en cuenta el amortiguamiento (componente resistivo) del equivalente de cortocircuito, la componente homogénea de la corriente de descarga está dada por la Ecuación 1.21.

$$i_{d,h}(t) = \frac{V_m}{\omega_{n,d}L_{total}} e^{\alpha t} \sin(\omega_{n,d}t)$$

**Ecuación 1.21** Componente homogénea de la corriente de descarga

Donde:

- $\omega_{n,d}$  Velocidad eléctrica a frecuencia natural del circuito que comprende bahías de bancos de capacitores, bahía de alimentación de bancos y tramo de barra y porción de bahía hasta el punto de falla.
- $L_{total}$  Inductancia del circuito que comprende bahías de bancos de capacitores, bahía de alimentación de bancos y tramo de barra y porción de bahía hasta el punto de falla.

El valor rms de la componente particular de la corriente se calcula con la Ecuación 1.22, mientras que esta corriente en función del tiempo se obtiene con la Ecuación 1.23.

$$I_{rms,d,p} = \frac{\frac{V_m}{\sqrt{3}}}{\sqrt{R_{EQ}^2 + (\omega \cdot L_{EQ})^2}}$$

**Ecuación 1.22** Valor rms de la componente particular de la corriente de descarga

$$i_{d,p}(t) = \sqrt{2} \cdot I_{rms,d,p} [\sin(\omega t + \varphi + \eta) - e^{\alpha t} \sin(\varphi + \eta)]$$

**Ecuación 1.23** Componente particular de la corriente de descarga

La corriente de descarga total está dada por la Ecuación 1.24.

$$i_d(t) = i_{d,p}(t) + i_{d,h}(t)$$

**Ecuación 1.24** Corriente de descarga de bancos de capacitores

Generalmente, la duración de la corriente de descarga de cada banco es menor a  $\frac{1}{4}$  de ciclo de la frecuencia industrial; por esta razón el valor pico la componente particular se puede despreciar (la corriente de descarga del banco desaparece antes de que la corriente de falla a 60 Hz alcance su primer pico), por lo que la frecuencia de oscilación estará únicamente en función de la inductancia total y de la capacitancia equivalente de los bancos de capacitores, tal como se muestra en la Ecuación 1.25, mientras que el valor de la corriente pico será el de la solución homogénea que puede ser expresado en función del voltaje al cual está cargado el banco de capacitores ( $V_{0bc}$ ) previo a la falla, según la Ecuación 1.26.

$$f_{n,d} = \frac{1}{2\pi \cdot \sqrt{L_{total} \cdot C_{eq}}}$$

**Ecuación 1.25** Frecuencia natural de oscilación de corriente de descarga

De las Ecuaciones 1.25 y 1.26 se obtiene la Ecuación 1.27, que permite estimar valores muy conservadores para la TLI. Lo interesante que se observa es que el producto  $I_{p,d} \cdot f_{n,d}$  es independiente de la potencia del banco de capacitores[5]; esto implica que la TLI necesaria para cumplir con los límites de la Tabla 1.1, en el caso de corrientes de descarga, depende solamente del valor pico del voltaje presente en los bancos de capacitores cuando se cierra el interruptor en falla y de la inductancia desde los bancos hacia el punto de falla.

$$I_{p,d} = \frac{V_{0bc}}{\sqrt{\frac{C_{eq}}{L_{total}}}}$$

**Ecuación 1.26** Valor pico máximo de la corriente de descarga

$$I_{p,d} \cdot f_{n,d} = \frac{V_{0bc}}{2\pi \cdot L_{total}}$$

**Ecuación 1.27** Cálculo del producto  $I \cdot f$  para corrientes de descarga

### 1.7.2. Cálculo analítico para valoración de la TLI usando el método clásico

Antes del reporte técnico PES-TR16, la manera en que se evaluaba el valor de inductancia de la TLI consistía en:

- 1) Evaluar el sobrevoltaje por energización del primer banco de capacitores, mediante la Ecuación 1.11. En caso de que exceda lo soportado por los equipos de la subestación (Basic Switch Level – BSL), usar medios de control como resistencia

de preinserción o mando sincronizado (incluso descargadores –pararrayos – de alta energía).

- 2) Calcular el valor pico de la corriente transitoria capacitiva de energización BTB mediante la suma de las Ecuaciones 1.13, 1.17 y 1.18. Además, calcular la frecuencia de oscilación de esta corriente dado por la Ecuación 1.12. Los límites son los de la Tabla 1.1.
- 3) Calcular el valor pico de la máxima corriente transitoria capacitiva de descarga (suma del aporte de cada banco) que atravesará un interruptor (caso más crítico: interruptor adyacente a la bahía de alimentación de bancos), mediante la Ecuación 1.26. Además, calcular la frecuencia de oscilación de esta corriente dado por la Ecuación 1.27. Los límites son los de la Tabla 1.1.
- 4) En caso de que el producto  $I \cdot f$  del numeral 2) sea mayor a 85 kAkHz se debe controlar la corriente BTB (cierre controlado o resistencia de preinserción).
- 5) En caso de que el producto  $I \cdot f$  del numeral 3) sea mayor a 20 kAkHz se debe controlar la corriente de descarga mediante el uso de la TLI.

Del numeral 1) se observa que por control de sobrevoltaje un dispositivo de control resulta obligatorio y el método usado en el SNT ha sido el cierre controlado, con lo que el numeral 2) queda resuelto y, por lo tanto, el numeral 4) es satisfecho; es decir, para eventos de energización no resulta necesario la TLI. En cambio, la única manera de cumplir con el numeral 3) es mediante la conexión en serie con el banco de una TLI cuya valoración debía cumplir con el numeral 4). En la Figura 1.19 se muestra un diagrama de flujo para la evaluación clásica de la TLI.

En la Figura 1.20 se grafica la Ecuación 1.27 para selección de TLI cuando se instalan dos bancos de capacitores en paralelo a niveles de voltaje de 69 kV, 138 kV y 230 kV. Es importante recalcar que la inductancia total implica inductancia de conductores y de elementos desde los bancos de capacitores hacia el punto de falla. Si la suma de estas inductancias no es igual a lo requerido en las curvas de la Figura 1.20, entonces la diferencia debe ser cubierta por la TLI. Sin embargo, generalmente se toma en cuenta únicamente el valor de la inductancia de la TLI.

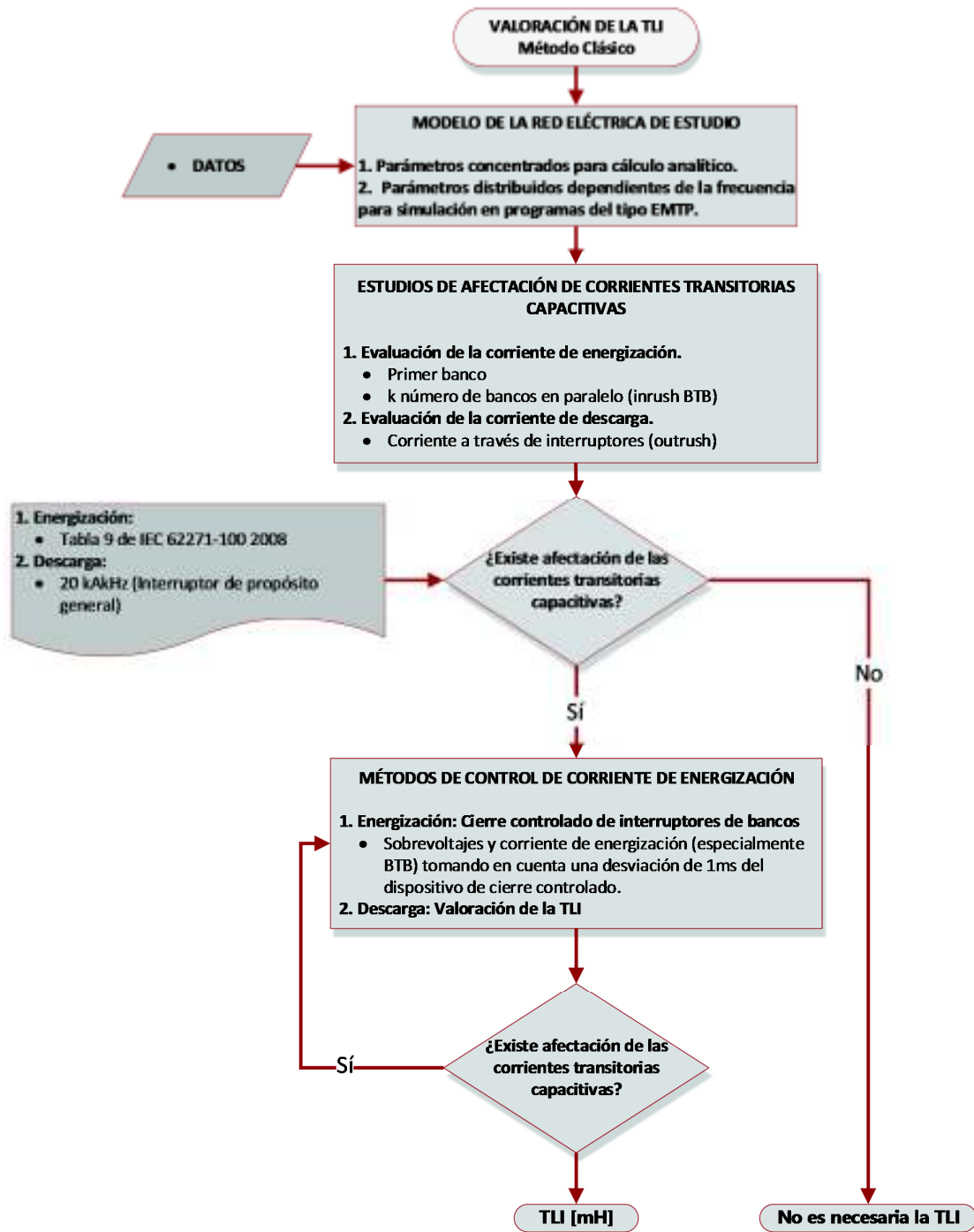
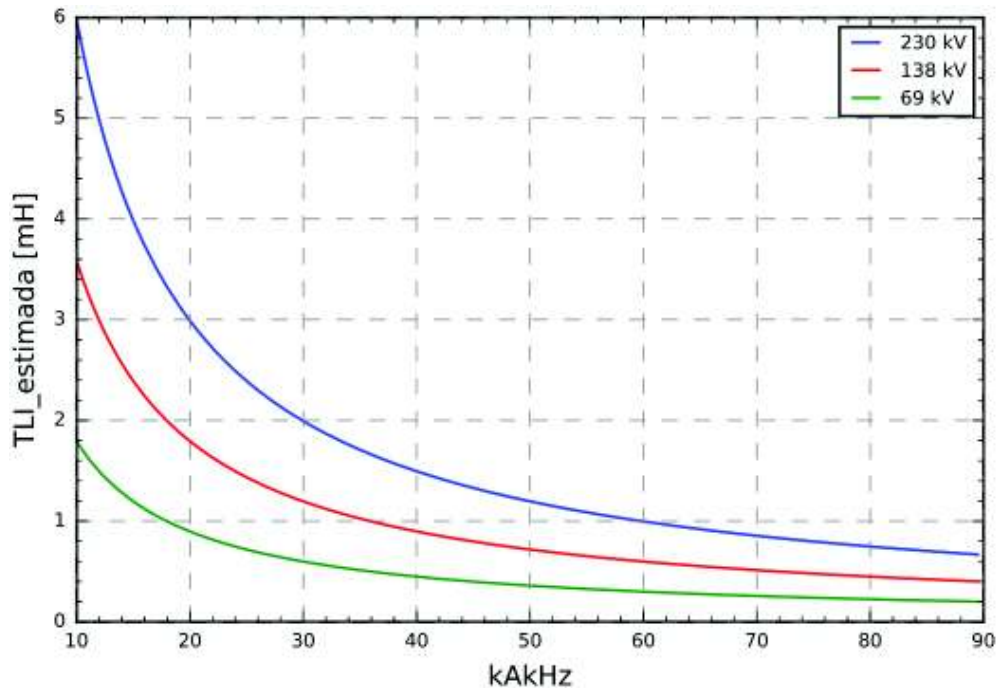


Figura 1.19 Metodología clásica de valoración de la TLI



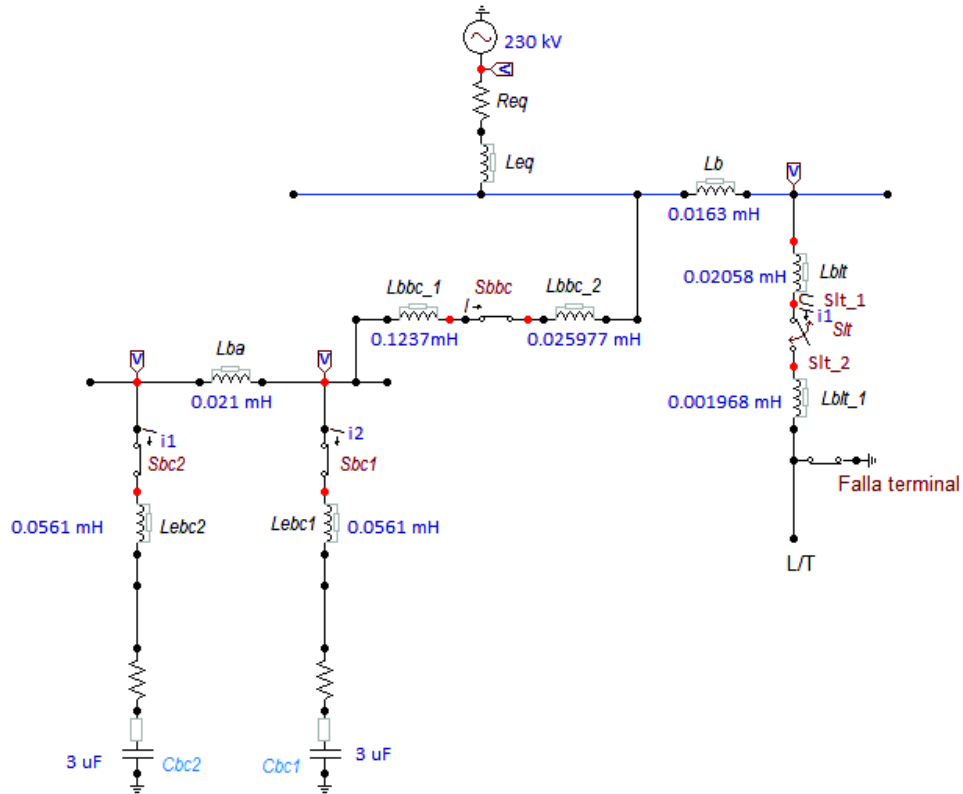
**Figura 1.20** Valoración clásica de la TLI requerida para conexión de dos bancos de capacitores en función de  $f \cdot I$  para niveles de voltaje de 69 kV, 138 kV y 230 kV

Para el diagrama de la Figura 1.5 se tiene una falla trifásica en el punto F. En la Figura 1.21 se muestra el circuito monofásico desarrollado en ATP para comparación con la solución analítica aproximada de la Ecuación 1.24 implementada en el programa computacional Python, cuyo código se muestra en el Anexo 3. El objetivo es analizar la corriente outrush a través del interruptor  $S_{LT}$  (diseñado para soportar una  $I_{rms\_cc} = 40$  kA) que energiza la línea en falla trifásica dentro de la subestación en el punto F (a 2 metros del interruptor).

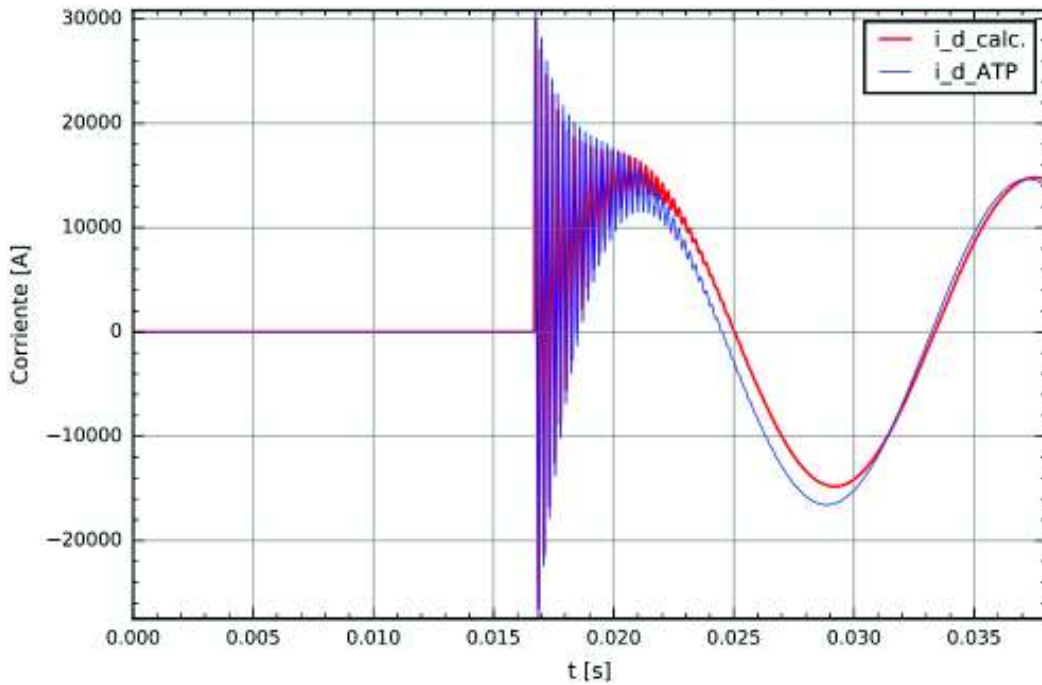
Los resultados de la corriente de descarga se muestran en la Figura 1.22 para la solución mediante cálculo analítico usando la Ecuación 1.24 y la solución usando ATP, donde se observa que existe una buena proximidad de las dos señales debido, principalmente, a que en ambos métodos se usaron modelos de parámetros concentrados; esto ha permitido validar el cálculo analítico aproximado que se presenta en este trabajo. En la Tabla 1.3 se muestran los resultados del valor pico máximo de la corriente de descarga  $I_{p\_d}$ , frecuencia de oscilación  $f_{n\_d}$ , el producto  $I_{p\_d} \cdot f_{n\_d}$ , margen de seguridad y margen de seguridad tomando en cuenta un reencendido<sup>7</sup> con respecto a la capacidad de corriente de primer pico del interruptor.

<sup>7</sup> Un ejemplo de reencendido se da en 2.6.3.





**Figura 1.21** Circuito de la Figura 1.5 en ATP para evaluar corriente de descarga



**Figura 1.22** Corrientes de descarga del diagrama de la Figura 1.5 mediante cálculo analítico aproximado ( $i_{d\_calc.}$ ) y usando ATP ( $i_{d\_ATP}$ )

**Tabla 1.3** Valores de corriente de descarga para ejemplo de la Figura 1.5

	$I_{p\_d}$	$f_{n\_d}$	$I_{p\_d} \cdot f_{n\_d}$	m.s. <sup>1</sup>	m.s._reen. <sup>2</sup>
	kA	Hz	kAkHz	%	%
Cálculo Analítico	30.94	4357	134.8	70.25	40.5
Simulación ATP	30.93	4354	134.6	70.26	40.5

<sup>1</sup> margen de seguridad respecto al valor pico máximo de corriente que es capaz de soportar el interruptor ( $2.6 \cdot I_{rms\_cc}$ ).

<sup>2</sup> margen de seguridad respecto a la mitad del valor pico máximo de corriente que es capaz de soportar el interruptor ( $1.3 \cdot I_{rms\_cc}$ ). Este margen se usa cuando el diseño admite un reencendido del interruptor durante la apertura de una corriente de falla.

Para cumplir con el criterio de 20 kAkHz, de acuerdo a la Figura 1.20 es necesaria una TLI de 3.0 mH de inductancia (a este valor se debe restar la inductancia de los conductores de las bahías de banco, bahía de alimentación de banco e inductancia hasta el punto de falla, incluyendo inductancia de elementos), mientras que usando el método analítico (donde se considera la inductancia de conductores y de elementos) el valor es de 2.6 mH con lo que se obtiene un valor de 19.6 kAkHz.

Los resultados anteriores se han obtenido mediante modelos de parámetros concentrados, con la reactancia inductiva calculada a 60 Hz; en la realidad, al estar involucradas frecuencias del orden de los 1000 Hz a 6000 Hz es necesario usar, de manera especial para los conductores, modelos dependientes de la frecuencia y que tomen en cuenta a la onda viajera. Inclusive la TLI, en caso de ser requerida, debería ser simulada con parámetros dependientes de la frecuencia ya que, en su forma más básica, la TLI es un conductor bobinado en un núcleo de aire, pero su modelo dependiente de la frecuencia no existe por lo que, como último recurso, se puede modelar la TLI mediante parámetros concentrados.

### 1.7.3. Dimensión aproximada de la TLI

Según el método clásico una TLI de valor 3.0 mH es necesaria. Utilizando cálculos aproximados, es posible obtener una idea de las dimensiones físicas, en cuanto al diámetro y altura, que representa una bobina de este valor de inductancia.

El conductor que forma la bobina de la TLI puede ser de aluminio; en ciertos casos incluso puede ser formada por el mismo tipo de conductor que forma la bahía de bancos de capacitores. La corriente nominal rms de estado estable que atraviesa la bobina debe tener un valor de 1.5 veces la corriente nominal rms de estado estable de cada fase del banco de capacitores debido a que si una unidad capacitiva falla, el banco inyectará más potencia

reactiva; es decir, mayor corriente, por lo que la capacidad del conductor que forma la TLI debe soportar este tipo de operación del banco<sup>8</sup>.

Para los bancos de capacitores de la Figura 1.21, cada banco es de 60 MVar a un voltaje de 230 kV, de donde se obtiene que la corriente de fase de cada banco es de 150.6 A; por lo tanto, la corriente nominal rms de estado estable de la TLI es de 225.92 A. Conductores de aluminio del tipo All Aluminum Conductor (AAC) y el All Aluminum Alloy Conductor (AAAC) pueden ser usados para formar la bobina de la TLI. En la Tabla 1.4 se presentan las características de dos conductores.

**Tabla 1.4** Conductores para formar la bobina de una TLI de 3.0 mH, con capacidad de corriente de 226 Arms en estado estable [33]

Tipo	Calibre	Diámetro del conductor	Peso	Capacidad de corriente	Reactancia inductiva
	AWG	mm	kg/km	A	ohm/km
AAC	2/0	10.51	186.1	251	0.3303
AAAC	2/0	10.51	185	236	0.3303

La inductancia inducida de una bobina con núcleo de aire puede ser expresada mediante la Ecuación 1.28 [28].

$$L = \frac{4N^2}{10^9} \cdot r \cdot \left( \log_e \frac{8 \cdot r}{0.7788 \cdot r_1} - 2 \right)$$

**Ecuación 1.28** Cálculo de la inductancia de una bobina con núcleo de aire

Donde:

- L Inductancia autoinducida de la bobina en [H].
- N Número de vueltas de la bobina.
- r Radio medio de la bobina en cm.
- r<sub>1</sub> Radio de la sección transversal del conductor que forma la bobina en cm.

Para un valor de 3.0 mH, usando los datos del conductor AAC 2/0 y variando el número de vueltas, en la Tabla 1.5 se presentan los resultados para el diámetro de la bobina de la TLI resolviendo la Ecuación 1.28 para *r*.

<sup>8</sup> El diseño de bancos de capacitores contempla la necesidad de que el banco siga inyectando potencia reactiva aún si una unidad capacitiva ha fallado.

**Tabla 1.5** Diámetro de bobina de la TLI en función del número de vueltas

<b>Inductancia [mH] = 3.0</b>	
<b>N</b>	<b>diámetro de bobina m</b>
20	5.665
30	2.815
35	2.165
40	1.726
45	1.416
50	1.187
60	0.877

La distancia entre los centros de dos bobinas adyacentes, por motivos de aislamientos espira – espira y esfuerzos mecánicos puede ser alrededor de 7 cm entre vueltas<sup>9</sup>, a nivel de 230 kV, por lo que si la TLI está formada de 20 vueltas su dimensión será de 5.67 metros de diámetro y alrededor de 1.4 metros de altura (únicamente de la bobina; a ésta se debe añadir la altura de la estructura soporte de la TLI y del aislamiento entre la TLI y la estructura soporte). Debido al valor del diámetro de la bobina, un equipo de estas dimensiones va a ocupar un área considerable. Por otro lado, si la bobina consta de 60 vueltas, el diámetro es de 0.877 metros y la altura es alrededor de 4.2 metros, lo que sugiere que la estructura soporte y fundaciones deban ser considerables tomando en cuenta la altura de la TLI.

#### **1.7.4. Voltaje Transitorio de Restablecimiento**

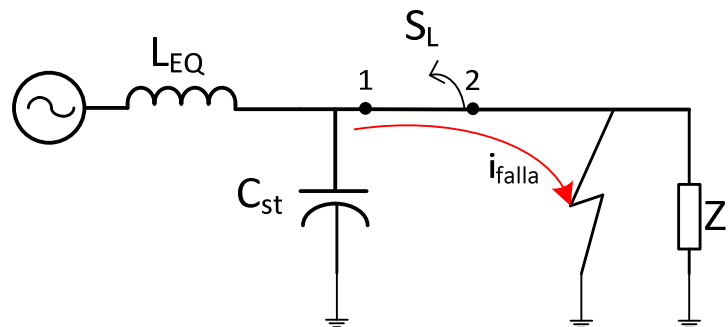
El método clásico no contempla un análisis del TRV durante la apertura de los interruptores para despejar fallas, especialmente las fallas entre la TLI y el banco de capacitores. La idea que se manejaba (y que aún se mantiene en [17]) era que mientras más bajo sea el producto  $I_{p_d} \cdot f_{n_d}$  (lo que implica altos valores de inductancia de la TLI), menor afectación se provocaba al interruptor; la implementación de ésta idea llevó a que ocurran casos reales de falla de interruptor como las descritas en 1.1 debido a elevados TRV originados, a su vez, por altos valores de inductancia de la TLI.

El Voltaje de Restablecimiento (RV por sus siglas en inglés) es la diferencia de voltaje que aparece entre los polos del interruptor durante y posterior a su apertura, luego de que la corriente de arco se ha auto extinguido. El RV está formado por dos instantes: un estado transitorio que ocurre al inicio del RV y que se lo conoce como Voltaje Transitorio de Restablecimiento (TRV por sus siglas en inglés) y un componente de estado estable.

<sup>9</sup> Este valor es de referencia, valores reales deben ser consultados a fabricantes.

Generalmente, a todo el RV se lo denomina TRV y es el término que se usará en este trabajo. La magnitud del TRV depende en gran medida del tipo de aterrizamiento del sistema: en sistemas en Y aterrizado la magnitud alcanza hasta un valor teórico de 2 p.u., mientras que en sistemas no aterrizados puede llegar a 3.0 p.u.

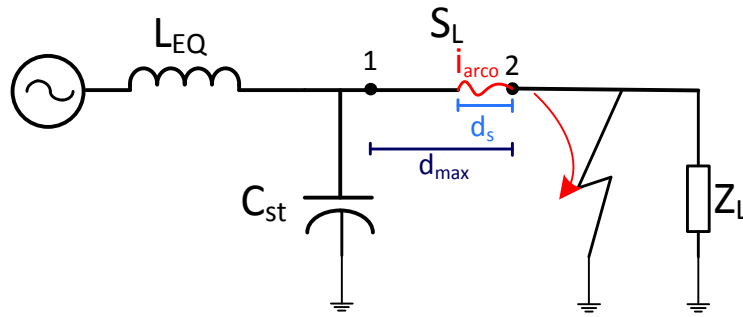
En la Figura 1.23 se presenta un circuito eléctrico básico [13] para analizar el TRV. Una carga  $Z_L$  está siendo alimentada por el sistema a través de una inductancia equivalente  $L_{EQ}$ , entonces ocurre una falla en el lado de la carga y el interruptor  $S_L$  abre para despejar la falla. La capacitancia adyacente al interruptor en el lado de la fuente,  $C_{st}$ , es la capacitancia parásita (stray en inglés), siempre existe y está formada por las capacitancias a tierra de los aisladores tipo bushing del interruptor, transformadores de corriente y de otros equipos que forman la bahía (Figura 1.2), incluso las capacitancias de los conductores que conectan los elementos de la bahía y de los aisladores tipo bushing de transformadores de potencia. La corriente de falla es de carácter inductivo; es decir, la corriente de falla estará desfasada  $90^\circ$  del voltaje, lo que significa que cuando el voltaje esté en su valor máximo la corriente será cero.



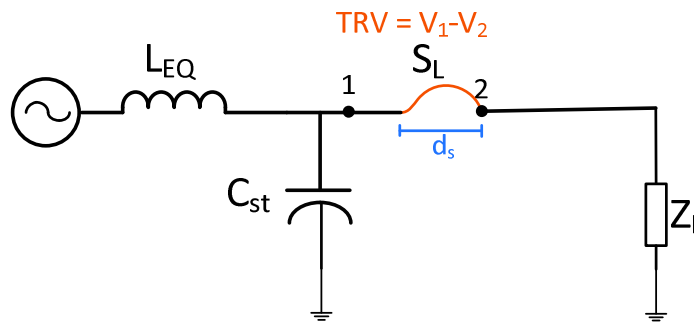
**Figura 1.23** Circuito eléctrico básico para estudio del TRV

Cuando los contactos del interruptor  $S_L$  empiezan a separarse no implica que la corriente inmediatamente se extingue sino que sigue circulando una corriente de menor magnitud llamada corriente de arco, tal como se muestra en la Figura 1.24, donde  $d_s$  es la distancia de separación de los contactos durante la corriente de arco y  $d_{max}$  es la máxima distancia de separación de los contactos del interruptor.

La mayor probabilidad de que la corriente de arco se auto extinga ocurre cuando realiza el cruce por el cero natural (la corriente alterna cruza dos veces por cero en un ciclo). Cuando esto sucede, el sistema eléctrico de potencia responde a la interrupción de la corriente generando TRV. El TRV es la diferencia de voltaje entre los polos del interruptor del lado de la fuente,  $S_{L1}$ , y del lado de la carga,  $S_{L2}$ , tal como se esquematiza en la Figura 1.25.



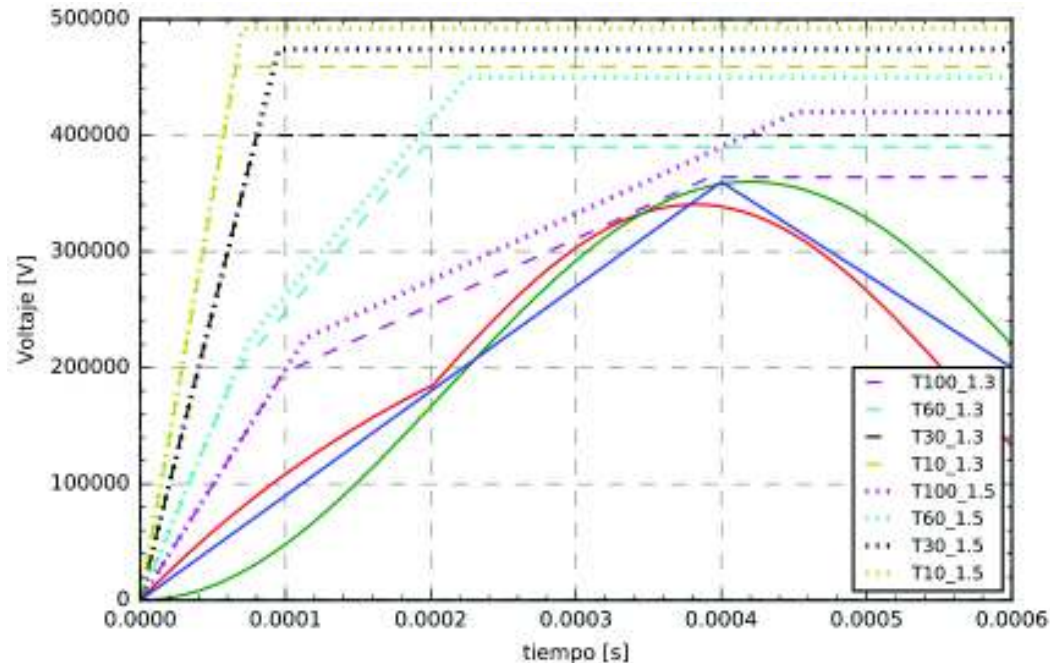
**Figura 1.24** Corriente de arco durante apertura de un interruptor debido a una falla



**Figura 1.25** RV durante apertura del interruptor  $S_L$

La forma de onda del TRV depende del tipo de circuito que es interrumpido: resistivo, inductivo, capacitivo o una combinación de ellos. El cálculo analítico del TRV resulta muy complejo incluso para un simple circuito R-L-C [13], por lo que es mejor analizarlo usando programas del tipo EMTP con el cual se puede representar a los elementos de la red mediante modelos de parámetros distribuidos y dependientes de la frecuencia; los resultados mostrarán formas del TRV más reales que si se usan modelos de parámetros concentrados.

La corriente de falla primaria al atravesar por el interruptor calienta su medio aislante interno ( $SF_6$ , aceite dieléctrico, aire) e incluso lo vuelve conductivo. Una vez que la corriente de arco se auto extingue, disminuye la temperatura y el medio aislante empieza a recuperar su propiedad dieléctrica en función del tiempo [15]. Curvas características de esta recuperación están dadas en la norma IEEE Std C37.06 2009 [6], mediante gráficas (conocidas como envolvente de soportabilidad) Voltaje vs tiempo T100, T60, T30 y T10 de dos parámetros ( $u_c, t_3$ ) y de cuatro parámetros ( $u_1, t_1, u_c, t_2$ ), para factores de despeje de primer polo de 1.3 (sistemas Y aterrizado) y 1.5 (sistemas no aterrizados). En la Figura 1.26 se muestra estas curvas para un interruptor con máximo voltaje nominal igual a 245 kV y posibles formas de TRV provocados por el sistema.



**Figura 1.26** Tipos de TRV del sistema (línea continua) y envolvente de soportabilidad del aislamiento del interruptor de 2 y 4 parámetros [6]

La referencia [6] asume que, para interruptores de voltaje nominal mayor o igual a 100 kV, el despeje de corrientes terminales mayores al 30% de capacidad nominal del interruptor resultarán en una característica del TRV que tiene una envolvente definida por cuatro parámetros (curvas T60 y T100:  $u_1$ ,  $t_1$ ,  $u_c$ ,  $t_2$ ); para corrientes de falla terminal entre el 10% y 30% para interruptores de voltaje nominal mayor o igual a 100 kV y para todas las corrientes de falla terminal en interruptores de voltaje nominal menor a 100 kV, la norma asume que la envoltura del TRV está descrita por dos parámetros (curvas T10 y T30:  $u_c$ ,  $t_3$ ).

Para obtener una generalización de curvas de soportabilidad entre las normas, IEC 62271-100 2008 e IEEE C37.06 2009 llegaron, en el año 2009, a una armonización: ambas ofrecen las mismas curvas de soportabilidad basada en curvas de 2 parámetros y en curvas de 4 parámetros usadas inicialmente por IEC (armonización: IEEE adoptó las curvas de IEC). Esto significa que los interruptores según norma IEEE y los interruptores según IEC ofrecen el mismo nivel de aislamiento interno ante TRV originados por el sistema. Además de lo anterior, cabe señalar que generalmente los interruptores bajo ambas normas usan el gas SF<sub>6</sub> como aislamiento interno.

La apertura de un interruptor es una lucha entre la soportabilidad del medio aislante y el TRV del sistema: una apertura satisfactoria ocurre cuando la recuperación del medio

aislante es mayor al TRV del sistema; caso contrario, un TRV mayor provocará el rompimiento del medio aislante y el interruptor empezará nuevamente a conducir a pesar de que sus contactos están separándose. Si el TRV rompe el aislamiento antes del primer  $\frac{1}{4}$  de ciclo,  $<90^\circ$  eléctricos, se produce una reignición (reignition en inglés) del arco y si ocurre después de  $\frac{1}{4}$  de ciclo,  $\geq 90^\circ$  eléctricos, se produce un reencendido (restrike en inglés) del arco. Estos fenómenos pueden llevar a constantes apagados y reencendidos del arco acompañados de un posible escalamiento del voltaje, lo que involucra grandes cantidades de energía aplicadas al interruptor y a una posible falla del mismo.

De la Figura 1.25 se observa que el TRV para este circuito estará dado por el voltaje en el polo  $S_{L1}$  del interruptor; es decir, por el voltaje en el capacitor  $C_{st}$ . Esto implica que el voltaje no puede cambiar instantáneamente sino a través de un proceso transitorio y el desarrollo matemático para obtener su respuesta se basa en la referencia [13]. La Ecuación 1.29 describe el circuito de la Figura 1.24 una vez que se extingue la corriente de arco.

$$V_m \cos(\omega t) - v_c(0) = L_{EQ} \frac{d}{dt} i(t) dt + \frac{1}{C_{st}} \int i(t) dt$$

**Ecuación 1.29** Ecuación integro-diferencial de un circuito LC

Además, la corriente por el capacitor  $C_{st}$  está dada por la Ecuación 1.30.

$$i(t) dt = C_{st} \left( \frac{d}{dt} v_c(t) \right)$$

**Ecuación 1.30** Corriente a través de un capacitor

Sustituyendo la Ecuación 1.30 en la Ecuación 1.23 se tiene la Ecuación 1.31, donde  $v'_c(0)$  es la derivada de  $v_c(t)$  a  $t=0$ .

$$V_m \cos(\omega t) - v_c(0) = L_{EQ} C_{st} \frac{d^2}{dt^2} v_c(t) + v_c(t) + v'_c(0)$$

**Ecuación 1.31** Expresión diferencial de un circuito LC

De la Ecuación 1.3, se puede dividir la Ecuación 1.31 para  $L_{EQ} C_{st}$  y sustituir con  $\omega_n^2$ . Reordenando se tiene la Ecuación 1.32.

$$\frac{d^2}{dt^2} v_c(t) + \omega_n^2 v_c(t) = \omega_n^2 V_m \cos(\omega t) - \omega_n^2 v_c(0) - \omega_n^2 v'_c(0)$$

**Ecuación 1.32** Expresión diferencial de un circuito LC en función de su frecuencia natural

Aplicando la Transformada de Laplace se tiene la Ecuación 1.33.



$$s^2 V_c(s) + \omega_n^2 V_c(s) = \omega_n^2 \frac{V_m s}{s^2 + \omega^2} - \omega_n^2 s V_c(0) - \omega_n^2 V_c'(0)$$

**Ecuación 1.33** Expresión para el circuito LC en el dominio de la frecuencia

De las condiciones iniciales, se tiene que:

$v_c(0) = 0$  durante la falla tanto para  $t=0^-$  como para  $t=0^+$ .

$i_L(0) = i_c(0) = 0$  corriente cero por el inductor cuando en el interruptor se auto extingue la corriente y, entonces, la corriente fluye a través de las capacitancia parásita  $C_{st}$ , que siempre existe, determinada por la Ecuación 1.29.

$$i_c(0) = C \left( \frac{d}{dt} v_c(t) \right)$$

A  $t=0$ ,  $v_c(0) = 0$ , por lo que  $V_c'(0)=0$ .

Por lo tanto, la Ecuación 1.33 se reduce a la Ecuación 1.34.

$$s^2 V_c(s) + \omega_n^2 V_c(s) = \omega_n^2 \frac{V_m s}{s^2 + \omega^2}$$

**Ecuación 1.34** Expresión reducida del circuito LC en el dominio de la frecuencia

Resolviendo para  $V_c(s)$ , resulta la Ecuación 1.35.

$$V_c(s) = V_m \left[ \frac{\omega_n^2 s}{(s^2 + \omega^2)(s^2 + \omega_n^2)} \right]$$

**Ecuación 1.35** Voltaje en el capacitor de un circuito LC en el dominio de la frecuencia

Usando la expansión en fracciones parciales y simplificando, se obtiene la Ecuación 1.36.

$$V_c(s) = V_m \left( \frac{\omega_n^2}{\omega_n^2 - \omega^2} \right) \left[ \frac{s}{(s^2 + \omega^2)} - \frac{s}{(s^2 + \omega_n^2)} \right]$$

**Ecuación 1.36** Expansión en fracciones parciales de la Ecuación 1.35

Aplicando la inversa de la Transformada de Laplace, se tiene la Ecuación 1.37 que describe el voltaje en el capacitor.

$$v_c(t) = V_m \left( \frac{\omega_n^2}{\omega_n^2 - \omega^2} \right) [\cos(\omega t) - \cos(\omega_n t)]$$

**Ecuación 1.37** Solución en el dominio del tiempo para el voltaje en el capacitor de un circuito LC

El valor más crítico del voltaje en el capacitor está dado por la Ecuación 1.38.

$$Vp_c(t) = V_m \left( \frac{\omega_n^2}{\omega_n^2 - \omega^2} \right)$$

**Ecuación 1.38** Voltaje pico máximo en el capacitor de un circuito LC

Tomando en cuenta el amortiguamiento del sistema, la velocidad eléctrica  $\omega_{nr}$ , estará dada por la Ecuación 1.39, mientras que el voltaje en el capacitor está dado por la Ecuación 1.40.

$$\omega_{nr} = \sqrt{\omega_n^2 - \alpha^2}$$

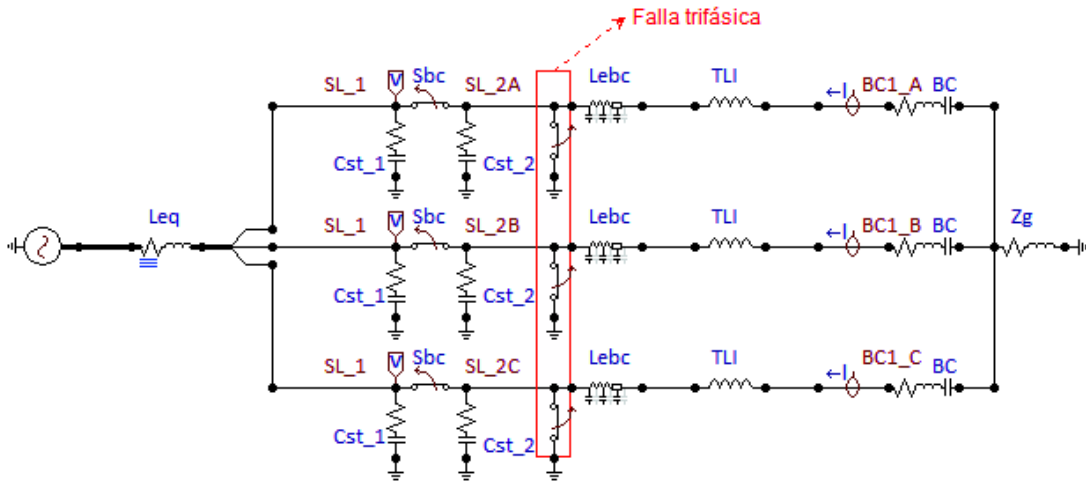
**Ecuación 1.39** Velocidad eléctrica de respuesta natural que toma en cuenta el amortiguamiento del circuito.

$$v_c(t) = V_m \left[ \cos(\omega t) + (e^{\alpha t}) \left[ \cos(\omega_{nr} t) + \frac{\alpha}{\omega_{nr}} \sin(\omega_{nr} t) \right] \right]$$

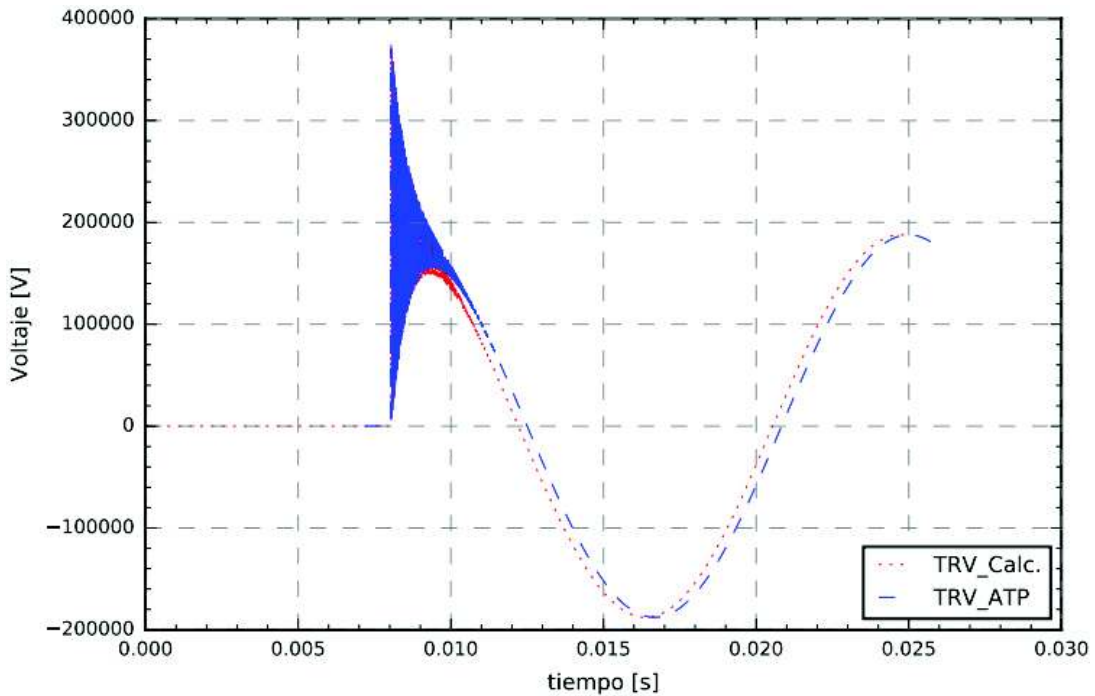
**Ecuación 1.40** Solución en el dominio del tiempo para el voltaje en el capacitor de un circuito RLC

Si el circuito de la Figura 1.21 corresponde a un sistema de 230 kV con  $L_{EQ} = 31.24$  mH y  $C_{st\_1} = 0.0002$   $\mu$ F; la carga puede ser un banco de capacitores con TLI en serie. En la Figura 1.27 se presenta el circuito implementado en ATP donde una falla trifásica terminal del lado de la carga del interruptor es despejada.

Luego de extinguida la falla trifásica terminal (Figura 1.25), el TRV en el terminal 1 del interruptor  $S_{bc}$  es el que se presenta en la Figura 1.28 tanto para la solución analítica como la obtenida mediante ATP. Usando las Ecuaciones 1.39 y 1.40 se obtienen los resultados de frecuencia de oscilación y voltaje pico máximo del TRV. En la Tabla 1.6 se presentan los resultados obtenidos para el caso de la Figura 1.27. En el Anexo 3 se muestra el cálculo analítico desarrollado en Python.



**Figura 1.27** Implementación en ATP del circuito de la Figura 1.21



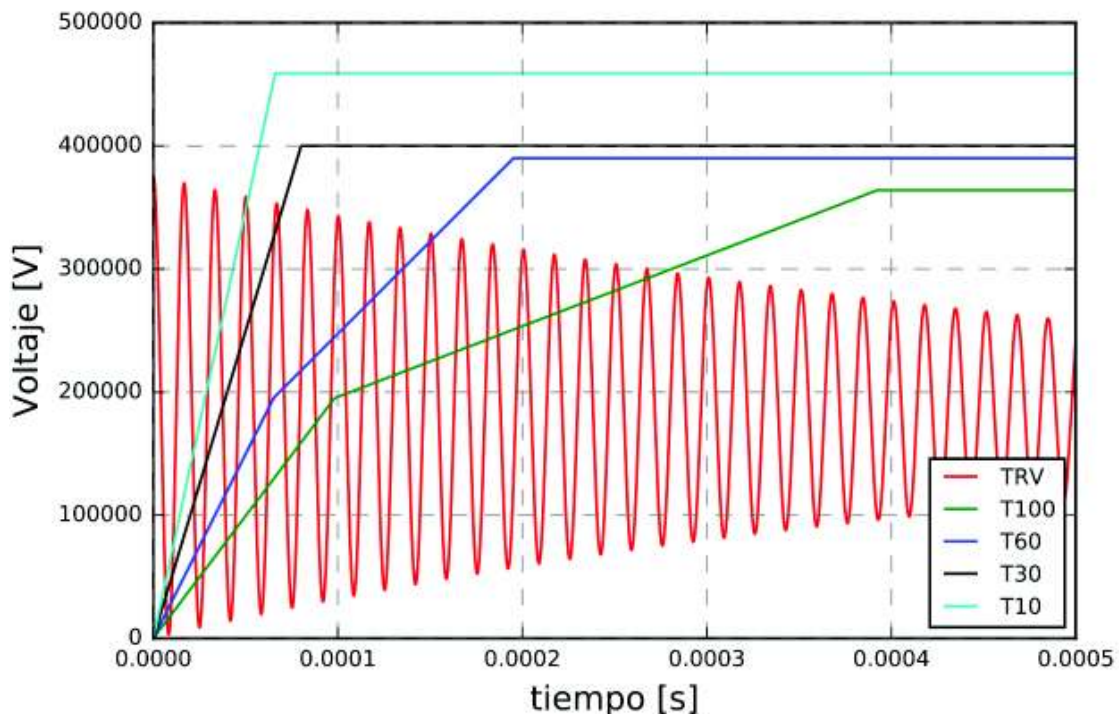
**Figura 1.28** TRV en el polo del interruptor  $S_{L1}$  que está del lado de la fuente ( $S_{L1}$ ): a) mediante solución analítica y b) mediante simulación en ATP

A las primeras etapas del TRV se lo conoce como Voltaje de Restablecimiento Transitorio Inicial (ITRV por sus siglas en inglés) y, según los elementos del sistema que quedan en uno y otro polo del interruptor, un ITRV de muy alta frecuencia pueden desarrollarse, los cuales son muy difíciles de soportar por parte del interruptor debido a que el ITRV se vuelve mayor que la soportabilidad del interruptor; en esta etapa se producen reigniciones.

**Tabla 1.6** Comparación de valores de TRV para circuito de la Figura 1.21 usando un método analítico aproximado y simulación en ATP

	TRV <sub>p</sub> kV	f <sub>n</sub> kHz	RRRV kV/μs
Cálculo analítico	375.6	62.83	47.22
Simulación ATP	370.9	66.6	23.23

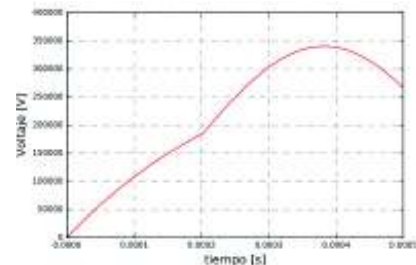
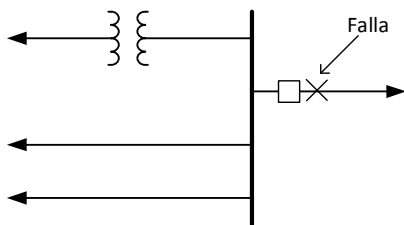
En la Figura 1.29 se presenta un ITRV del tipo oscilatorio cuando la corriente de falla está limitada por una alta inductancia y las curvas envolventes de soportabilidad T100, T60, T30 y T10, con factor de despeje de primer polo de 1.3, de un interruptor a 245 kV que abre la falla del circuito propuesto en la Figura 1.23. Se observa que para la característica de soportabilidad T100 el ITRV es superior durante algunos ciclos (a frecuencia natural); en estas etapas iniciales del TRV no se va a auto extinguir la corriente de arco; sino luego de transcurrido un tiempo en un cruce por su cero natural pero, debido a que en ciertos instantes el TRV vuelve a ser mayor que la soportabilidad, se produce la reignición del arco. Sucesivos estados de apagado y reignición del arco pueden ocurrir debido a que el aislamiento no puede recuperarse durante la apertura del interruptor, lo que puede llevar a una apertura no exitosa: el interruptor ha fallado.



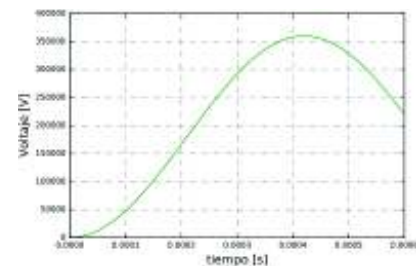
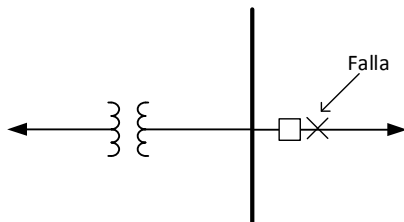
**Figura 1.29** TRV del sistema de la Figura 1.23 y curvas de soportabilidad de un interruptor a 245 kV según [6]

El método analítico funciona como una primera aproximación al TRV que se desarrolla entre los polos del interruptor; en realidad el cálculo del TRV es muy complejo [13] por lo que estudios detallados se realizan mediante el uso de programas computacionales del tipo EMTP donde, además, se debe tomar en cuenta los efectos de la onda viajera, parámetros dependientes de la frecuencia, las capacitancias de todos los elementos de una subestación, etc.

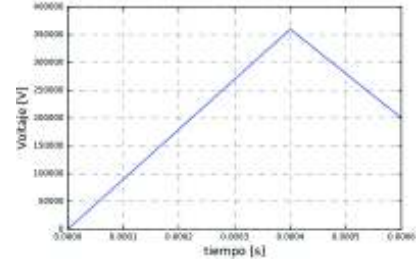
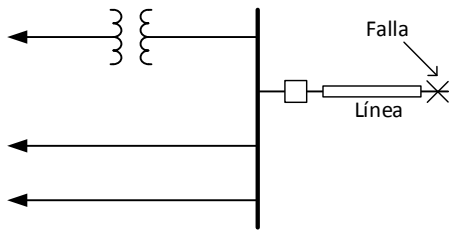
Según [8], el TRV del sistema, en muchos casos, puede ser representado por una curva de respuesta exponencial, oscilatoria o triangular. Una respuesta exponencial típicamente ocurre cuando al menos un transformador y una línea están conectadas en el lado del interruptor que no estuvo en falla, después que una falla trifásica, que ocurre en el terminal del interruptor (falla terminal), es despejada; en la Figura 1.30 se muestra esta respuesta. Una respuesta oscilatoria ocurre cuando una falla está limitada por un transformador o un reactor en serie y ninguna línea de transmisión o cable está presente para proporcionar amortiguamiento; en la Figura 1.31 se muestra esta respuesta. Finalmente, una respuesta triangular ocurre debido a fallas de línea corta (SLF por sus siglas en inglés) donde la impedancia natural de la línea determina la naturaleza del TRV; en la Figura 1.32 se muestra esta respuesta. En casos reales se tiene una mezcla de las tres formas de TRV que depende de las características del sistema; mientras mayor sea la inductancia mayor será la tasa de crecimiento del ITRV, para su control una opción es agregar un elemento capacitivo que provoque un efecto de frenado al ITRV.



**Figura 1.30** TRV del sistema de tipo exponencial



**Figura 1.31** TRV del sistema de tipo oscilatorio



**Figura 1.32** TRV del sistema de tipo triangular

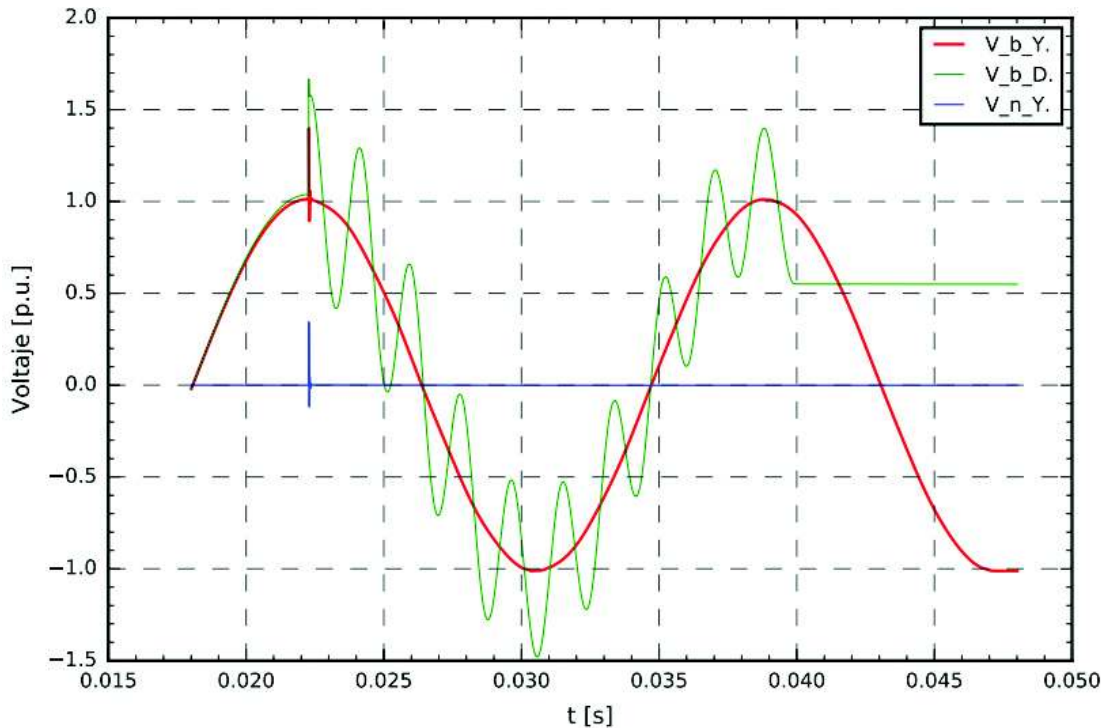
### 1.7.5. Tipo de conexión de bancos de capacitores

De acuerdo a [16] existen tres configuraciones básicas de bancos de capacitores: Y aterrizado (usado por CELEC EP TRANSELECTRIC), Y no aterrizado y Delta. La conexión en delta generalmente es usada únicamente a nivel de distribución e industrial. Usualmente, bancos de capacitores conectados en Y son menos complicados de construir y más económicos [16]; en dicha referencia se presentan varias ventajas y desventajas de cada tipo de conexión. Específicamente, a nivel de transmisión la mayor ventaja de usar la conexión Y aterrizada es debido a cuestiones de aislamiento durante fallas del tipo monofásico.

Para el circuito de la Figura 1.21 se toma el caso de un banco de capacitores al que se aplica una falla monofásica (fase *a*) cercana al banco. Debido a que el objetivo es determinar el valor pico del sobrevoltaje (sin importar su amortiguamiento que estará dado por el grado de la componente resistiva del circuito, el mismo que no influye en el valor pico), el modelo que usa es el de la Figura 1.27. En la Figura 1.33 se muestra que el valor del sobrevoltaje en la fase *b* de la conexión en Delta es cercano a 1.7 p.u., mientras que para la conexión en Y el sobrevoltaje es cercano a 1.37 p.u. Esto indica que en bancos conectados en Delta requieren mayor cantidad de aislamiento de los bushing de la unidad capacitiva o que la estructura metálica que contiene a los bancos de capacitores (conocido en inglés como racks) posea aislamiento; obviamente, esto implica que un banco en Delta es más costoso.

En la conexión Y no aterrizada el neutro debe ser aislado al voltaje de la línea debido a que puede llegar momentáneamente al voltaje de fase cuando el banco es maniobrado o cuando una unidad capacitiva falla en un banco de capacitores configurado con un único grupo de unidades. Esto implica que la conexión Y no aterrizada será más costosa que la Y aterrizada.

Por lo anterior, la conexión Y aterrizada es la que se usa en el SNT.



**Figura 1.33** Sobrevoltajes debido a falla monofásica en bancos de capacitores con conexión Y aterrizada y Delta.

### 1.7.6. Necesidad de modelos detallados de elementos de una subestación

De acuerdo al método clásico de evaluación de la TLI, generalmente se llegaba a determinar un alto valor de inductancia que permitía obtener valores muy bajos para el pico y frecuencia de oscilación de la corriente transitoria capacitiva y de su producto  $I \cdot f$ , tal como se muestra mediante las Ecuaciones 1.12, 1.13, 1.21, 1.25 y 1.27. Esta manera de evaluar la TLI también permitía que otros elementos de una subestación como TC, unidad capacitiva, malla de tierra y cables de control no se vean afectados por las corrientes transitorias capacitivas, que resultaban controladas incluso muy por debajo del límite  $I \cdot f$ . Esta situación conducía que ningún tipo de análisis detallado sea necesario realizar para otros elementos de una subestación: los transformadores de corriente no eran modelados y el banco de capacitores era modelado mediante elementos concentrados como el que se muestra en las Figuras 1.17 y 1.21.

El reporte PES-TR16, al señalar que el nuevo límite para la valoración de la TLI toma en cuenta únicamente la capacidad de diseño del interruptor de corriente dinámica, el cual resulta muy superior al límite  $I \cdot f$ , conduce a que se acepten altos valores pico de corriente de descarga, sin que el interruptor resulte afectado; sin embargo, éstas corrientes, al ya no

estar controladas, pueden provocar afectaciones a los secundarios de los transformadores de corriente mediante la inducción de voltajes transitorios elevados o afectaciones a las unidades capacitivas y su capacidad de soportar corrientes transitorias. Por lo tanto, elementos como secundarios de transformadores de corriente y bancos de capacitores deben ser estudiados mediante el uso de modelos detallados; así, para el TC se debe tomar en cuenta el cable que va desde su lado secundario hasta su carga y, debido a que el tipo de transitorio involucrado cae en el rango de *transitorios de maniobra*, modelos dependientes de la frecuencia son necesarios, mientras que para los bancos de capacitores es necesario modelar cada unidad capacitiva que forma el banco, la misma que debe tomar en cuenta, su capacitancia, inductancia y pérdidas propias, la resistencia de descarga y el arreglo y conexión de cada unidad capacitiva dentro del banco, debido a que la máxima corriente de descarga a través de la unidad capacitiva, de acuerdo a las normas IEC e IEEE, están en función de su corriente nominal de estado estable.

Para el caso de la unidad capacitiva, generalmente valores detallados de sus componentes son muy difíciles de obtener por parte del fabricante, motivo por el cual valores estimados pueden ser calculados a partir de los valores nominales de la unidad capacitiva; la manera de determinar los parámetros se detalla en el punto 2.10.1.



## **2. NUEVA METODOLOGÍA DE VALORACIÓN DE LA TLI**

En este capítulo se revisan las clasificaciones actuales de los interruptores según IEEE e IEC, los métodos de control de corrientes de energización de bancos de capacitores, la afectación de la TLI al TRV del interruptor de bahía de bancos y los nuevos criterios de IEEE para la valoración de la TLI. Debido a que PES-TR16 únicamente se enfoca en la afectación de la corriente transitoria capacitiva a otros equipos de la subestación, en este capítulo, para una valoración adecuada de la TLI, se presenta la contribución del trabajo de titulación; específicamente los aportes son:

- 1) La afectación de la corriente de descarga a transformadores de corriente y métodos de mitigación.
- 2) La afectación de la corriente de descarga a la unidad capacitiva del banco de capacitores y el método de mitigación.
- 3) Nueva metodología de estudio para valoración de la TLI.

Un aporte adicional, aunque basado en criterios de diseño de interruptores, es exponer brevemente la armonización a la que llegaron las normas IEC e IEEE para establecer curvas iguales de soportabilidad del aislamiento interno cuando está formado de SF<sub>6</sub>. Esto permite que las ideas básicas sobre las cuales IEEE desarrolló la nueva manera de valorar la inductancia de la TLI puedan ser adoptadas para interruptores fabricados bajo norma IEC.

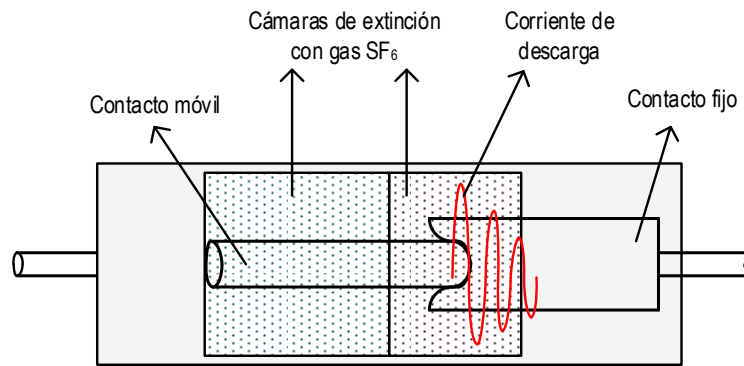
### **2.1. Crítica actual realizada por IEEE a la soportabilidad $I \cdot f$ de interruptores en SF<sub>6</sub>**

Según la referencia [5] en los últimos 10 – 15 años, fallas en el banco de capacitores y entre la TLI y el banco de capacitores, lo que implica que la corriente de falla está limitada por la TLI en serie con la impedancia equivalente del sistema, provocaron altas tasas de subida del ITRV a través del interruptor del banco de capacitores al momento de su apertura para despejar la falla; los ITRV resultaron inmanejables para el interruptor con la consecuente apertura fallida. Esta situación se produjo en algunas subestaciones y llevó a cuestionar si la TLI para manejo de corrientes de descarga es una solución o un problema [4]. De acuerdo al estado del arte [18] y [19], las investigaciones realizadas se han enfocado en el control del ITRV y en la configuración adecuada TLI-banco de capacitor y propuestas como la instalación de descargadores (pararrayos) de alta energía han sido sugeridas. La TLI sirve para control de corrientes transitorias capacitivas, especialmente las de descarga, pero no controlan sobrevoltajes a menos que sean inductancias de alto valor.

Hasta el 2014 la TLI debía ser dimensionada de tal manera que la corriente de descarga no supere los límites  $I \cdot f$  de los interruptores establecidos en normas para corrientes de energización en eventos BTB, pero algunos diseñadores empezaron a tener dudas en su uso cuando los interruptores tienen aislamiento interno SF<sub>6</sub> e incluso algunos prefirieron desconectar esta inductancia o colocarle un conductor bypass. En el año 2010, IEEE creó un comité para analizar el límite  $I \cdot f$  y las conclusiones de sus investigaciones se presentaron en el reporte técnico PES-TR 16 [5] de noviembre de 2014, donde se concluye que los límites  $I \cdot f$  de la norma IEEE C37.04 1999 han llevado a una sobrevaloración y hasta innecesario uso de la TLI para poder cumplir con la *supuesta* [5] capacidad  $I \cdot f$  del interruptor ante corrientes de descarga y que la TLI provoca problemas en la apertura de los interruptores en SF<sub>6</sub> ya que modifica el ITRV de manera drástica. Un resumen de las principales ideas de la referencia [5], se presenta a continuación.

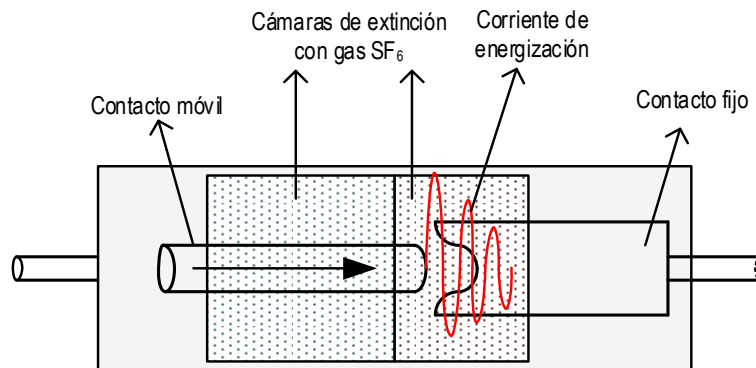
Anteriormente, los interruptores usados en alto voltaje tenían como aislamiento interno aceite dieléctrico y cuando una corriente capacitiva de alta magnitud y alta frecuencia lo atravesaba, un pequeño porcentaje de la energía asociada a esta corriente provocaba afectaciones al interruptor. La energía asociada a la corriente proviene de la energía almacenada en los bancos de capacitores. En una falla, la corriente de descarga atraviesa el interruptor, cuyos contactos (móvil y fijo) están juntos; de esta corriente, un pequeño porcentaje de su energía se convierte en energía destructiva en forma de ondas de choque las cuales, al interactuar con el medio aislante aceite (medio no compresible) provocaron, en algunos casos, el daño del interruptor. En cambio, en interruptores con medio aislante gas SF<sub>6</sub> se crean ondas de choque de energía destructiva mucho menor que las desarrolladas en el aceite, esto debido a que el SF<sub>6</sub> es un gas (medio elástico) y puede expandirse y contraerse. Cabe recalcar que en un evento de descarga del banco de capacitores a una falla interna o cercana a la subestación, la corriente del banco se disipa en menos de ¼ de ciclo de frecuencia industrial (60 Hz), tal como se muestra en la Figura 1.22 obtenida con modelos de parámetros concentrados.

Las ondas de choque están relacionadas a la variación de la corriente en el tiempo,  $di/dt$ , que finalmente se traduce en un producto del valor pico de la corriente de descarga por su frecuencia natural ( $I_p \cdot f_n$ ) [5], que son las mismas variables a ser controladas en un evento de energización. En la Figura 2.1 se muestra un diagrama simplificado del paso de la corriente de descarga de bancos de capacitores, a través de los contactos cerrados del interruptor. Lo que se debe destacar de este evento es que los contactos están juntos y es muy difícil que se produzcan arcos entre ellos, a menos que mecánicamente sufran desplazamientos durante el paso de la corriente.



**Figura 2.1** Corriente de descarga que atraviesa un interruptor debido a falla

En cambio, en eventos de cierre del interruptor de banco de capacitores (energización BTB), cuando el contacto móvil se encuentra muy cerca del contacto fijo se produce el rompimiento del medio aislante y la corriente de energización (especialmente durante eventos BTB) en forma de arco circula entre los contactos, aún separados, lo que les provoca un desgaste debido al arco. En un evento BTB parte de la energía del banco de capacitores que ya está en servicio es transferida al banco que se conecta a través de la corriente de energización BTB. Sin medios de control, esta corriente es de alta magnitud y alta frecuencia y provocarán un rápido desgaste de los contactos. En la Figura 2.2 se muestra un diagrama del paso de la corriente de energización BTB.



**Figura 2.2** Corriente de energización BTB entre los contactos de un interruptor

La energía asociada a las corrientes de energización y descarga se disipa en [5]:

- Pérdidas en la parte resistiva de elementos externos al interruptor
- Pérdidas en el arco del interruptor:
  - Erosión de contactos

- Calentamiento de los gases producidos por el arco
- Ondas de choque

En los tiempos que se usaban interruptores en aceite y debido a que la maniobra de energización de bancos de capacitores sucede a diario, estas corrientes provocaron incluso su destrucción en algunos casos y, en general, el desgaste prematuro de los contactos. Para minimizar el efecto de las corrientes de energización, en las normas IEEE e IEC se decidió imponer valores límites a la magnitud, frecuencia y a su producto  $I \cdot f$ ; aunque dichos valores se establecieron sin un análisis profundo [5]. Para el caso de la corriente de descarga no se contó con un estudio que analice todos los aspectos físicos de este evento y se determinó que los mismos valores límites establecidos para las corrientes de energización BTB deban ser cumplidos para la corriente de descarga. Actualmente estas ideas ya no se sostienen debido a [5]:

- La energía asociada a  $di/dt$  no puede ser mayor a la energía disponible en el banco de capacitores. Por lo tanto, debe existir un umbral de energía por debajo del cual las ondas de choque no producen daño, incluso para interruptores en aceite, pero este umbral no fue considerado en las normas.
- En la actualidad, generalmente se usan interruptores con aislamiento interno en SF<sub>6</sub> que es un gas compresible y expandible por lo que es muy poco afectado por las ondas de choque asociadas a corrientes de altas frecuencias.
- El instalar TLI para mantener los límites de  $I \cdot f$  en interruptores en SF<sub>6</sub> se vuelve innecesario o puede provocar que se usen valores de inductancia de la TLI mucho más grandes de lo necesario.
- Instalar TLI de alto valor de inductancia puede llegar a ser dañino para el interruptor en SF<sub>6</sub> de la bahía de bancos de capacitores cuando abre fallas entre la TLI y el banco, debido a que la corriente de falla está limitada por la TLI lo que, a su vez, provoca el incremento de la tasa de subida del ITRV y reigniciones pueden suceder, siendo en algunos casos muy difícil de controlarlas.

## **2.2. Clase actual de interruptores según IEEE e IEC para manejo de corrientes capacitivas**

En la actualidad, las normas IEC 62271-100 2012 e IEEE C37.06 2009 definen la misma Clase para interruptores que manejan corrientes capacitivas.

- Clase C1: Baja probabilidad de reencendido.

- Clase C2: Muy baja probabilidad de reencendido.

Según [6] y [9], la clasificación *libre de reencendido* (free restriking en inglés) ha sido eliminada debido a que este término no corresponde a una realidad física. La principal diferencia entre Clase C1 y Clase C2 está en el número de pruebas de apertura y número de reencendidos que se producen: para clase C1 un reencendido es permitido de un total de 48 pruebas realizadas, si ocurren dos reencendidos la prueba tiene que ser repetida permitiendo un reencendido adicional. Para Clase C2 el interruptor tiene que estar precondicionado por 3 interrupciones al 60% de la corriente de cortocircuito nominal del interruptor; ningún reencendido es permitido del número total de pruebas necesarias. Si un reencendido ocurre la prueba tiene que ser repetida sin ningún reencendido adicional.

La selección de Clase C1 o Clase C2 por parte del usuario depende de:

- Las condiciones de servicio
- La frecuencia de operación
- Las consecuencias para el sistema por el reencendido del interruptor

La Clase C1 es aceptable para interruptores en medio voltaje e interruptores aplicados a maniobra infrecuente de cables y líneas de transmisión.

La Clase C2 es recomendada para interruptores de bancos de capacitores y para maniobras frecuentes de cables y líneas de transmisión.

En IEEE la Clase C0 corresponde a la antigua definición de interruptores de propósito general, mientras que la Clase C1 y Clase C2 formalmente se las conoce como de propósito definido.

### **2.3. Clasificación actual de interruptores que maniobran corrientes capacitivas según IEEE C37.06 2009**

En el año 2009, IEEE publica su norma C37.06-2009: *IEEE standard for AC High-Voltage Circuits Breakers Rated on a Symmetrical Current Basis-Preferred Ratings and Related Required Capabilities for Voltages Above 1000V* [6], en donde se presenta una nueva clasificación para interruptores que soportan corrientes transitorias capacitivas debidas a maniobra, en niveles de voltaje nominal mayor o igual a 100 kV, incluyendo interruptores aplicados en subestaciones aisladas en gas. A más de la armonización con la norma IEC 62271-100 2008 para las curvas de soportabilidad del TRV, nuevas clasificaciones de

interruptores son presentadas (Tabla 14 de IEEE C37.06-2009), de donde se ha extraído los datos para interruptores de 245 kV que se presentan en la Tabla 2.1.

**Tabla 2.1** Clasificación preferida de corrientes capacitivas debidas a maniobra para interruptores de voltaje nominal 245 kV, incluyendo si el interruptor es aplicado en subestaciones aisladas en gas, según IEEE [6].

Máximo voltaje nominal Ur kV, rms	Corriente nominal continua A, rms	Interruptores Clase C0 <sup>(1)(2)</sup>		Interruptores Clase C1 o Clase C2 <sup>(2)(4)</sup>	
		Corriente nominal de línea aérea A, rms	Corriente de banco de capacitor o cable A, rms	Corriente nominal de banco de capacitor aislado <sup>(6)</sup> A, rms	Corriente nominal de línea aérea A, rms
Columna 1	Columna 2	Columna 3	Columna 4	Columna 5	Columna 6
245	(9)	160	160	1200	200

(continuación:)

Interruptores Clase C1 o Clase C2 <sup>(2)(4)</sup>								
Maniobra back-to-back de bancos de capacitores								
Corriente nominal back-to-back de banco de capacitores <sup>(6)</sup> A, rms	Valores nominales de corriente inrush <sup>(3)(5)</sup>							
	Característica preferida <sup>(7)</sup>		Característica de Alternativa 1 <sup>(7)</sup>		Característica de Alternativa 2 <sup>(7)</sup>		Característica de Alternativa 3 <sup>(7)</sup>	
	Valor pico kA pico	Frecuencia kHz	Valor pico kA pico	Frecuencia kHz	Valor pico kA pico	Frecuencia kHz	Valor pico kA pico	Frecuencia kHz
Columna 7	Columna 8	Columna 9	Columna 10	Columna 11	Columna 12	Columna 13	Columna 14	Columna 15
700	20	4.3	6	2	25	13	60	8.5

(1) Para interruptores de propósito general (Clase C0) no se establece ninguna clasificación maniobras back-to-back de bancos de capacitores. El banco de capacitores o cable será “aislado” según la definición realizada en IEEE Std C37.04-2003,5.11.

Para interruptores de propósito general (Clase C0) expuestos a corrientes transitorias de energización desde bancos de capacitores cercanos durante condiciones de fallas, el valor pico de la corriente transitoria inrush en el cierre no excederá cualquiera de los dos valores siguientes: 1.41 veces la corriente nominal de cortocircuito o 50000 A pico. El producto del valor pico de la corriente transitoria de energización por su frecuencia de oscilación no deberá exceder el valor de 20 kAkHz. La capacidad de servicio y la condición del interruptor para este evento será según lo definido en IEEE Std C37.012-2005,4.2.1.1 (banco de capacitores) o 4.2.2.1 (cable).

(2) El interruptor será capaz de maniobrar cualquier corriente capacitiva de las clasificaciones, enumeradas en la columna de selección de Clasificación, que

escoja el usuario, (Tabla 14 de C37.06 2009), a cualquier valor de voltaje hasta el voltaje máximo nominal.

- (3) El valor pico nominal de la corriente transitoria de energización es la magnitud más alta de corriente que puede atravesar el interruptor en maniobra de cierre a cualquier voltaje hasta el voltaje máximo nominal y deberá estar determinada por el sistema y no deberá ser modificada por el interruptor. La frecuencia nominal de la corriente transitoria de energización es la frecuencia más alta que podrá ser impuesta al interruptor en un cierre que produzca el 100% de la corriente de energización nominal por manobra back-to-back de bancos de capacitores.

Para aplicaciones menores al 100%, el producto del valor pico de la corriente de energización y frecuencia no deberá ser superior al producto entre el valor pico nominal de la corriente transitoria de energización y la frecuencia nominal de la corriente transitoria de energización (valor inherente). (Este producto cuantifica la máxima tasa de cambio de la corriente de energización y la mínima inductancia entre los bancos o cables).

- (4) Para interruptores identificados con Clase C1 o C2 (formalmente referidos como de propósito definido), el fabricante deberá establecer el valor pico de la corriente de energización y frecuencia con los cuales el interruptor cumple con las cualidades técnicas de Clase C1 o Clase C2. Los valores establecidos para la corriente pico de energización y frecuencia pueden ser los valores preferidos de la Tabla 2.1 u otros valores determinados por el fabricante y usuario.
- (5) La corriente transitoria de energización en interruptores aplicados en subestaciones GIS tienen una frecuencia equivalente muy alta (hasta el rango de los MHz, dependiendo de la longitud de la barra) con una corriente pico inicial de algunos cientos de amperios (dependiendo de la impedancia natural de la barra).

Para referencia se debe consultar IEE Std C37.012-2005. Se debe consultar con el fabricante para determinar la habilidad del interruptor para soportar el estrés debido a aquellas corrientes de energización.

- (6) Pruebas para comprobar la Clase C2 se deben realizar de acuerdo a los requerimientos de la Tabla 2 de IEEE Std C37.09a-2005. Pruebas para comprobar la Clase C1 se deben realizar de acuerdo a los requerimientos de la Tabla 2<sup>a</sup> de IEEE Std C37.09a-2005.

- (7) La clasificación preferida es la de la norma anterior ANSI C37.06. Las clasificaciones: Alternativa 1, Alternativa 2 y Alternativa 3 tienen diferentes valores para la calificación de la capacidad del interruptor en maniobra capacitiva.

La clasificación preferida presenta los valores anteriores mostrados en ANSI C37.06-2000 y representan los valores usuales que históricamente han sido usados para interruptores anteriormente denominados como de propósito definido.

La clasificación Alternativa 1 fue agregada particularmente para ciertos interruptores en vacío y algunos otros. Los valores de la magnitud de la corriente de energización y su frecuencia generalmente son más bajos los de la clasificación preferida (valores históricos).

Las clasificaciones Alternativa 2 y Alternativa 3 representan alternativas de valores excepcionales máximos para maniobras capacitivas como se observa en una encuesta de usuarios y fabricantes en aplicaciones a nivel mundial.

Es necesario escoger la alternativa que se aplicará al interruptor. Se debe referir a las guías de aplicación IEEE Std C37.010-1999, IEEE Std C37.011-2005, IEEE Std C37.012-2005, e IEEE Std C37.015-1993 una adecuada selección.

- (8) Para interruptores Clase C1 y Clase C2 expuestos a corrientes transitorias de descarga desde bancos de capacitores cercanos durante condiciones de falla, el valor pico de la corriente transitoria capacitiva no deberá exceder la capacidad de diseño del interruptor (valor de corriente pico de diseño del interruptor). Esto es considerado un evento infrecuente y, por lo tanto, se debe esperar que el interruptor maneje esta solicitud dos veces en su tiempo de vida sin requerir mantenimiento de los contactos.

- (9) Esto se aplica a todas las clasificaciones de corrientes continuas preferidas.

*El punto (8) es un reconocimiento de IEEE C37.06 2009 a los interruptores en SF<sub>6</sub> y su capacidad de soportar corrientes de descarga capacitiva sin que sea necesario observar el límite I-f para corrientes de energización BTB. Además, establece que un evento de descarga por falla interna de la subestación es de muy baja probabilidad de ocurrencia, por lo que el interruptor puede soportar dos veces este tipo de corriente en su vida útil. Este punto es la base para determinar la necesidad de la TLI para control de corrientes de descarga tomando en cuenta solamente su afectación a los interruptores de una subestación.*



De esta manera, basados en la Tabla 14 de [6], si la especificación de un interruptor se realiza señalando únicamente la Clase (C1 o C2), entonces se asume que el interruptor es de Clasificación Preferida. Si por motivos del sistema el usuario necesita interruptores de mayor soportabilidad de corrientes transitorias capacitivas, entonces a más de la Clase debe solicitar Alternativa 2 o Alternativa 3.

## 2.4. Clasificación actual de interruptores que maniobran corrientes capacitivas según IEC 62271-100 2012

Hasta la fecha actual, la norma IEC 62271-100 2012 <sup>10</sup> [9] (en su Tabla 9) presenta la clasificación de interruptores únicamente mediante la Clase: C1 o C2. Los datos para un interruptor de 245 kV son presentados en la Tabla 2.2 donde se muestra los límites para corrientes capacitivas debido a eventos BTB. Se observa que aquellos valores se corresponden con los de la Clasificación Preferida de IEEE.

**Tabla 2.2** Valores preferidos de corrientes nominales capacitivas por maniobra [9]

Voltaje nominal	Línea	Cable	Un banco de capacitores	Bancos de capacitores en eventos back-to-back		
	Valor nominal de interrupción de corriente charging de línea	Valor nominal de interrupción de corriente charging de cable	Corriente nominal de interrupción de un único banco de capacitores	Corriente de interrupción nominal de bancos de capacitores back-to-back	Corriente nominal back-to-back de fabricación para bancos de capacitores	Frecuencia de la corriente inrush
Ur kV, rms	I <sub>l</sub> A, rms	I <sub>c</sub> A, rms	I <sub>sb</sub> A, rms	I <sub>sb</sub> A, rms	I <sub>sb</sub> A, rms	f <sub>bi</sub> Hz
245	125	250	400	400	20	4250

En IEC 62271-306 2012 [17], se señala que para maniobras BTB la energía del arco durante una operación de cierre es solamente función del pico de la corriente de energización BTB. Además, indica que la manera en que se desgastan los contactos por este tipo de corriente de arco, así como también el efecto de la presión de las ondas de choque, son algo dependientes de la frecuencia y no pueden ser ignorados. Por lo anterior, una tolerancia de +130% ha sido especificado en la frecuencia permisible de la corriente de energización que puede ser usada en servicio; es decir, la frecuencia de la corriente de energización usada en pruebas no debe ser más baja que el 77% de la frecuencia de la corriente de energización esperada en servicio. Este concepto está limitado a frecuencias

<sup>10</sup> Se espera que la nueva versión de IEC 62271-100 se ponga a disposición en junio de 2017.

de hasta 6 kHz debido a que existe muy poca información para frecuencias más elevadas. Finalmente, [17] indica que si bien los interruptores han sido probados con corrientes de 25 kA pico y 4 kHz el diseñador debe esforzarse en mantener las corrientes de energización por debajo de estos valores por razones de calidad del sistema.

Lo expuesto anteriormente ha sido el motivo para que los diseñadores usen altos valores de TLI para control de corrientes de descarga.

## **2.5. Control de la corriente de energización en eventos BTB**

En los puntos 1.7.3 y 1.7.4 se trata analíticamente y mediante simulaciones las corrientes transitorias capacitivas por energización de bancos de capacitores. Las corrientes de energización deben ser controladas para que el arco que se produce no provoque un desgaste prematuro de los contactos del interruptor que conecta los bancos de capacitores. Los métodos de control son explicados a continuación.

### **2.5.1. Necesidad de controlar las corrientes de energización**

De acuerdo a [13], la energización del primer banco no genera una alta corriente transitoria capacitiva, debido a que la inductancia equivalente del sistema limita su magnitud y frecuencia de oscilación, según la Ecuación 1.6; pero este evento provoca altos sobrevoltajes.

En cambio, en eventos BTB, provocan corrientes de gran magnitud y alta frecuencia, que atravesarán los interruptores de las bahías de bancos de capacitores, debido a que parte de la energía del banco que ya está en servicio es transferida hacia el banco que es conectado a través de un camino de bajo valor de inductancia (en la Figura 1.12 esta inductancia está formada por  $L_{ebc1} + L_{BA} + L_{ebc2}$ ), por lo que esta corriente afectará a los interruptores y, por lo tanto, debe ser controlada. Específicamente, para interruptores en SF<sub>6</sub> la principal razón de limitar la corriente es para reducir el desgaste de los contactos del interruptor debido al arco (numeral 2.1), tomando en cuenta que este tipo de evento ocurre a diario. Además, el valor pico de la corriente de energización no debe superar la capacidad de la corriente pico del interruptor y tampoco la capacidad  $I^2 \cdot t$  de los fusibles de los bancos; en caso de que estos límites sean superados se deben instalar medios de control como: resistencias o inductores de preinserción, TLI fija o cierre sincronizado. Estas corrientes deben ser limitadas a niveles aceptados por la capacidad del interruptor (Tabla 2.1 y Tabla 2.2 para interruptores a 245 kV).

### 2.5.2. Métodos de control de corrientes de energización

De las Ecuaciones 1.12 y 1.13, se deduce que la corriente de energización en eventos BTB está afectada por tres factores: La capacitancia del banco de capacitores (que es una medida directa de la potencia del banco), el valor del lazo de inductancia entre los dos bancos y del voltaje durante la conexión del banco, siendo el caso más crítico la conexión cuando la onda de voltaje está en su valor máximo. Entonces, los métodos de control se enfocan en adecuar estos parámetros de tal manera que se pueda disminuir la  $I'_{p_{e2}}$ , la frecuencia  $f_{n_{e2}}$  y el producto  $I'_{p_{e2}} \cdot f_{n_{e2}}$  a niveles aceptados por las normas. Los métodos que se han usado en la práctica para controlar la corriente de energización, son:

- Instalación de una TLI, con conexión fija, en serie con los bancos de capacitores, pero para cumplir con los límites de la norma, la inductancia de la TLI debe ser grande lo que implica un elemento de gran volumen con el riesgo de que el conjunto banco de capacitores – TLI se vuelva un filtro de armónicos [5]. Esta solución se enfoca en modificar permanentemente la parte inductiva del lazo de inductancia entre los bancos.
- Resistencias o inductores de preinserción colocadas en el interruptor, que actúan algunos milisegundos después del cierre. Esta solución se enfoca en modificar temporalmente la impedancia del circuito.
- Energización de los bancos en pequeños bloques. Esta solución se enfoca en modificar la capacitancia del circuito.
- Selección de equipos de mayor tamaño y capacidad para soportar las corrientes de energización en eventos BTB (Alternativa 2 o Alternativa 3 en IEEE).
- Interruptores monofásicos de cierre controlado. Esta solución se enfoca en seleccionar el punto de la onda de voltaje que provoque la menor corriente y frecuencia de oscilación de la corriente de energización. El mejor punto es cuando la onda de voltaje hace su cruce por cero. A pesar de que los interruptores modernos tienen una muy baja probabilidad de reencendido por maniobra de corrientes capacitivas, por cuestiones estadísticas reencendidos pueden ocurrir después de un gran número de maniobras; entonces, una función adicional de este dispositivo es que puede realizar una apertura controlada con lo que se elimina el riesgo de reencendido [12].

En CELEC EP TRANSELECTRIC inicialmente se usaron inductancias de preinserción, pero desde hace algunos años se ha venido implementando interruptores monofásicos de

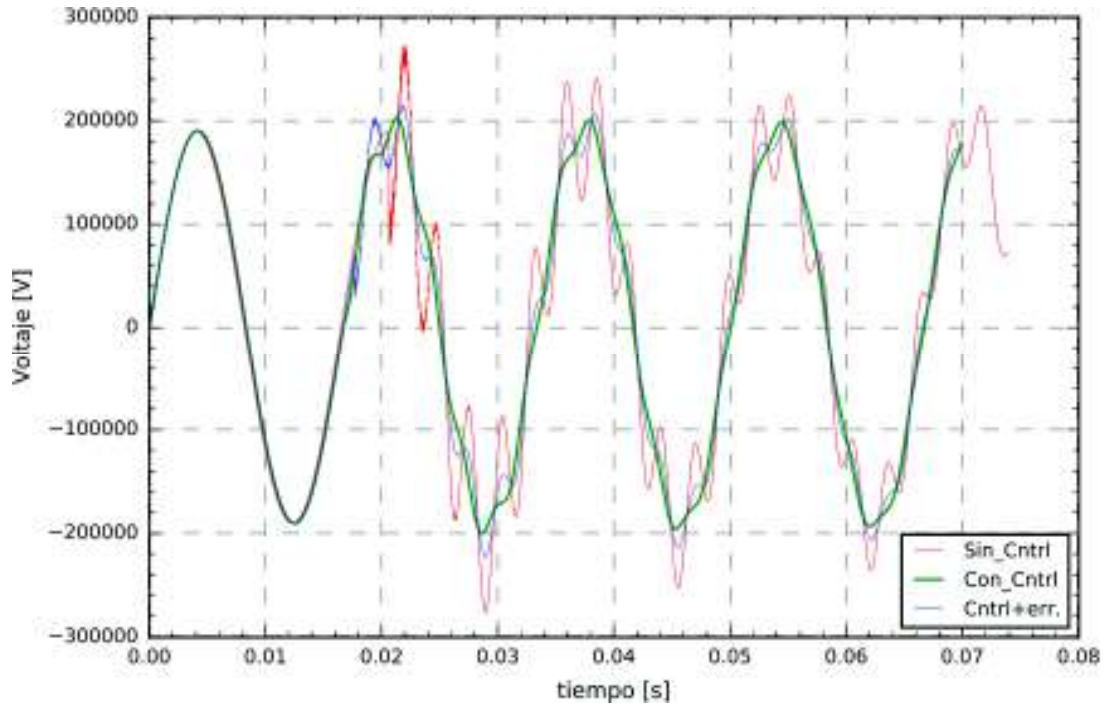
cierre controlado para propósitos de energización y es el método de control que será usado en este trabajo de titulación.

### **2.5.3. Control de corrientes de energización mediante cierre controlado del interruptor**

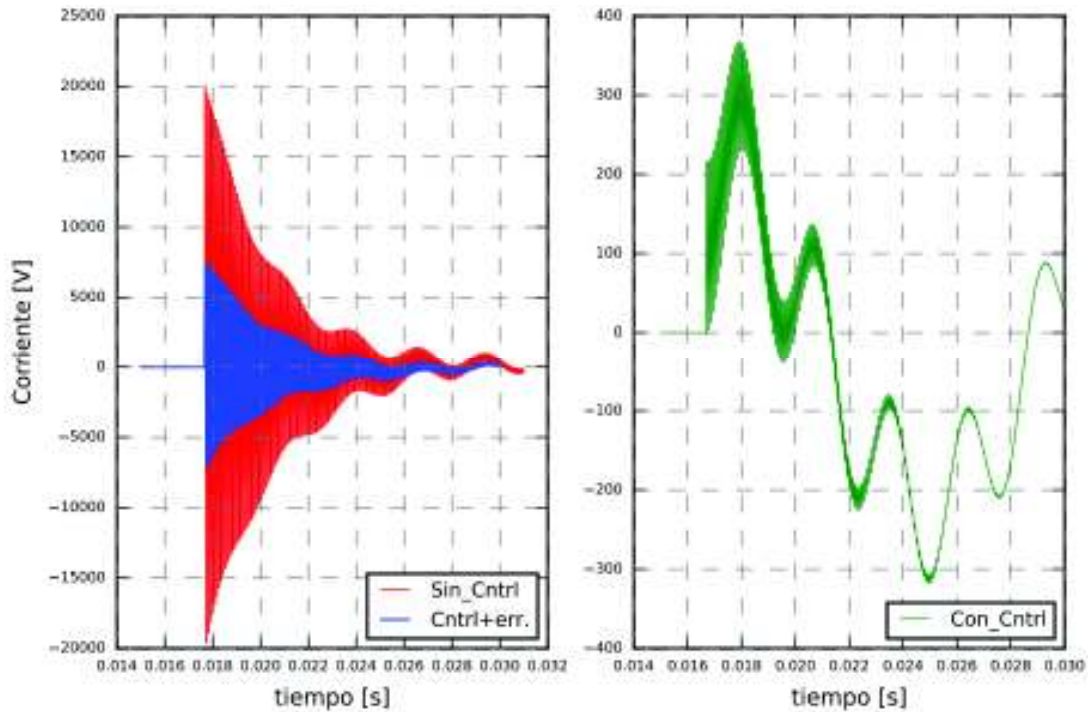
De acuerdo a la Ecuación 1.13, la magnitud de la corriente de energización se puede reducir controlando el valor del voltaje en el instante del cierre de los interruptores; para esto se debe contar con interruptores monofásicos para los bancos de capacitores. Tal como se presenta en [12], el objetivo es provocar el cierre del interruptor de cada fase del banco de capacitores justo en el instante que cada onda de voltaje realiza su cruce por cero.

Al circuito de la Figura 1.21 se ajusta el cierre del interruptor del segundo banco de capacitores justo cuando la onda de voltaje pasa por su punto máximo y por cero. Debido a que en la práctica es muy difícil obtener un cierre justo en el instante en que la onda de voltaje hace su cruce por cero, la norma [17] recomienda una desviación del tiempo de máximo 1 ms para un interruptor de buena calidad. En las Figuras 2.3 y 2.4 se presentan los resultados obtenidos para el voltaje en la barra de conexión y corrientes de energización. Los valores máximos de las Figuras 2.3 y 2.4 se muestran en la Tabla 2.3. Cabe señalar que estos resultados se han obtenido bajo las siguientes consideraciones:

- a) En el SNT, la bahía de alimentación de bancos, barra auxiliar de bancos y bahías de bancos de capacitores están implementadas con un conductor por fase de calibre 1033.5 MCM ( $1.237 \mu\text{H/m}$ ). Si las fases estuvieran formadas por un haz de dos conductores por fase los resultados varían debido a que la inductancia equivalente sería de  $0.98 \mu\text{H/m}$  lo que significa una disminución de la inductancia y, por lo tanto, un incremento del valor pico de las corrientes transitorias capacitivas de energización y de su frecuencia de oscilación, por lo que se esperaría un valor de TLI mayor a 0.42 mH; sin embargo, para potencias de bancos de capacitores que se manejan en el SNT (máximo 120 MVA), no resulta necesario instalar dos conductores por fase en la bahía de alimentación del banco.
- b) El modelo usado para los conductores y TLI es el Pi de parámetros concentrados. Este modelo sobreestima los valores de corriente y frecuencia; usando parámetros dependientes de la frecuencia se esperaría un valor de TLI menor que 0.42 mH.



**Figura 2.3** Voltaje en barra de conexión durante evento BTB sin control, con cierre controlado y con cierre controlado con error de 1 ms



**Figura 2.4** Corrientes de energización durante evento BTB con cierre sin control, con cierre controlado y con cierre controlado con error de 1 ms

**Tabla 2.3** Voltajes y corrientes de energización BTB con y sin control

Instante de energización	$I_{p\_e2}$	$f_{n\_e2}$	$I_{p\_e2} \cdot f_{n\_e2}$	$V_{p\_bc2}$	$\Delta t_{S_{bc2}}$
	A	Hz	kAkHz	pu	ms
$V_m$	20223	11233	227	1.47	0
Cruce por cero	387	11230	4.4	1.08	0
Cruce por cero con desviación $\Delta t$	7490	11235	84	1.15	1

Se observa que para un evento BTB con cierre en el instante de voltaje máximo (peor caso), el producto  $I \cdot f$  es de 227 kAkHz que es mayor al límite permitido por IEC 62271-100 2012 (85 kAkHz), mayor al límite antiguo de IEEE C37.04-1999 (86 kAkHz para interruptores de propósito definido) y mayor que los límites actuales según C36.06-2009 para clasificación Características Preferidas (86 kAkHz). En cambio, cuando el cierre se produce en el instante que la onda de voltaje hace su cruce por cero el producto  $I \cdot f$  es de 4.4 kAkHz, que está por debajo de todos los límites actuales de IEC e IEEE. Considerando una desviación de 1 ms en el tiempo de cierre controlado, el producto  $I \cdot f$  es de 84 kAkHz que también está por debajo de todos los límites actuales de IEC e IEEE. Esto está de acuerdo con [5] que indica que el cierre controlado con desviación de 1 ms equivale a un cierre con resistencia o reactancia de preinserción (que se valoran para que cumplan con los 85 kAkHz de la norma).

Para los tres casos analizados se debe notar que la frecuencia de oscilación es superior al valor máximo permitido por IEC (4250 Hz) e IEEE Clasificación Característica Preferida (4300 Hz), esto debido a que el cierre sincronizado actúa únicamente sobre el instante de cierre; es decir, sobre  $V_m$ . El cierre controlado no afecta a la frecuencia de oscilación.

Las posibles soluciones para el valor pico de la corriente de energización y su frecuencia de oscilación, son:

- 1) Para mantenerse dentro de los límites (corriente y frecuencia) de IEC Clase C1 o C2 e IEEE Clase C1 o C2 Clasificación Característica Preferida y usando cierre sincronizado con una desviación de 1 ms, es necesario instalar una TLI de valor 0.42 mH (valor obtenido mediante cálculo analítico usando la Ecuación 2.1) con lo que se obtiene una frecuencia de oscilación de 4250 Hz y un valor pico máximo de corriente de energización BTB de 3,12 kA y un producto  $I \cdot f$  de 13.26 kAkHz (si se

usa una TLI para controlar la frecuencia, también se consigue que disminuya el valor pico de la corriente).

La Ecuación 1.12 debe ser modificada para tomar en cuenta la TLI, tal como se muestra en la Ecuación 2.1.

$$f_{n_{e2}} = \frac{1}{2\pi \cdot \sqrt{(L_{ebc1} + TLI + L_{ebc2} + TLI + L_{BA}) \cdot \left(\frac{C_{bc1} \cdot C_{bc2}}{C_{bc1} + C_{bc2}}\right)}}$$

**Ecuación 2.1** Frecuencia natural en energización BTB con presencia de la TLI

Que debe ser resuelta para TLI, con  $f_{n_{e2}} = 4250$  Hz.

- 2) Especificar interruptores IEEE Clase C2 con Clasificación Alternativa 2 o Alternativa 3, según la Tabla 2.1.

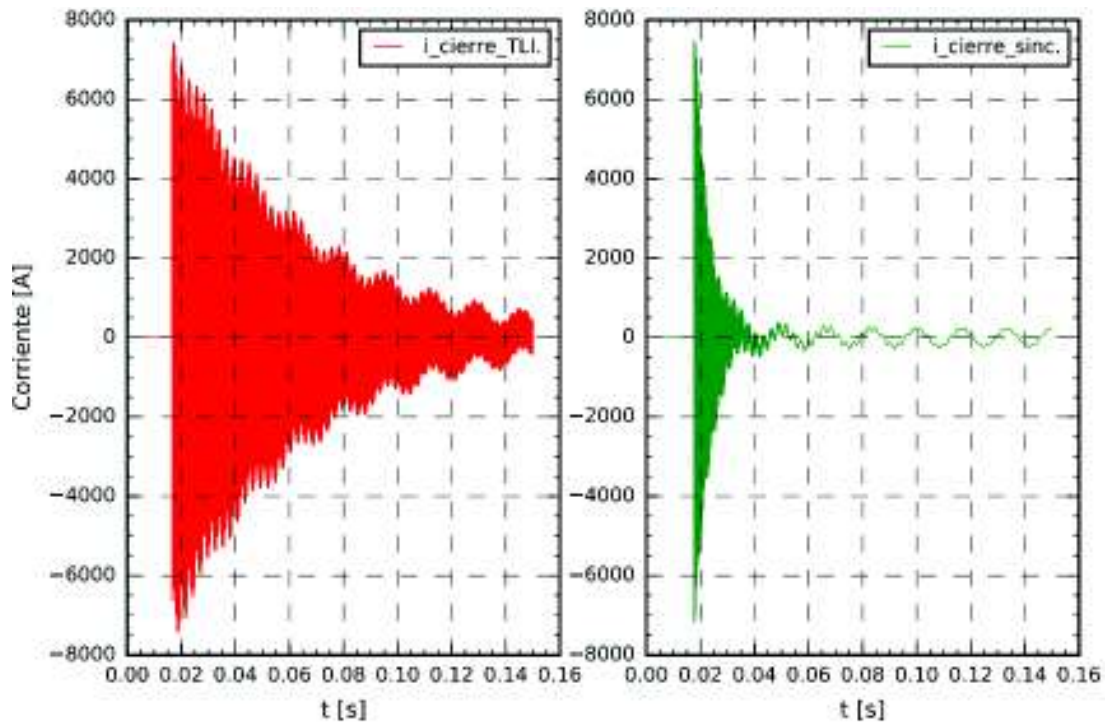
**2.5.4. La TLI no es respaldo del cierre controlado**

El cierre controlado no solamente controla la corriente de energización BTB, también controla el sobrevoltaje transitorio de energización del primer banco; por lo tanto, si se desea que una TLI tenga el mismo desempeño que el cierre controlado, su valor de inductancia debe controlar voltaje y corriente.

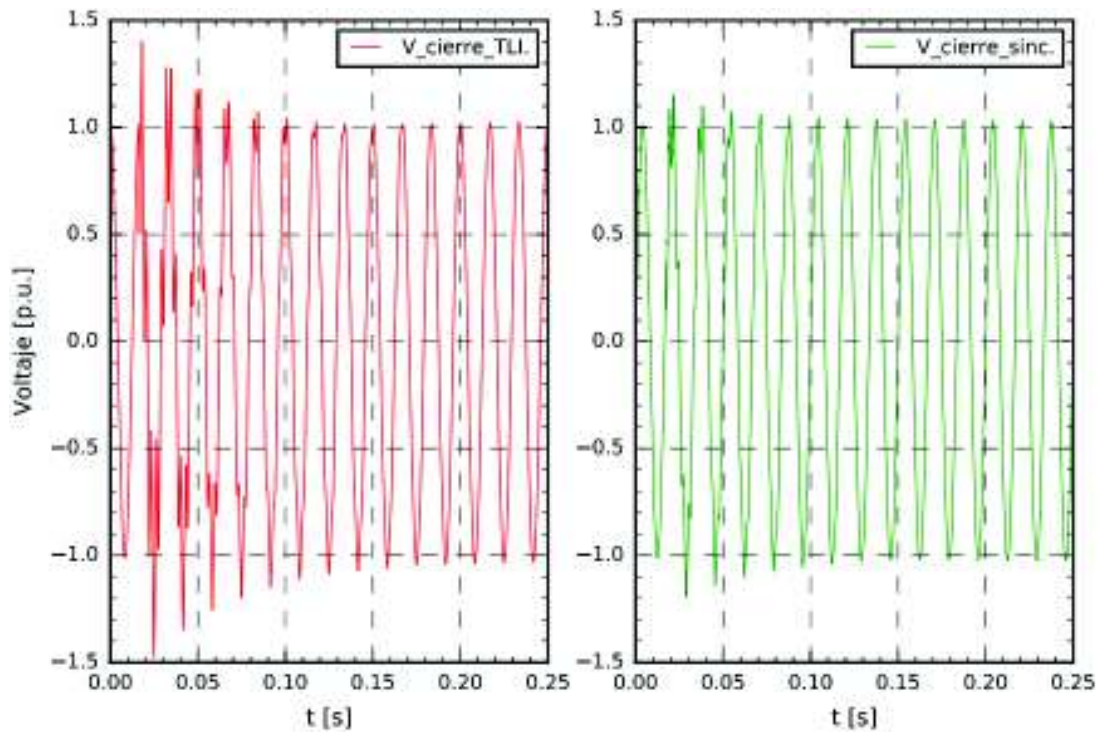
Si para el circuito de la Figura 1.17 se desea aplicar una TLI de tal manera que sirva de respaldo del cierre controlado<sup>11</sup> (tomando en cuenta un error de 1 ms en el tiempo de cierre), entonces con una TLI de 0.5 mH se obtiene un valor pico de la corriente de energización de 7.5 kA, tal como se muestra en la Figura 2.5 y una frecuencia de oscilación de 3860 Hz. En cambio, en lo que respecta al sobrevoltaje de energización, con una TLI de 0.5 mH se obtiene un sobrevoltaje pico de 1.4 p.u., mientras que con cierre sincronizado, con error de 1 ms, el sobrevoltaje es de 1.15 p.u., tal como se muestra en la Figura 2.6. Un sobrevoltaje de 1.4 p.u. podría causar un daño sobre el aislamiento del equipo primario, especialmente de las unidades capacitivas, si el margen de protección que ofrece el descargador que las protege (Figura 1.1) no es el adecuado; además, para que un descargador controle el sobrevoltaje por maniobra, éste debe poseer una gran capacidad de disipación de energía. Entonces, si bien la TLI de 0.5 mH controla corriente de energización, no controla el voltaje de energización del primer banco lo que implica que no se podría energizar ningún banco de capacitores.

---

<sup>11</sup> También se lo conoce como cierre sincronizado.



**Figura 2.5** Corrientes de energización BTB controladas por una TLI de 0.5 mH y cierre controlado

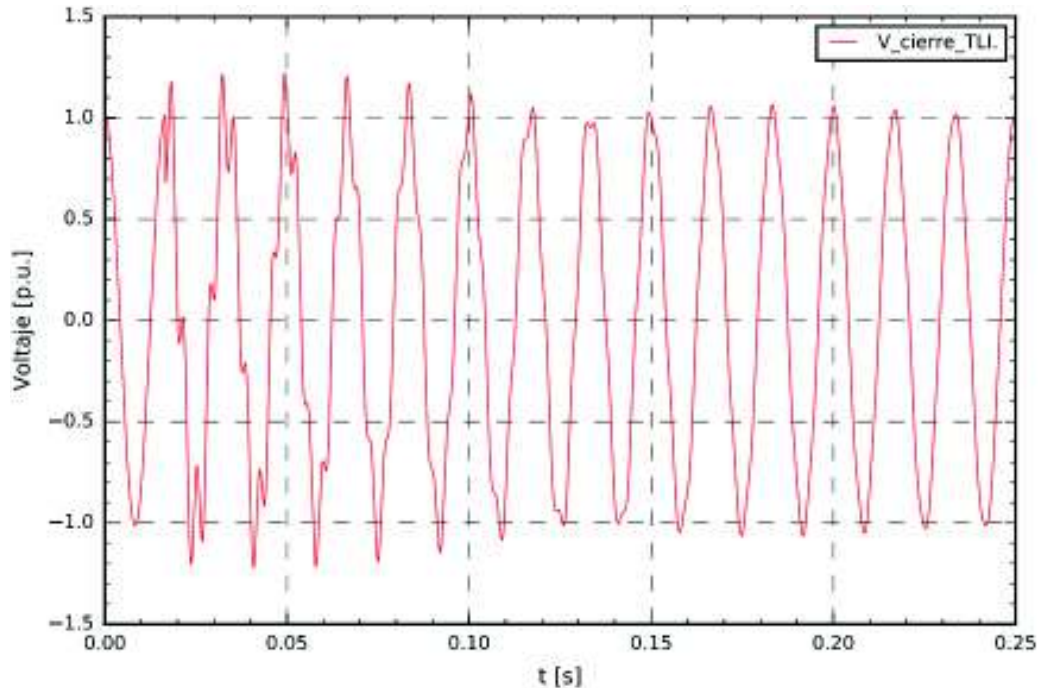


**Figura 2.6** Voltaje de energización en barra de bancos de capacitores debido a un evento BTB controlado por una TLI de 0.5 mH y cierre controlado



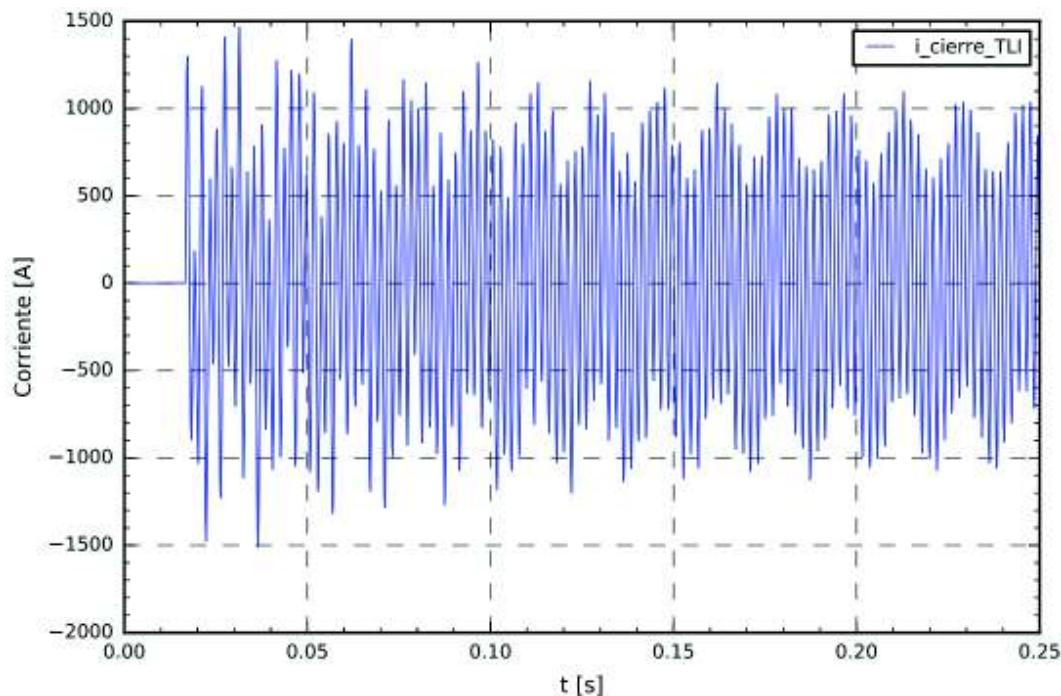
De acuerdo a [5] para controlar el voltaje de energización con una TLI se necesita que ésta tenga un alto valor de inductancia. Si, para el caso de la Figura 1.17 se instala una TLI de valor de inductancia de 35 mH, entonces el sobrevoltaje en la barra de conexión alcanza un valor pico de 1.18 p.u., tal como se muestra en la Figura 2.7. Además, de acuerdo a [5], una TLI de alto valor de inductancia reducirá también la magnitud y frecuencia de la corriente de descarga<sup>12</sup>, tal como se muestra en la Figura 2.8. Sin embargo, altos valores de inductancia de la TLI conducen a que el sistema TLI- bancos de capacitores se vuelvan un verdadero filtro de armónicas inferiores ([5] indica que no debe filtrar armónicas por debajo de la 13<sup>ava</sup>). En [5] se presenta un método de cálculo simplificado para estimar el mayor valor de la inductancia de la TLI.

Por las razones antes mencionadas una TLI (tiene conexión fija) no puede ser respaldo del cierre sincronizado; además, una TLI con núcleo de aire de valor 35 mH físicamente tendría grandes dimensiones. Sin embargo, una inductancia de alto valor (35 mH) puede ser usada como *inductancia de preinserción*, la cual solamente permanece conectada algunas unidades de milisegundos y solo controla los primeros picos; por lo tanto, una TLI Para control de corrientes de descarga es necesaria. Antes del uso del cierre controlado, éste era el método usado para controlar las corrientes inrush.



<sup>12</sup> Las consecuencias de esto se explican en 3.1.7.3.

**Figura 2.7** Voltaje en barra de bancos de capacitores debido a un evento BTB donde una TLI de 35 mH se usa para el control de cierre



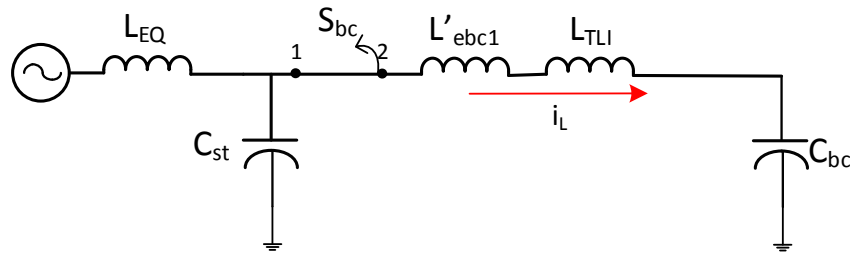
**Figura 2.8** Corriente de energización BTB controlada con TLI de inductancia 35 mH

## 2.6. Afectación de la TLI al TRV

Actualmente, el cierre controlado es la mejor opción para controlar las corrientes capacitivas de energización. Sin embargo, en el caso de la Figura 1.17, para cumplir con la Tabla 2.2, una TLI de valor 0.42 mH es necesaria en eventos BTB, mientras que para controlar las corrientes de descarga, según el método clásico, se necesita que la inductancia tenga un valor de 3.0 mH. Siguiendo el criterio de IEC expuesto en 2.4, valores mayores a 3.0 mH pueden ser seleccionados; sin embargo, de acuerdo a [5], altos valores de inductancia de la TLI disminuyen la capacidad de apertura de los interruptores en SF<sub>6</sub>. Por tal motivo, es necesario realizar estudios sobre la afectación de la TLI al TRV del interruptor.

Para el TRV que aparece en interruptores de una subestación que posee bancos de capacitores, se tienen tres casos de análisis: el primero tiene que ver con el interruptor de la bahía de bancos de capacitores ante una desconexión del banco por operación normal de la red eléctrica, tal como se muestra en la Figura 2.9; el segundo tiene que ver con el mismo interruptor despejando una falla que ocurre entre la TLI y el banco de capacitores, tal como se muestra en la Figura 2.10; mientras que el tercero tiene que ver con el

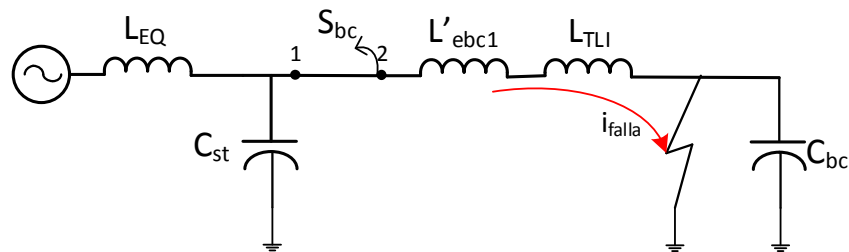
interruptor de una bahía de línea de transmisión adyacente a la bahía de conexión de bancos de capacitores durante una falla terminal, tal como se muestra en la Figura 1.19.



**Figura 2.9** Apertura del banco de capacitores por operación normal

Donde:

$L'_{ebc1}$  Inductancia de los elementos que componen la bahía de bancos de capacitores, incluyendo conductores, pero excluyendo a la TLI.



**Figura 2.10** Apertura del banco de capacitores por falla en el banco o entre la TLI y el banco

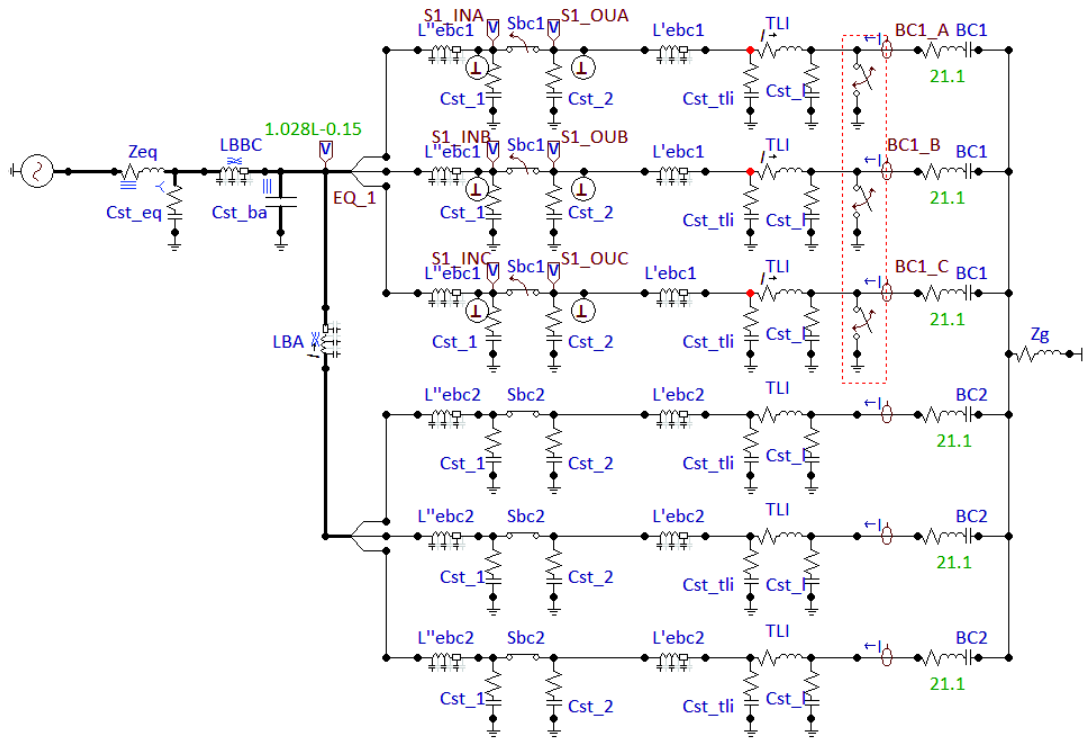
Para los estudios del TRV en el interruptor de los bancos, en la Figura 2.11 se presenta el circuito desarrollado en ATP para dos bancos de capacitores, usando modelos de onda viajera.

Dos conceptos son necesarios para analizar los eventos de apertura [8]:

- *Reignición*: Resurgimiento de corriente entre los contactos de un interruptor durante el proceso de apertura que ocurre en el intervalo de corriente cero inferior a  $\frac{1}{4}$  de ciclo (4.166 ms) a frecuencia fundamental (60 Hz).
- *Reencendido*: Resurgimiento de corriente entre los contactos de un interruptor durante el proceso de apertura que ocurre en el intervalo de corriente cero mayor o igual a  $\frac{1}{4}$  de ciclo a frecuencia fundamental (60 Hz).

Los reencendidos provocarán sobrevoltajes mientras que reigniciones no producirán sobrevoltajes (máximo teórico de 1 p.u.). Las reigniciones pueden ser aceptables, pero

existen condiciones de configuración del banco en serie con una TLI de alto valor de inductancia (como el mostrado en la Figura 2.10) que provocan que las reigniciones puedan llegar a ser inmanejables por el interruptor [3].



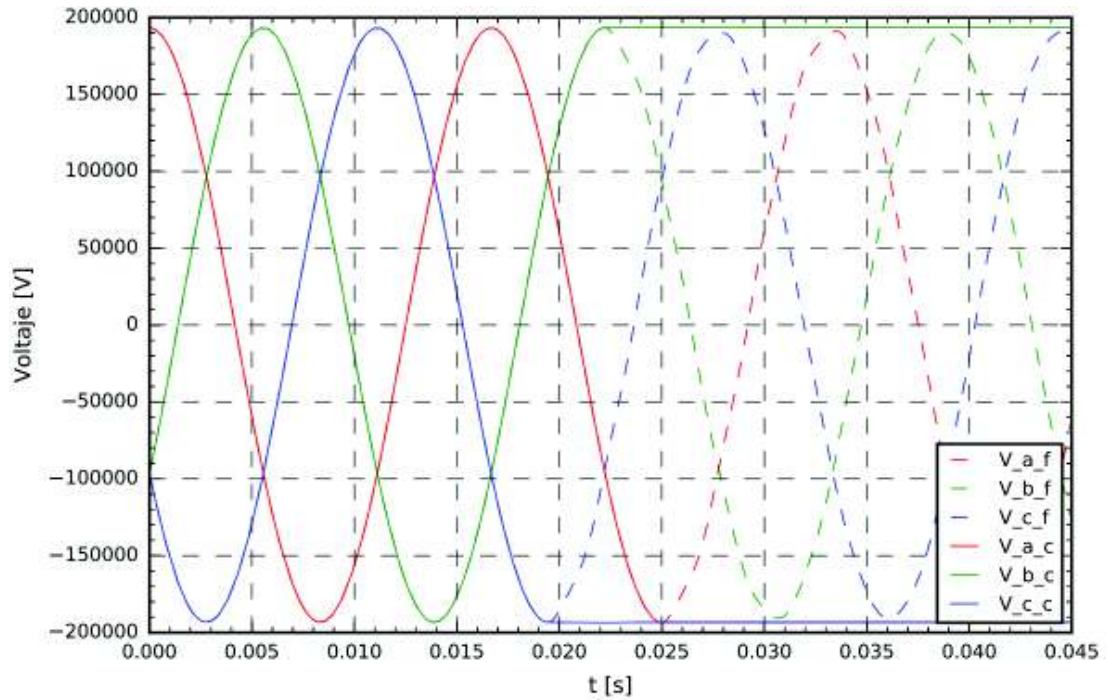
**Figura 2.11** Modelación en ATP de dos bahías de bancos de capacitores para estudios de apertura del interruptor de banco

### 2.6.1. Apertura normal del interruptor de banco de capacitores

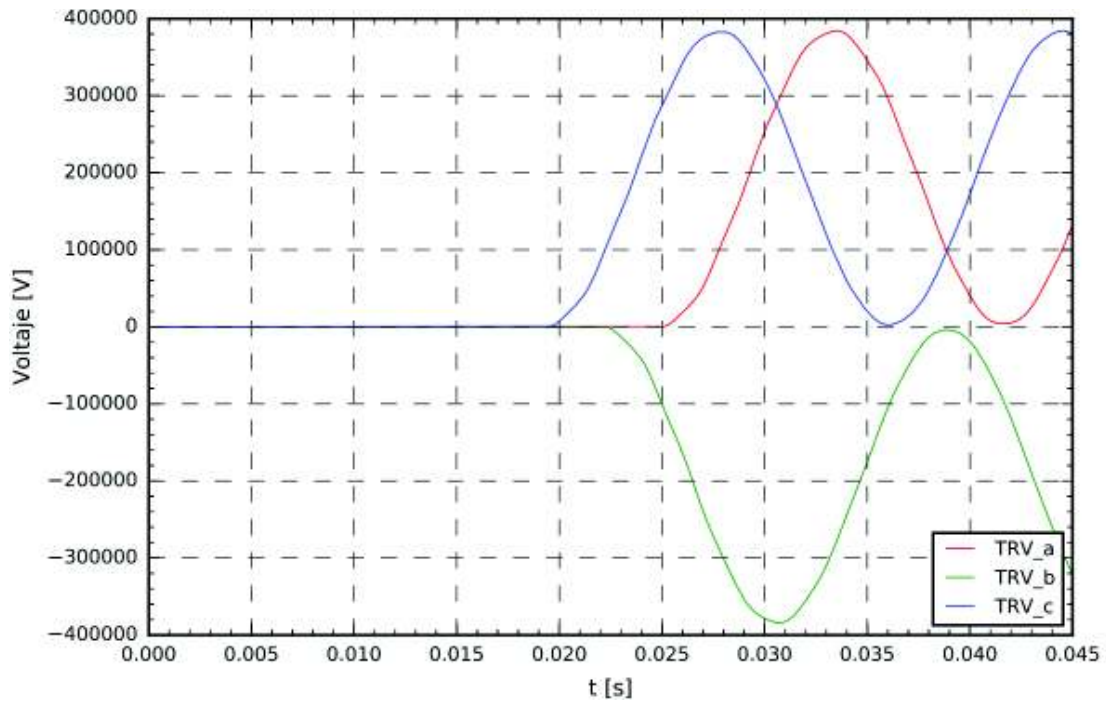
La apertura normal del interruptor de un banco de capacitores, por necesidad de la red, no es un gran estrés para el interruptor en lo que se refiere a TRV, aunque posibles reencendidos pueden suceder (ver 2.7.3). En la Figura 2.12 se muestra el voltaje en el polo del interruptor del lado de la fuente y el voltaje en el polo del interruptor de lado de la carga (banco de capacitores); cuando la corriente se extingue (cruce por cero), el voltaje está en su valor máximo quedando este valor en el polo del interruptor del lado del banco de capacitor por un tiempo debido a la carga atrapada.

El TRV a través de los polos de los interruptores se muestra en la Figura 2.13 donde se observa que la magnitud alcanza un valor cercano a 2.0 p.u. en un tiempo de 8.33 ms ( $\frac{1}{2}$  ciclo para sistemas en Y aterrado) y el ITRV tiene una baja tasa de subida. En la Figura 2.14 se presenta el TRV de la fase *c* conjuntamente con las curvas de soportabilidad T100,

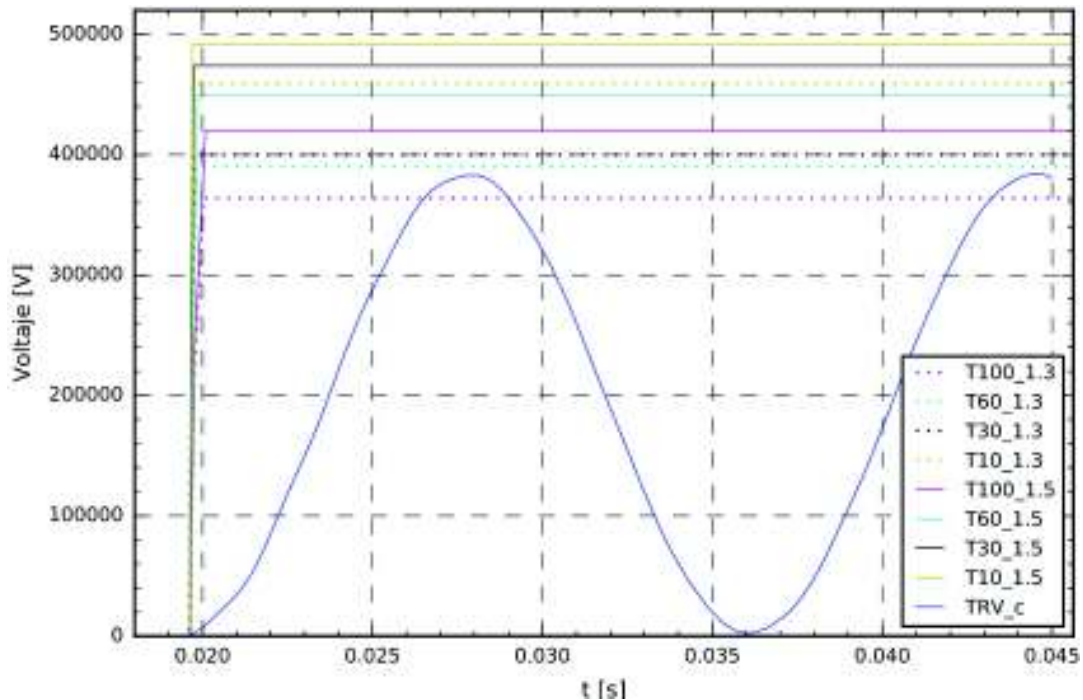
T60, T30 y T10 de un interruptor a 245 kV, con factor de despeje de primer polo de 1.3, según [8].



**Figura 2.12** Voltajes en los polos de un interruptor durante la apertura normal de un banco de capacitores del lado de la fuente y del lado de la carga (banco)



**Figura 2.13** TRV en polos del interruptor de banco por apertura normal



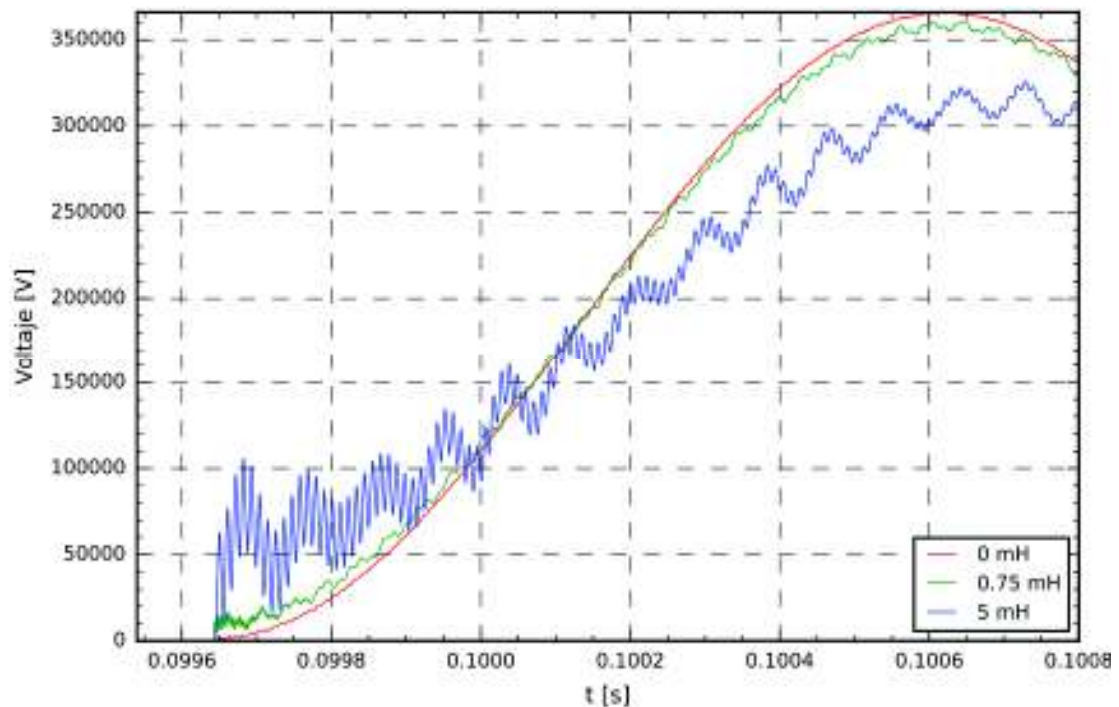
**Figura 2.14** TRV en la apertura normal de un banco de capacitores y curvas de recuperación dieléctrica del aislamiento de un interruptor para 245 kV

En CELEC EP TRANSELECTRIC, los interruptores que se usan son IEC Clase C2 con factor de despeje de primer polo de 1.5 lo que, de acuerdo a la Figura 2.14 hace que sea muy improbable que ocurra un reencendido cuando el TRV llega a su valor máximo (2.0 p.u.). Sin embargo, un mantenimiento inadecuado, la pérdida de gas SF<sub>6</sub> o una deformación de los contactos del interruptor (por desgaste debido al arco) pueden reducir la soportabilidad de medio aislante y un reencendido puede ocurrir; esto es más probable que suceda en interruptores que ya tienen varios años en servicio. Además, se debe tomar en cuenta que ningún interruptor es *libre* de reencendido.

### **2.6.2. Apertura del interruptor de banco de capacitores por falla entre la TLI y el banco de capacitores: Caso de Reignición**

En las Figuras 2.7 y 2.8 se muestra una falla entre la TLI y el banco de capacitores, donde la TLI limita la corriente de falla. Este tipo de configuración modifica el TRV, provocando que el ITRV posea altas tasas de subida, mayores a la de diseño, lo que resulta muy difícil de soportar para el interruptor en los primeros microsegundos. Según [5] este fenómeno es conocido y eventos de este tipo han ocurrido en el pasado a diferentes niveles de voltaje y han sido expuestos en algunos documentos publicados por IEEE.

En la Figura 2.15 se presentan los resultados para el circuito de la Figura 2.11 con valores de TLI de 0.0001mH (curva TRV1\_A), 0.75 mH (curva TRV2\_A) y 5 mH (curva TRV3\_A). Se observa que cuando no se coloca una TLI en serie con el banco de capacitores el TRV es de tipo oscilatorio y tiene una baja tasa de subida; a medida que se incrementa la TLI la tasa de subida del ITRV en sus etapas iniciales se incrementan pudiendo llegar a ser mayor que la tasa de recuperación del aislamiento del interruptor, volviéndose muy difícil la extinción de la corriente de arco (los interruptores en SF<sub>6</sub> tienen una baja soportabilidad ante TRV de alta tasa de subida).



**Figura 2.15** Estados iniciales del TRV, influenciados por la conexión de una TLI en serie con bancos de capacitores, durante la apertura de una falla

La referencia [5] indica que una TLI de valor mayor al 1% de la inductancia equivalente del sistema puede provocar problemas para el interruptor en el proceso de extinción del arco y algunos reencendidos pueden ocurrir. El problema es que sucesivos estados de apagado y reignición no permitirán que el aislamiento se recupere, lo que conducirá a una falla del interruptor en SF<sub>6</sub>. Lo anterior, al parecer, es lo que sucedió en [3] y lo que llevó a la decisión de desmontar o colocar un bypass a la TLI y, además, en [4] llevó a preguntarse si la TLI es una solución o un problema.

Interruptores en aceite tienen una mayor soportabilidad a altas tasas de subida de TRV, por lo que es muy poco probable que ocurran reigniciones; sin embargo, corrientes de descarga capacitiva de alta magnitud y alta frecuencia pueden provocar burbujas en el

aceite dieléctrico lo que disminuye la soportabilidad de este tipo de interruptor durante su apertura y entonces puede producirse reigniciones; esta es la razón por la que los interruptores en aceite fallaron y por lo que se decidió establecer el mismo límite  $I \cdot f$  de las corrientes de energización a las corrientes de descarga [5].

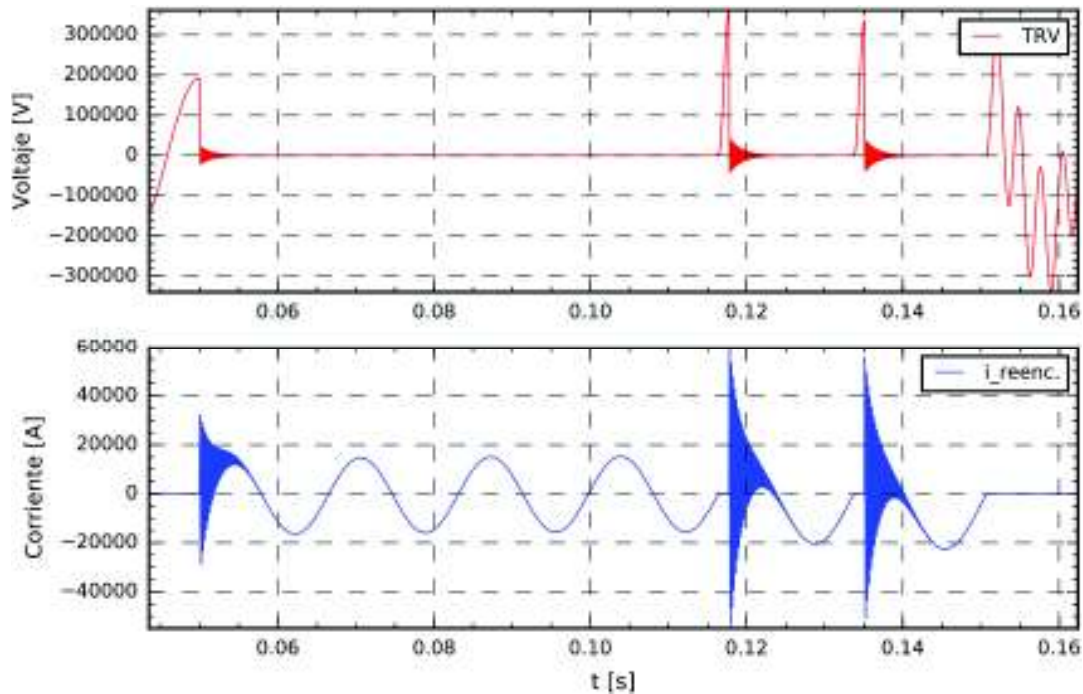
Una posible solución es controlar el alto valor de la tasa de subida del ITRV y su frecuencia de oscilación lo que se consigue incrementando capacitancia a la  $C_{\text{stray}}$  a través de la instalación, junto al interruptor, de un Capacitor Retrasador de TRV (TRV Delay Capacitor en inglés), que en su forma básica se parece a un Divisor Capacitivo de Potencial (Figura 1.3), con conexión fase-tierra [15]; el valor de la capacitancia necesita ser determinado por un estudio de TRV para el interruptor. Otra solución es usar interruptores IEEE Clase C2, Alternativa 2 o Alternativa 3 que, de acuerdo al punto 7) de la Tabla 2.1, son especificados en situaciones excepcionales (problemas de soportabilidad del TRV). Sin embargo, la mejor solución implica no usar la TLI o el valor mínimo posible de inductancia en caso de requerirla.

### **2.6.3. Apertura del interruptor de línea de transmisión por falla terminal: Caso de Reencendido**

En la Figura 2.16 se presenta una corriente de descarga de bancos de capacitores que atraviesa un interruptor hacia un punto de falla dentro de la subestación, sin considerar la TLI. A los 0.05 s ocurre una falla terminal y el banco de capacitores se descarga por medio de la corriente de descarga por falla de valor pico máximo de 31 kA. El interruptor extingue la corriente de falla en el tiempo 0.115 s y en ese instante aparece el TRV entre los polos del interruptor de cada fase y medio ciclo después (8.33 ms) el TRV alcanza un valor máximo (teóricamente puede llegar a 2.0 p.u.); si la soportabilidad dieléctrica del medio aislante en el espacio entre los contactos que están separándose no tiene un tiempo adecuado de recuperación o si por algún motivo el aislamiento se ha degradado, cuando el valor del TRV sea cercano a, o alcance el valor de 2.0 p.u., un rompimiento dieléctrico puede ocurrir y la corriente empezará nuevamente a fluir: ha ocurrido un reencendido de la corriente, tal como se muestra en la Figura 2.16.

Cabe señalar que durante los reencendidos de corriente los contactos del interruptor están separados, por lo que estos eventos provocarán que los contactos se quemen debido al arco, disminuyendo su vida útil o incluso causando la destrucción del interruptor en caso de producirse múltiples reencendidos. A este tipo de corrientes se las conoce como corrientes de descarga por reencendidos (outrush reignition en inglés) hacia el punto de falla.





**Figura 2.16** Inicio, extinción y reencendido de la corriente de descarga a través de un interruptor de línea de transmisión debido a una falla trifásica interna a la SE

Las corrientes de descarga por reencendido son de alto valor pico y alta frecuencia, incluso mayores a la corriente de descarga por falla, tal como se muestra en la Figura 2.16 donde la corriente de descarga por primer reencendido alcanza los 60 kA, que es casi el doble de la corriente de descarga por falla (este hecho es el que respalda a la Ecuación 2.5). Durante la descarga por reencendido los contactos están separados lo que implica que la corriente cruzará algunas veces por cero (instante ideal para que el interruptor provoque la auto extinción de la corriente); sin embargo, según [15] los interruptores tipo puffer tienen una baja capacidad de extinguir corrientes de alta frecuencia debido a reencendidos y los interruptores con asistencia de arco (self-blast en inglés) tienen aún una más baja capacidad de extinguir estas corrientes. Esto significa que el riesgo de un escalamiento de voltaje luego del primer reencendido es bajo; sin embargo un reencendido puede dañar el material aislante entre los contactos ya sea dejando una huella (trayectoria) o un punto que, a su vez, pueden provocar fallo del aislamiento. Además, si el interruptor extingue la corriente de alta frecuencia en un cruce por cero un TRV de alta magnitud ocurre, lo que llevaría a sucesivos estados de encendido y apagado del arco con escalamiento de voltaje y destrucción del interruptor. Si bien los interruptores usados en la actualidad son Clase C1 o Clase C2, ninguno es libre de reencendido. Técnicas de mitigación como apertura controlada [12] puede ser usada para disminuir la probabilidad de reencendido y

descargadores son usados comúnmente para proteger al equipo en caso de que ocurra un reencendido.

Si una TLI es conectada en serie con el banco de capacitores la corriente de descarga y de recarga por reencendido disminuyen su frecuencia de oscilación ( $di/dt$ ), pero esto no es deseable para la corriente de descarga por reencendido ya que el interruptor puede ser capaz de interrumpirla en los primeros cruces por cero (recordar que los contactos están separándose) lo que puede conducir a escalamientos del voltaje, rompimiento del aislamiento y sucesivos encendidos y apagados de la corriente de arco y destrucción del interruptor.

## **2.7. Método propuesto por IEEE para la valoración de la TLI**

De lo expuesto en 2.6, resulta evidente que altos valores de TLI provocan altas tasas de subida del TRV inicial que pueden conducir a la falla de apertura del interruptor que tiene como aislamiento interno al SF<sub>6</sub>; como se señaló anteriormente, interruptores con aislamiento interno aceite dieléctrico soportan muy bien este tipo de TRV. De acuerdo a [2] y [3], cuyos casos son expuestos en 1.1, esto fue la causa de fallo de los interruptores y es el motivo por los que IEEE decidió revisar la manera de valorar la TLI [5]. A más de que la TLI degrada la capacidad de apertura del interruptor, IEEE notó que el límite  $I \cdot f$  no es aplicable a los interruptores en SF<sub>6</sub> para corrientes de descarga, según la última actualización de la norma C37.09 del año 2009; es únicamente la capacidad de corriente la que determina y valora la TLI. Esto implica que el valor de 3.0 mH obtenido para el circuito de la Figura 1.17, según el método clásico, no es aplicable.

### **2.7.1. Control de corrientes de descarga: nuevos límites según IEEE**

El control de las corrientes de energización BTB usando los límites actuales establecidos en IEC 62271-100 2012 e IEEE C37.06-2009 resulta satisfactorio si se implementa cierre sincronizado y, dependiendo del tipo de interruptor, TLI de valores bajos. Sin embargo, hasta el año 2014, a nivel mundial, la valoración de la TLI estaba orientada principalmente a controlar las corrientes de descarga de tal manera que estén por debajo de los límites establecidos para corrientes de energización BTB de las normas; esto llevó a especificar altos valores de inductancia para la TLI que, a su vez, ocasionaron problemas durante la apertura de los interruptores de la bahía de banco de capacitores cuando ocurría una falla en el banco o entre la TLI y el banco.

Según [5], el error principal es que se trató a la corriente de descarga de manera similar que la corriente de energización; en la realidad, la corriente de energización provoca arcos que queman los contactos del interruptor y este tipo de evento se da a diario, por lo que el

desgaste de los contactos debe ser controlado. A su vez, un evento de descarga producía ondas de choque destructivas únicamente para interruptores en aceite, no para interruptores en SF<sub>6</sub>; además, para la valoración de la TLI se consideraba el evento de energización en falla terminal trifásica (más crítica), cuya probabilidad de ocurrencia es muy baja, esto implica que se valoraba la TLI para eventos que tal vez no lleguen a ocurrir. Por este motivo IEEE en su norma C37.06-2009 (Nota 8 de la Tabla 2.1) permite que un interruptor en SF<sub>6</sub> de clase C1 o C2 sea atravesado dos veces en su vida útil por corrientes de descarga de gran magnitud (hasta 2.6 veces la corriente nominal rms de cortocircuito) y alta frecuencia (interruptores en SF<sub>6</sub> son poco sensibles a la frecuencia) y se espera que, por cuestiones de diseño, el interruptor pueda soportar dos veces este evento sin que sea necesario realizar el mantenimiento de los contactos en tiempos menores a lo previsto. Esto elimina la necesidad de instalar TLI únicamente tomando en cuenta la afectación al interruptor. Lo señalado anteriormente no se aplica si en la subestación existen interruptores en aceite.

Conforme a lo indicado anteriormente, no es necesario instalar la TLI si se cumple la Ecuación 2.2 y se considera sólo la afectación al interruptor. La corriente de descarga total (el valor pico) que atraviesa el interruptor de una línea de transmisión que cierra en falla trifásica (la más crítica para el interruptor) es la suma de la corriente pico de cada banco de capacitor que está detrás del interruptor. En cuanto a la frecuencia, los interruptores en SF<sub>6</sub> tienen muy poca sensibilidad por lo que IEEE ya no considera un límite para este parámetro.

$$I_{p,d} \leq 2.6 \cdot I_{cc,rms}$$

**Ecuación 2.2** Criterio de límite de corriente de descarga

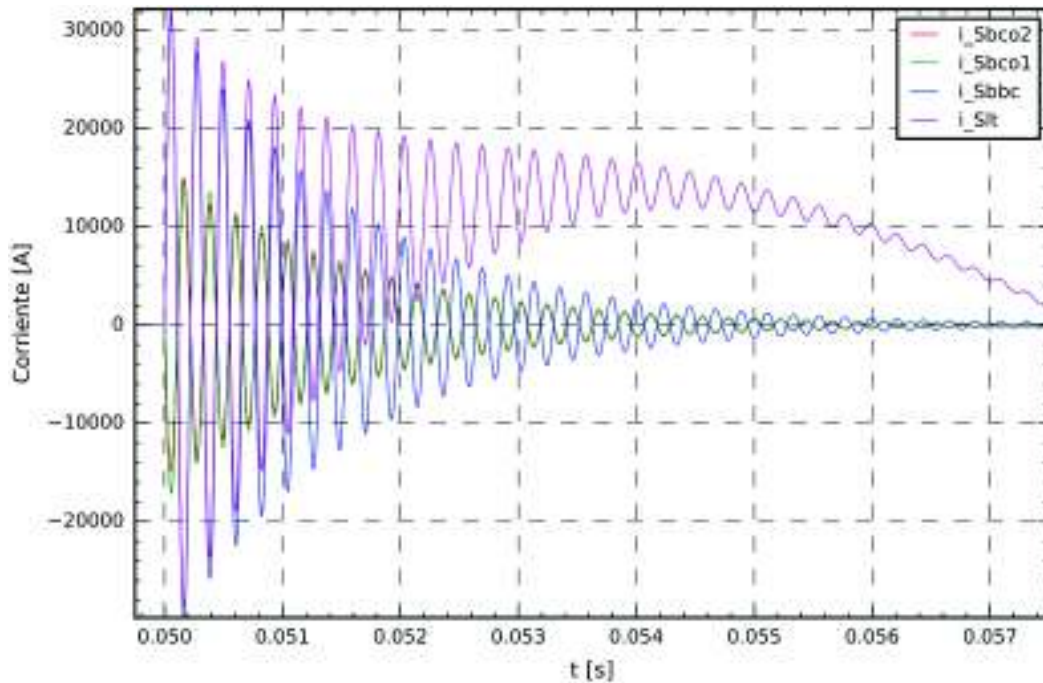
Para el circuito de la Figura 1.5 el valor de diseño de la corriente nominal rms de cortocircuito del interruptor de 230 kV es de 40 kA. De acuerdo a la Tabla 1.3, la corriente de descarga a través del interruptor de línea S<sub>LT</sub> tendrá un valor pico de 30.93 kA y una frecuencia de oscilación de 4354 Hz. En la Figura 2.17 se presentan las corrientes de descarga a través de los interruptores de bahía de bancos de capacitores (S<sub>bc1</sub> y S<sub>bc2</sub>), bahía de conexión de bancos de capacitores (S<sub>BBC</sub>) y bahía de línea de transmisión (S<sub>LT</sub>).

Aplicando la Ecuación 2.2 se obtiene lo siguiente:

$$I_{p,d} \leq 2.6 \cdot 40 \text{ kA}$$

$$30.93 \text{ kA} \leq 104 \text{ kA}$$

Este resultado significa que para el circuito de la Figura 1.5 no es necesario instalar la TLI tomando en cuenta únicamente la afectación a los interruptores (lo que implica que todos los interruptores son en SF<sub>6</sub> Clase C1 o C2). El margen de seguridad es del 70%. Generalmente, la inductancia inherente de los conductores de barra y de conexión de elementos de bahía es suficiente para mantener la corriente de descarga dentro de las capacidades del interruptor. Sin embargo, la corriente de descarga por primer reencendido la apertura del interruptor, es de mayor magnitud y será tratada en el punto 2.7.3.



**Figura 2.17** Corrientes de descarga a través de los interruptores de bahías de bancos de capacitores, alimentación de bancos y línea de transmisión

De acuerdo a los puntos anteriores, la referencia [5] establece que el único límite a ser considerado en la necesidad y valoración de la TLI es el valor pico máximo de la corriente de acuerdo a la Ecuación 2.2. Para interruptores en aceite se mantiene el valor límite antiguo (Tabla 1.1).

Tomando en cuenta la porción de energía de descarga que se convierte en onda de choque se tiene que [5]:

$$I_p \cdot f_n = h$$

**Ecuación 2.3** Nuevo límite  $I \cdot f$  para interruptores debido a corrientes de descarga

Donde:

$I_p$	Corriente pico permitida (expresada en las mismas unidades que la corriente nominal de cortocircuito).
$f_n$	Frecuencia natural de oscilación del circuito (kHz)
$h$	Constante, diferente según el tipo de tecnología de interrupción (y diferente para cada diseño de interruptor).

Entonces, para corrientes de descarga, los valores de  $h$  de acuerdo al tipo de aislamiento interno del interruptor se presentan en la Tabla 2.4.

**Tabla 2.4** Nuevos valores límites al producto  $I \cdot f$  debido a corrientes de descarga

Tipo de interruptor <sup>1</sup>	$h$
	kAkHz
Aceite	85
SF <sub>6</sub>	2500

<sup>1</sup>Según tecnología de interrupción.

Para interruptores en vacío referirse a [5].

Con base en los límites de la Tabla 2.4, es posible calcular una mínima inductancia requerida mediante la Ecuación 2.4, la cual toma en cuenta únicamente una pequeña porción de energía, del total de energía que descarga del banco de capacitores, que se convierte en onda de choque (una gran cantidad de la energía disponible del banco de capacitores es disipada en las resistencias del circuito – conductores de barra y de conexión de equipos y resistencia propia del banco de capacitores-).

$$L_{min} = \frac{V_p}{2\pi \cdot h}$$

**Ecuación 2.4** Cálculo conservativo de la mínima inductancia requerida

De la Ecuación 2.4 se observa que la mínima inductancia requerida es independiente del valor de la capacitancia del banco de capacitores. Esto implica que existe un mínimo umbral de energía por debajo del cual la onda de choque no produce daño. Según [5] aún no se conoce precisamente todo el fenómeno físico y tampoco el valor umbral de esta energía, pero experiencias de campo han demostrado que equipos con valores de capacitancias en el rango de pocos  $\eta$ F han sido energizadas sin control, lo que ha dado lugar a corrientes de energización de muy alta frecuencia que no han provocado daños al interruptor que los energiza. La misma referencia [5] presenta un ejemplo donde un CCVT (Divisor Capacitivo de Voltaje) de 5  $\eta$ F es energizado provocando una corriente pico de energización de 2.2

kA a una frecuencia de oscilación de 712 kHz, lo que da lugar a un producto  $I \cdot f$  de 1566 kAkHz, y no ha causado problemas, incluso cuando los interruptores tienen como medio aislante interno al aceite dieléctrico. Además, indica que actualmente se están realizando estudios sobre la física fundamental del arco y algunas pruebas de laboratorio con el objetivo de demostrar que corrientes típicas de energización y descarga no son un problema para interruptores en SF<sub>6</sub>.

Otra pequeña porción de energía se gasta en la erosión de los contactos del interruptor (Figura 2.2) durante eventos BTB y es esta energía la que puede ser el factor limitante para interruptores en SF<sub>6</sub>. Cabe señalar que cada interruptor tiene un límite del tiempo acumulado  $I \cdot t$  que está expuesto a la corriente de arco en eventos BTB lo que afecta el tiempo de vida útil y desempeño de los contactos. Para evitar el rápido deterioro de los contactos, la norma IEEE C37.06-2009 sugiere límites en su Tabla 14 (en este trabajo es la Tabla 2.1 para interruptores de 245 kV): si estos límites son superados, entonces es necesario implementar una TLI en serie con los bancos de capacitores.

En resumen, para determinar la necesidad de la TLI y su valor en caso de requerirla, se debe tomar en cuenta lo siguiente:

- Debido a que eventos de descarga por falla y descarga por reencendido son de muy baja probabilidad de ocurrencia y que los interruptores en SF<sub>6</sub> son muy poco sensibles a la alta frecuencia, se establece que el único límite que debe ser tomado en cuenta, para estas corrientes, es el valor máximo de la corriente pico de diseño del interruptor y que está dado por la Ecuación 2.2.
- Del análisis de eventos de descarga por reencendido esta corriente, en el primer reencendido, puede llegar a ser 2 veces la corriente de descarga por falla, por lo que el criterio, si se acepta una sola descarga por reencendido (que es muy improbable), es que el valor pico máximo de la corriente de descarga no sea superior a 1.3 veces la corriente nominal rms de cortocircuito del interruptor. Es decir, la Ecuación 2.2 debe ser modificada según la Ecuación 2.5.

$$I_{p,d} \leq 1.3 I_{n_{cc,rms}}$$

**Ecuación 2.5** Criterio de límite de corriente de descarga por primer reencendido

- Dependiendo del tipo de interruptores usados en la subestación, el diseñador deberá escoger si se observa el límite por descarga debido a falla o de descarga por primer reencendido.

- Para corrientes de energización BTB, los límites de la Tabla 14 de la norma IEEE C37.06 2009 deben ser cumplidos, con el objetivo de minimizar la afectación del arco a los contactos del interruptor.
- Si el valor pico y la frecuencia de oscilación de la corriente de energización BTB o si el valor pico de la corriente de descarga son mayores a los límites anteriores se deberá usar una TLI en serie con los bancos de capacitores.

## **2.8. Adaptación a IEC del nuevo límite de corriente de descarga de IEEE**

En CELEC EP Transelectric los interruptores que están instalados en las subestaciones y aquellos que constan en las especificaciones técnicas para nuevas subestaciones son construidos bajo la norma IEC. Para interruptores basados en esta norma, el límite  $I \cdot f$  para corrientes de energización BTB es el que se presenta en la Tabla 9 de IEC 62271-100, 2012 [9]. En IEC, hasta la fecha en que se escribe este trabajo, no existe una clasificación de interruptores similar a Alternativa 2 y Alternativa 3 de IEEE; todos los interruptores IEC son equivalentes a la Clasificación Preferida de IEEE (interruptores de propósito definido).

Los nuevos criterios de IEEE para la valoración de la TLI se basa en los diseños de sus interruptores: capacidad de corriente de diseño y afectación de la TLI al TRV. Estas ideas pueden ser adoptadas para interruptores IEC de acuerdo a lo siguiente:

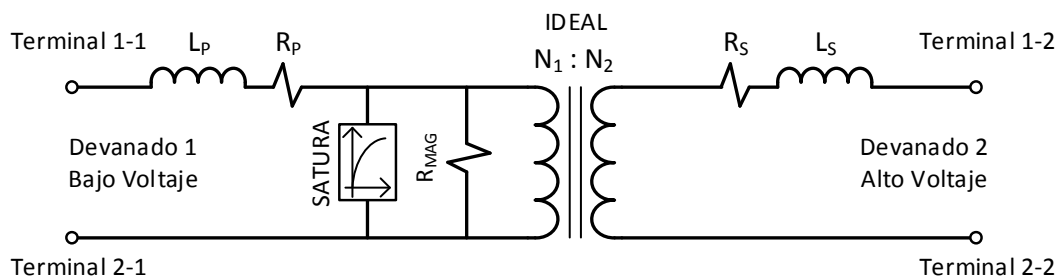
- 1) Tanto en la norma IEEE como en IEC, el valor de diseño de la corriente pico de cortocircuito para interruptores es 2.6 veces la corriente nominal rms de cortocircuito. Esto significa que el límite dado por la Ecuación 2.2 puede ser aplicado también a interruptores fabricados bajo norma IEC. Por otro lado, [4] señala que el valor pico de la corriente de descarga (que dura pocos milisegundos) frecuentemente está por debajo de la capacidad nominal de corriente (2.6 veces la corriente nominal rms de cortocircuito) de la mayoría de interruptores; además, señala que la corriente outrush es amortiguada completamente antes que los relés de protección hayan determinado que existe una condición de falla y, por lo tanto, los polos del interruptor están completamente juntos y estacionarios y, finalmente, concluye que es irrazonable aplicar una TLI para control de corrientes de descarga.
- 2) En la norma IEEE C37.06 2009 [6] se señala que la capacidad del TRV de los interruptores han sido cambiados de acuerdo a los requerimientos de TRV dados por IEC 62271-100 2008; es decir, ambas normas llegaron a una armonización en cuanto al TRV, lo que implica que por aislamiento interno ambas presentan las

mismas curvas envolventes (de dos y cuatro parámetros). Además, la norma IEEE posee ahora factores de despeje de primer polo de 1.3 para sistemas efectivamente aterrizados y 1.5 para sistemas no aterrizados.

Entonces, de acuerdo al numeral 2) y tomando en cuenta que el gas SF6 es el mismo para ambas normas, es posible aplicar los nuevos criterios para la valoración de la TLI de IEEE a IEC de acuerdo a la afectación de la corriente transitoria de descarga a otros equipos de la subestación.

## 2.9. Afectación de la corriente de descarga al Transformador de Corriente

La corriente de descarga atraviesa el primario de un transformador de corriente (TC), esta corriente se verá reflejada en el lado secundario de acuerdo a la relación de transformación del TC. En la Figura 2.18 se muestra el circuito equivalente de un TC de acuerdo a [19] que, a su vez, se basa en el modelo Saturable de ATP.



**Figura 2.18** Modelo de un TC usando el modelo Saturable [20]

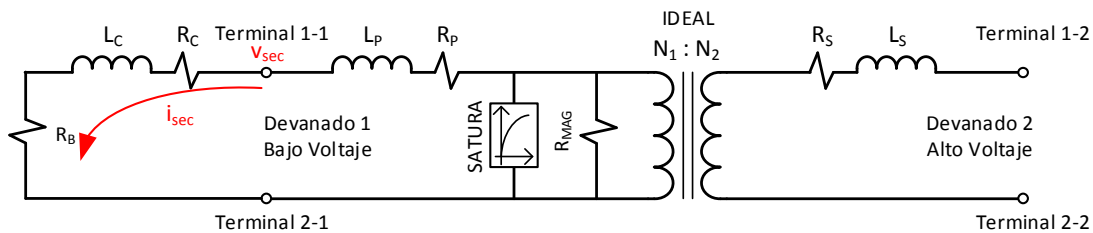
Donde:

- $R_P$  Resistencia del devanado primario en  $\Omega$ .
- $L_P$  Inductancia del devanado primario en  $\Omega$  o en mH.
- $R_{MAG}$  Resistencia de la rama de magnetización en  $\Omega$ .
- $V_{RP}$  Voltaje nominal en el devanado primario  $N_1$  en kV.
- $R_S$  Resistencia del devanado secundario en  $\Omega$ .
- $L_S$  Inductancia del devanado secundario en  $\Omega$  o en mH.
- $V_{RS}$  Voltaje nominal en el devanado secundario  $N_2$  en kV.
- $I_0$  Corriente de estado estable a través de la rama de magnetización en A.
- $F_0$  Flujo en estado estable en Wb-vuelta.



RMS En ATP indica el tipo de datos que se debe ingresar para la Curva de Saturación del TC. Si RMS = 0 la característica Flujo vs Corriente debe ser ingresada.

En CELEC EP Transelectric, los TC se especifican bajo la norma IEC; por lo tanto, TC del tipo 1500/5 30VA 5P20 son los que se usan en las subestaciones con fines de protección. La manera adecuada de especificar un TC se puede observar en la referencia [20] . En la Figura 2.19 se muestra al TC con su carga (conocida también por su nombre en inglés: burden) conectada en el devanado secundario. La carga está formada por los cables<sup>13</sup> ( $R_C$  y  $L_C$ ) que van desde el devanado secundario del TC hacia los tableros que se ubican a varios metros, en la caseta de control, y que contienen a los equipos electrónicos ( $R_B$ ) que realizan funciones de control, protección y medición.



**Figura 2.19** Carga (burden) conectada al secundario de un TC

Cuando la corriente secundaria,  $i_{sec}$ , atraviesa la carga, un voltaje es generado en el terminal secundario del TC,  $v_{sec}$ . Si no se presenta saturación del TC la forma de la corriente secundaria será igual a la corriente primaria, mientras que la magnitud está normalizada a  $5 A_{rms}$  o  $1 A_{rms}$ ; así, si un TC tiene una relación 1500 a 5, significa que cuando por el devanado primario circule una corriente de  $1500 A_{rms}$ , en el secundario circulará una corriente de  $5 A_{rms}$ .

Normalmente por el primario circula la corriente de estado estable y, durante fallas, la corriente de cortocircuito, ambas a 60 Hz; esto permite estudiar al secundario desde un punto de vista puramente resistivo sin que se cometa errores considerables. La situación cambia cuando la corriente por el primario es de alta frecuencia; este tipo de corrientes se puede obtener durante maniobras de energización de bancos de capacitores y en eventos de falla donde el banco se descarga hacia la falla. En la realidad, tanto el secundario del

<sup>13</sup> En el área de Transitorios Electromagnéticos existe una diferencia entre línea y cable: línea se usa para conductores desnudos aislados en aire, mientras que cable se usa para conductores aéreos, superficiales, subterráneos o submarinos que están aislados a través de un medio aislante "rígido", normalmente XLPE o PVC.

TC como los cables que conectan su carga están formados por una parte resistiva ( $R_S = R_B + R_C + R_P$ ) y una reactancia inductiva ( $X_S = X_C + X_P$ ); el valor de  $X_S$  va a depender de la frecuencia: a mayor frecuencia, mayor es el valor de la reactancia inductiva y, por lo tanto, mayor es el voltaje en el devanado secundario del TC. Por lo tanto, corrientes transitorias capacitivas que atraviesen el primario provocarán voltajes más elevados en el secundario del TC que una corriente primaria de la misma magnitud pero a 60 Hz. Cabe señalar que corrientes transitorias capacitivas de alta frecuencia no saturan el núcleo del TC [13].

Los factores clave a tener en cuenta en estos análisis son:

- 1) La resistencia e inductancia del devanado secundario del TC se obtienen a partir de los datos de prueba. Se considera que el TC no se satura. La resistencia de magnetización  $R_{MAG}$  está en el orden de 170 a 300  $\Omega$ .
- 2) La resistencia, inductancia y longitud de los cables que conectan el secundario del TC con su carga. En CELEC EP TRANSELECTRIC se usa un cable 8 AWG. Los datos de reactancia inductiva y resistencia se obtienen a partir de tablas de fabricantes, o normas, tal como se muestra en [21], de donde se obtiene la Tabla 2.5, a partir de la cual se calculan los datos a ser ingresados en el modelo desarrollado en ATP y que son presentados en la Tabla 2.6.
- 3) La carga (burden) del TC formada por todos los equipos electrónicos (tableros). Estos datos se obtienen desde el valor de voltamperios (VA) que consumen los relés. Un valor exacto se tiene de fabricante, pero si no se dispone, existen datos típicos [22] o pueden ser calculados a partir de la carga nominal del TC (en VA) restando la potencia que consume el devanado secundario del TC y conductores de conexión, siempre y cuando el TC esté alimentando su carga nominal, para lo cual [23] indica que el relé tiene un valor de resistencia promedio de 0.02  $\Omega$ . Relés electromecánicos tendrán valores mayores de resistencia e inductancia, pero este tipo de relé no se considera en este trabajo debido a que en la mayoría de subestaciones de CELEC EP TRANSELECTRIC se usan relés de estado sólido. Entonces, la potencia consumida por el equipo electrónico de los tableros se obtiene de la Ecuación 2.6 utilizando el valor nominal de la corriente del secundario del TC: 5 Arms.

$$P_{reles} = I_n^2(n_r \cdot 0.02)$$

**Ecuación 2.6** Potencia consumida por el equipo electrónico en los tableros de una subestación

Donde:

$n_r$  Número de relés y equipo de monitoreo y control conectados al secundario del TC.

**Tabla 2.5** Resistencia, reactancia e impedancia de cables típicos usados para conectar el secundario del TC con su carga

Sección de conductor	$R_{ac}$	$X_L$	L	Z		L	
				a fp = 0.85	a fp = 0.85	a fp = 0.85	a fp = 0.85
AWG o kcmil	$\Omega/m$	$\Omega/m$	mH/m	$\Omega/m$	$\Omega/m$	mH/m	mH/m
12	0.006	0.000177	0.0004695	0.0056	0.0048001	0.00765	
10	0.0039	0.000164	0.000435	0.0036	0.0030858	0.00492	
8	0.00256	0.000171	0.0004536	0.0026	0.0019372	0.00309	

En las referencias [23] y [24] se indica que los sobrevoltajes desarrollados en el secundario del TC debido a corrientes de alto valor pico y alta frecuencias que atraviesan el primario, no deben superar los voltajes soportados por los equipos conectados en el secundario del TC (relés, medidores, conductores), normalmente  $1500 V_{rms}$  o  $2121 V_p$ , ni tampoco debe superar el voltaje soportado por el secundario del TC, normalmente  $2475 V_{rms}$  o  $3500 V_p$ . Obviamente, el más bajo de estos valores no deberá ser superado. Si se emplea un margen de seguridad del 15% (errores de datos), entonces el valor máximo en el secundario del TC es de  $3.0 kV_p$ .

La norma C37.99-2000 [25] ofrece la Ecuación 2.7 para estimar el voltaje desarrollado en el secundario del TC debido a corrientes transitorias capacitivas, pero tal como se señala en [23] esta ecuación da resultados muy conservadores, por lo que en este trabajo únicamente se la presenta, pero no se la usa.

**Tabla 2.6** Datos de cables a ser ingresados en modelos de parámetros concentrados de ATP

Calibre conductor	12 AWG		10 AWG		8 AWG	
	Rac a fp = 0.85	L a fp = 0.85	Rac a fp = 0.85	L a fp = 0.85	Rac a fp = 0.85	L a fp = 0.85
Logitud del conductor	$\Omega$	mH	$\Omega$	mH	$\Omega$	mH
m						
50	0.24	0.3825	0.15429	0.246	0.09686	0.1545
75	0.3600075	0.57375	0.231435	0.369	0.14529	0.23175
100	0.48001	0.765	0.30858	0.492	0.19372	0.309

$$V_{p\_sec\_TC} = \frac{I_{p\_primario}}{RT_{TC}} \cdot \frac{Xl_{burden} \cdot f_{osc}}{f}$$

**Ecuación 2.7** Estimación del voltaje en el secundario del TC debido a corrientes capacitivas que circulan por el primario

Donde:

$V_{p\_sec\_TC}$	Voltaje pico en el secundario del TC en Voltios.
$I_{p\_primario}$	Valor pico de la corriente transitoria capacitiva (energización o descarga) en Amperios que circula por el primario del TC.
$Xl_{burden}$	Reactancia inductiva de la carga del TC (incluye reactancia inductiva del devanado secundario del TC) en $\Omega$ .
$f_n$	Frecuencia de oscilación de la corriente primaria en Hz.
$RT_{TC}$	Relación de transformación del TC.
$f$	Frecuencia del sistema (60) en Hz.

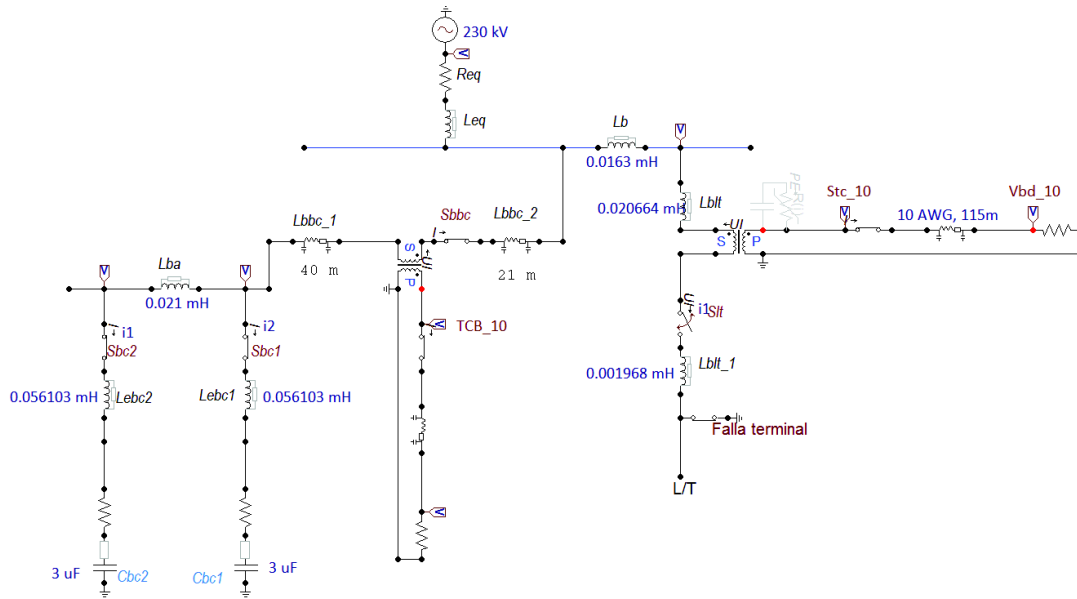
### 2.9.1. Evaluación de sobrevoltajes en secundario del TC por corrientes de descarga

El circuito de la Figura 1.5 se ha implementado en ATP, tal como se presenta en la Figura 2.20, usando modelos de parámetros concentrados, sin tomar en cuenta la TLI e incluyendo transformadores de corriente con una  $R_{MAG}$  de 400  $\Omega$ . Además, se ajusta el circuito para obtener la mayor corriente de descarga posible: se disminuye el valor de la longitud de la bahía de alimentación de banco ( $L_{BBC\_1} + L_{BBC\_2}$ ) a 60 metros en total; con esto se obtiene un valor pico máximo de corriente de descarga de 36 kA.

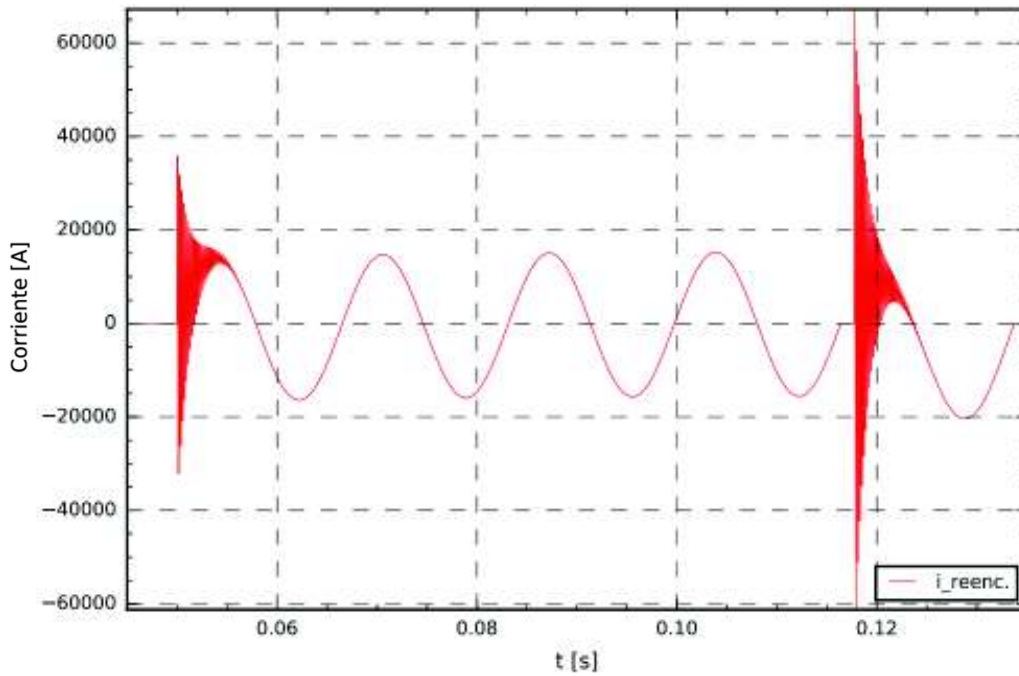
La Figura 2.21 muestra las corrientes de descarga por falla y descarga por primer reencendido que circularán por el primario del TC. En la Figura 2.22 se presenta el voltaje desarrollado en el secundario del TC conectado en la bahía de línea de transmisión, cuando por el primario circula una corriente de descarga de 36 kA pico y 67.2 kA pico a través del interruptor  $S_{LT}$  hacia un punto en falla terminal (a 2 metros del interruptor  $S_{LT}$ ) justo en el instante que  $S_{LT}$  es cerrado para conectar la línea de transmisión. Para la conexión del secundario del TC con su carga (0.2  $\Omega$ ) se consideran tres calibres de cables: 8, 10 y 12 AWG, todos de una longitud de 115 m.

En la Tabla 2.7 se presentan los sobrevoltajes para los tres calibres de conductores y diferentes longitudes; además la frecuencia de oscilación corresponde a la de la corriente por el primario. En la Figura 2.23 se presenta el voltaje en el secundario en función de la longitud y calibre de cable extrapolando los datos de la Tabla 2.7. Cabe señalar que para

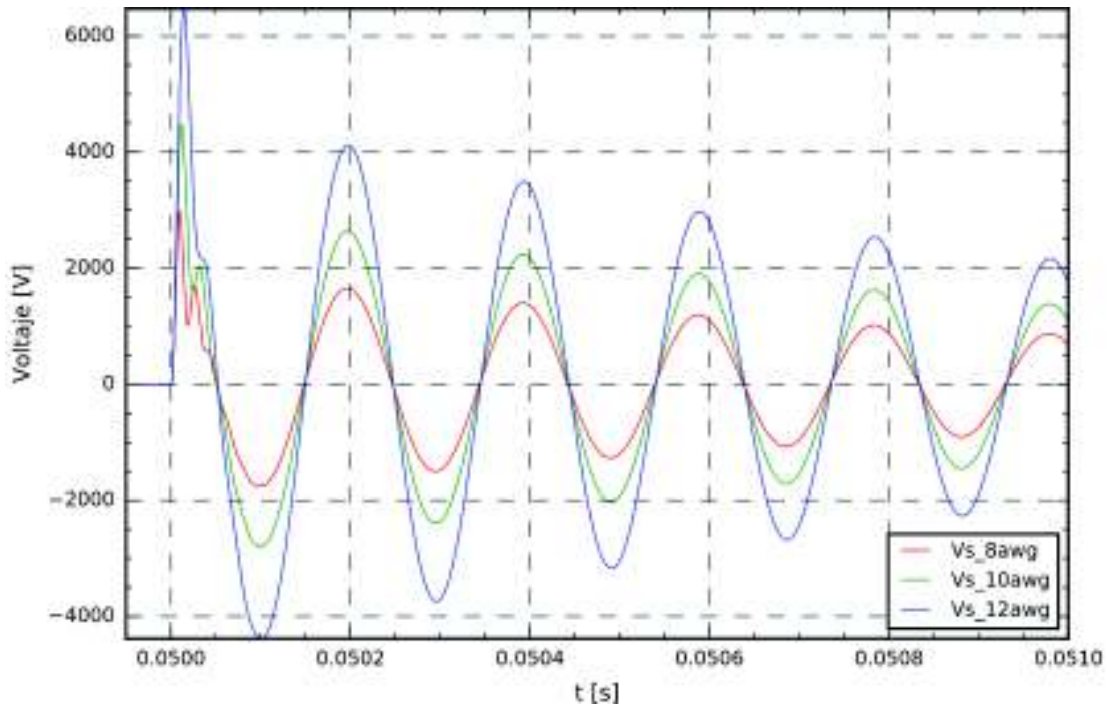
grandes longitudes del cable en CELEC EP TRANSELECTRIFIC se suele colocar dos cables por fase para dividir la corriente y que exista menor caída de voltaje.



**Figura 2.20** Circuito eléctrico para analizar afectaciones al secundario del TC debido a corrientes de descarga



**Figura 2.21** Corrientes de descarga por falla y descarga por primer reencendido que circulan por el primario del TC

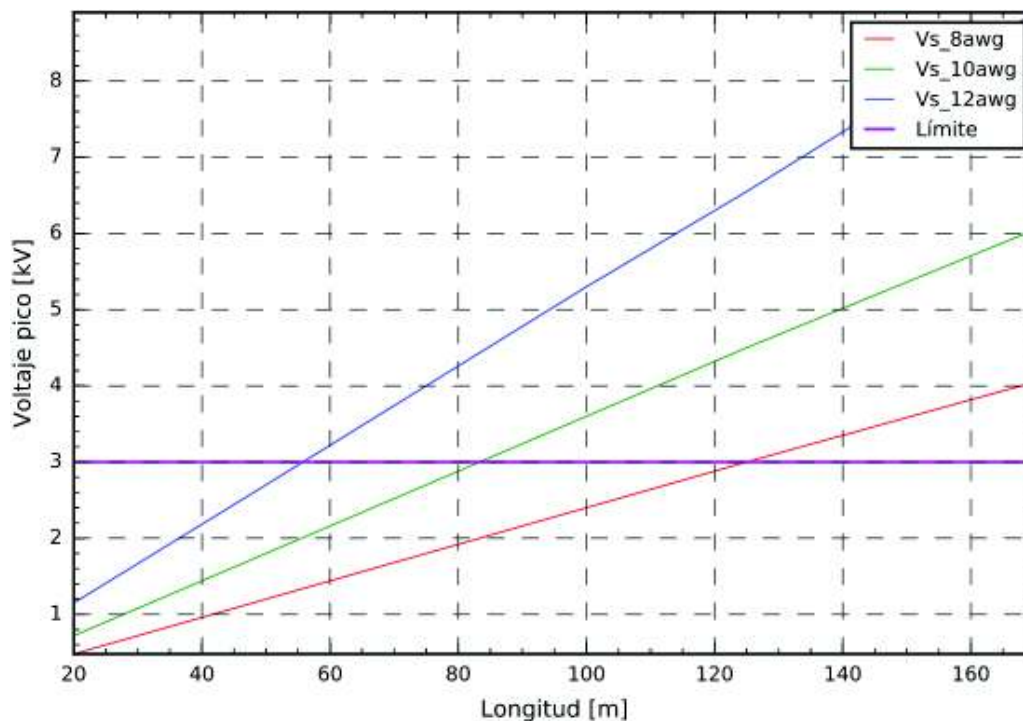


**Figura 2.22** Voltajes en el secundario del TC debidos a una corriente de descarga primaria de 36 kA pico usando diferentes calibres del núcleo del cable

**Tabla 2.7** Voltaje en el secundario del TC para diferentes calibres y longitudes del cable que conecta el devanado secundario con la carga

<b>Corriente de descarga = 40 kA pico</b>				
<b>Vp máximo diseño = 3.0 kV</b>				
<b>Logitud del conductor</b>	<b>V<sub>pico</sub> en secundario de TC sin uso de TLI</b>			
	<b>Calibre del conductor</b>			<b>Frecuencia de oscilación</b>
	<b>12 AWG</b>	<b>10 AWG</b>	<b>8 AWG</b>	
<b>m</b>	<b>kV</b>	<b>kV</b>	<b>kV</b>	<b>Hz</b>
50	2.70	1.8	1.2	5096
75	4.0	2.7	1.8	5096
100	5.3	3.6	2.4	5096
125	6.5	4.5	3.0	5096

Usando los mismos datos y características del circuito del caso para corriente de descarga por falla, en la Figura 2.24 se presentan los resultados del voltaje en el secundario del TC debido a corriente de descarga por primer reencendido; en la Tabla 2.8 se muestran los resultados para diferentes longitudes y calibres del cable, mientras que en la Figura 2.25 se presenta el voltaje en el secundario en función de la longitud y calibre de cable extrapolando los datos de la Tabla 2.8.

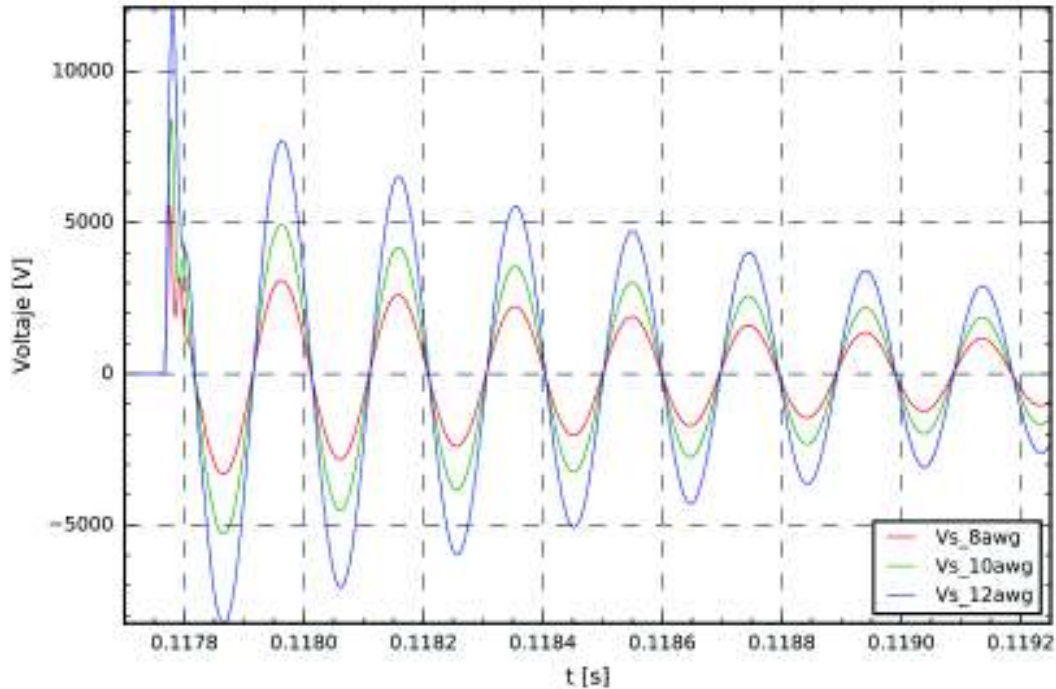


**Figura 2.23** Curvas para estimar el voltaje pico en el secundario del TC en función del calibre y longitud del conductor debido a corriente de descarga por falla

**Tabla 2.8** Voltaje en el secundario del TC para diferentes calibres y longitudes del cable que conecta el devanado secundario con la carga debidos a la corriente de descarga por primer reencendido de la Figura 2.19

<b>Vp máximo diseño = 3.0 kV</b>				
Evento	Longitud del conductor	Vpico [kV] en secundario de TC sin uso de TLI		
		Calibre del conductor		
		12 AWG	10 AWG	8 AWG
	m	kV	kV	kV
Descarga por primer reencendido	50	5.0	3.40	2.30
	75	7.50	5.10	3.40
	100	9.80	6.80	4.50
	125	12.20	8.40	5.60

De los resultados se concluye que sin el uso de la TLI y tomando en cuenta el criterio de descarga por falla, es necesario instalar en el secundario del TC un conductor calibre 8 AWG con una longitud máxima de 100 metros, mientras que si se usa el criterio de descarga por primer reencendido, es necesario instalar en el secundario del TC un conductor calibre 8 AWG con una longitud máxima de 50 metros.



**Figura 2.24** Voltajes en el secundario del TC usado diferentes calibres de conductor del cable debidos a la corriente de descarga por primer reencendido de la Figura 2.19

Dos soluciones pueden ser implementadas para controlar el sobrevoltaje desarrollado en el secundario del TC durante eventos de descarga:

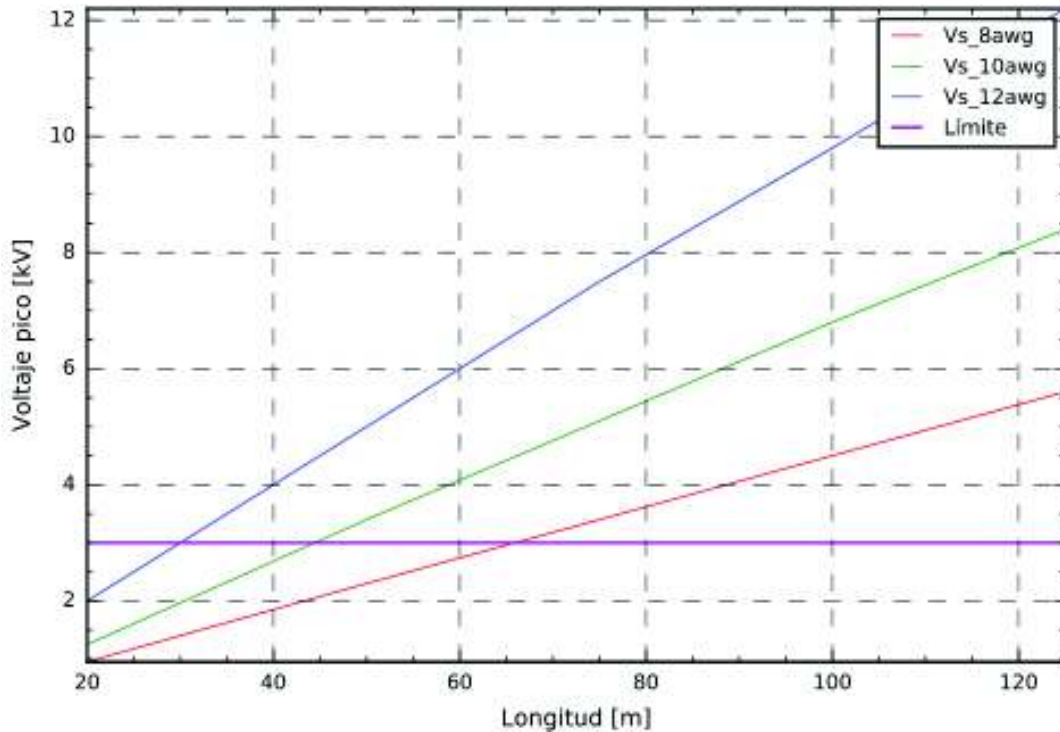
- a) Instalación de varistores en el terminal del secundario de los TC: esta solución es viable siempre y cuando los varistores puedan ser instalados en las cajas de secundario de los TC, tal como se muestra en el Anexo 1 [26]. En subestaciones antiguas estas cajas tienen dimensiones estrechas que harían imposible la conexión de los varistores. Esta solución sería viable para nuevas subestaciones donde se puede especificar la caja de secundario de los TC de tal manera que puedan ser instalados varistores.
- b) Instalación de TLI: esta solución se debería implementar en subestaciones donde no es posible instalar varistores en los secundarios de los TC.

### **2.9.2. Control de sobrevoltajes en secundario del TC usando varistores**

Varistores de óxido de zinc de alta energía pueden ser instalados en el secundario del TC para control de sobrevoltajes por maniobra. El principal cuidado que se debe tener es con respecto a la capacidad de disipación de energía del varistor durante corrientes de descarga del banco, especialmente durante múltiples corrientes de descarga por reencendidos, ya que este tipo de varistores no son diseñados para aplicaciones repetitivas



que involucren cantidades sustanciales de descarga de energía. El fabricante debe ser consultado para esta aplicación.



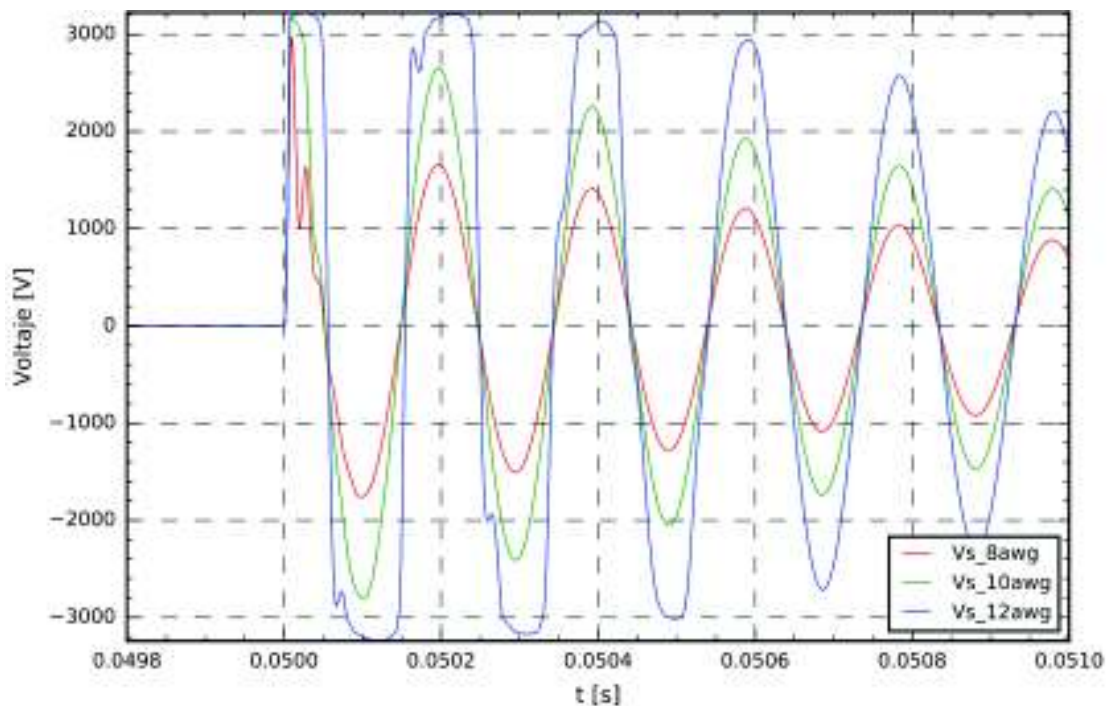
**Figura 2.25** Curvas para estimar el voltaje pico en el secundario del TC en función del calibre y longitud del conductor debido a corriente de descarga por primer reencendido

La referencia [25] presenta estos varistores en forma de disco de 60 mm de diámetro y espesores que van desde 2.7 mm hasta 32 mm. El rango de voltaje va desde 250 V a 2800  $V_{ac(rms)}$ ; además, tienen altos rangos de pulso de corriente (50000 A a 70000 A) y una alta capacidad de energía  $W_{tm}$  (880 J a 10000 J). En la Tabla 2.9 se presentan los datos de corriente y voltaje pico de dos varistores con voltaje nominal de 1100  $V_{rms}$  y 1140  $V_{rms}$ , mientras que en el Anexo 2 se muestran las curvas de varios tipos de descargadores que pueden ser aplicados en secundarios de TC.

Aplicando al circuito de la Figura 2.20 el varistor de voltaje nominal 1140  $V_{rms}$ , en la Figura 2.26 se muestran los resultados para el voltaje en el secundario del TC que tiene conectado cables de calibres 8, 10 y 12 AWG, todos de una longitud de 125 metros, debido a una corriente de descarga por falla. Usando los mismos datos que el caso anterior, en la Figura 2.27 se muestran los resultados para el voltaje en el secundario debidos a una corriente de descarga por primer reencendido.

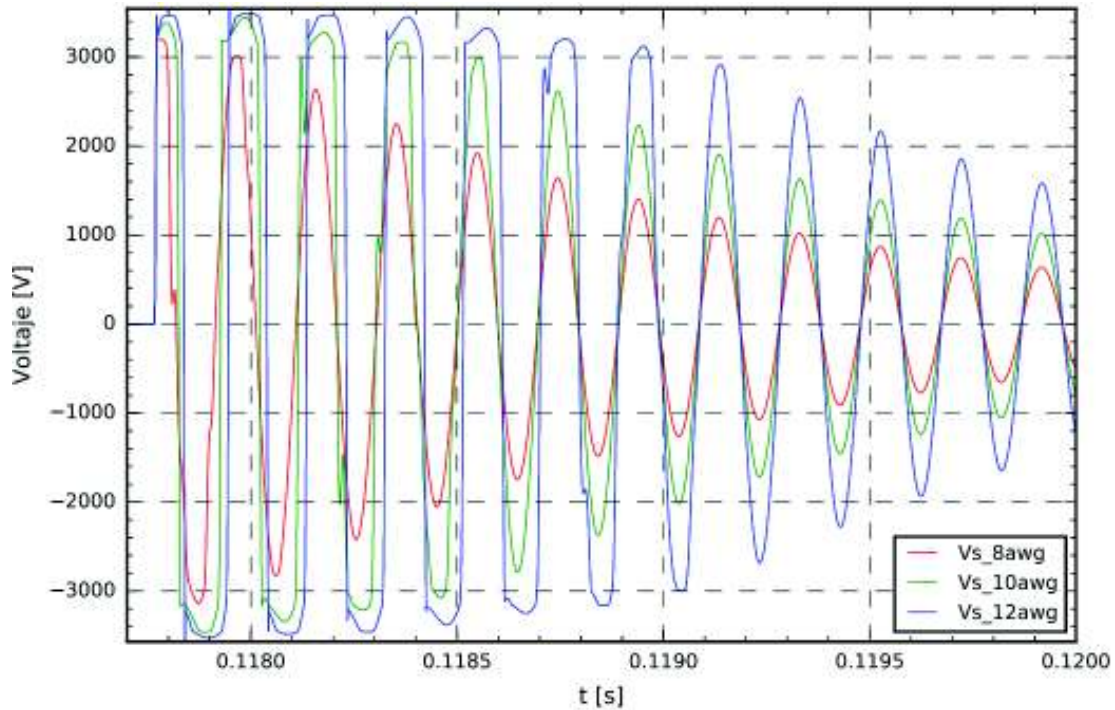
**Tabla 2.9** Datos de corriente y voltaje pico para varistores de voltaje nominal 1100  $V_{rms}$  y 1140  $V_{rms}$

Corriente	$V_N = 1100 V_{rms}$	$V_N = 1140 V_{rms}$
A	$V_p$	$V_p$
0.01	2300	2700
0.1	2400	2800
1	2600	2975
10	2750	3150
100	2950	3450
1000	3400	3970
10000	4420	5350
60000	6000	8000



**Figura 2.26** Voltaje en el secundario del TC debido a la acción de un varistor de voltaje nominal 1140  $V_{rms}$  cuando por el primario circula una corriente de descarga por falla

En la Tabla 2.10 se presentan los resultados numéricos. Cabe señalar que con el uso del varistor ya no es necesario limitar a 3.0 kV pico el voltaje del secundario (fijado por margen de seguridad debido a errores de datos), sino el valor de 3.5 kV pico.



**Figura 2.27** Voltaje en el secundario del TC debido a la acción de un varistor de voltaje nominal 1140 V<sub>rms</sub> cuando por el primario circula una corriente de descarga por reencendido

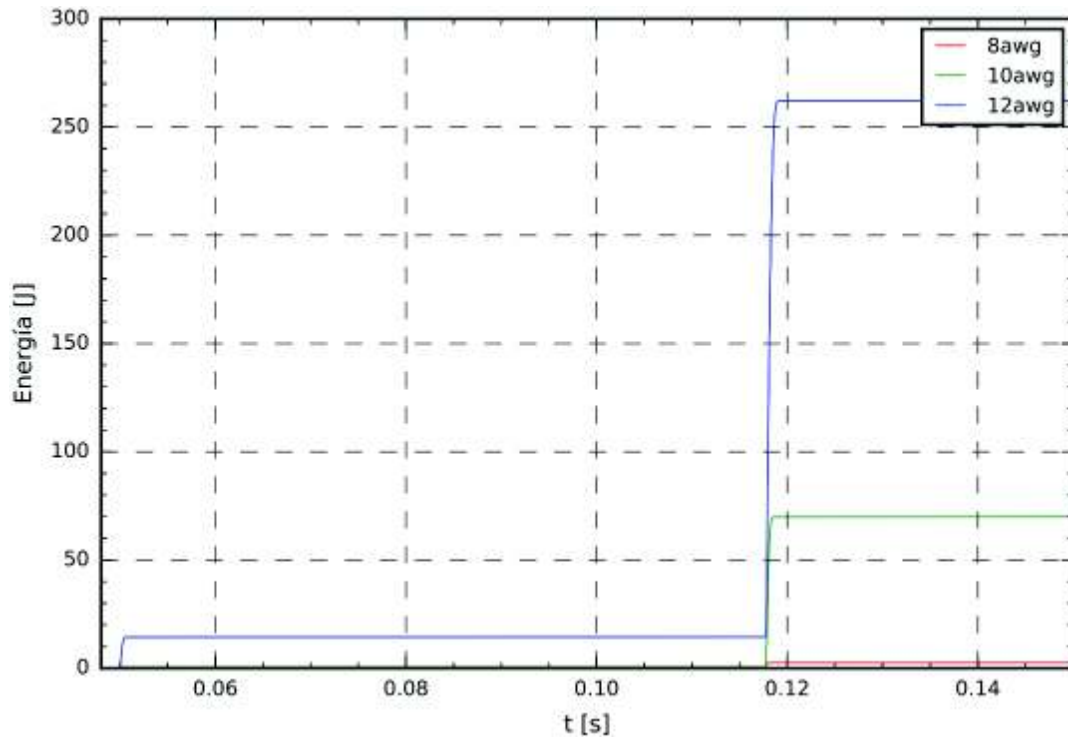
**Tabla 2.10** Voltaje en el secundario del TC, usando varistor de voltaje nominal 1140 V<sub>rms</sub>, debidos a la corriente de descarga por falla y por primer reencendido de la Figura 2.19

<b>Longitud del conductor = 125 m</b>			
<b>Varistor: 1140 V<sub>rms</sub></b>	<b>Vpico [kV] en secundario de TC</b>		
	<b>sin uso de TLI</b>		
	<b>Calibre del conductor</b>		
<b>Evento</b>	<b>12 AWG</b>	<b>10 AWG</b>	<b>8 AWG</b>
	<b>kV</b>	<b>kV</b>	<b>kV</b>
Descarga por falla	3.20	3.15 <sup>1</sup>	3.0 <sup>1</sup>
Descarga por primer reencendido	3.5	3.45 <sup>1</sup>	3.2 <sup>1</sup>

1: No actúa el varistor

En la Figura 2.28 se muestra la energía disipada por el varistor durante descarga por falla y descarga por primer reencendido. Es necesario aclarar que el modelo de descargador que se incorpora en ATP acumula la energía de un evento al siguiente; es decir, cuando ocurre un evento mantiene en su salida este valor hasta el fin de la simulación o hasta que ocurra un nueva operación del descargador y el valor de energía de la descarga anterior

es sumada a la nueva energía descargada. Esto permite tener valores estimados muy conservadores de energía descargada por el varistor.



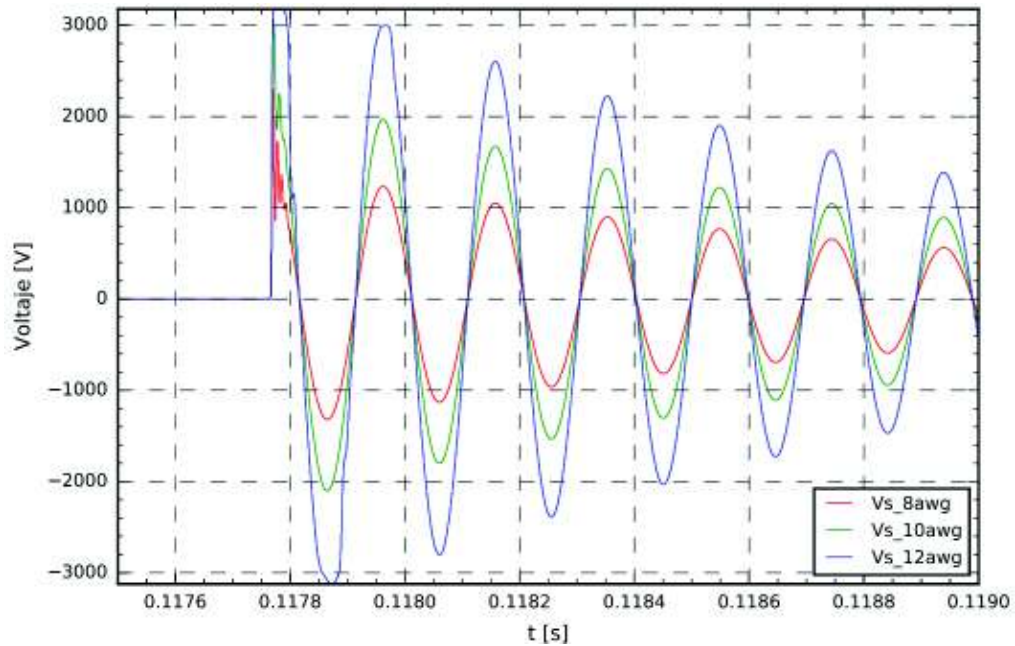
**Figura 2.28** Energía descargada por el varistor de voltaje nominal 1140  $V_{rms}$ , debidos a la corriente de descarga por falla y por primer reencendido de la Figura 2.19

A más de los varistores, en caso de presentarse problemas con el voltaje en el secundario del TC, se tienen algunas opciones adicionales que se exponen a continuación:

- 1) Incrementar la sección transversal del conductor que está conectado al secundario del TC, con lo que la resistencia e inductancia disminuyen. Esto implica que se debe usar un conductor 8 AWG si se tiene problemas con los cables de calibre 10 o 12 AWG.
- 2) Debido a que la resistencia y reactancia del conductor son proporcionales a la longitud, la instalación de los tableros cercanos a los TC permitirá reducir el sobrevoltaje en el secundario del TC. En la Figura 2.29 se presenta el voltaje en el secundario del TC por descarga de primer reencendido, con una longitud de cable de 50 metros. En la Tabla 2.11 se presentan los resultados para diferentes calibres de conductor.
- 3) Cambiar la relación de transformación del TC para obtener en el secundario una corriente nominal de 1 Arms. Esto debe ser bien analizado ya que implica que la

resistencia del secundario del TC se incrementa lo que puede llegar a ser perjudicial en algunas aplicaciones.

- 4) Reducir la carga del burden; especialmente si los relés son electromecánicos se debe cambiar a relés de estado sólido.



**Figura 2.29** Voltaje en el secundario del TC por descarga de primer reencendido, con una longitud de cable de 50 metros

**Tabla 2.11** Voltaje en el secundario del TC con varistor, debido a descarga por falla y descarga por primer reencendido, con una longitud de cable de 50 metros

Longitud del conductor = 50 m			
Evento	Varistor: 1140 Vrms		
	Vpico [kV] en secundario de TC sin uso de TLI		
	Calibre del conductor		
	12 AWG	10 AWG	8 AWG
	kV	kV	kV
Descarga por falla	2.7 <sup>1</sup>	1.9 <sup>1</sup>	1.2 <sup>1</sup>
Descarga por primer reencendido	3.23	3.1 <sup>1</sup>	2.3 <sup>1</sup>

1: No actúa el varistor

### 2.9.3. Control de sobrevoltaje en secundario del TC usando TLI

Cuando no es posible la instalación de varistores en el secundario de los TC, situación esperada en subestaciones ya en operación, se debe controlar la corriente de descarga

por falla y descarga por primer reencendido mediante la instalación de TLI en serie con los bancos de capacitores. El valor de la TLI debe ser tal que el voltaje pico en el secundario del TC sea menor a 3.5 kV. En la Tabla 2.12 se presentan los resultados para descarga por falla usando diferentes calibres de conductor del secundario del TC, con una longitud de 125 metros; mientras que en la Tabla 2.13 se presentan los resultados para un evento de descarga por primer reencendido.

**Tabla 2.12** Voltaje pico en el secundario del TC debido a una corriente de descarga por falla que atraviesa el primario

<b>Longitud del conductor = 125 m</b>			
<b>Vpico [kV] en secundario de TC</b>			
<b>TLI</b>	<b>Calibre del conductor</b>		
	<b>12 AWG</b>	<b>10 AWG</b>	<b>8 AWG</b>
<b>mH</b>	<b>kV</b>	<b>kV</b>	<b>kV</b>
0.1	5.00	3.4	2.3
0.2	4.1	2.8	1.9
0.3	3.4	2.4	1.6

**Tabla 2.13** Voltaje pico en el secundario del TC debido a una corriente de descarga por primer reencendido que atraviesa el primario

<b>Longitud del conductor = 125 m</b>			
<b>Vpico [kV] en secundario de TC</b>			
<b>TLI</b>	<b>Calibre del conductor</b>		
	<b>12 AWG</b>	<b>10 AWG</b>	<b>8 AWG</b>
<b>mH</b>	<b>kV</b>	<b>kV</b>	<b>kV</b>
0.1	9.30	6.5	4.3
0.2	7.6	5.2	3.5
0.3	6.4	4.4	2.9

Es importante volver a señalar que todas las simulaciones se han realizado usando modelos de parámetros concentrados, los cuales sobreestiman los resultados. Además, el modelo usado en los cálculos anteriores es monofásico y éste tiende a sobreestimar los resultados; un modelo trifásico, usando parámetros dependientes de la frecuencia, ofrecerá resultados más reales [13]. Sin embargo, los tipos de varistores indicados en la Tabla 2.9 son válidos y serían los mejores candidatos a ser instalados en el devanado secundario del TC.

## 2.10. Afectación de la corriente de descarga a las unidades capacitivas que forman los bancos de capacitores

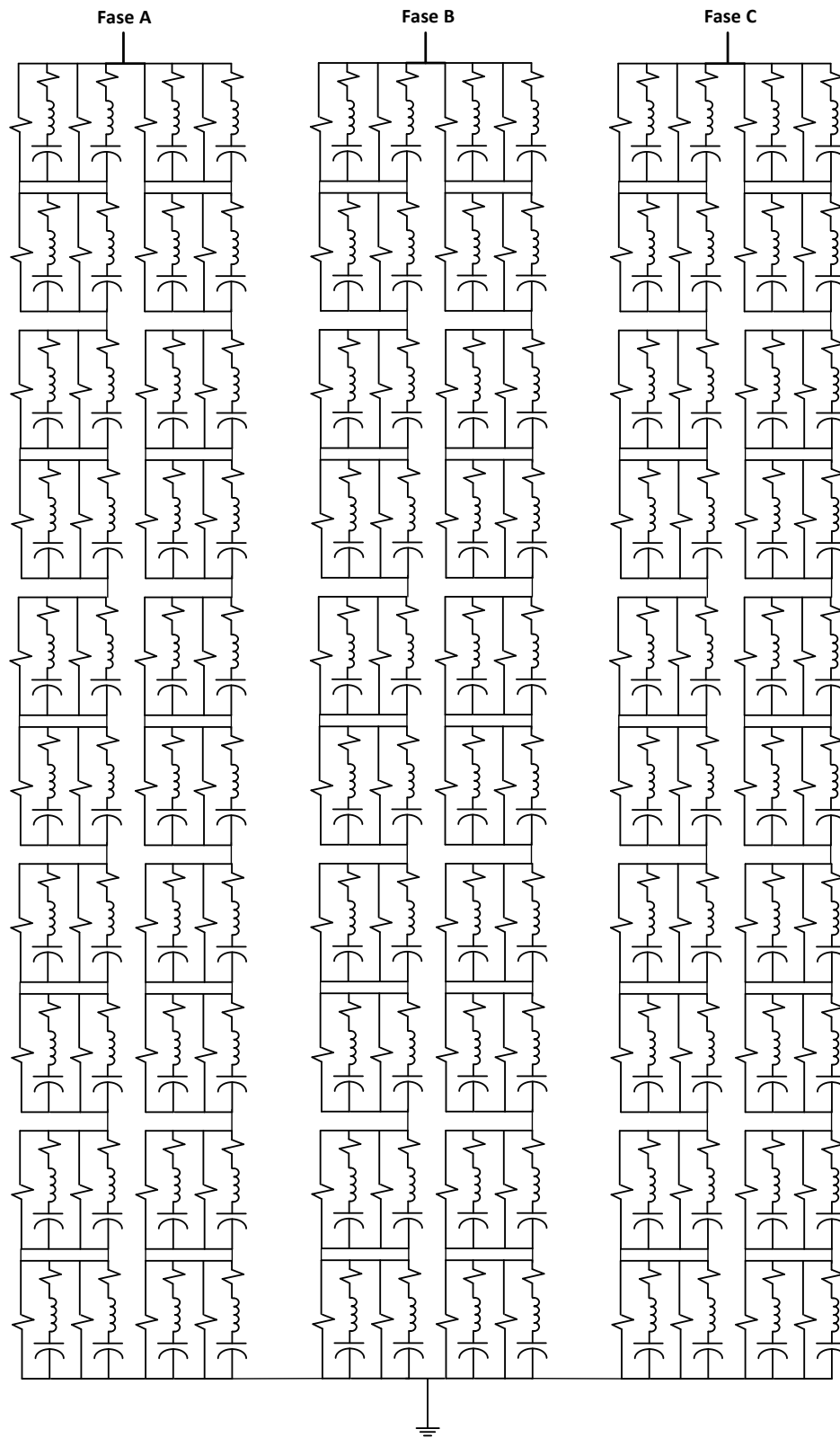
El reporte PES-TR16 no hace ninguna mención respecto a la afectación de las corrientes transitorias capacitivas, especialmente las de descarga, a unidades capacitivas que forman el banco de capacitores. Por tal motivo, este trabajo aporta el análisis que debe ser realizado para estos elementos y el medio de mitigación. Este tipo de afectación puede llegar a ser determinante en la valoración de la TLI.

### 2.10.1. Modelo detallado de bancos de capacitores con conexión Y aterrizado y unidades capacitivas

En CELEC EP TRANSELECTRIC se usan configuraciones serie-paralelo de unidades capacitivas. Las unidades capacitivas deben estar protegidas con fusibles internos. De acuerdo a la Ecuación 1.4 se estima la potencia reactiva necesaria a ser instalada en cierta subestación. La determinación del número de unidades capacitivas para el arreglo serie-paralelo se realiza en base a valores típicos de unidades capacitivas que se indican en la referencia [27] y que se muestran en la Tabla 2.14. Una vez determinada la capacidad de cada unidad capacitiva, se configura el arreglo del banco de capacitores conectado en Y; según la Figura 2.30. Si existen dos o más bancos, los puntos neutros de cada banco deben estar conectados a una barra común (barra de neutros) y desde allí hacia un único punto de la malla de tierra [5] y [27].

**Tabla 2.14** Datos típicos de unidades capacitoras [27]

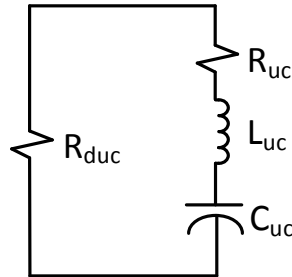
Voltios, rms (terminal a terminal)	kvar	Número de fases	BIL kV
2400	50, 100, 150, 200, 300 y 400	1 y 3	75, 95, 125, 150 y 200
2770	50, 100, 150, 200, 300, 400 y 500	1 y 3	75, 95, 125, 150 y 200
4160, 4800	50, 100, 150, 200, 300, 400, 500, 600, 700 y 800	1 y 3	75, 95, 125, 150 y 200
6640, 7200, 7620, 7960, 8320, 9540, 9960, 11400, 12470, 13280, 13800, 14400	50, 100, 150, 200, 300, 400, 500, 600, 700 y 800	1	95, 125, 150 y 200
15125	50, 100, 150, 200, 300, 400, 500, 600, 700 y 800	1	125, 150 y 200
19920	100, 150, 200, 300, 400, 500, 600, 700 y 800	1	125, 150 y 200
20800, 21600, 22800, 23800, 24940	100, 150, 200, 300, 400, 500, 600, 700 y 800	1	150 y 200



**Figura 2.30** Modelo eléctrico de un banco trifásico de capacitores usando un arreglo serie-paralelo



Debido a que el interés se enfoca en determinar la corriente transitoria de descarga por la unidad capacitiva, es necesario una modelación detallada de la misma. Una unidad capacitiva puede ser modelada mediante la disposición de los elementos RLC que se muestran en la Figura 2.31.



**Figura 2.31** Modelo eléctrico de una unidad capacitora

Donde:

- $R_{uc}$  Resistencia propia de la unidad capacitora que se ajusta para las pérdidas de la unidad capacitora, en  $\Omega$ . Normalmente este valor se calcula a partir de los datos de pérdidas ofrecidas por el fabricante; se puede asumir valores típicos.
- $L_{uc}$  Inductancia de la unidad capacitiva en mH. Este valor se obtiene de fabricante. Estimaciones pueden ser realizadas usando la Ecuación 2.12.
- $C_{uc}$  Capacitancia de la unidad capacitiva en  $\mu F$ . Se obtiene de datos de fabricante; se puede usar valores calculados a partir de los valores nominales de la potencia y voltaje de la unidad capacitiva de la Tabla 2.14.
- $R_{duc}$  Resistencia interna de descarga en  $\Omega$ . Se obtiene de fabricante o se puede estimar su valor mediante cálculos usando la Ecuación 2.9.

Capacitancia de una unidad capacitiva.

El valor de la capacitancia de una unidad capacitiva puede ser obtenido a partir de sus valores nominales de potencia, voltaje y frecuencia, según la Ecuación 2.8.

$$Q_{uc} = V_{uc}^2 \cdot 2\pi f \cdot C_{uc}$$

**Ecuación 2.8** Potencia reactiva de unidad capacitiva en función de su capacitancia

Donde:

$Q_{uc}$  Potencia nominal de la unidad capacitiva en VAR.

### Resistencia de pérdidas de una unidad capacitiva

Las pérdidas de una unidad capacitiva toman en cuenta las pérdidas dieléctricas, las pérdidas por disipación en los fusibles internos, en la resistencia de descarga y en los elementos internos de conexión. Las pérdidas de la unidad capacitiva debe ser obtenida del fabricante, pero estimaciones pueden ser realizadas de acuerdo a la referencia [24], donde señala que las pérdidas dieléctricas de una unidad capacitiva a voltaje y frecuencia nominal, con resistencia de descarga y temperatura de 20°C, pueden ser asumidas de 0.12 W/kVAr para unidades capacitivas sin fusibles internos y 0.16 W/kVAr para capacitores con fusibles internos. Además, señala que las pérdidas máximas no deben ser superiores a 0.5 W/kVAr a 20 °C a voltaje y frecuencia nominal.

### Resistencia interna de descarga.

Reducen el voltaje entre los terminales de una unidad capacitiva a un valor residual dentro de un periodo de tiempo, cuando se produce la desconexión del banco del sistema. El voltaje y tiempo de descarga varía de acuerdo a la norma: En IEC es de 75 V dentro de 10 minutos y en IEEE es de 50 V dentro de 50 minutos. El valor máximo de la resistencia de descarga está dado por la Ecuación 2.9 [24].

$$R_{d_{max\_uc}} = \frac{t_{d_{max}}}{C_{uc} \cdot \ln\left(\frac{\sqrt{2} \cdot V_{uc}}{V_{d_{max}}}\right)}$$

### **Ecuación 2.9** Resistencia interna de descarga de unidad capacitiva

Donde:

$R_{d_{max\_uc}}$  Máxima resistencia de descarga en  $\Omega$ .  
 $t_{d_{max}}$  Tiempo máximo de descarga en segundos.  
 $V_{uc}$  Voltaje rms de la unidad capacitiva en V.  
 $V_{d_{max}}$  Voltaje máximo después del tiempo máximo de descarga en V.

Para un valor dado de resistencia de descarga, el tiempo de descarga se calcula mediante la Ecuación 2.10 [24].

$$t_d = R_{d\_uc} \cdot C_{uc} \cdot \ln\left(\frac{\sqrt{2} \cdot V_{uc}}{V_d}\right)$$

**Ecuación 2.10** Tiempo de descarga de unidad capacitiva

Inductancia de la unidad capacitiva

En un circuito RL el capacitor se descargará de acuerdo a la Ecuación 2.11 [28].

$$V_{dmax} = \sqrt{2} \cdot V_{uc} \cdot e^{\left(\frac{-R_{uc}}{2L_{uc}}\right)t_d}$$

**Ecuación 2.11** Voltaje máximo de descarga de unidad capacitiva

De donde se puede obtener la Ecuación 2.11 [28].

$$L_{uc} = \frac{t_d \cdot R_{d\_uc}}{2 \ln\left(\frac{\sqrt{2} \cdot V_{uc}}{V_d}\right)}$$

**Ecuación 2.12** Inductancia propia (inherente) de unidad capacitiva

**2.10.2. Límites de corriente de las unidades capacitivas**

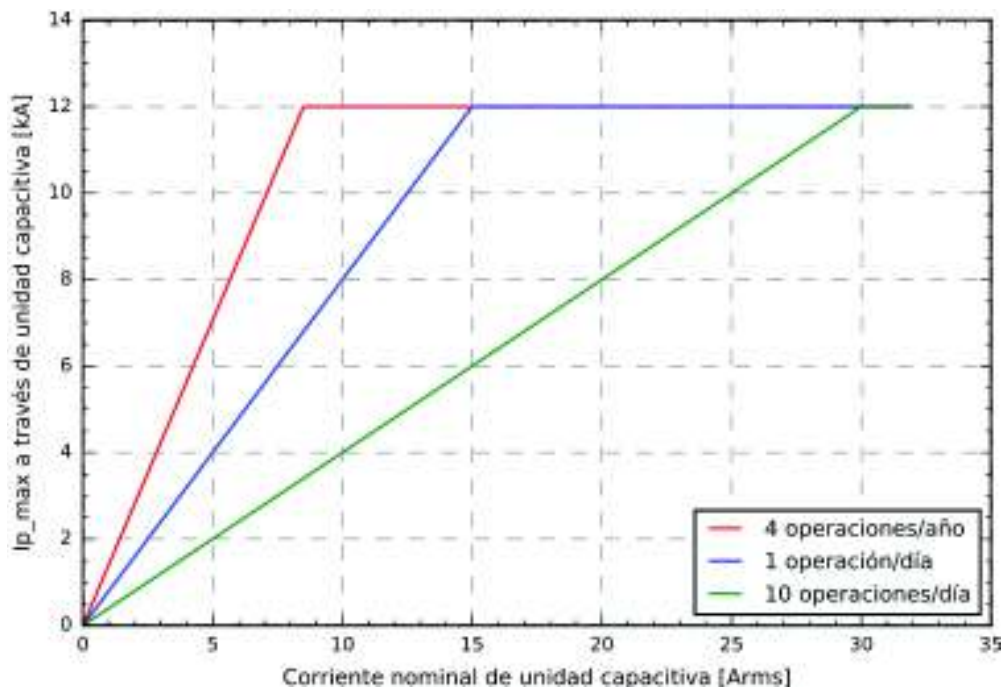
De acuerdo a la norma IEEE Std 1036-2010 [27], los bancos de capacitores deben ser diseñados para soportar una operación al 135% de su potencia reactiva nominal. Además, ante contingencias del sistema y ciertas condiciones del banco, los siguientes límites no deben ser excedidos:

- 1) 110% del voltaje nominal rms.
- 2) 120% del voltaje pico nominal ( $1.2 \cdot \sqrt{2} \cdot V_{n\_rms}$ ), incluyendo armónicos pero excluyendo transitorios.
- 3) 135% de la corriente nominal rms basada en el voltaje y potencia nominales, incluyendo corriente fundamental y armónicas.
- 4) 135% de la potencia nominal (kVAr).

Según [27], los capacitores son capaces de soportar, sin que se disminuya el tiempo de vida útil, voltajes transitorios con valores pico de hasta  $2 \cdot \sqrt{2}$  veces el voltaje nominal rms y otros transitorios propios de la operación de un sistema de potencia. Los capacitores pueden estar sujetos a altas corrientes y altos voltajes bajo ciertas condiciones asociadas a maniobras. La magnitud de los valores pico de voltaje y corrientes permitidas dependen de la frecuencia con la que ocurran estos eventos. En el caso de un banco de capacitor operado frecuentemente, los valores pico de corriente y voltaje deben ser mantenidos tan

bajo como sea posible. En cambio altos valores pueden ser soportados por un capacitor que es conectado con muy poca frecuencia.

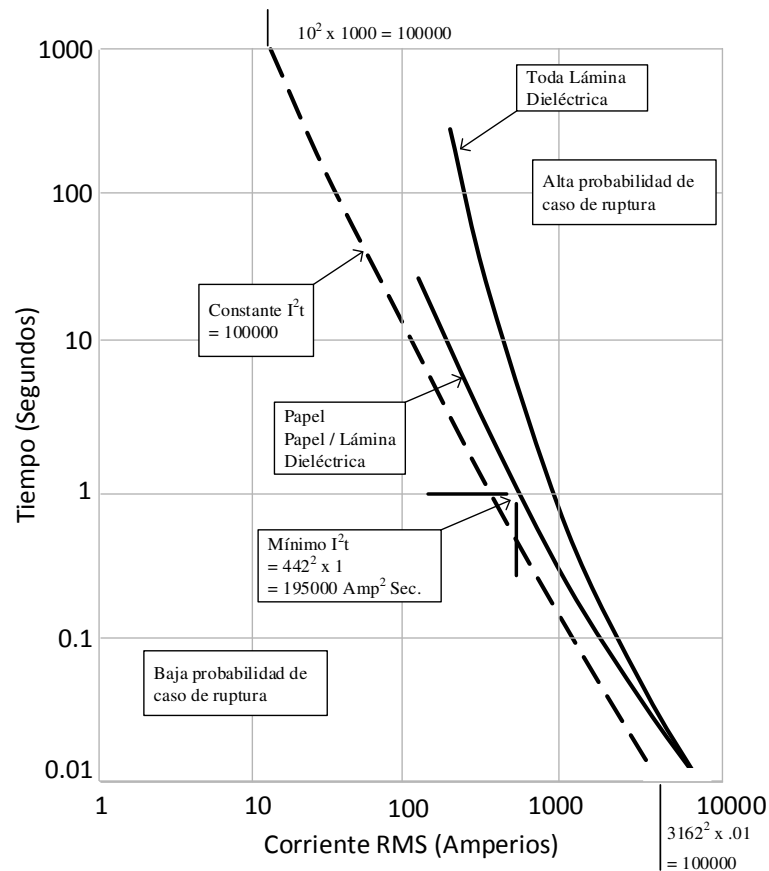
En lo que respecta a la corriente, se espera que una unidad capacitadora soporte una corriente transitoria propia de la operación del SEP. Sin embargo, la norma IEC 60871-1: 2014 [29] pone límites a la corriente transitoria desde un punto de vista global del banco de capacitores: unidad capacitiva y fusibles internos; por lo tanto, para este conjunto sugiere que la corriente transitoria máxima por el banco sea 100 veces la máxima corriente nominal rms del banco. En cambio, la norma IEEE Std C37.01-2014 [15], sugiere que el límite de la corriente transitoria se obtenga de la Figura 2.32: la curva *1 operación/día* se aplica a corrientes de energización y la curva *4 operaciones/año* se aplica a descargas por falla y por reencendido.; pero aclara que el límite que se obtenga es únicamente para la unidad capacitiva y que otros equipos como los fusibles pueden requerir que se limite la corriente transitoria, finalmente recalca que la corriente pico por la unidad capacitiva debe ser mantenida lo más baja posible a los valores presentados en la Figura 2.32.



**Figura 2.32** Capacidad de soportar corrientes transitorias pico de una unidad capacitadora según IEEE Std C37.01-2014 [15]

En cuanto a los fusibles (internos o externos) que protegen a las unidades capacitivas, tanto IEC e IEEE indican que son diseñados para soportar las corrientes transitorias por maniobra o rayos sin que se produzca su ruptura. De todas maneras, el fabricante debe ser consultado sobre la curva de protección de la unidad capacitiva y de los fusibles

asociados a ella de tal manera de obtener la Figura 2.33 para analizar posible afectaciones de las corrientes transitorias capacitivas al elemento dieléctrico que forma la unidad capacitadora. Generalmente, la corrientes transitorias capacitivas duran periodos de tiempo muy cortos que el fusible no se ve afectado pero sí el elemento dieléctrico de la unidad capacitadora que se verá disminuido en su vida útil.



**Figura 2.33** Curva de coordinación de fusibles de acuerdo a capacidad de elementos dieléctricos que forman la unidad capacitadora [15]

## 2.11. Nueva metodología de valoración de la TLI

De acuerdo a los nuevos criterios de valoración de la TLI, resulta necesario establecer una nueva metodología para su evaluación. El objetivo final de esa metodología es determinar si es necesario o no conectar una TLI en serie con los bancos de capacitar y, de ser necesario, determinar el mínimo valor posible de inductancia de la TLI. Según la metodología, se debe determinar un valor de TLI para corrientes de energización que están controladas por el cierre sincronizado; si este cierre sincronizado fuera perfecto no se necesita instalar la TLI pero; debido a un error, inherente al equipo, del tiempo de cierre, que en base a normas es de 1 ms, es necesario instalar una TLI de bajo valor con el objetivo

de controlar la frecuencia de oscilación de la corriente de energización BTB hasta que esté por debajo de 4250 Hz. Por otro lado, la corriente de descarga, especialmente la de descarga por reencendido, no es un problema para el interruptor y no se necesita instalar la TLI, pero esta corriente afecta a otros equipos como TC y unidades capacitivas, razón por la cual se vuelve necesario instalar la TLI. Al final, se tienen dos valores de TLI y se deberá escoger el mayor de ellos. En la Figura 2.34 se presenta una nueva metodología de valoración de la TLI donde los campos en azul es el aporte de esta tesis, que implica un avance del documento PES-TR16.

### **2.11.1. Datos de Ingreso**

Anteriormente, el estudio de bancos de capacitores se centraba únicamente en las corrientes de energización y de falla terminal. Con la nueva manera de valorar la inductancia de la TLI, varios tipos de estudios que toman en cuenta no solamente la afectación a la capacidad del interruptor sino, además, la afectación a otros equipos de la subestación como unidad capacitiva y transformadores de corriente deben ser realizados. Estudios de reencendido de arco también deben ser realizados para obtener las corrientes de descarga por primer reencendido, lo que implica que se deben usar modelos que tomen en cuenta la capacitancia inherente de los elementos de una subestación. Para cumplir con este objetivo, es necesario obtener una gran cantidad de datos; el principal problema es que estos datos deben ser reales, que se obtienen por parte de fabricante o de mediciones, pero es muy difícil conseguirlos, por lo que datos típicos de normas deben ser usados.

Los datos necesarios para modelar la red eléctrica bajo estudio en programas del tipo EMTP, se presentan a continuación:

- 1) Potencia de cortocircuito trifásica en la barra de conexión del banco de capacitores para el año de ingreso y año horizonte.
- 2) Potencia (MVA<sub>r</sub>) inicial y para el año horizonte de los bancos de capacitores a ser instalados. Número de bancos de capacitores dado por la máxima variación del voltaje debido a la conexión del banco (3%).
- 3) Diagrama unifilar de conexión típica de bancos de capacitores en las subestaciones del SNT. Se debe usar la conexión Y a tierra del banco. En caso de dos o más bancos de capacitores, todos los neutros de los bancos deben estar conectado a una barra común y desde esta barra a un único punto de la malla de tierra.

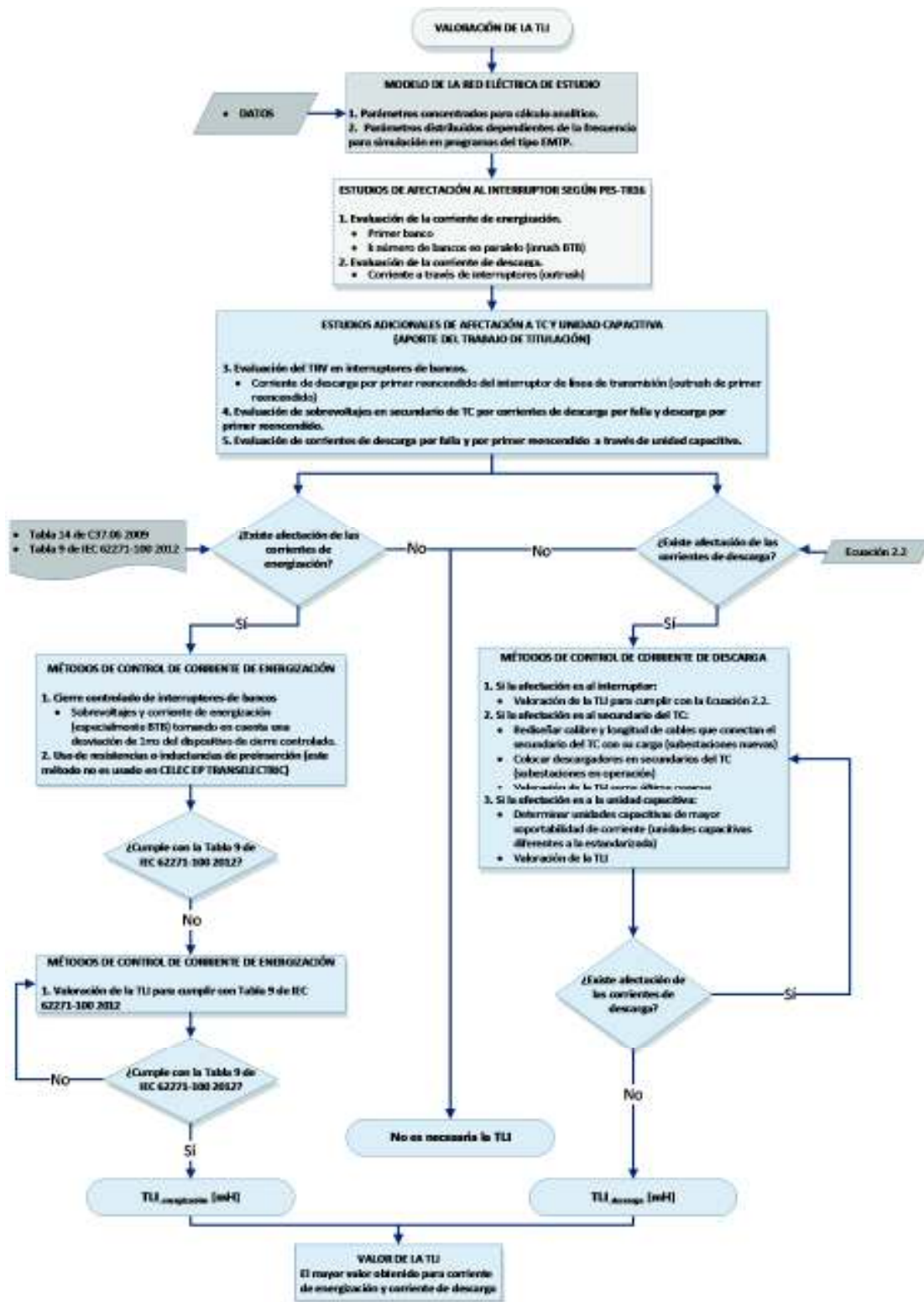


Figura 2.34 Nueva metodología de valoración de la TLI

- 4) Plano de la subestación donde se van a implementar el o los bancos de capacitores. Del plano, es necesario obtener la siguiente información:
- a) Para la barra principal y barra auxiliar de conexión de bancos de capacitores es necesario conocer el tipo de conductor, el número de conductores por fase, distancias verticales, espaciamiento entre fases y las distancias de separación entre bahías existentes, especialmente la distancia de la bahía adyacente a la bahía de alimentación de bancos de capacitores.
  - b) Para la bahía de alimentación de bancos de capacitores y para cada bahía de banco de capacitores se debe conocer el tipo de conductor, el número de conductores por fase, distancias verticales, espaciamiento entre fases y las distancias de separación entre bahías existentes. Se debe tomar en cuenta que la longitud de la bahía de alimentación de bancos de capacitores puede variar de una subestación a otra debido a que el espacio físico que se destina para bancos de capacitores puede ser producto de una ampliación de la subestación o los bancos de capacitores se ubican en un patio diferente. Esto sucede en subestaciones ya en operación para las cuales, en su etapa de diseño, no se consideró que vayan a contener en el futuro bancos de capacitores. En subestaciones nuevas o en aquellas en las que en su etapa de diseño ya se determinó que van a contener bancos de capacitores la longitud de la bahía de alimentación de bancos hasta la barra auxiliar de conexión de bancos puede ser mínima (un valor estimado es de 60 metros).
  - c) Tipo, arreglo y longitud de los cables del secundario de los transformadores de corriente, especialmente de los TC que están conectados en la bahía de línea de transmisión adyacente a la bahía de alimentación de bancos de capacitores. Además, es necesario conocer la disposición de estos cables respecto a las bahías de bancos de capacitores y bahía de alimentación de bancos.
  - d) Disposición y distancias entre cada equipo primario de las bahías de bancos de capacitores, bahía de alimentación de los bancos y bahía adyacente a la bahía de alimentación de bancos.
- 5) Tipo de interruptores usados en la subestación, especialmente los de conexión de bancos de capacitores, bahía de alimentación de bancos y los instalados en la bahía adyacente a la bahía de alimentación de bancos: Norma de construcción (IEC



o IEEE), tipo de aislamiento interno ( $\text{SF}_6$  o aceite dieléctrico), Clase (C1 o C2), capacidad nominal de corriente rms de cortocircuito, máxima capacidad de corriente pico de cortocircuito (en interruptores para 60 Hz normalmente es 2.6 veces la capacidad nominal de corriente rms de cortocircuito) y, en caso de estar construido bajo norma IEEE se debe señalar si es Característica Preferida, Alternativa 2 o Alternativa 3. Las normas IEC 62271-100 2012 e IEEE C37.06 2009 y el reporte técnico IEEE PES-TR16 ofrecen los límites de soportabilidad de corrientes transitorias capacitivas para interruptores.

- 6) Método de control para las corrientes de energización de bancos de capacitores. Generalmente se usa el cierre sincronizado, por lo que resulta necesario conocer el error máximo del instante del cierre; este dato se obtiene de fabricante, pero un valor máximo de 1 ms es un valor típico de un interruptor de buena calidad. Además, con tiempos mayores a 1 ms ya se pierde el beneficio del cierre sincronizado.
- 7) Para modelar los conductores de barras, bahía de alimentación de bancos, bahía de bancos de capacitores y cables de secundarios de los transformadores de corriente, mediante modelos dependiente de la frecuencia, es necesario conocer las características físicas, eléctricas, magnéticas y geométricas de los conductores y, adicionalmente, en el caso de cables, de la pantalla metálica, además de las características y geometría del material aislante. Estos datos pueden ser obtenidos de tablas de fabricantes.
- 8) Características de los transformadores de corriente: Relación de transformación, resistencia e inductancia del conductor del secundario (normalmente este dato fabricante lo presenta como  $\Omega$ /vuelta), resistencia de magnetización (un valor conservativo es de 400  $\Omega$ ), máximo voltaje transitorio en el devanado secundario que debe ser solicitado al fabricante. En caso de no obtener este dato una buena estimación es 3.5 kV pico.
- 9) Características de los bancos de capacitores. El primer paso es seleccionar la capacidad, voltaje nominal, corriente nominal, tipo de protección (fusible interno o externo) de la unidad capacitiva que va a formar el banco de capacitores y los arreglos serie-paralelo de las unidades capacitiva, de tal manera que el banco suministre la potencia reactiva nominal a voltaje nominal. Para la modelación de las unidades capacitivas es necesario determinar la capacitancia, resistencia, inductancia y resistencia de descarga de la unidad capacitiva. De preferencia estos

datos deben ser suministrados por el fabricante, pero estimaciones pueden ser realizadas en base a las Ecuaciones 2.9 y 2.12.

La norma IEEE Std 1036-2010 contiene todo lo concerniente a especificaciones técnicas de bancos de capacitores. Lo más interesante de esta norma es la capacidad de corriente transitoria que puede soportar una unidad capacitiva y que en este trabajo se presenta en la Figura 2.28; además, de la norma [26] se puede aplicar el criterio de que la máxima corriente transitoria capacitiva que puede soportar una unidad capacitiva es 100 veces su corriente nominal rms.

En cuanto a la protección de la unidad capacitiva por medio de fusibles, en los bancos de capacitores del SNT se usa el fusible interno. Entonces, el fusible debe estar coordinado con la capacidad de soportar corrientes transitorias por parte de los componentes internos de la unidad capacitiva, especialmente del material dieléctrico. Estos datos deben ser solicitados a fabricante, pero estimaciones pueden ser realizadas en base a la Figura 2.29.

- 10) En un estudio de conexión de bancos de capacitores necesariamente debe realizarse un análisis del TRV de los interruptores del banco de capacitores y del interruptor de la bahía de línea de transmisión. Debido a la poca inductancia entre el interruptor de la bahía de alimentación de bancos y de la bahía de línea, el estudio de este último se considera representativo de ambos. Por tal motivo se debe analizar el estudio del TRV del interruptor de la bahía de línea que, por tipo y Clase de interruptor, será más crítico que el de la bahía de alimentación de bancos.

Para el estudio del TRV de los interruptores de las bahías de bancos de capacitores, bahía de alimentación de bancos y bahía de línea, juega un papel importantísimo las capacitancias de todo el equipo primario que conforman dichas bahías, incluso la capacitancia de transformadores de la subestación. Además, se debe tomar en cuenta la capacitancia de los conductores que forman las bahías de bancos de capacitores, bahía de alimentación de bancos, bahía de línea, barra principal, barra auxiliar; incluso la capacitancia de la TLI en caso de que se requiera. Debido a que los valores de las capacitancias de los elementos antes mencionados es difícil de obtenerla por parte de los fabricantes o de mediciones, las normas IEEE C37-011 2011, IEC 62271-306 e IEC 60071-4 ofrecen rangos típicos de capacitancias.

### **2.11.2. Estudios eléctricos**

Los estudios que deben ser realizados en programas del tipo EMTP son:

- 1) Estudio de flujos de potencia en operación normal del banco de capacitores. Tiene como objetivo verificar que el sistema bajo estudio esté correctamente modelado: voltajes en sus valores de operación normal, potencia nominal de bancos de capacitores, potencia nominal de unidad capacitiva, corriente nominal de unidad capacitiva.
- 2) Estudio de energización del primer banco. El objetivo es determinar el voltaje pico transitorio debido a la conexión del primer banco. Si para la energización se cuenta con algún tipo de control, se espera que este voltaje esté por debajo de la capacidad de aislamiento del equipo primario de la subestación.
- 3) Energización del segundo banco de capacitores. En este caso de estudio lo interesante es determinar el valor pico máximo y la frecuencia de oscilación de la corriente de energización y su producto para el caso más crítico (cierre trifásico cuando la onda de voltaje de una de sus fases está en valor pico máximo), de tal manera que puedan ser comparado con los límites establecidos en las normas IEC 62271-100 2012 e IEEE C37.06 2009. Generalmente, los bancos de capacitores instalados en el SNT cuentan con cierre sincronizado para controlar las corrientes de energización, pero se debe tomar en cuenta que este dispositivo tiene un error de 1 ms. Los resultados de la simulación deben ser comparados con los límites y, en caso de que no se cumplan, entonces se debe optar por usar complementariamente una TLI (normalmente para control de frecuencia de oscilación de la corriente de energización).
- 4) Corriente de descarga por falla trifásica terminal. El caso más crítico corresponde a una energización en falla trifásica terminal de la bahía adyacente a la bahía de bancos de capacitores (generalmente una bahía de línea de transmisión). La falla terminal implica una falla a pocos metros (dos o tres) de lado de la carga del interruptor. Se debe analizar la corriente transitoria capacitiva que atraviesa por el interruptor y compararla con el límite dado por la Ecuación 2.2. Además, es necesario analizar las afectaciones de esta corriente a unidades capacitivas y transformadores de corriente. En caso de afectación se debe implementar, para el caso de los TC, descargadores en su devanado secundario. Como último recurso se debe implementar una TLI.
- 5) Estudio del TRV del interruptor de bancos de capacitores. Dos situaciones deben ser analizadas: la apertura normal del interruptor del banco debido a necesidades operativas de la red, con lo que se verifica que el máximo valor del TRV esté por

debajo de las curvas de soportabilidad del interruptor, y la apertura del interruptor debido a una falla donde la TLI, en caso de ser requerida, limita la corriente de falla; con esto se verifica que el valor de la TLI no provoque altos ITRV que puedan conducir a múltiples reigniciones y falla del interruptor.

- 6) Estudio del TRV del interruptor de la línea de transmisión. Luego de que el interruptor de línea despeja la falla trifásica terminal (se auto extingue la corriente de arco) aparece el TRV en los polos del interruptor. Si bien los interruptores Clase C1 o C2 son de baja y muy baja probabilidad de reencendido, respectivamente, se estudia el caso de que se produce un reencendido para obtener la corriente transitoria capacitiva por primer reencendido y su afectación al interruptor, TC asociado al interruptor de línea y unidades capacitivas. De acuerdo a la Figura 2.34, en el caso de existir afectación a uno de los elementos anteriores es necesario implementar una TLI.
- 7) De los casos analizados, el valor de la TLI deberá ser el mayor obtenido de los puntos 3 y 6 sin que esto provoque altos ITRV que pueden ser inmanejables por el interruptor de bancos de capacitores.

### **2.11.3. Directrices de simulación**

De acuerdo a la referencia [30], en la simulación de transitorios electromagnéticos es muy importante la selección del modelo de un elemento de una red eléctrica, debido a que el comportamiento de un elemento de la red eléctrica va a depender en gran medida del rango de frecuencias que están involucradas en el evento transitorio. Así, un elemento a 60 Hz puede tener una respuesta muy diferente a la obtenida si la frecuencia está en el orden de kilohertz o megahertz. No existe un único modelo que sea válido en todas las frecuencias. Los modelos de parámetros dependientes de la frecuencia ( $R'$ ,  $L'$  y  $C'$ ) introducen una mayor resistencia y, por lo tanto, mayor amortiguamiento. Los estudios basados en modelos de parámetros concentrados ( $R$ ,  $L$  y  $C$ ) tienden a sobrestimar los resultados.

Los conductores de las bahías de bancos de capacitores, bahía de alimentación de bancos, bahía de línea de transmisión, barra auxiliar y barra principal, así como los cables de secundario de los transformadores de corriente son simulados mediante modelos dependientes de la frecuencia. Especial cuidado se debe tener en la frecuencia a la cual se va a solucionar las ecuaciones de línea en el marco de referencia modal cuando se usa el modelo JMarti. Para líneas aéreas esta frecuencia está en el orden de los 5000 Hz, según la referencia [31]; en cambio para los cables, la frecuencia debe ser calculada de acuerdo al reporte técnico [32].

### **3. APLICACIÓN DE LA NUEVA METODOLOGÍA A SUBESTACIONES DE 230 kV DEL SNT**

De acuerdo a la Figura 2.34, se puede obtener dos valores de TLI: por un lado, debido al uso del cierre controlado se obtiene un valor de inductancia (se espera que sea un valor bajo); por otro lado, debido a la corriente de descarga de primer reencendio se obtiene un segundo valor (se espera que sea mayor al obtenido para la corriente de energización). Ya que la corriente de descarga es función del voltaje y, principalmente, de la inductancia total

desde los capacitores hasta el punto de falla, y tomando en cuenta que el análisis debe ser realizado para el interruptor de la bahía adyacente a la bahía de alimentación de bancos, es posible obtener un valor máximo de TLI para el caso de conexión estándar de bancos de capacitores a nivel de 230 kV en el SNT; para lograr este objetivo es necesario determinar la menor distancia posible de la bahía de alimentación de bancos. En base a planos de construcción de subestaciones a 230 kV del SNT, se ha determinado que la mínima longitud de esta bahía es de 60 metros (20 metros fijos hasta el interruptor y 40 metros después del interruptor, siendo ésta longitud la que puede variar); en cambio, la longitud de las bahías de bancos de capacitores es difícil reducirla, por lo que la distancia típica es de, aproximadamente 39 metros. Cabe señalar que para longitudes mayores a 60 metros de la bahía de alimentación de bancos (longitud variable), la corriente de descarga por falla y por reencendido será menor y, por lo tanto, menores valores de inductancia de TLI serán necesarios.

Con base en lo expuesto, grandes longitudes de la bahía de alimentación del banco, debido especialmente a que las bahías de bancos de capacitores están ubicadas en zonas distantes de la barra principal, como es el caso de la bahía de alimentación de los bancos de capacitores 3x30 MVar, a 138 kV, de la subestación Santa Rosa de CELEC EP TRANSELECTRIC, provocan altos valores de inductancia de la bahía de alimentación de bancos que pueden ser suficientes para controlar las corrientes de energización y descarga y, por lo tanto, no sea necesario instalar la TLI.

Sin embargo, en la aplicación de la nueva metodología de valoración de la TLI a la SE Las Esclusas, se trabajará con sus propias longitudes mostradas en la Figura 1.5 y, por lo tanto, se determinará la necesidad y valoración de la TLI, de manera específica para los bancos de esta subestación. Adicionalmente, para obtener un valor estándar de la TLI para subestaciones a 230 kV, se usará la longitud de 60 metros para la bahía de alimentación de bancos: de esta manera, el valor de inductancia será el máximo y servirá para las especificaciones técnicas de futuros bancos de capacitores a ser instalados a nivel de 230 kV en el SNT.

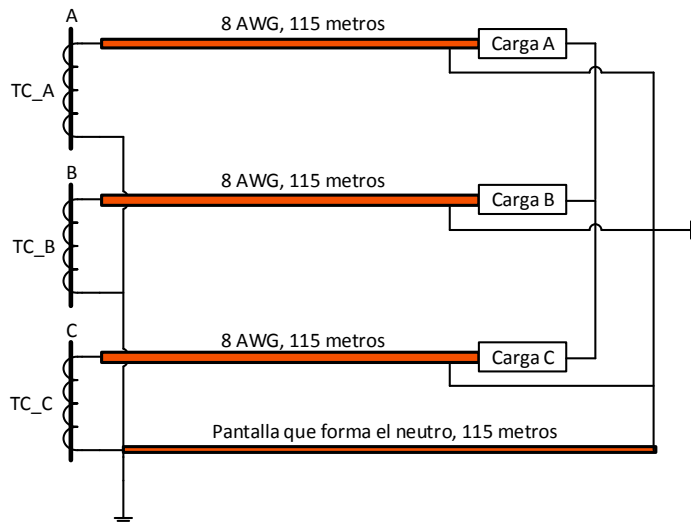
### **3.1. Caso de Aplicación: SE Las Esclusas**

La subestación Las Esclusas debe tener para inicios del año 2018 dos bancos de capacitores de 60 MVar cada uno, a un nivel de voltaje de 230 kV; según [1] no se tiene previsto instalar más compensación capacitiva a futuro en esta subestación. Los dos bancos de capacitores tienen conexión Y, y sus neutros están conectados a una barra común desde la cual se conecta hacia un único punto de la malla de tierra. Los 60 MVar

de cada banco han sido considerados debido a que provocan una variación del 3% en la barra de voltaje al momento de su conexión. Por consideraciones de espacio físico la bahía de la línea de transmisión Las Esclusas – Trinitaria se encuentra adyacente a la bahía de alimentación de los bancos de capacitores; la Figura 1.4 muestra la disposición de estas bahías, mientras que la Figura 1.5 presenta las distancias y tipo de conductores.

### 3.1.1. Conexión típica de los cables secundarios de los TC

Los cables de los secundarios de los transformadores de corriente perteneciente a la bahía de la línea de transmisión (por cuyo primario pasará la mayor corriente de descarga) son de calibre 8 AWG, y una longitud de 115 metros. En la Figura 3.1 se muestra la conexión de los secundarios de los TC con su carga, la cual se ha considerado formada por 10 elementos electrónicos, cada uno con una resistencia  $0.02 \Omega$ . Este valor de carga resulta sobredimensionado; en casos reales se estima hasta cinco equipos electrónicos conectados al secundario del TC. La carga de cada fase se conecta en Y no aterrada, mientras que la pantalla de los cables son puestas a tierra en el lado de los tableros de control. Los neutros de los secundarios de los TC de cada fase son conectados en Y a tierra en el lado de la caja de agrupamiento.



**Figura 3.1** Conexión de secundario de TC con su carga

### 3.1.2. Unidades capacitivas que forman el banco de capacitores, a 230 kV, de la SE Las Esclusas

La unidad capacitiva tomada como estándar por CELEC EP TRANSELECTRIC para formar los bancos de capacitores a nivel de 230 kV es, de acuerdo a la Tabla 2.14, de una potencia de 500 kVAr a un voltaje de 13280 V, dando un valor corriente de estado estable de 37.75

Arms y una capacitancia de 7.52  $\mu\text{F}$ . Con esta unidad capacitiva, los bancos de capacitores están formados por un arreglo serie paralelo de 40 unidades capacitivas por fase, tal como se muestra en la Figura 2.30, que dan una potencia reactiva de 20 MVAR. Usando las Ecuaciones 2.9, 2.12, la resistencia de descarga y la inductancia inherentes de la unidad capacitiva son de, 6.5  $\text{M}\Omega$  y 0.00085 mH, respectivamente. El valor de la resistencia inherente de la unidad capacitiva se calcula usando el valor típico de 0.16 W/kVAR con un con un factor del 20% lo que da un valor de 0.0626  $\Omega$ .

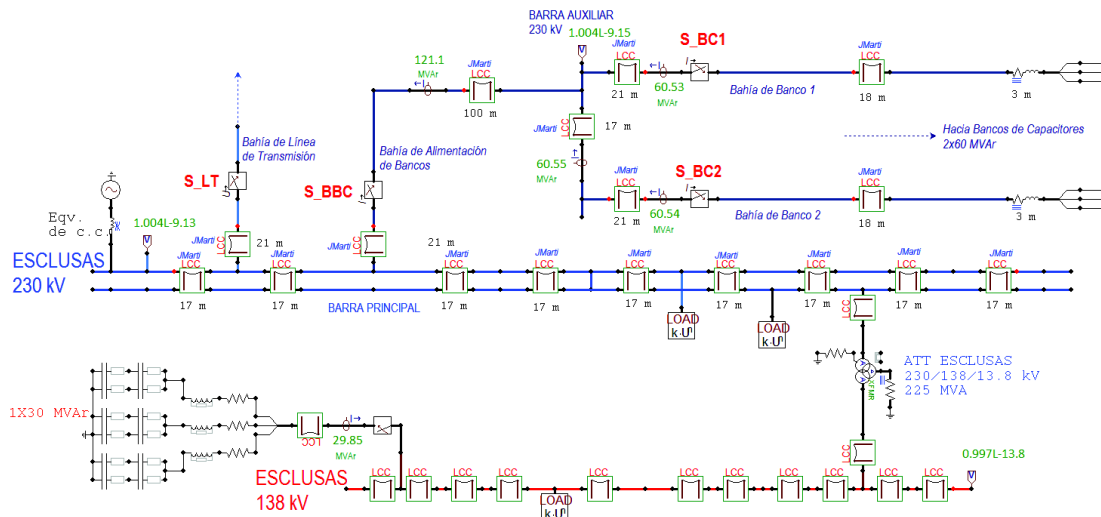
Debido a que CELEC EP TRANSELECTRIC en las especificaciones técnicas solicita bancos de capacitores fabricados bajo norma IEC 60871-1: 2014 entonces, de 2.10.2, el máximo valor pico de corriente transitoria que puede soportar la unidad capacitora debido a maniobra es de 100 veces su corriente nominal de operación en estado estable; esto equivale a 3775 Apico con el objetivo de que los resultados sean conservativos (recordar que IEC 60871-1: 2014 toma como criterio la máxima corriente de estado estable que es el 135% de la corriente nominal). Éste valor será el límite considerado para la unidad capacitiva.

### **3.1.3. Modelación en ATP de los bancos de capacitores en la SE Las Esclusas: Caso Base – Flujos de Potencia**

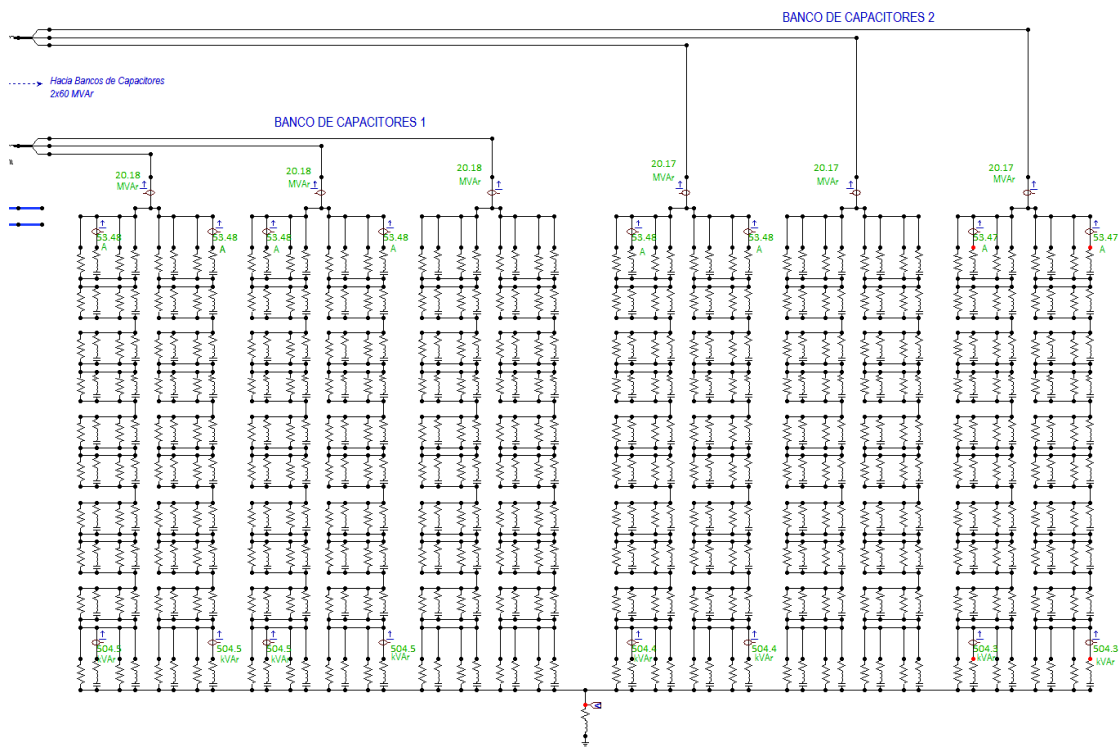
En las Figuras 3.2 y 3.3 se muestra la solución de flujo de potencia en estado estable cuando están conectados los dos bancos de capacitores a la barra de 230 kV de la SE Las Esclusas, sin considerar la TLI. De la Figura 3.2 se observa que cada banco está aportando 60.5 MVAR a un voltaje 1.004 p.u. en la barra auxiliar. La bahía de línea de transmisión está adyacente a la bahía de alimentación de banco, esto corresponde a la topología más crítica para el interruptor de la bahía de la línea en caso de exista una energización en falla. También se ha tomado en cuenta, de manera simplificada, la conexión del banco de capacitores de 30 MVAR conectado en la barra de 138 kV.

En la Figura 3.3 se observa el flujo de potencia a través de los dos bancos; cada fase aporta 20.17 MVAR, con una corriente de 53.48 A pico que equivale a 37.816 A rms, Además, la potencia de cada unidad capacitiva es de 504.3 kVAR.





**Figura 3.2** Flujo de potencia en bahía de alimentación de bancos y bahías de bancos de capacitores



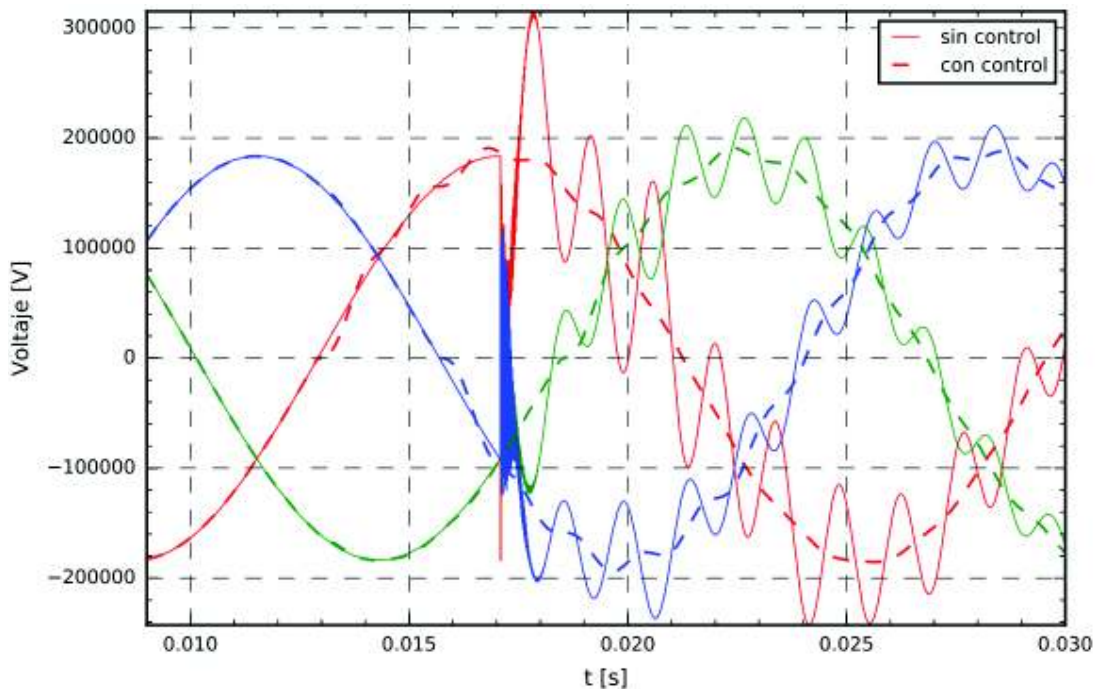
**Figura 3.3** Flujo de potencia en bancos de capacitores

Los bancos de capacitores tienen conexión Y con neutro en una única barra la cual, a su vez, está conectada a la malla de tierra a través de una impedancia; esta impedancia toma en cuenta, mediante modelos de parámetros concentrados, al conductor que va desde la barra de neutro de los bancos hacia la malla de tierra y a la misma malla de tierra. Este tipo

de modelo sirve para el objetivo del estudio de maniobras de bancos de capacitores; pero si el objetivo es determinar la afectación a la malla de tierra, entonces modelos más desarrollados de la malla de tierra, donde se tome en cuenta la dependencia de la frecuencia, deben ser utilizados.

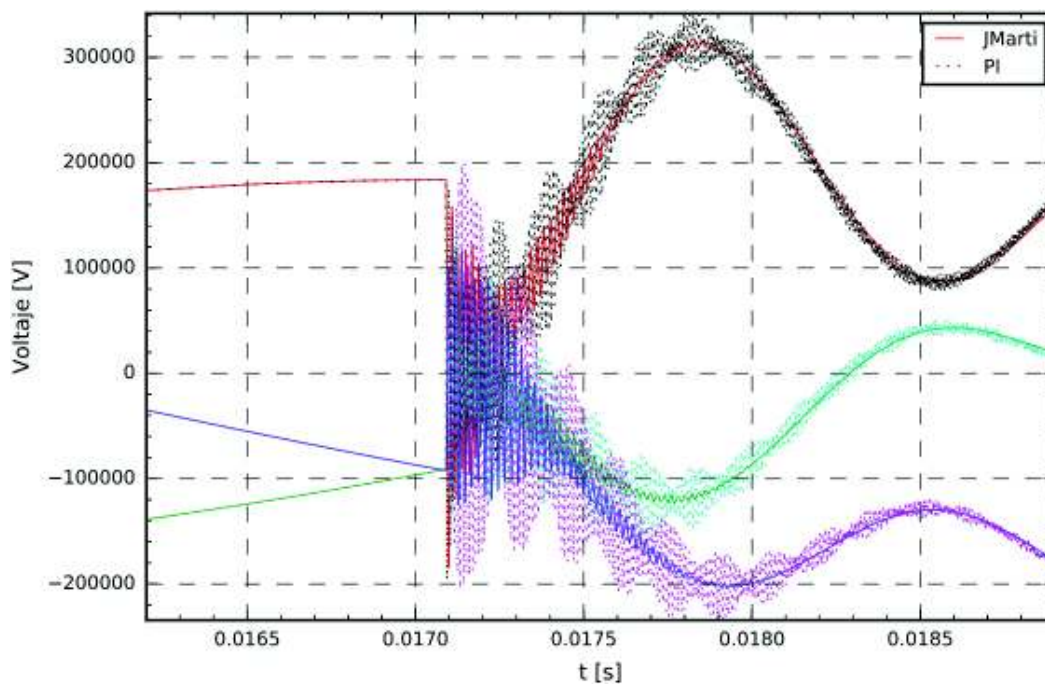
### 3.1.4. Energización del primer banco de capacitores

La energización del primer banco de capacitores no desarrolla grandes corrientes de energización debido a que la impedancia del sistema (equivalente de cortocircuito) las limita, pero si puede provocar altos sobrevoltajes en la barra de conexión que, a su vez, pueden afectar al aislamiento del equipo primario de elementos cercanos. En la Figura 3.4 se muestra el sobrevoltaje más crítico debido a la conexión trifásica (los interruptores de cada fase cierran en el mismo tiempo) del primer banco justo cuando la onda de voltaje de la fase *a* está en su valor máximo; además, se muestran los sobrevoltajes cuando se usa un cierre controlado (sincronizado) donde cada fase es conectada justo en el instante que la onda de voltaje hace su cruce por cero.



**Figura 3.4** Voltaje en barra auxiliar debido a la conexión del primer banco de capacitores

En la Figura 3.5 se muestra el sobrevoltaje más crítico debido a la conexión trifásica (los interruptores de cada fase cierran en el mismo tiempo) del primer banco justo cuando la onda de voltaje de la fase *a* está en su valor máximo, usando modelos JMarti y Pi para los conductores de barras y bahías.



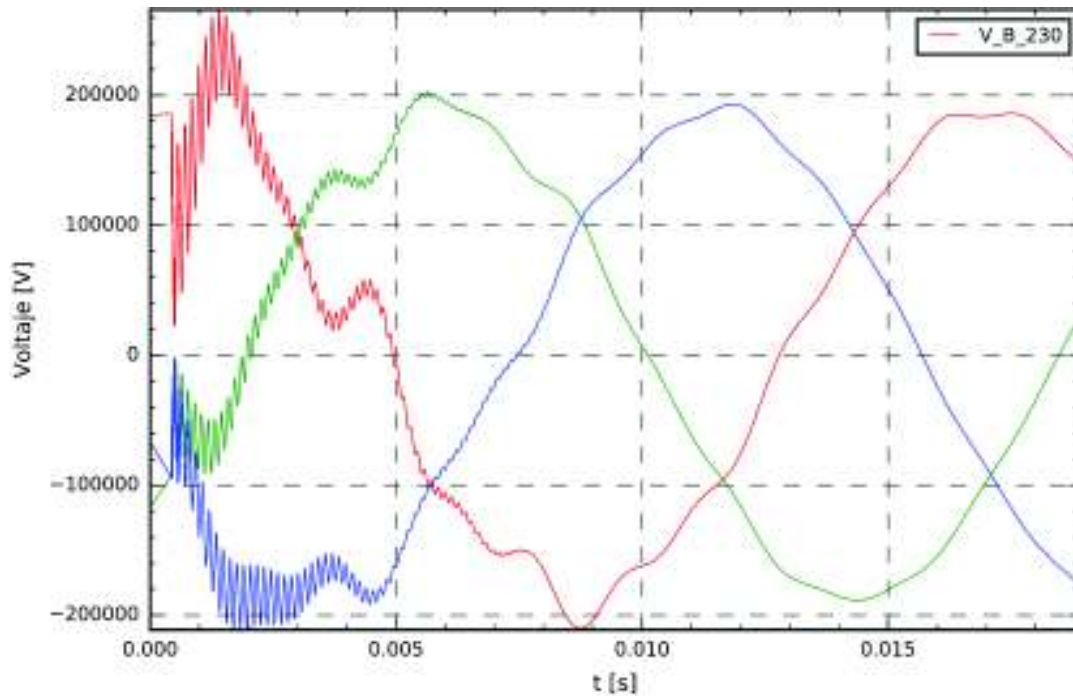
**Figura 3.5** Primeros instantes del voltaje en barra auxiliar debido a la conexión del primer banco de capacitores usando modelo JMarti y Pi

Se demuestra que el modelo Pi tiende a sobreestimar los resultados; esto también se observa en corrientes por lo que, debido a que el objetivo es determinar el menor valor posible de la inductancia de la TLI, en adelante se usará el modelo JMarti.

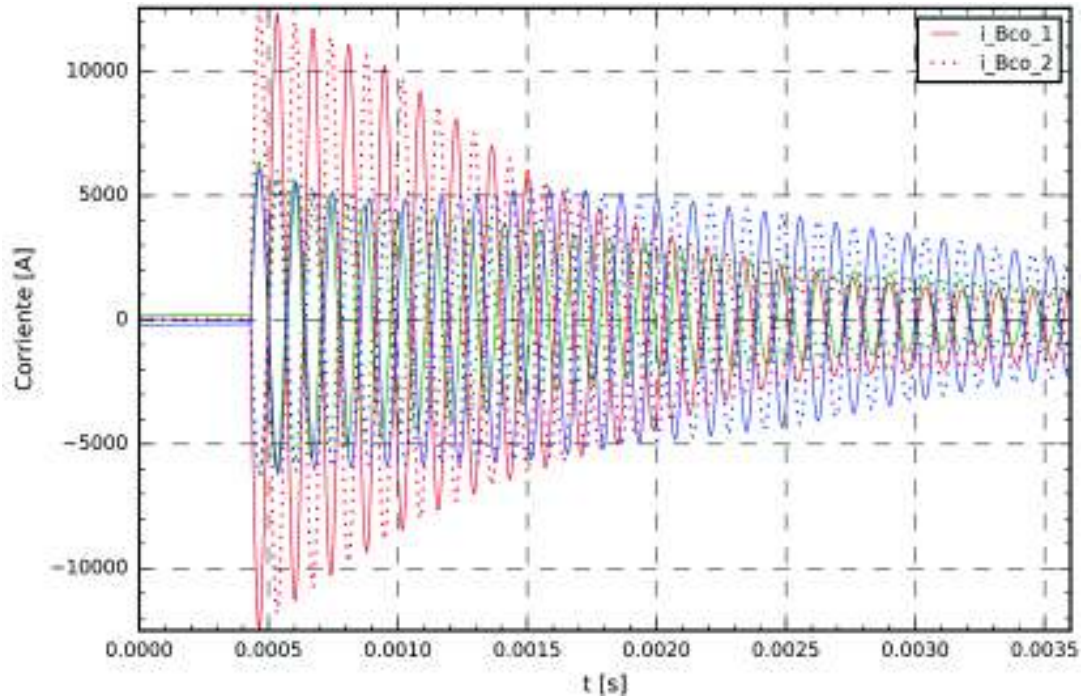
### 3.1.5. Energización del segundo banco de capacitores

Para una energización trifásica sin ningún medio de control y en la condición más crítica (energización justo cuando la onda de voltaje de una fase está en su punto máximo), en la Figura 3.6 se muestra el voltaje en la barra de conexión; se observa que los sobrevoltajes son menores a los desarrollados en la energización del primer banco sin control. En cambio, en la Figura 3.7 se observa las corrientes de energización a través de los interruptores del primer y segundo banco de capacitores: el valor pico de la corriente ( $I'_{p_{e2}}$ ) alcanza los 12.54 kA y una frecuencia de oscilación ( $f_{n1_{e2}}$ ) de 7230 Hz. La corriente por la unidad capacitiva es de 3120 A pico, según la Figura 3.8.

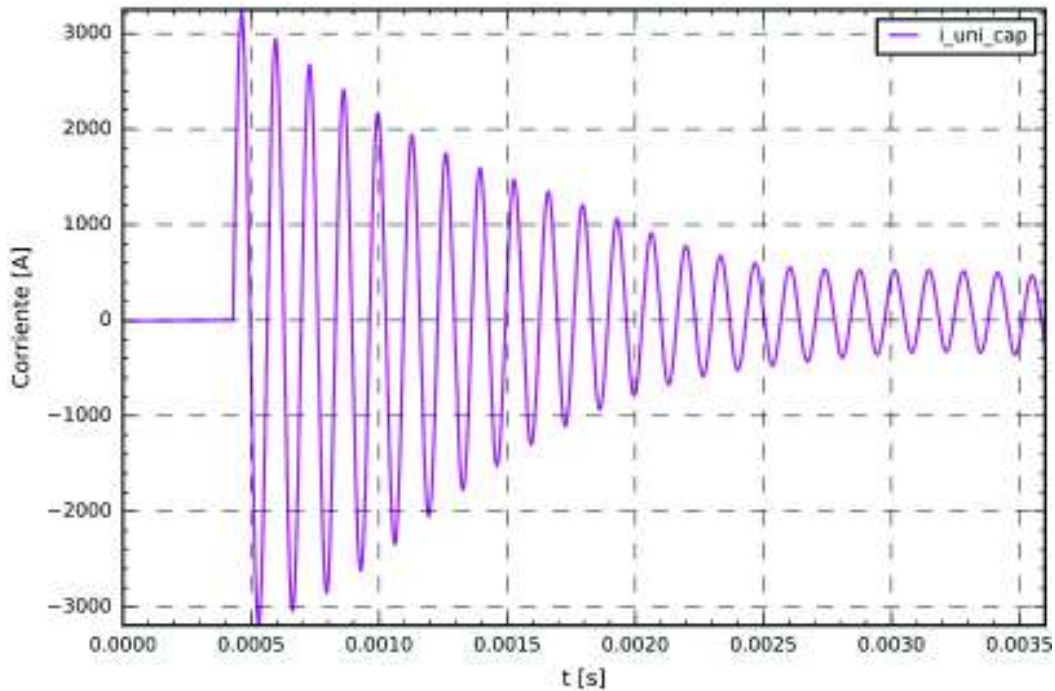
Se debe notar que los valores de la corriente de energización y su frecuencia de oscilación son menores a los obtenidos mediante parámetros concentrados que se muestran en la Tabla 1.2; esto confirma, nuevamente, que los estudios basados en soluciones analíticas y en modelos de parámetros concentrados sobreestiman los resultados lo que, a su vez, provocan una sobrevaloración de la inductancia de la TLI.



**Figura 3.6** Voltaje en barra auxiliar durante la conexión del segundo banco de capacitores sin control y el la condición más crítica



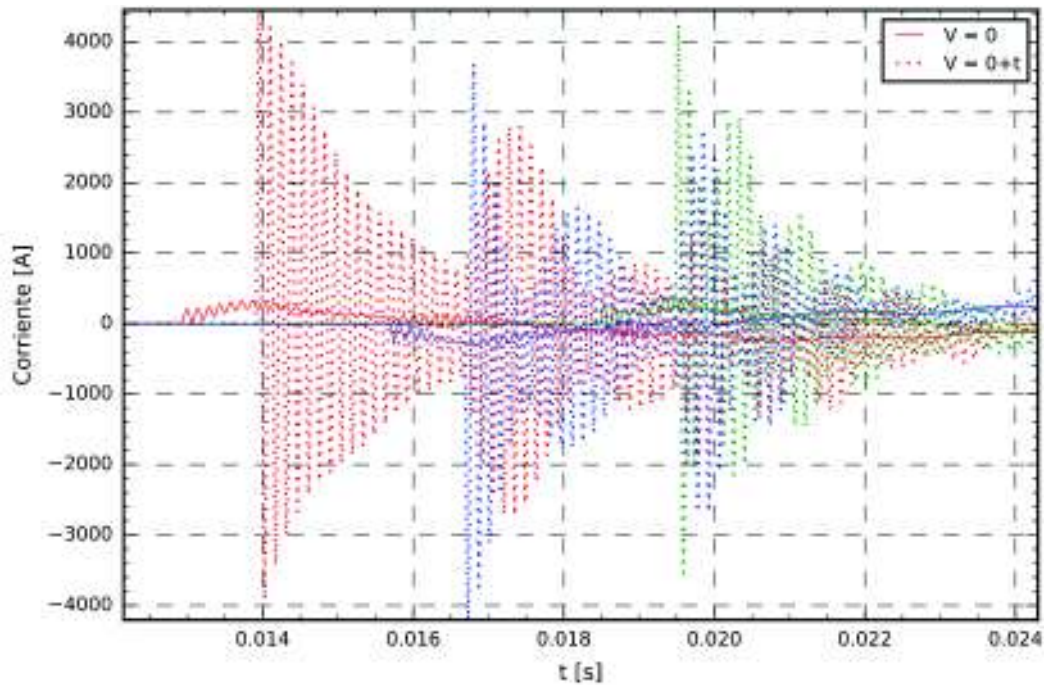
**Figura 3.7** Corrientes de energización a través de los interruptores de los bancos debido a la conexión del segundo banco sin usar ningún tipo de control



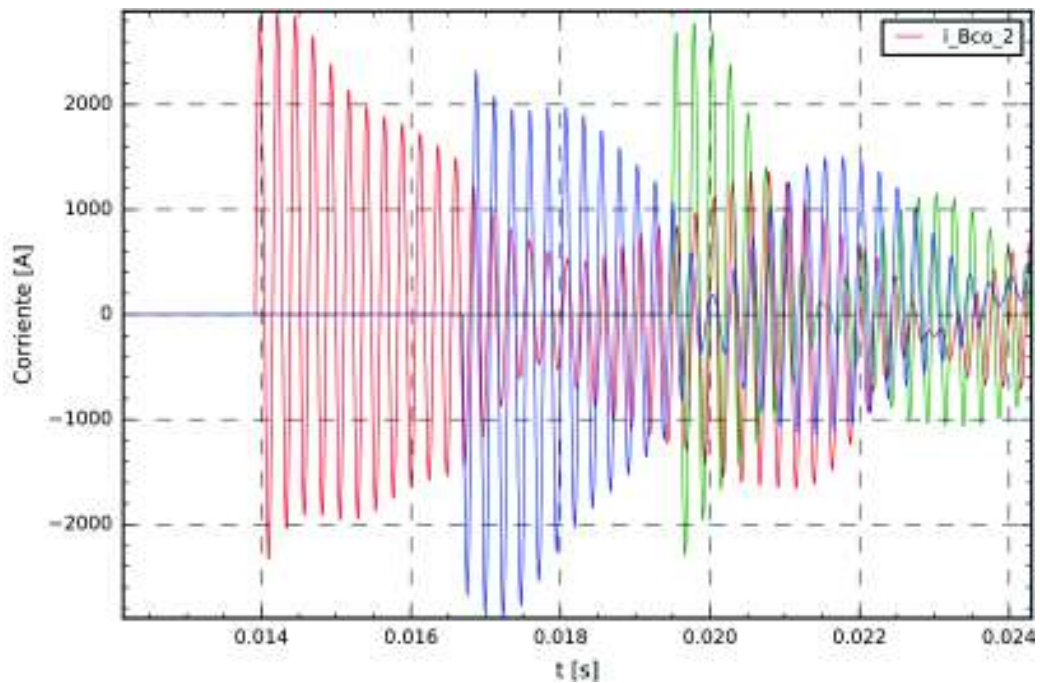
**Figura 3.8** Corriente no controlada por unidad capacitiva debido a energización del segundo banco (BTB)

En la Figura 3.9 se presentan las corrientes a través del interruptor del banco de capacitores 2 cuando se aplica un cierre controlado y un cierre controlado con un margen de error de 1 ms. En este último caso, la corriente pico ( $i'_{p_{e2}}$ ) alcanza un valor de 4.45 kA y la frecuencia de oscilación ( $f_{n1_{e2}}$ ) es de 6859 Hz; el producto es de 30.5 kAkHz y está por debajo del valor permitido que se muestra la Tabla 2.2. El problema se presenta para la frecuencia de oscilación debido a que es mayor que 4250 Hz; esto indica que una TLI debe ser conectada para provocar que la frecuencia  $f_{n1_{e2}}$  esté por debajo de 4250 Hz. Esto implica que la TLI viene a ser un complemento del método de cierre controlado y no un respaldo del cierre controlado.

Con una TLI de 0.3 mH se cumple lo señalado en la Tabla 2.2. Los resultados se muestran en la Figura 3.10 donde el valor pico de la corriente es de 2.89 kA y la frecuencia de oscilación es de 4.19 kHz.



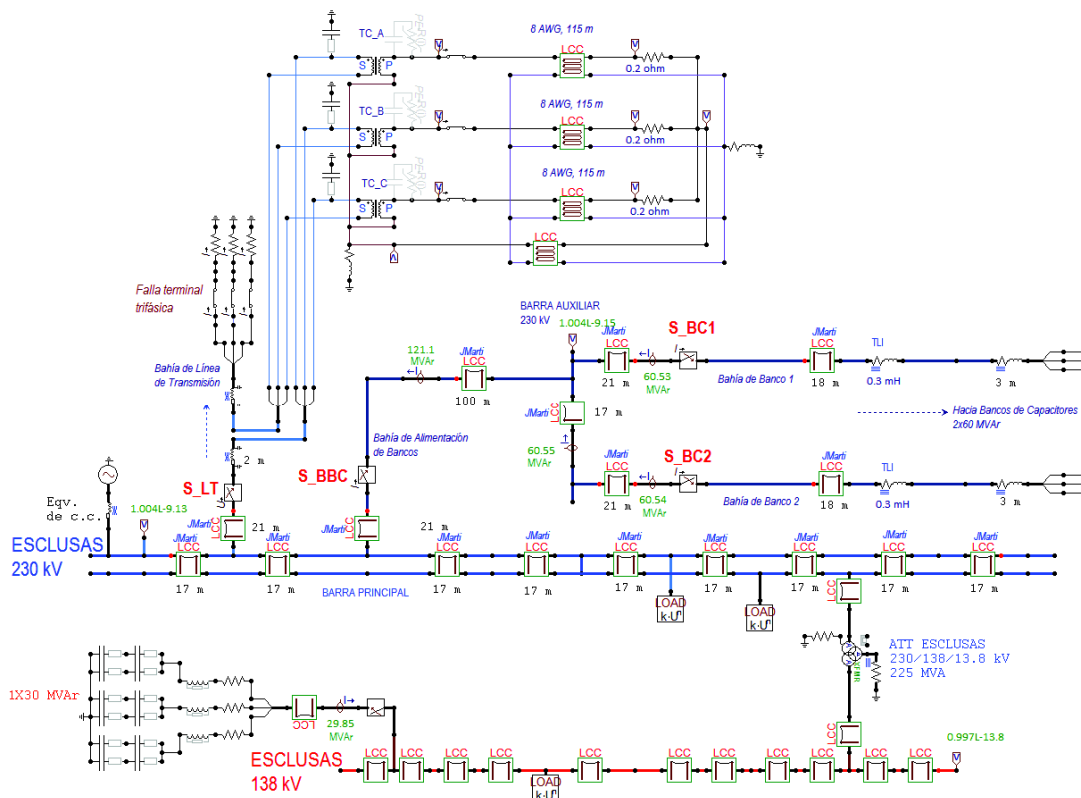
**Figura 3.9** Corrientes de energización BTB debidas a cierre controlado perfecto y con desviación de 1 ms del interruptor del segundo banco



**Figura 3.10** Corrientes de energización BTB debidas a cierre controlado con desviación de 1 ms del interruptor del segundo banco y TLI de 0.3 mH

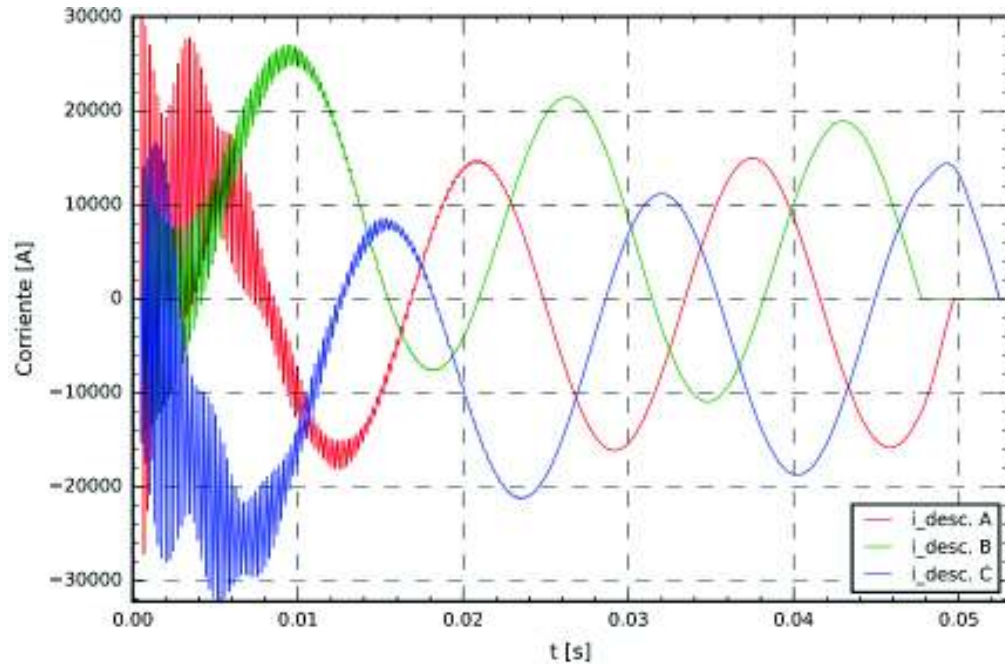
### 3.1.6. Corriente de descarga

De acuerdo al análisis de las corrientes de energización BTB, es necesario instalar una TLI que tenga una inductancia de 0.3 mH. Sin embargo, el análisis de la corriente de descarga a través del interruptor de la línea de transmisión que energiza en falla terminal trifásica debe ser realizado sin la TLI. En la Figura 3.11 se muestra el modelo desarrollado en ATP para el análisis de la corriente de descarga a través del interruptor de línea S<sub>LT</sub> que energiza la línea de transmisión en falla terminal trifásica. Además, se modelan los transformadores de corriente asociados a este interruptor para determinar la afectación de la corriente de descarga al secundario del TC.

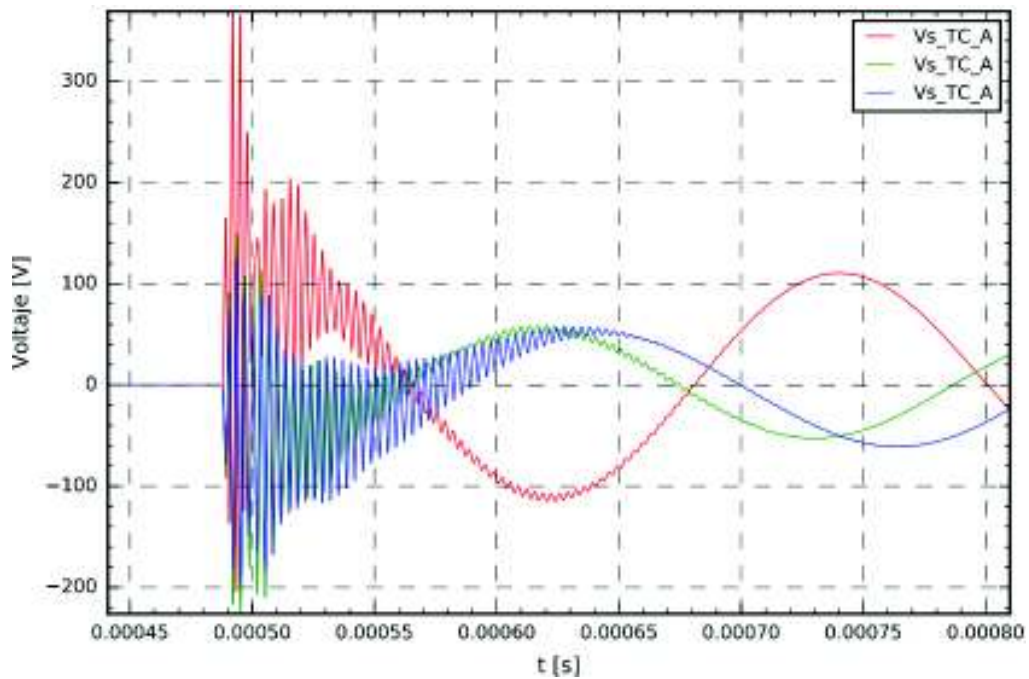


**Figura 3.11** Modelo en ATPDraw para análisis de corrientes de descarga debido a fallas

La Figura 3.12 muestra la corriente de descarga por falla terminal trifásica; el valor pico de la corriente ( $I_{p\_d}$ ) es de 30 kA y la frecuencia de oscilación ( $f_{n\_d}$ ) es de 4220 Hz. El valor pico del voltaje en el secundario del TC es de 370 V, según la Figura 3.13. El valor pico de la corriente por la unidad capacitiva es de 2780 A según la Figura 3.14. Estos resultados indican que por corriente de descarga debido a falla trifásica terminal, no es necesario instalar una TLI (30 kA < 104 kA). Además se debe recalcar que según [5] y [6] la frecuencia de oscilación ya no es un problema si el interruptor tiene aislamiento interno gas SF<sub>6</sub>.

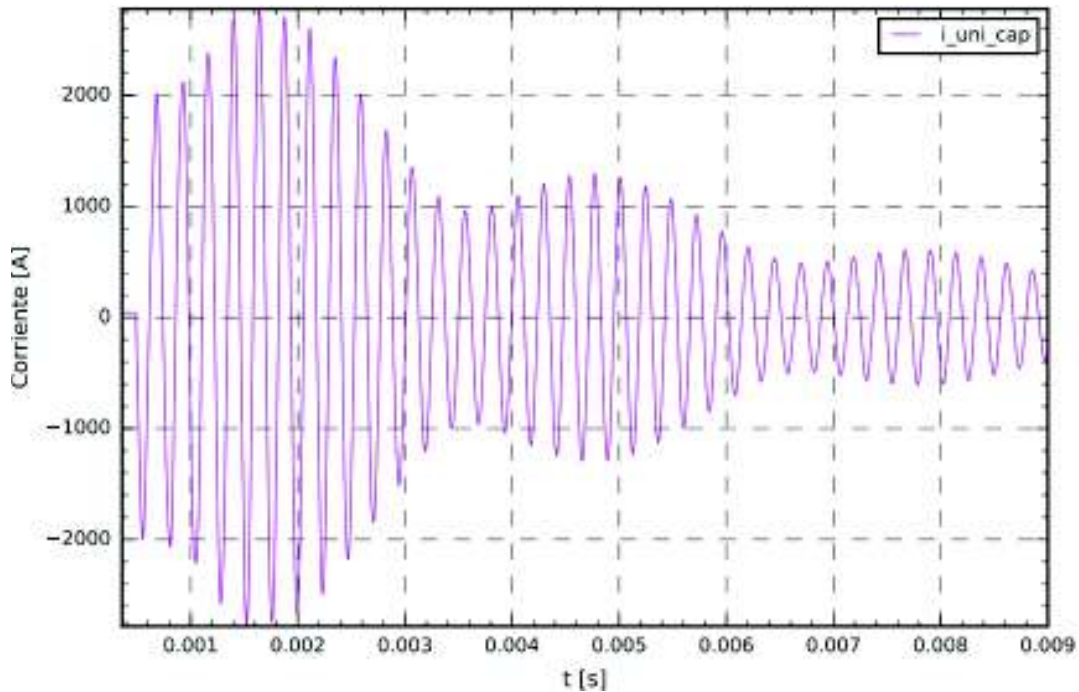


**Figura 3.12** Corriente de descarga por falla trifásica terminal a través del interruptor de línea de transmisión sin TLI



**Figura 3.13** Voltaje en secundario del TC debido a corriente de descarga por falla trifásica terminal a través del interruptor de línea de transmisión sin TLI





**Figura 3.14** Corriente a través de la unidad capacitiva debido a corriente de descarga por falla trifásica terminal a través del interruptor de línea de transmisión sin TLI

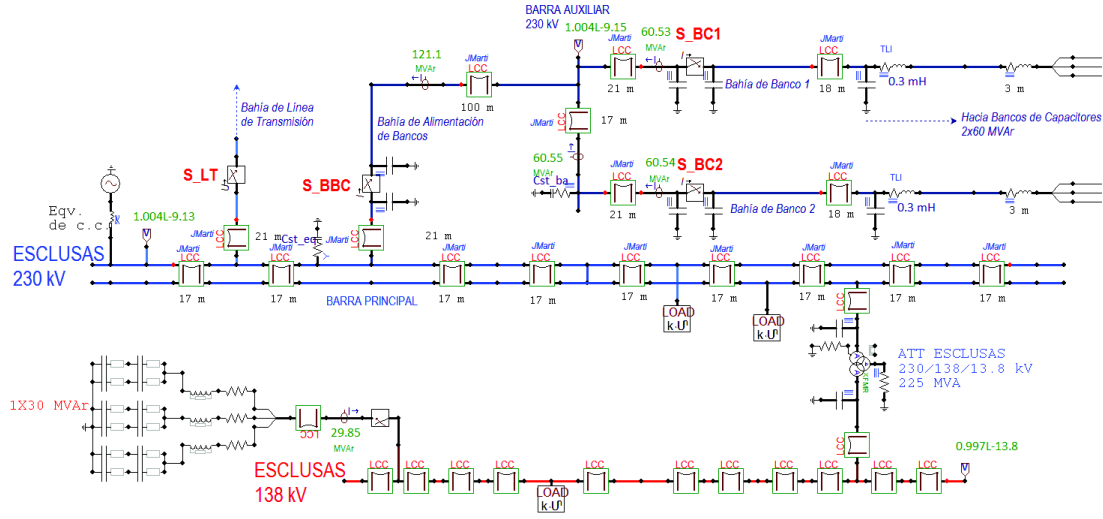
### 3.1.7. Análisis del TRV de interruptores

Los interruptores usados en todas las bahías de 230 kV de la SE Las Esclusas son de Clase C2 con factor de despeje de primer polo de 1.5. Dos análisis son realizados: El primero tiene que ver con la apertura normal de un interruptor de banco de capacitores por operación normal de la red y el segundo es la apertura de un interruptor de banco de capacitores para despejar una falla entre la TLI y el banco de capacitores.

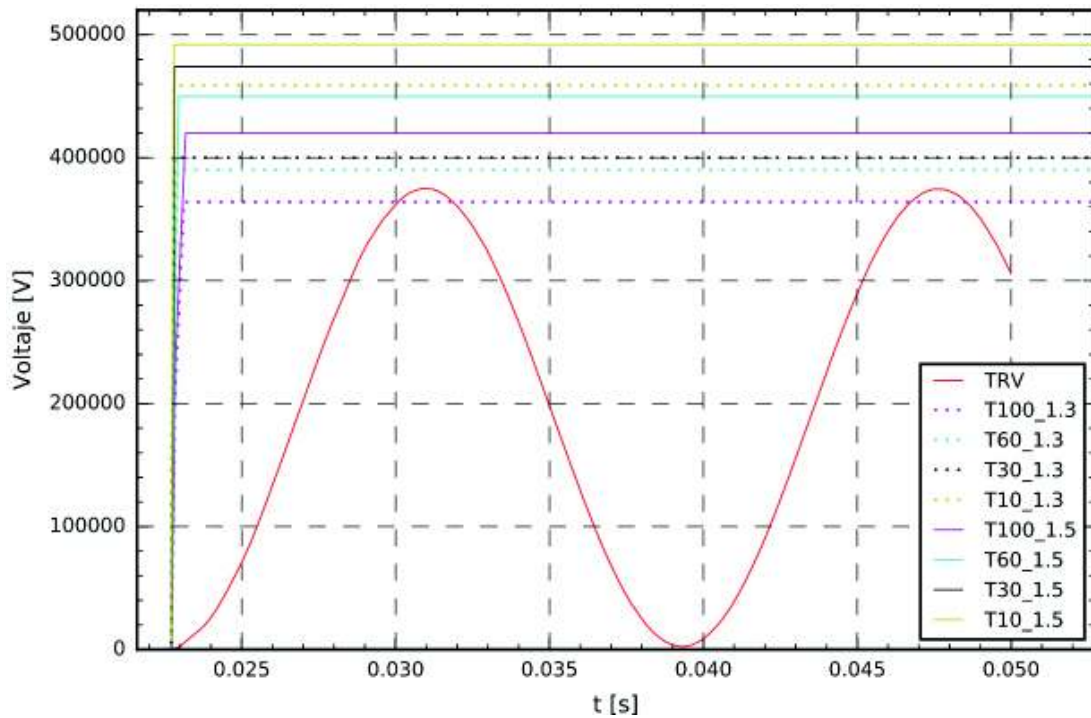
#### 3.1.7.1. Apertura del interruptor de banco por operación de la red

El objetivo es verificar que TRV del sistema no sea mayor que la curva de soportabilidad del interruptor. En la Figura 3.15 se muestra el modelo implementado en ATP. Se debe notar que se ha tomado en cuenta las capacitancias de los elementos de la subestación según lo indicado en [8]. El interruptor que abre es el S<sub>BC1</sub>. En la Figura 3.16 se observa el TRV desarrollado por el sistema para este evento con las curvas de soportabilidad de un interruptor de voltaje nominal 245 kV con despeje de primer polo de 1.3 y 1.5. Se observa que con un interruptor de factor de polo 1.3 se tendría problemas si la corriente de cortocircuito rms en ese punto es igual al 100% de la capacidad del interruptor (40 kA rms); eso es lo que indica la curva T100. Normalmente, las corrientes de cortocircuito están en el rango entre 30% y 60%, esto implica entre las curvas T30 y T60. Por lo anterior, resulta

muy difícil que se produzca un reencendido incluso si el interruptor es diseñado con factor de polo de 1.3. Además, esto sugiere que análisis de TRV deben ser realizados si la corriente de cortocircuito en la SE Las Esclusas alcanza valores de 40 kA rms.



**Figura 3.15** Modelo en ATPDraw para análisis de TRV en interruptores de banco de capacitores y de línea de transmisión

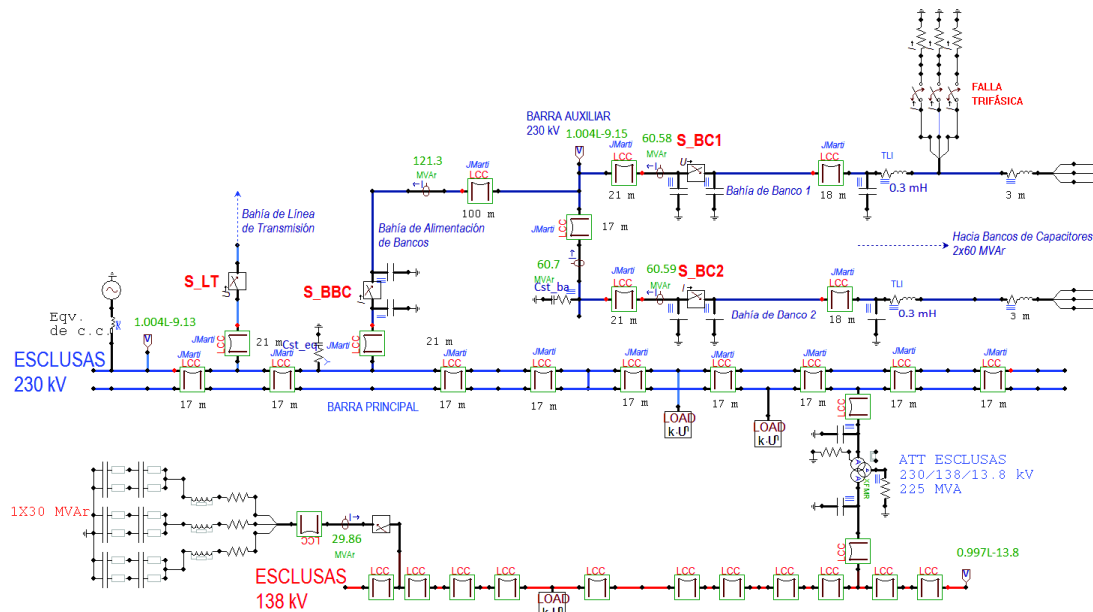


**Figura 3.16** TRV en el interruptor del banco de capacitores debido a apertura normal

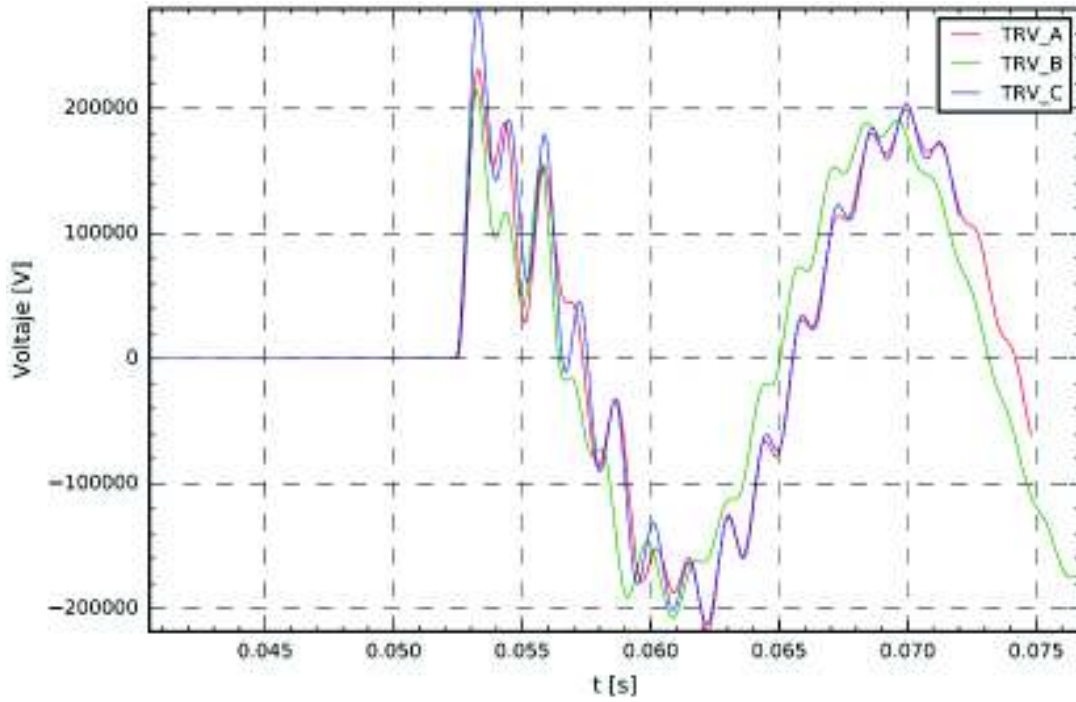
### 3.1.7.2. Apertura del interruptor del banco por falla entre la TLI y el banco

El estudio del TRV de un interruptor de banco de capacitores cuando ocurre una falla entre la TLI y el banco de capacitores, tal como se muestra en la Figura 3.17, es muy importante porque, según el valor de la TLI, pueden desarrollarse altos valores de ITRV que pueden provocar múltiples reigniciones que, a su vez, pueden llevar a una falla del interruptor. Se presume que esto fue la causa de los eventos presentados en [2] y [3].

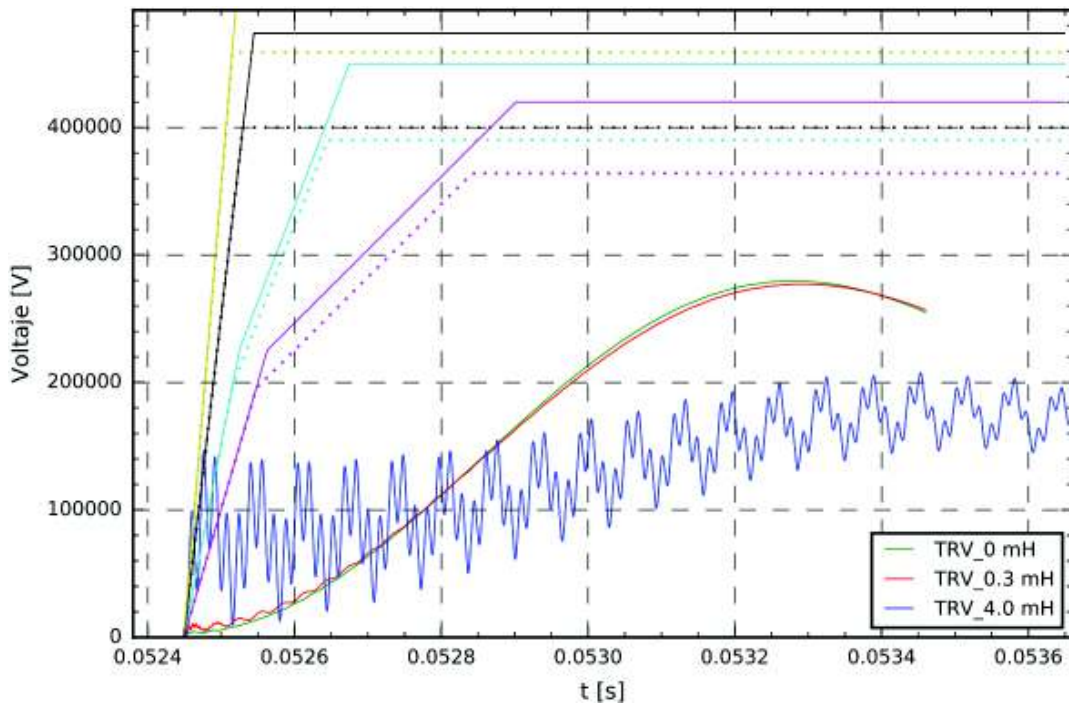
Una falla trifásica ocurre entre la TLI y el banco de capacitores (o puede suceder una falla en el banco de capacitores). Si no está conectada la TLI entonces el TRV entre los polos del interruptor es el que se muestra en la Figura 3.18 donde se observa que el tasa de subida del ITRV es lenta y, por lo tanto, controlada por la curva de soportabilidad del interruptor. Cuando se conecta una TLI esta limitará la corriente de falla y también provocará una modificación del TRV, tal como se muestra en la Figura 3.19 para valores de inductancia de 0mH, 0.3 mH y 4.0 mH, pasando de un ITRV oscilatorio a un ITRV triangular de alta frecuencia. En la Figura 3.20 se muestra el ITRV donde se observa que una inductancia de 4.0 mH provocará altas tasas de subida del ITRV que no podrán ser controladas por ningún interruptor de 245 kV dando lugar a múltiples reigniciones debido a que el aislamiento no puede recuperarse y terminar con un reencendido que hará que el interruptor falle. Este es el motivo por el que no se debe usar altos valores inductancia para la TLI.



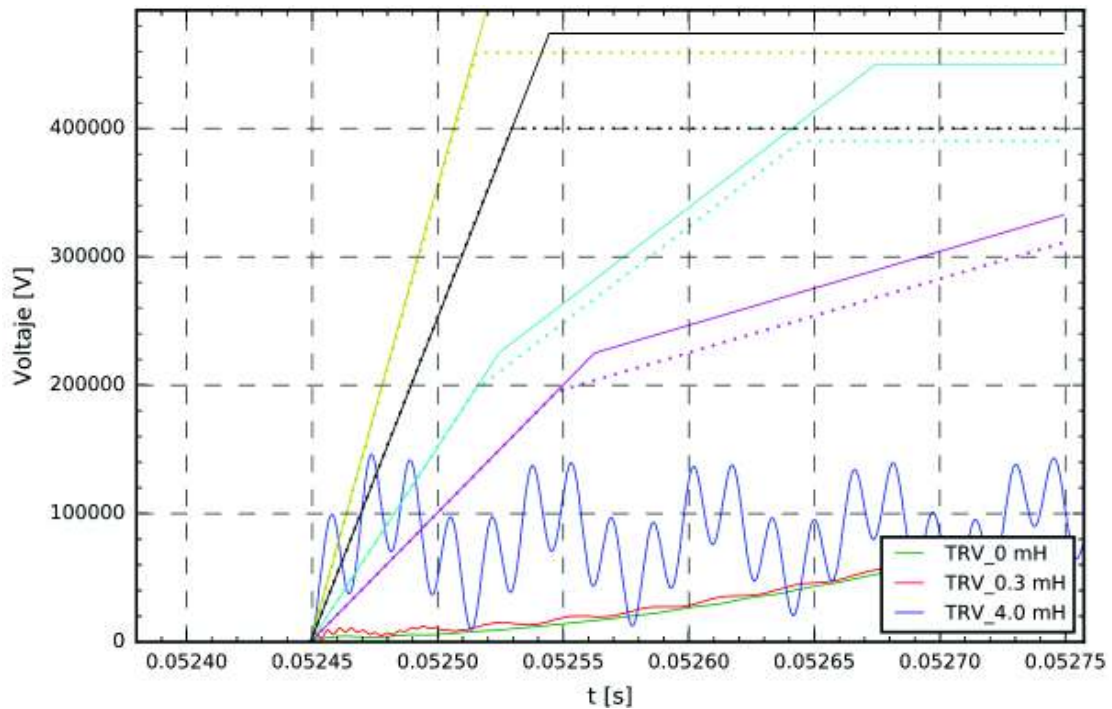
**Figura 3.17** Modelo en ATPDraw para análisis de TRV en interruptores de banco de capacitores debido a falla trifásica entre la TLI y banco de capacitores



**Figura 3.18** TRV en interruptores de banco de capacitores debido a falla trifásica en el banco de capacitores sin el uso de la TLI



**Figura 3.19** TRV en interruptores de banco de capacitores debido a falla trifásica entre la TLI y banco de capacitores a diferentes valores de inductancia de la TLI

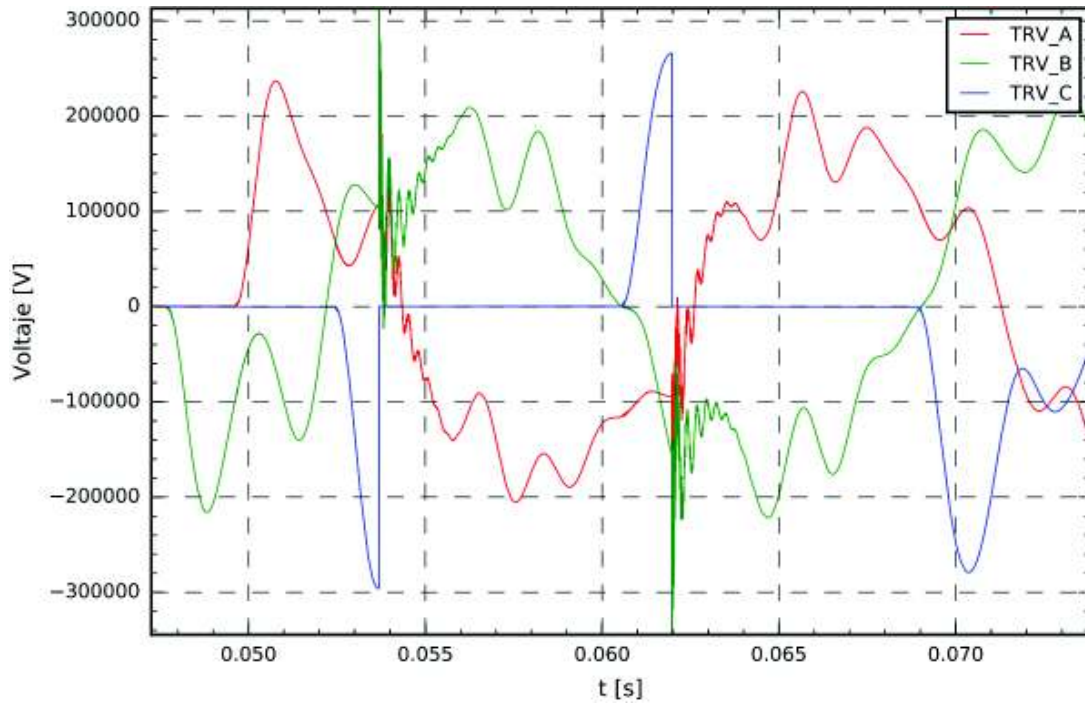


**Figura 3.20** ITRV en interruptores de banco de capacitores debido a falla trifásica entre la TLI y banco de capacitores a diferentes valores de inductancia de la TLI

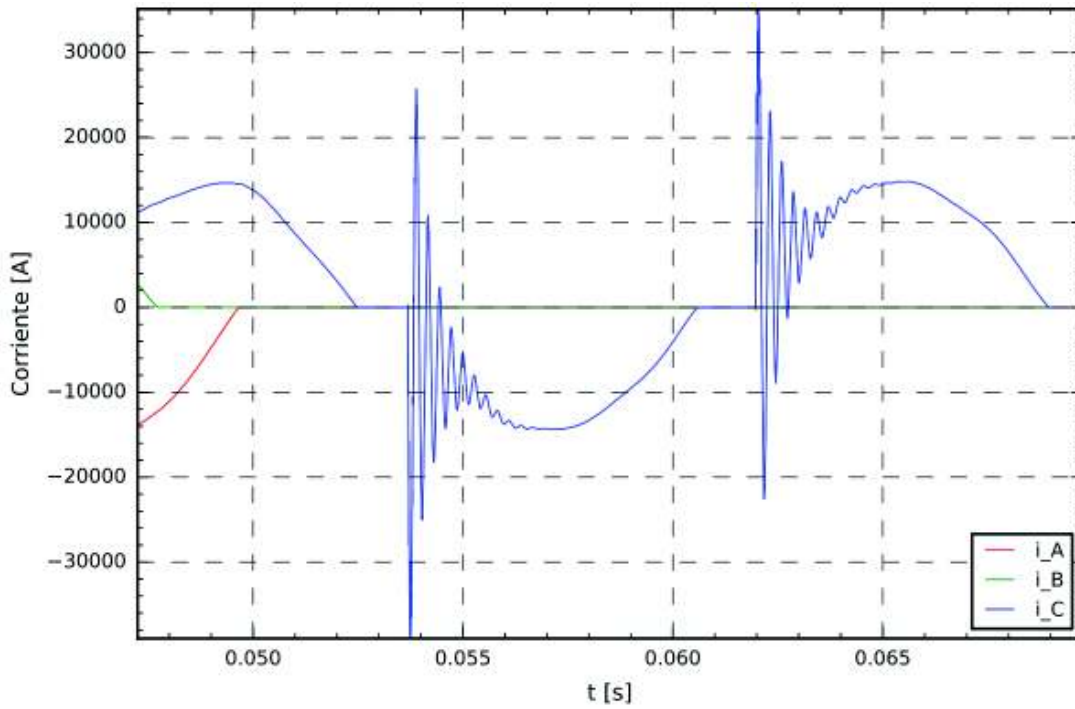
### 3.1.7.3. Descarga por reencendido del interruptor de la línea

Ningún interruptor es libre de reencendido, por lo que se analiza el caso del numeral 3.3.4., donde se simulan las corrientes de descarga y voltajes en el caso de que ocurran reencendidos después de que la corriente de falla trifásica se ha autoextinguido. En la Figura 3.21 se muestra dos reencendido en la fase C justo en el valor máximo del TRV, se observa que este evento también afecta a los interruptores en los que una soportabilidad se ha logrado luego de la extinción de la corriente, incrementando su TRV y pudiendo provocar un reencendido. Debido a este evento, las corrientes de descarga de primer y segundo reencendido, a través del interruptor de línea y que se muestran en la Figura 3.22, alcanzan valores pico de 39 kA y 35 kA; además, los sobrevoltajes en el secundario de lo TC alcanza valores de 700 V pico y 625 V pico, como se muestra en la Figura 3.23. Por último, la corriente por la unidad capacitiva, de acuerdo a la Figura 3.24 es de 4900 A pico y 4400 A pico, que son valores superiores a su capacidad (3775 A pico). Los resultados anteriores indican que existe una afectación a la capacidad de la unidad capacitiva, por lo que una TLI debe ser instalada; el valor seleccionado es de 0.35 mH con lo que se obtiene un valor

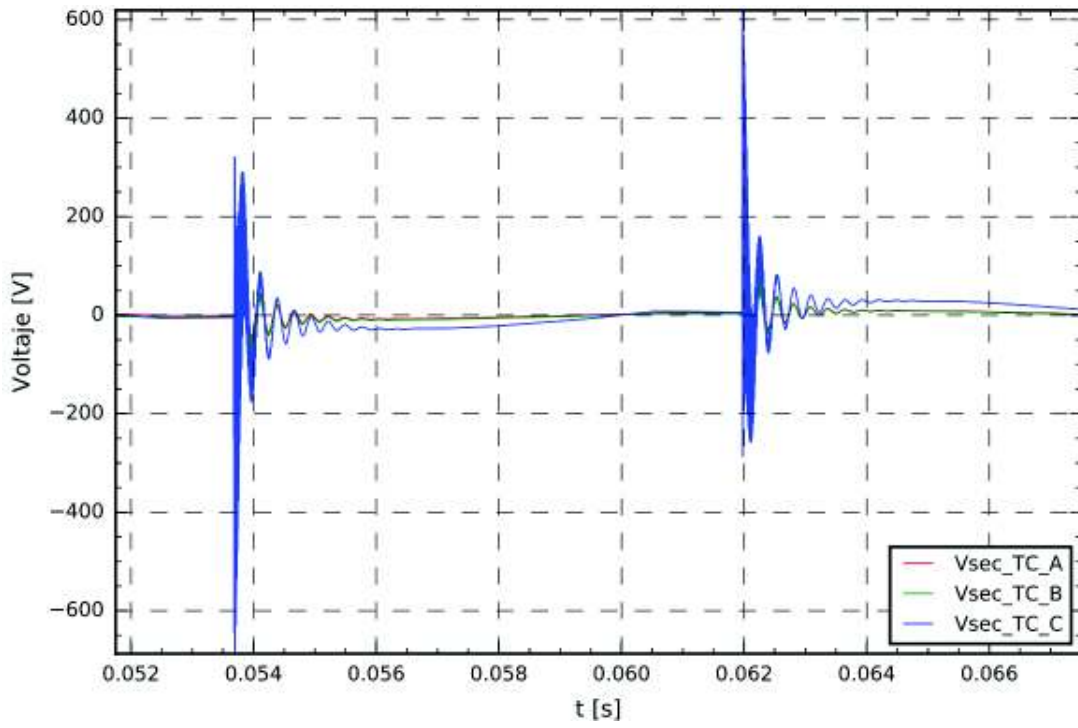
pico de corriente de 3760 A, a través de la unidad capacitiva, tal como se muestra en la Figura 3.25.



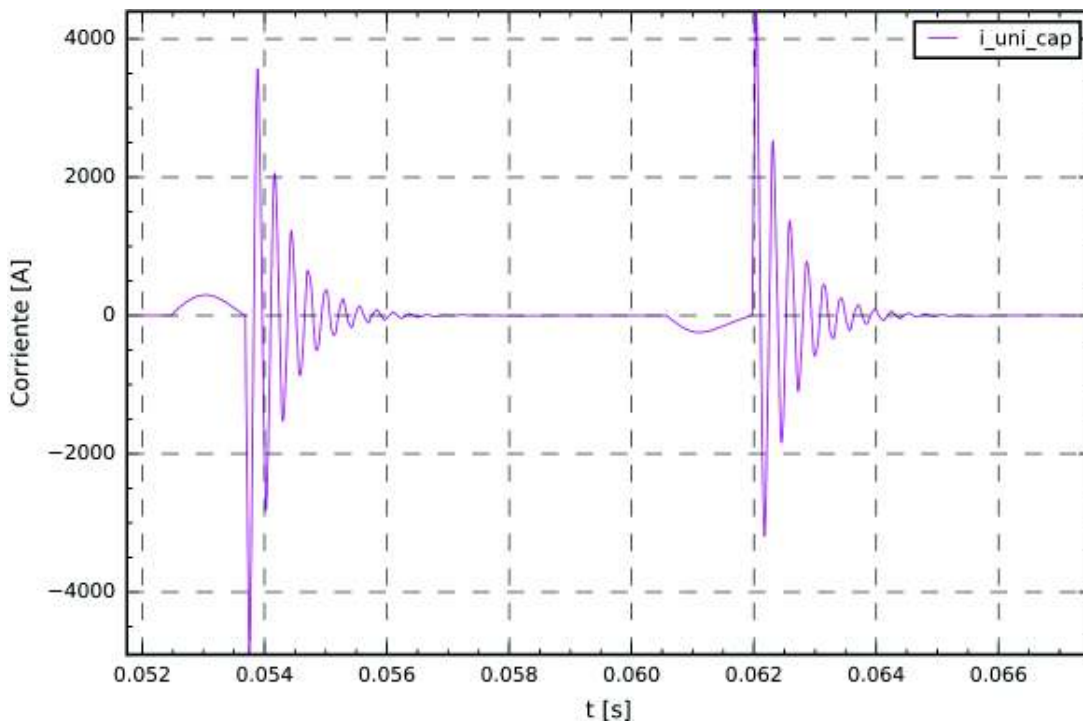
**Figura 3.21** TRV en interruptor de la línea debido a dos reencendidos de la fase C sin uso de la TLI



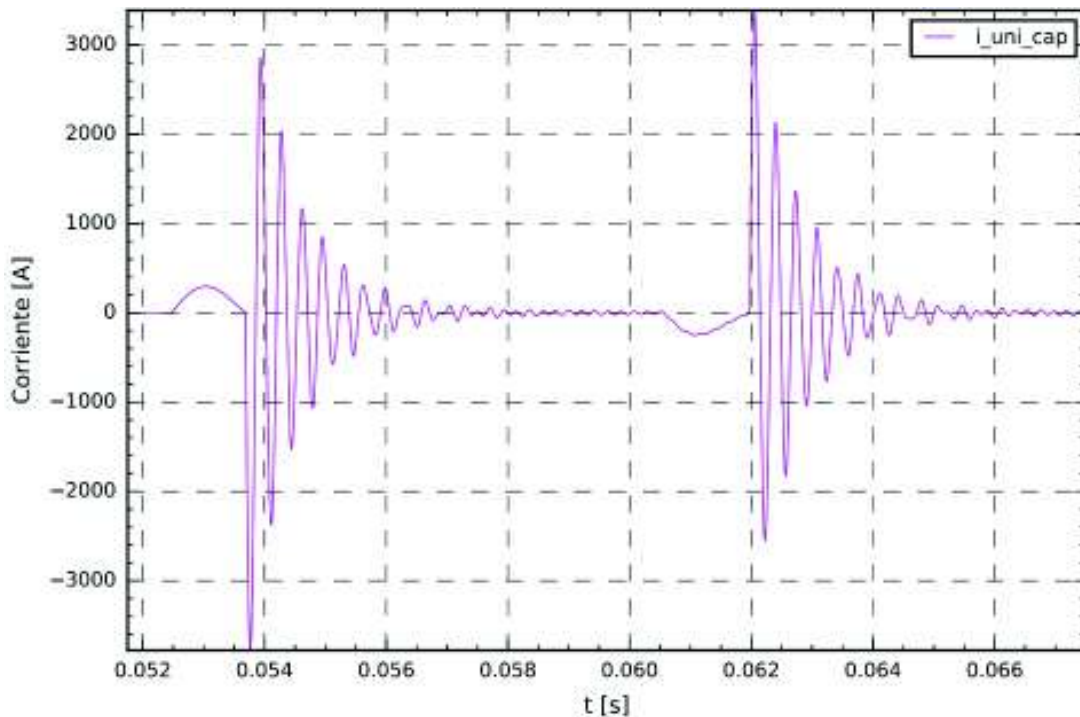
**Figura 3.22** Corrientes de reencendido a través del interruptor de la línea sin uso de la TLI



**Figura 3.23** Voltajes en secundario del TC debido a dos reencendidos del interruptor de la línea sin uso de la TLI



**Figura 3.24** Corriente a través de la unidad capacitiva debido a reencendidos del interruptor de línea sin uso de la TLI



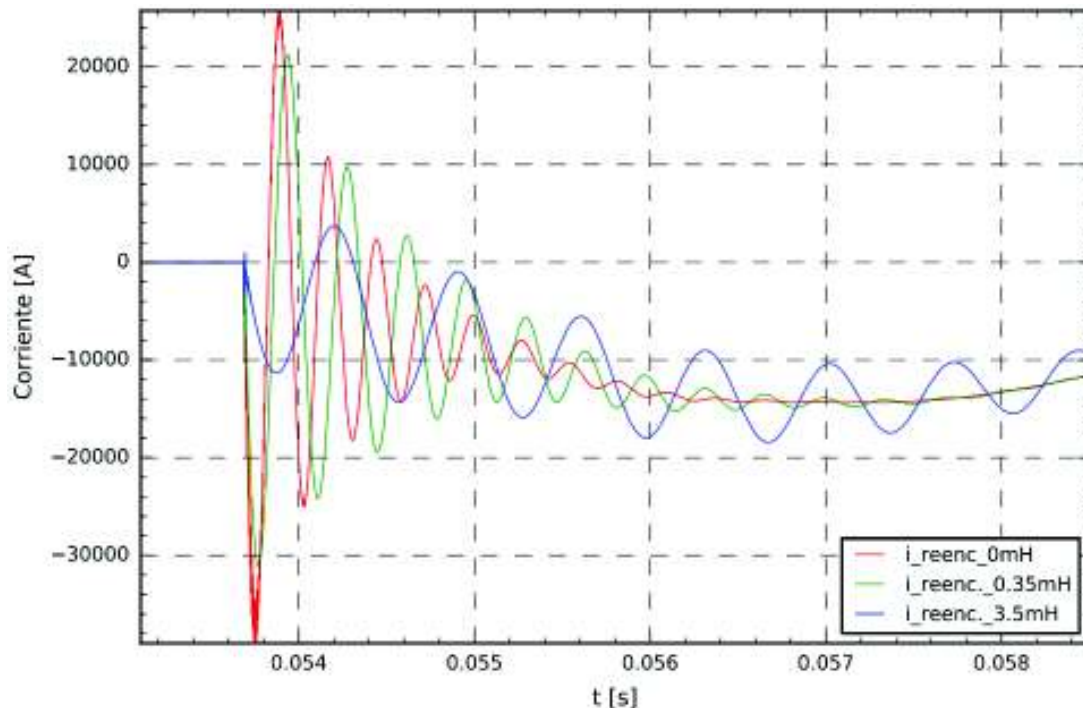
**Figura 3.25** Corriente a través de la unidad capacitiva debido a reencendidos del interruptor de línea con TLI de inductancia 0.35 mH

Un caso especial se simula usando una TLI de 3.5 mH y su efecto en la frecuencia de oscilación de la corriente de descarga. Al igual que en el caso de la corriente de energización donde una TLI de 0.3 mH fue necesaria para disminuir la frecuencia de oscilación a valores menores a 4250 Hz, una TLI también reducirá la frecuencia de oscilación de las corrientes de descarga. En la Figura 3.22 se observa que la corriente de descarga tiene una frecuencia de 4300 Hz, esta corriente realiza algunos cruces por cero (recordar que los polos del interruptor están separados) pero los interruptores tipo puffer y con asistencia de arco no pueden extinguir corrientes de alta frecuencia. Al colocar una TLI de 3.5 mH la frecuencia de la corriente de descarga disminuye a 1450 Hz, tal como se muestra en la Figura 3.26 y, entonces, el interruptor es capaz de extinguir esta corriente incluso en su primer cruce por cero, esto provocaría eventos de encendido y apagado de la corriente de arco (de baja frecuencia) con escalamientos de voltaje que llevarían a la destrucción del interruptor.

Con base en lo desarrollado anteriormente, para la SE Las Esclusas los valores de inductancia son: 0.3 mH por energización y 0.35 mH por descarga de primer reencendido,



siendo la unidad capacitiva el elemento afectado por la corriente de descarga, por lo tanto, el valor de inductancia de la TLI es 0.35 mH.



**Figura 3.26** Estados iniciales de la corriente de primer reencendido usando TLI de valores de inductancia de 0 mH, 0.35 mH y 3.5 mH

### 3.1. Estandarización del valor de la TLI en bancos de capacitores a 230 kV del SNT

En CELEC EP TRANSELECTRIC siempre se busca estandarizar los valores de equipo primario, de tal manera de tener modelos estándares de subestaciones. Para el caso de bancos de capacitores, la estandarización de la disposición de las bahías de bancos de capacitores y bahía de alimentación de bancos se muestran en las Figuras 1.3, 1.4 y 1.5. Si bien el diseño de una subestación basado en equipo estándar puede desplazarse de un diseño óptimo tanto en técnica como en costos, también ofrece ciertos beneficios como son:

- Determinación precisa de área de subestación.
- Equipo y técnicas de mantenimiento
- Repuestos
- Reducción de tiempos en el diseño básico y de detalle

Las corrientes transitorias capacitivas dependen del voltaje al momento de la maniobra, de la capacitancia del banco y de las inductancias debidas a conductores que enlazan los bancos de capacitores y la que existe desde los bancos hacia el punto de falla. La inductancia de conductores depende de las características eléctricas y físicas (tipo de conductor y número de conductores por fase) y de la disposición física de bahías (espaciamiento de fases y de bahías, longitud de la bahía de bancos de capacitores, longitud de la bahía de alimentación de bancos de capacitores, longitud de bahías de líneas de transmisión).

En lo que respecta a conductores, CELEC EP TRANSELECTRIC usa el 1033.5 MCM para formar las barras y bahías de una subestación; para barra principal, barra auxiliar y bahías de líneas de transmisión y transformadores usa dos conductores por fase, mientras que para bahía de bancos de capacitores usa un conductor por fase. Los espaciamientos de las bahías también son valores estandarizados, así, por ejemplo, a nivel de 230 kV la distancia entre la fase *a* de una bahía y la fase *a* de una bahía adyacente es de, aproximadamente, 17 metros. Esto conlleva a que todas las bahías deben tener igual distancia de separación de tal manera que se mantenga la uniformidad.

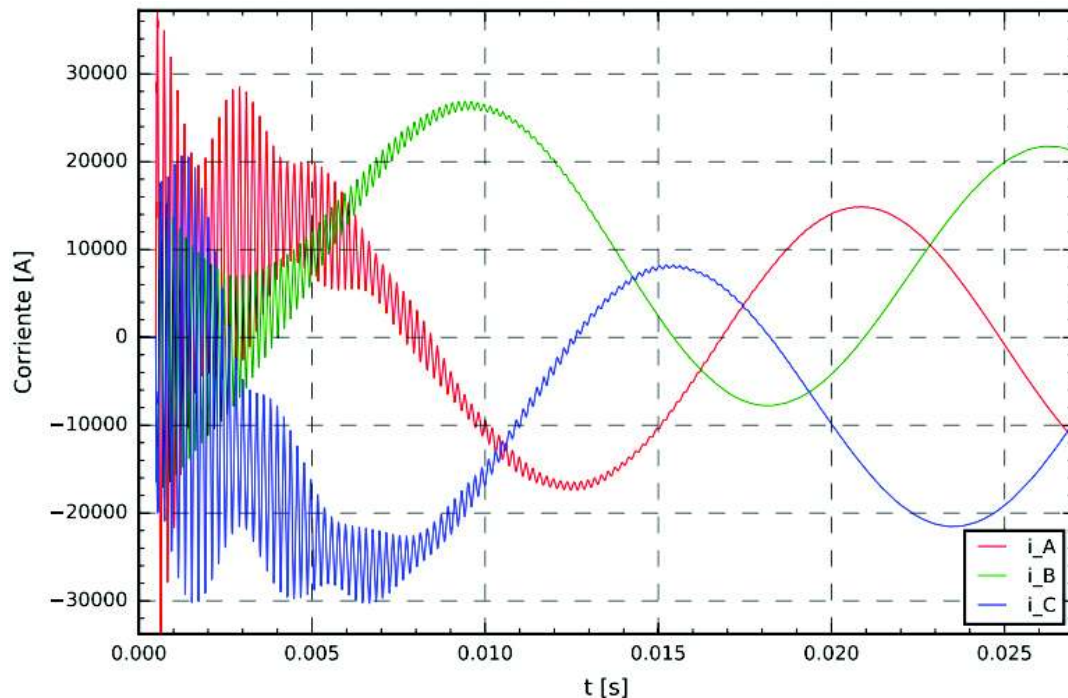
En cuanto a la longitud de las bahías, todas las bahías de una subestación deben tener igual disposición y separación de equipo primario que forma la bahía, tal como se muestra en la Figura 1.3; incluso la bahía de alimentación de banco de capacitores debe regirse a esta disposición. En subestaciones en operación donde es necesario implementar bancos de capacitores, no siempre es posible que la bahía de alimentación de bancos de capacitores termine en la barra auxiliar de bancos de capacitores por lo que resulta necesario realizar una extensión de bahía de alimentación de bancos, tal como se muestra en el elemento  $L_{BBC\_1}$  de la Figura 1.5, lo que implica aporte de inductancia. Este es el único parámetro que es variable en la implementación de bancos de capacitores usando diseños estandarizados. La longitud de la extensión de barra (que se traduce en incremento de la longitud de la bahía de alimentación de bancos) va a depender de la ubicación del patio de bancos de capacitores dentro de la subestación.

Para determinar un valor estándar de inductancia de la TLI de bancos de capacitores a nivel de 230 kV, se debe considerar la menor longitud posible de la extensión de la bahía de alimentación; en base a planos de CELEC EP TRANSELECTRIC, se ha observado que esta mínima distancia es de 40 metros desde el interruptor de la bahía de alimentación hasta la barra auxiliar de conexión de bancos (para la subestación Las Esclusas esta distancia es de 100 metros, según la Figura 1.5). Cabe recordar que el aporte de inductancia de los conductores de la bahía de bancos de capacitores es de  $1.237 \mu\text{H/m}$

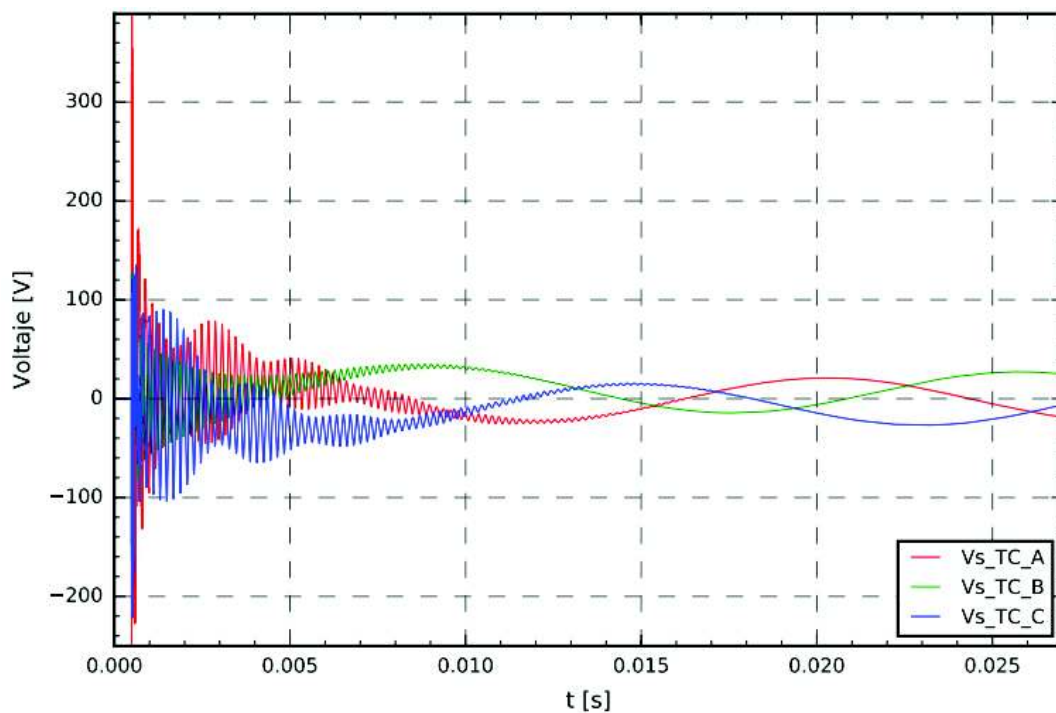
para una disposición de un conductor 1033.5 MCM por fase (en 100 metros este conductor aporta 0.124 mH).

Para las corrientes de energización, la variación de la longitud de bahía de alimentación de bancos afecta de manera marginal a la corriente de energización debido a que ésta corriente circula entre las bahías de bancos de capacitores y no a través de la bahía de alimentación de bancos de capacitores; además se debe tomar en cuenta que la longitud de la bahía de bancos y el espaciamento entre ellas son constantes, volviéndose casi imposible optimizar estas distancias.

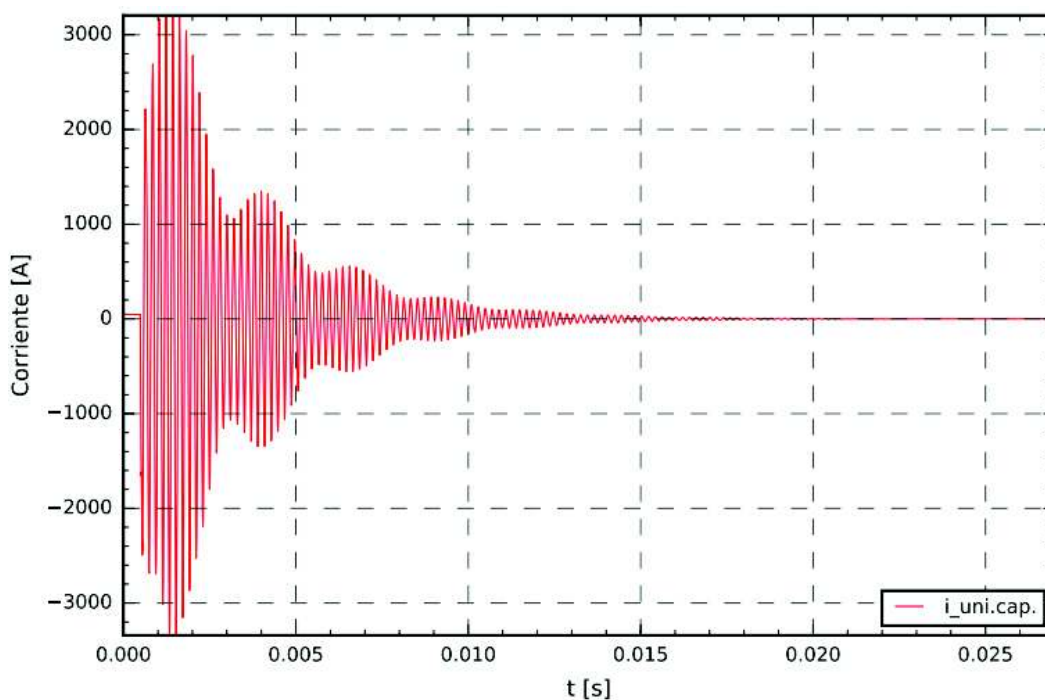
Para el caso de la Figura 3.11, se varía la longitud de la bahía de alimentación de bancos de 100 metros a 40 metros (mínima longitud posible). La corriente de descarga que atraviesa el interruptor de la bahía adyacente a la bahía de bancos de capacitores debido a falla terminal alcanza los 38 kA pico, como se muestra en la Figura 3.27, valor que está por debajo de los 104 kA ( $2.6 \cdot I_{rms\_cc}$ ) de capacidad del interruptor; además, para este evento, el voltaje en el secundario del TC, que tiene conectado cable 8 AWG de 125 metros, es de 400 Vpico, como se muestra en la Figura 3.28, que es menor a 3.5 kV, mientras que la corriente a través de la unidad capacitiva que forma los bancos de capacitores es de 3350 A, según la Figura 3.29, cuyo valor pico es menor a 3775 Apico ( $100 \cdot 37.75$  Arms). Esto implica que, para una corriente de descarga por falla terminal, no es necesario instalar una TLI.



**Figura 3.27** Corrientes no controladas de descarga a través del interruptor, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos

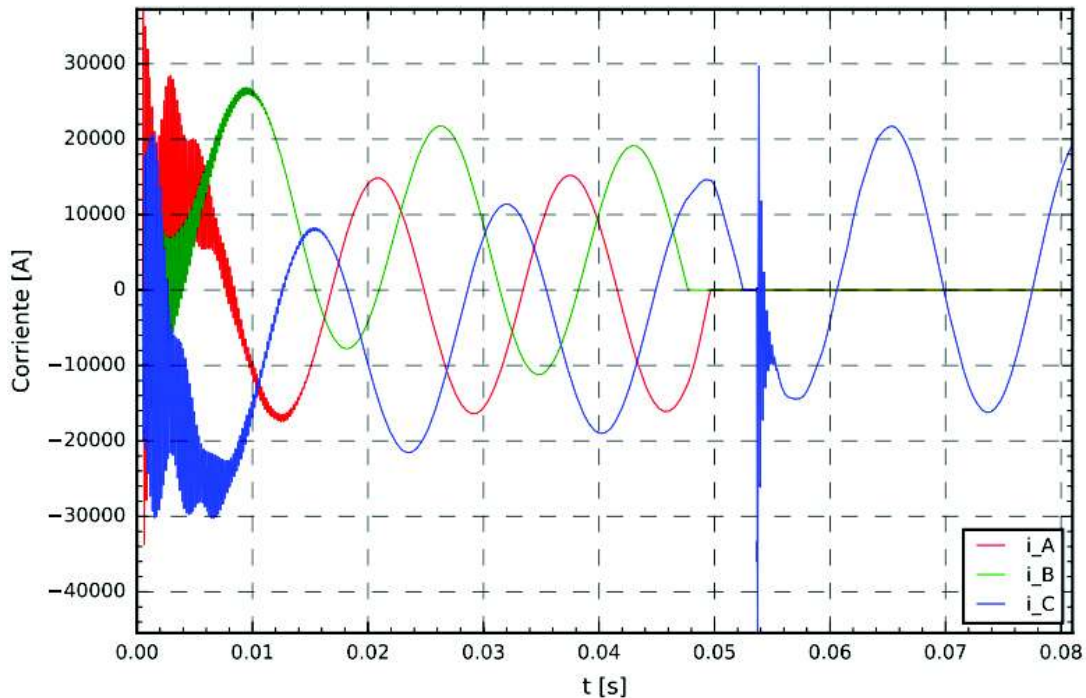


**Figura 3.28** Voltaje en secundario del TC debido a corrientes de descarga por falla, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos



**Figura 3.29** Corriente a través de unidad capacitiva debido a corrientes de descarga por falla, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos

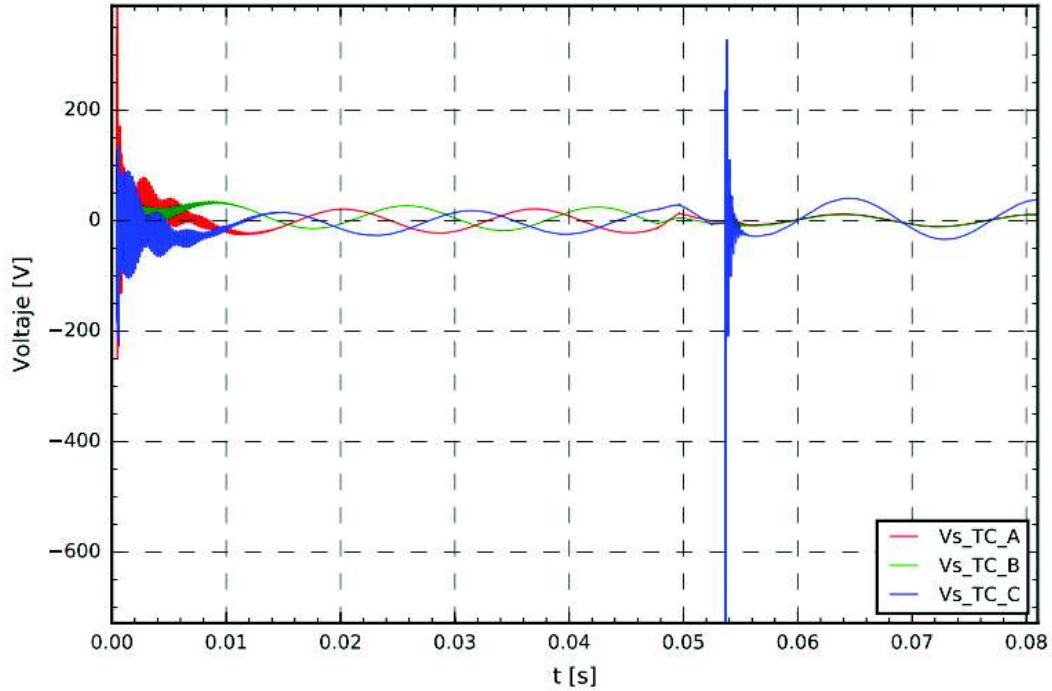
Para el caso anterior, pero tomando como criterio de diseño la corriente de descarga de primer reencendido, el valor de la corriente de descarga de primer reencendido de 46 kA pico, como se observa en la Figura 3.30 que está por debajo del límite de 104 kA, lo que indica que tomando en cuenta únicamente la afectación al interruptor no es necesario instalar una TLI. El voltaje en el secundario del TC es de 730 Vpico, según la Figura 3.31, menor que 3.5 kV, por lo que no se ve afectado. En cambio, la corriente a través de la unidad capacitiva que forma los bancos de capacitores es de 5900 A según la Figura 3.32, que es mayor a 3775 Apico ( $100 \cdot 37.75$  Arms); esto implica que, para una corriente de descarga por primer reencendido es necesario instalar una TLI por afectación a la capacidad de corriente de la unidad capacitiva.



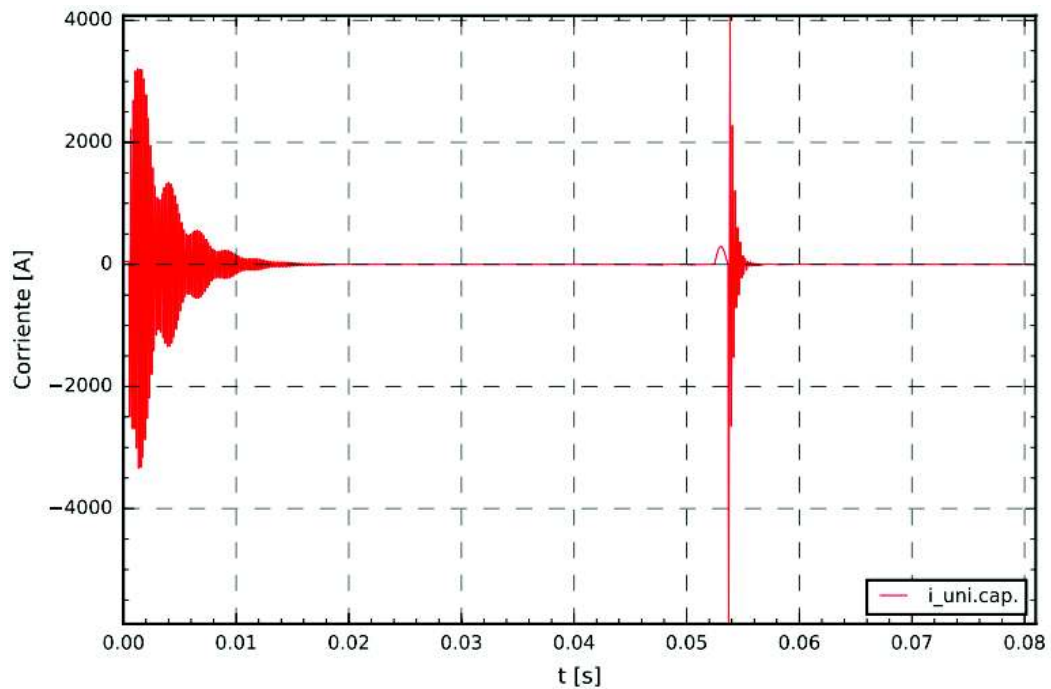
**Figura 3.30** Corriente no controlada de descarga a través del interruptor por primer reencendido a  $t = 0.0538$  s, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos

Con una TLI de inductancia igual a 0.7 mH se obtiene un valor pico de corriente de 3500 A pico, a través de la unidad capacitiva, tal como se muestra en la Figura 3.33. Por lo tanto, una TLI de inductancia 0.7 mH es necesaria para controlar las corrientes de descarga (descarga por primer reencendido); este valor se ha obtenido para la mínima inductancia

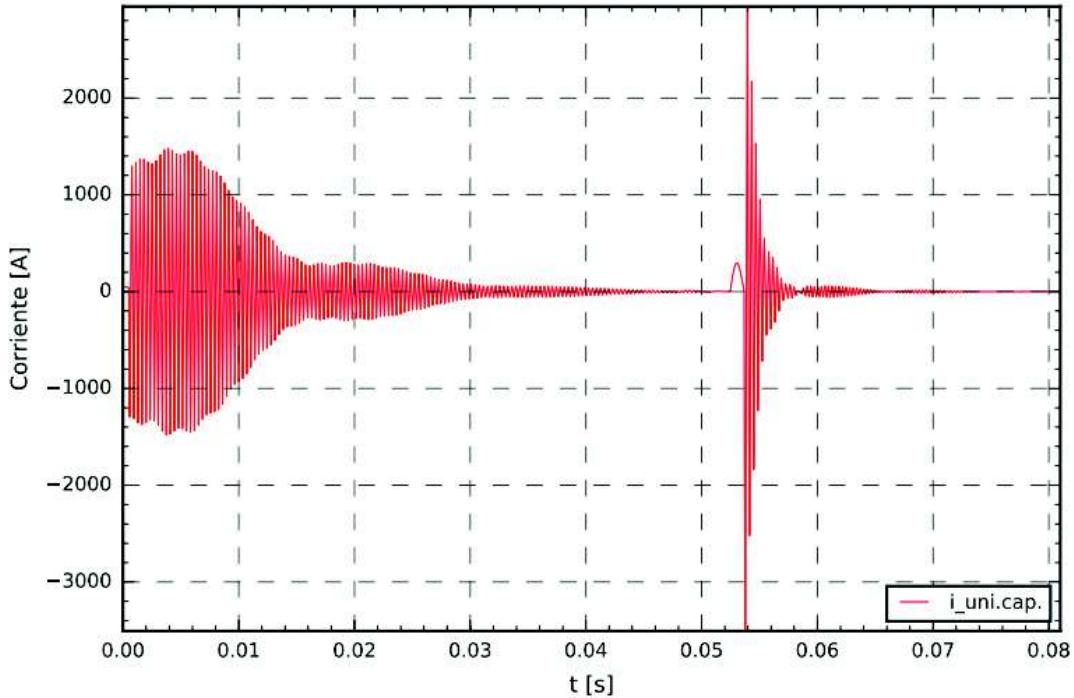
posible entre los bancos de capacitores y el punto de falla y con la unidad capacitiva estándar establecida por CELEC EP TRANSELECTRIC, para bancos de capacitores a nivel de 230 kV.



**Figura 3.31** Voltaje en secundario del TC debido a corriente de primer reencendido a  $t=0.0538$  s, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos



**Figura 3.32** Corriente a través de unidad capacitiva debido a corriente de primer reencendido a  $t = 0.0538$  s, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos



**Figura 3.33** Corriente a través de unidad capacitiva debido a corriente de primer reencendido a  $t = 0.0538$  s, para una longitud de 40 metros de la bahía de alimentación de bancos y TLI de 0.7 mH.

### 3.2. Discusión

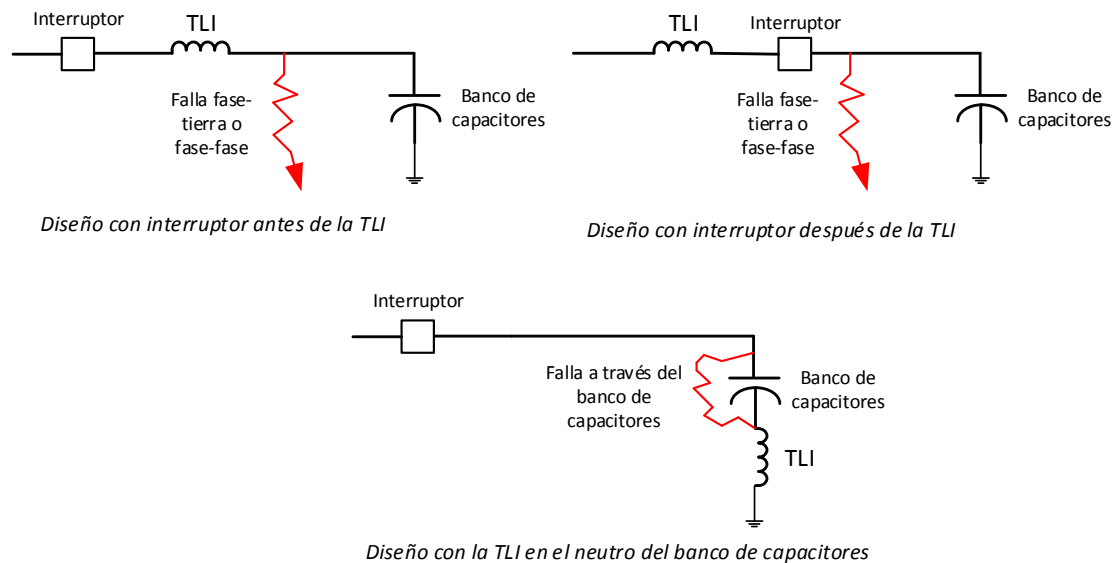
En este trabajo, usando una nueva metodología de estudio para la valoración de la inductancia de la TLI, se demuestra que es necesario instalar este equipo en serie con los bancos de capacitores a nivel de 230 kV, en el SNT. El valor estandarizo de inductancia para este equipo es de 0.7 mH, el cual resulta menor al esperado mediante la valoración usando el método clásico que se ha venido usando y con el cual el valor de la inductancia sería de 3.0 mH.

El valor de 0.7 mH ha sido obtenido para control de la corriente de descarga por primer reencendido del interruptor adyacente a la bahía de alimentación de bancos de capacitores; esta corriente afecta a la unidad capacitiva que ha sido tomada como estándar por CELEC EP TRANSELECTRIC para la formación de los bancos de capacitores a nivel de 230 kV, y cuyos valores de voltaje y potencia son de 13280 kV y 500 kVAr, respectivamente. Además, debido a que la magnitud de la corriente de descarga está relacionado con la inductancia

del camino entre los bancos de capacitores y falla, el valor estándar de 0.7 mH ha sido establecido tomando en cuenta la mínima longitud posible de la bahía de alimentación de bancos: 40 metros; longitudes mayores de esta bahía (provocadas por ubicación de las bahías de bancos de capacitores en lugares alejados de la barra principal) provocarán valores menores a 0.7 mH.

Para el caso específico del primer banco de capacitores (2x60 MVar), a nivel de 230 kV, que van a ser instalados en la subestación Las Esclusas, usando la nueva metodología de valoración de la TLI y con unidades capacitivas de 13280 kV y 500 kVar que forman los bancos de capacitores, el valor de inductancia de la TLI es de 0.35 mH debido a que la longitud de conductor que forma la bahía de alimentación de bancos es de 100 metros.

A nivel mundial, varios tipos de estudios han sido realizados, especialmente orientados a determinar el lugar adecuado de conexión de la TLI o el control de los altos valores del TRV mediante descargadores para minimizar los efectos de altos valores de inductancia de la TLI que se obtienen con el método clásico. Algunos investigadores han sugerido colocar la TLI en el neutro del banco de capacitores y la malla de tierra, tal como se presenta en la Figura 3.27 [5], pero esta conexión no eliminaban por completo que la TLI limite la corriente de falla y, por lo tanto, provoque altas tasas de subida del ITRV que podían conducir a falla del interruptor.



**Figura 3.34** Posibles ubicaciones de la TLI en bahía de bancos de capacitores [5]

Otros investigadores buscaron medios de mitigación de los altos valores del TRV y sugirieron, a más de la ubicación de la TLI en el neutro de los bancos de capacitores, usar



descargadores de alta energía en paralelo con la TLI, tal como se muestra en la referencia [19].

El documento PES-TR16 toma como base la norma IEEE C37.06 2009 y las nuevas ideas de valoración de la TLI *para corrientes de descarga (outrush)* las desarrolla para interruptores bajo esta norma; las dos características sobre las que se basa son: i) el interruptor tiene un valor de diseño para el pico de la corriente dinámica de 2.6 veces la corriente nominal de cortocircuito rms; éste es el único límite que debe ser cumplido y ii) interruptores en SF<sub>6</sub> son insensibles a las frecuencias de las corrientes transitorias capacitivas de descarga por lo que este parámetro ya no debe ser considerado en la afectación de dichas corrientes al interruptor. Además, en C37.09 2009 IEEE *armoniza* las envolventes de soportabilidad del aislamiento de interruptores en SF<sub>6</sub> con las envolventes presentadas en IEC 62271-100 2008 para interruptores en SF<sub>6</sub> lo que implica que, desde el punto de vista de aislamiento, interruptores fabricados bajo norma IEC o IEEE, con aislamiento interno gas SF<sub>6</sub>, presentan la misma soportabilidad. Entonces, dado que los interruptores fabricados bajo IEC también están diseñados para soportar un valor pico de corriente dinámica de 2.6 veces la corriente nominal rms de cortocircuito y que interruptores IEC Clase C1 o Clase C2, con aislamiento interno en SF<sub>6</sub>, tienen la misma soportabilidad que interruptores IEC Clase C1 o Clase C2 Características Preferidas, es posible adoptar las ideas expuestas en PES-TR16 a interruptores fabricados bajo IEC. Con esta adopción, es posible desarrollar una nueva metodología de valoración de la TLI para bancos de capacitores del SNT.

Al contrario de lo que se ha venido estudiando, éste trabajo de titulación, basado en el reporte PES-TR16, se enfoca en determinar un valor real de la TLI, que es la causante de altos valores del TRV del interruptor. Por lo tanto, el enfoque que sigue este trabajo consiste en establecer una nueva metodología de estudio para valoración de la inductancia de la TLI, con el fin de establecer el menor valor posible de inductancia de la TLI en bancos de capacitores a nivel de 230 kV<sup>14</sup> y que usen la conexión típica implementada en subestaciones del SNT. Valores pequeños de inductancia, a más de provocar menos estrés en el interruptor por TRV, también conducen a que físicamente la bobina que forma la TLI ocupe un área menor que aquella que se obtendría usando el método clásico de valoración de la TLI.

---

<sup>14</sup> Esta metodología también se puede aplicar a bancos de capacitores a cualquier nivel de voltaje de transmisión del SNT, siempre y cuando los interruptores de la subestación tengan aislamiento interno SF<sub>6</sub>.

De los resultados obtenidos en este trabajo, se observa que para la configuración típica de bancos de capacitores instalados en subestaciones del SNT, y específicamente a nivel de 230 kV, los valores de pico máximo de la corriente de descarga (outrush) por falla y descarga por primer reencendido (outrush por primer reencendido) están por debajo de la capacidad de los interruptores que, a nivel de 230 kV, tienen un valor de diseño de corriente rms de cortocircuito de 40 kA; esto significa que no existe afectación al interruptor y desde éste punto de vista no es necesario instalar una TLI.

Las corrientes de descarga afectan a los secundarios de los TC ya que originan sobrevoltajes por encima de lo que se sugiere tomar como referencia: 3.5 kV pico. Con base en lo anterior y tomando un margen de seguridad del 15% (motivado por posibles errores en modelos y simulaciones), el valor de referencia es de 3.0 kV pico. Entonces, por corrientes de descarga, los conductores del cable del secundario del TC deben ser de calibre 12 AWG y longitud máxima de 50 metros, 10 AWG y longitud máxima de 75 metros u 8 AWG y longitud máxima de 125 metros. Sin embargo, para la corriente de descarga por primer reencendido, las longitudes del cable son menores, de tal manera que para un conductor 12 AWG la longitud máxima es de 30 metros, para el conductor 10 AWG la longitud máxima es de 45 metros y para el conductor 8 AWG la longitud máxima de 65 metros. Estas longitudes no siempre pueden cumplirse, especialmente en subestaciones que están en operación donde las cargas de los secundarios de los TC están a una distancia promedio de 100 metros.

Dos posibles soluciones pueden ser implementadas para control de sobrevoltajes en el secundario del TC por corrientes de descarga. La primera solución consiste en instalar varistores en el secundario del TC; con el uso de este dispositivo no es necesario tomar en cuenta un margen de seguridad respecto al valor sugerido de 3.5 kV pico, debido a que el varistor cortará la onda de voltaje a su valor residual de diseño para sobrevoltajes de maniobra. Entonces, si se aplica varistores de voltaje nominal 1140 Vrms, y tomando en cuenta que la corriente de descarga por primer reencendido es la que provoca mayor sobrevoltaje en el secundario del TC, los resultados de acuerdo a la Tabla 2.10 para diferentes calibres de cable, pero todos de una longitud de 125 metros (o menor), indican que se pueden usar cables 12 AWG, 10 AWG u 8 AWG; la variable que permite determinar el calibre del cable depende de la capacidad de energía de descarga del varistor, tomando en cuenta que con el calibre 8 AWG se tiene menor sobrevoltaje y, por lo tanto, menor disipación de energía del varistor. Como último recurso, en caso de que no existan varistores con la suficiente capacidad de disipación de energía, se debe disminuir la longitud del cable. El principal inconveniente de la aplicación de varistores es debido al

hecho que los fabricantes de TC no contemplan la instalación de estos dispositivos, por lo que es necesario que en las especificaciones técnicas se solicite el diseño, construcción e implementación de una caja donde se conecten los varistores, tal como se muestra en el Anexo 1; estimaciones realizadas por el área de Diseño de Subestaciones de CELEC EP TRANSELECTRIC señalan que cada caja costaría alrededor de 2000.00 dólares americanos<sup>15</sup>. La segunda solución consiste en controlar las corrientes de descarga mediante el uso de una TLI cuyo valor está en función del valor pico de la corriente de descarga (corriente de descarga por primer reencendido si es el criterio de diseño) y del calibre y longitud del cable del secundario del TC. Por lo tanto, de acuerdo a la Tabla 2.13 una TLI de valor 0.3 mH es necesaria siempre y cuando el conductor del secundario del TC sea de calibre 8 AWG y longitud máxima de 125 metros; resulta evidente que calibres 10 AWG o 12 AWG provocarán un incremento del valor de inductancia, mientras que una menor longitud del cable (calibre 8 AWG) provocará un valor menor a 0.3 mH.

En este trabajo también se ha observado que la corriente de descarga afecta a la unidad capacitiva, aspecto que no es considerado en el PES-TR16. Tomando como criterios de diseño lo siguiente: la corriente de descarga de primer reencendido, la menor longitud de la bahía de alimentación de bancos (40 metros) y que para la formación del banco de capacitores se usan unidades capacitivas de 13280 kV y 500 kVAr cuya capacidad máxima de corriente transitoria es de 100 veces la corriente rms de diseño para estado estable que es de 37.75 A rms, el valor de inductancia de la TLI es de 0.7 mH. Este valor puede ser diferente si se usa diferentes valores nominales de unidad capacitiva que se muestran en la Tabla 2.14: si el voltaje y potencia de la unidad capacitiva es mayor, entonces la corrientes rms de estado estable y, por lo tanto, la máxima corriente transitoria serán mayores lo que implica que una TLI de valor menor a 0.7 mH será necesaria.

De la Figura 2.34, que muestra la nueva metodología de evaluación de la TLI, se muestra que la TLI no es necesaria si no existe afectación al interruptor, al TC y a la unidad capacitiva. De los análisis realizados se observa que las afectaciones al TC y a la unidad capacitiva son provocadas por la corriente de descarga de primer reencendido. El criterio de usar la corriente de descarga de primer reencendido tiene un punto a favor y otro en contra: el punto a favor es que ningún interruptor (Clase C1 o C2) es libre de reencendido, por lo que si un reencendido ocurre no se verá afectado la unidad capacitiva; en contra está el hecho de que los interruptores usados en el SNT son de factor de despeje de primer polo de 1.5 que es para sistemas no aterrizados, lo que implica que el aislamiento interno

---

<sup>15</sup> Éste valor debe ser tomado como referencia.

del interruptor es mayor al aislamiento de un interruptor de factor 1.3 que es para sistemas Y aterrizado, esto permite presumir que un reencendido sea improbable; por averiguaciones realizadas, hasta la fecha no existen documentos que demuestren que interruptores del SNT, con aislamiento interno SF<sub>6</sub> (que tienen factores de despeje de primer polo de 1.5), hayan sufrido de reencendidos. Sin embargo, en la aplicación de la nueva metodología se espera un reencendido; más de un reencendido no es tomado como criterio de diseño porque esto implica que existe un defecto en el interruptor o que el sistema está generando elevados TRV que deben ser reducidos (si el TRV no puede ser reducido como último recurso se debería usar interruptores de mayor nivel de voltaje o interruptores IEEE Clase C2 Alternativa 1 o Alternativa 2); además múltiples reencendidos provocarán el daño de varistores (estos están diseñados para tener una o dos descargas) si éste dispositivo es usado para control de sobrevoltaje en secundarios de los TC. Por lo expuesto, y con base en que los interruptores que se usan en el SNT son IEC de factor 1.5, la única manera de evitar el uso de la TLI es si la longitud del conductor de la bahía de alimentación de bancos (tomando en cuenta que el conductor aporta 0.00124 mH/m) ofrece la inductancia equivalente a la inductancia de la TLI. Así, por ejemplo, para los bancos de capacitores de la SE Las Esclusas, la barra de alimentación de bancos tiene una longitud de 100 metros y es necesario instalar una TLI de 0.35 mH; éste valor puede ser logrado con una longitud adicional de bahía de alimentación de bancos de 282 metros, lo que implica que si la longitud de la bahía de alimentación de bancos es de 382 metros no se necesita instalar la TLI.

Por lo expuesto anteriormente, el valor de la TLI depende de varios factores, especialmente de las longitudes de la bahía de alimentación de bancos y longitud del cable del secundario del TC; esto implica que es necesario analizar cada caso para la valoración de la TLI, salvo que se tenga un diseño único, con las mismas longitudes de bahía de alimentación de bancos y bahía de bancos, que deba ser implementado en todas las subestaciones que contengan bancos de capacitores a 230 kV; sin embargo, esto se aplicaría a subestaciones nuevas, mientras que en subestaciones en operación actualmente y para las cuales se deba conectar bancos de capacitores, es muy probable que las dimensiones cambien (por ejemplo, los bancos de capacitores de la SE Santa Rosa a 138 kV) y el valor de la inductancia de la TLI sea menor a 0.7 mH.

Un aporte adicional, resultado de la aplicación de la nueva metodología, corresponde a las dimensiones físicas de la bobina de la TLI. Con el método clásico, de acuerdo a la Tabla 1.5, para una inductancia de 3.0 mH es necesario una bobina de 30 vueltas con diámetro de 2.8 metros y una altura aproximada de 2.1 metros. Con la nueva metodología, y tomando

como valor fijo 30 vueltas (2.1 metros de altura), una bobina de 0.83 metros de diámetro es necesaria para obtener una inductancia de 0.7 mH (valor estandarizado). Esto significa que el área ocupada por la TLI es menor a lo esperado con el método clásico. Además, debido a que el valor de la TLI debe ser calculado para cada subestación (en el caso de la SE Las Esclusas el valor de inductancia de la TLI es de 0.35 mH), las dimensiones de la TLI puede ser menores. Así, para la SE Las Esclusas una TLI con una bobina de diámetro 0.84 metros y 21 vueltas (1.47 metros de altura aproximadamente) se obtiene la inductancia de 0.35 mH. Obviamente, los cálculos anteriores sirven como referencia; el fabricante realizará un diseño óptimo de la bobina, pero se espera que no existan grandes variaciones.

## 4. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

### 4.1. CONCLUSIONES

- El reporte PES-TR16 se enfoca únicamente en la afectación al interruptor y sugiere que estudios deban ser realizados sobre la afectación de corrientes transitorias capacitivas a otros elementos como TC, malla de tierra y cables de control. El primer aporte de este trabajo de titulación hace referencia a los estudios de afectación al TC y métodos de mitigación que pueden aplicarse. Sin embargo, un segundo aporte, que no se menciona en PES-TR16, tiene que ver con la afectación de las corrientes de descarga a la unidad capacitiva que, para bancos de capacitores con conexión típica usada en el SNT, llegan a determinar el valor de inductancia de la TLI. Basados en los aportes anteriores, este trabajo presenta un tercer aporte que consiste en establecer una nueva metodología de estudio de valoración de la inductancia de la TLI.
- Con la nueva metodología de valoración de la inductancia de la TLI, dos valores de TLI son encontrados: uno por corrientes de energización que usan cierre controlado del interruptor de bancos, con un error en el cierre de 1 ms, para lo cual una TLI de valor 0.3 mH es necesaria; mientras que por corrientes de descarga por primer reencendido una TLI de un valor de 0.7 mH es necesario para el escenario más crítico (60 metros de longitud de bahía de alimentación de bancos). De los valores anteriores, la nueva metodología indica escoger el mayor valor. Por lo tanto, el valor de 0.7 mH puede ser considerado un valor estándar para la configuración más crítica; éste valor resulta menor del esperado mediante la metodología clásica que es de 3.0 mH. Sin embargo, dependiendo de la longitud de la bahía de alimentación de bancos, valores menores a 0.7 mH son posibles de obtener.
- Con la aplicación de la nueva metodología y tomando en cuenta el diseño estándar de conexión de bancos de capacitores usado en CELEC EP TRANSELECTRIC, a nivel de 230 kV no existe afectación a los interruptores usados a este nivel de voltaje, cuyo valor estandarizado de corriente nominal rms de cortocircuito es de 40 kA, por corrientes de descarga de primer reencendido que llegan a los 46 kA pico para el escenario más crítico.
- El valor de 0.7 mH ha sido obtenido por la afectación de la corriente de descarga por primer reencendido a las unidades capacitivas con valores nominales de 13280 kV y 500 kVAr que han sido considerados como valores estándar por CELEC EP

TRANSELECTRIC para la formación de bancos de capacitores a nivel de 230 kV. El uso de unidades capacitivas de diferentes valores nominales provocarán un valor diferente de inductancia de la TLI.

- En este trabajo se ha verificado la afectación de la corriente de descarga por falla y de descarga por primer reencendido al secundario del TC. A más de la corriente de descarga, el calibre y longitud del cable, usado para conectar el secundario del TC con su carga, juega un papel fundamental en el desarrollo de sobrevoltajes en el secundario del TC. En este trabajo se determina que si no se implementa ningún método de control para la corriente de descarga, el calibre y longitud del cable de secundario del TC debe ser 8 AWG y menor a 45 metros. Si como medio de control de sobrevoltajes se usa varistores conectados en el secundario del TC, éste debe ser de voltaje nominal 1140 Vrms de alta capacidad de disipación de energía; con este dispositivo, el calibre del cable del secundario del TC puede ser 12 AWG, 10 AWG u 8 AWG con una longitud máxima de 125 metros. Finalmente, si el control se aplica a la corriente de descarga usado una TLI, para que ésta no afecte al secundario del TC es necesario que su valor sea de 0.3 mH y que el cable del secundario del TC sea de calibre 8 AWG y longitud máxima de 125 metros.
- Para las corrientes de energización los límites indicados en la Tabla 9 de IEC 62271-100 2012 deben ser cumplidos con el objetivo de minimizar el deterioro de los contactos del interruptor debido a las corrientes de energización en eventos back-to-back. El uso del cierre sincronizado permite disminuir el valor pico de la corriente de energización, pero no tiene ningún efecto en la frecuencia de oscilación; por tal motivo, y para cumplir con el valor límite de la frecuencia de 4250 Hz, una inductancia mínima de 0.3 mH es necesaria y, por lo tanto, una TLI debe ser instalada en serie con los bancos de capacitores a ser instalado en el SNT, a nivel de 230 kV.
- El valor máximo de la inductancia de la TLI depende en gran medida de la longitud de la bahía de alimentación de bancos de capacitores y de la capacidad de corriente transitoria de la unidad capacitiva. Por motivos de espacio físico, los bancos de capacitores se ubican en zonas alejadas de la bahía de alimentación de bancos, por lo que resulta necesario realizar una extensión de bahía; sin embargo, para obtener el máximo valor de la TLI se ha considerado una longitud mínima de bahía de alimentación de bancos de 60 metros. Con este criterio, el máximo valor de la TLI es de 0.7 mH para corriente de descarga por primer reencendido; cabe señalar que hasta la fecha actual no existe documentación en CELEC EP Transelectric que

evidencie eventos de reencendido en sus interruptores por maniobra de corrientes capacitivas.

- Valores de inductancia de la TLI mayores a 0.7 mH provocarán un mayor ITRV que puede conducir a un fallo en la apertura del interruptor; en cambio, valores menores 0.3 mH provocarán un desgaste de los contactos del interruptor en un tiempo menor al determinado por el fabricante, siendo necesario la realización de mantenimientos en tiempos menores a lo planificado. Los interruptores que mayor probabilidad tienen de sufrir reigniciones o reencendidos son aquellos que ya tienen algunos años operando; por este mismo hecho es posible que tengan algún daño o que no recibieron un adecuado mantenimiento.
- Finalmente, con la aplicación de la nueva metodología también se disminuye las dimensiones físicas de la bobina de la TLI. Según el método clásico, para un valor de 3.0 mH se espera una bobina de 2.8 metros de diámetro y 30 vueltas; mientras que con la nueva metodología se espera una bobina de diámetro 0.83 metros y 30 vueltas para el caso crítico.
- Específicamente, para los bancos de capacitores (2x60 MVar) a ser implantados en la SE Las Esclusas, es necesario conectar en serie con los bancos de capacitores una TLI de valor 0.35 mH, tomando en cuenta que para control de corrientes de energización se cuenta con dispositivos de cierre sincronizado con error de 1ms. Las dimensiones esperadas para la bobina es de 0.84 metros de diámetro, 21 vueltas (altura aproximada de 1.47 metros).
- Usando el límite establecido por IEC para la corriente transitoria de la unidad capacitiva (100 veces la corriente rms nominal) se espera que los fusibles de las unidades capacitivas y las mismas unidades capacitivas no se vean afectados por las corrientes de descarga por falla y de descarga por reencendido.

## **4.2. RECOMENDACIONES**

- Para cada caso de instalación de bancos de capacitores, estudios de transitorios electromagnéticos deben ser realizados. No existe un único valor estándar. Otro esquema de conexión de bancos de capacitores en 230 kV, diferentes al esquema estandarizado en CELEC EP TRANSELECTRIC, puede conducir a otros rangos de valores de inductancia de la TLI. Con el objetivo de encontrar el menor valor de inductancia, los modelos usados en los estudios deben ser dependientes de la frecuencia.



- Los nuevos criterios y la metodología para la realización de estudios, presentados en este trabajo, deben ser aplicados en los análisis de bancos de capacitores en otros niveles de voltaje como 69 kV y 138 kV.
- No se debe considerar a la TLI como respaldo del dispositivo de cierre sincronizado. Por tal motivo, ante una eventual falla de este dispositivo, se recomienda que en los pliegos se solicite a fabricante o al contratista la adquisición de un equipo adicional (una tarjeta electrónica) que respalde el daño de un equipo de control de cierre sincronizado. Este equipo debe ser configurable por personal de CELEC EP TRANSELECTRIC.
- El mínimo valor de la inductancia de la TLI es de 0.3 mH debido a la afectación de los contactos del interruptor por corrientes de energización. Este valor es el resultado de simulaciones y ningún estudio en específico debe ser realizado adicionalmente.
- Cada vez que se incremente la potencia de cortocircuito en subestaciones que tengan bancos de capacitores, es necesario que se realicen estudios de TRV para determinar si existe la posibilidad de que se desarrollen reencendidos.
- Si resulta necesario la implementación de varistores en el secundario del TC, resulta muy difícil conectarlos en la caja de conexión estándar. Por este motivo, estudios deben ser realizados para determinar la viabilidad de conectar los varistores en la caja de agrupamiento de los TC. Además, análisis deben ser realizados para estandarizar la distancia desde secundarios del TC hasta la caseta de control; mientras menor sea la distancia menores serán los sobrevoltajes en secundario del TC y menores calibres de cable serán necesarios.
- Un monitoreo y mantenimiento adecuado de los interruptores, especialmente de aquellos que llevan operando varios años en una subestación donde se instalen bancos de capacitores, es la clave para evitar reencendidos; sin embargo, la valoración de la TLI debe considerar este evento.

## 5. REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] ARCONEL, “Plan Maestro de Electrificación 2013-2022”, vol1-Resumen-Ejecutivo-PME-2013-2022.
- [2] T. A. Bellei, E. H. Camm, and G. Ransom, “Current-limiting inductors used in capacitor bank applications and their impact on fault current interruption,” in 2001 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition. Developing New Perspectives (Cat. No.01CH37294), 2001, vol. 1, pp. 603–607 vol.1.
- [3] IESO, “Richview SC22 Incident - January 30, 2007,” 15-Jan-2008.
- [4] “Outrush Reactors for Capacitor Banks—The Solution or a Problem?” ResearchGate.
- [5] IEEE, “PES\_TR-16 Technical-Report-on-Transient-Limiting-Inductor- Applications” Nov-2014.
- [6] IEEE, “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 C3706-2009, pp. 1–46, Nov. 2009.
- [7] IEC, “IEC TR 60071-4:2004 Insulation co-ordination - Part 4: Computational guide to insulation co-ordination and modelling of electrical networks,” 23-Jun-2004. .
- [8] IEEE, “IEEE Guide for the Application of Transient Recovery Voltage for AC High-Voltage Circuit Breakers,” IEEE Std C37011-2011 Revis. IEEE Std C37011-2005, pp. 1–97, Nov. 2011.
- [9] IEC, “IEC 62271-100:2008+A1:2012 High-voltage switchgear and controlgear - Part 100: Alternatingcurrent circuit-breakers,” 27-Sep-2012. .
- [10] Raúl E. Bianchi, María B. Barbieri, Patricia L. Arnera, “CONEXIÓN DE BANCOS DE CAPACITORES EN REDES DE AT. METODOLOGIA DE ESTUDIO. DISEÑO Y VERIFICACIÓN DEL EQUIPAMIENTO,” XI ERIAC, May-2005.
- [11] IEEE, “IEEE Standard Rating Structure for AC High-Voltage Circuit Breakers, IEEE Std. C37.04-1999.” Dec-1999.
- [12] ABB, “Controlled Switching Buyer’s and Application Guide.” 2013.
- [13] A. Greenwood, Electrical Transients in Power Systems. Wiley, 1991.

- [14] G. Argüello “Análisis y Control de Sistemas Eléctricos de Potencia”, Escuela Politécnica Nacional, 1988.
- [15] J. A. Martínez-Velasco, Power System Transients: Parameter Determination. CRC Press, 2009.
- [16] “IEEE Guide for the Application of Capacitance Current Switching for AC High-Voltage Circuit Breakers Above 1000 V,” IEEE Std C37012-2014 Revis. IEEE Std C37012-2005, pp. 1–73, May 2014.
- [17] IEC, “High-voltage switchgear and controlgear - Part 306: Guide to IEC 62271-100, IEC 62271-1 and other IEC standards related to alternating current circuit-breakers.” 14-Dec-2012.
- [18] M. Alawie, Y. Filion, A. Coutu, “Impact of High Voltage Shunt Capacitor Banks on General Purpose Circuit Breakers,” IPST, 14-Jun-2011.
- [19] M. Alawie, Y. Filion, L. Gérin-Lajoie, “Recommended Configuration for High Voltage Shunt Capacitor Banks,” IPST, 18-Jul-2013.
- [20] Ralph Folkers, “Determine Current Transformer Suitability Using EMTP Models,” presented at the 26th Annual Western Protective Relay Conference, Spokane, Washington, 1999.
- [21] P. Rosenberg, Audel Guide to the 2011 National Electrical Code: All New Edition. John Wiley & Sons, 2011.
- [22] Paola FONTI, “Transformadores de intensidad: cómo determinar sus especificaciones,” Schneider Electric Cuadernos Técnicos, vol. 194. Agosto-2000.
- [23] ARTECHE, “Theory and technology of Instrument Transformers.”
- [24] Sergio O. Frontin, Equipamentos de alta tensão prospecção e hierarquização de inovações tecnológicas, 1a edição. Brasília: Goya Editora LTDA., 2013.
- [25] “IEEE Guide for the Protection of Shunt Capacitor Banks,” IEEE Std C3799-2000 Revis. IEEE Std C3799-1990, pp. 1–108, May 2000.
- [26] Littelfuse, “Metal-Oxide Varistors (MOVs).” 04-Nov-2015.
- [27] “IEEE Guide for the Application of Shunt Power Capacitors,” IEEE Std 1036-2010 Revis. IEEE Std 1036-1992, pp. 1–88, Jan. 2011.
- [28] K. C. Agrawal, Industrial Power Engineering Handbook. Newnes, 2001.

- [29] “IEC, Shunt capacitors for a.c. power systems having a rated voltage above 1000 V – Part 1: General”, IEC, Ed. 4, 2014.
- [30] J. A. M. Velasco, Coordinación de aislamiento en redes. McGraw-Hill Interamericana de España S.L., 2007.
- [31] EPRI, Electromagnetic Transients Program (EMTP), vol. Application Guide. 1986.
- [32] CIGRÉ, “POWER SYSTEM TECHNICAL PERFORMANCE ISSUES RELATED TO THE APPLICATION OF LONG HVAC CABLES.” Oct-2013.
- [33] CENTELSA, “Catálogo de cables de aluminio desnudos”.

## ANEXOS

Anexo 1: Instalación de varistores en cajas de secundario de un TC [24].



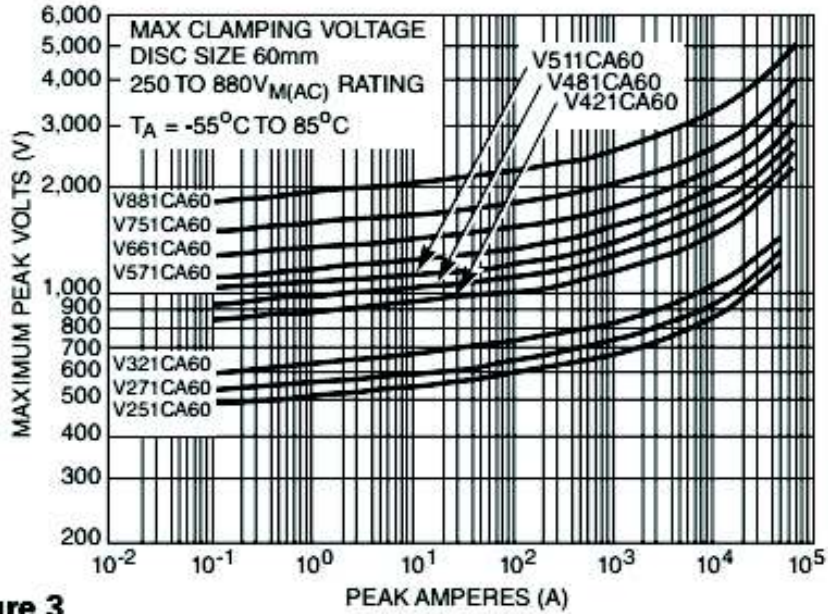
## Anexo 2: Curvas V vs I de varistores para secundario de TC [26]

Part Number Device Branding	Size	Maximum Rating (85°C)				Specifications (25°C)					
		Continuous		Transient		Varistor Voltage at 1mA DC Test Current			Max Clamping Volt V <sub>c</sub> at 200A Current (8/20µs)	Typical Capacitance	
		V <sub>RM</sub>	V <sub>OC</sub>	Energy (2ms)	Peak Current (8/20µs)						
		V <sub>MAC</sub>	V <sub>MC</sub>	W <sub>TM</sub>	I <sub>TM</sub>	Min	V <sub>10mA</sub>	Max	V <sub>c</sub>	f = 1MHz	
(mm)	(V)	(V)	(J)	(A)	(V)	(V)	(V)	(A)	(pF)		
V251CA60	60	250	330	880	50000	351	390	429	620	10000	
V271CA60	60	275	369	950	50000	387	430	473	680	9000	
V321CA60	60	320	420	1100	50000	459	510	561	760	7500	
V421CA60	60	420	560	1500	70000	612	680	748	1060	6000	
V481CA60	60	480	640	1600	70000	675	750	825	1160	5500	
V511CA60	60	510	675	1800	70000	738	820	902	1300	5000	
V571CA60	60	575	730	2100	70000	819	910	1001	1420	4500	
V661CA60	60	660	850	2300	70000	945	1050	1155	1640	4000	
V751CA60	60	750	970	2600	70000	1080	1200	1320	1880	3500	
V881CA60	60	880	1150	3200	70000	1350	1500	1650	2340	2700	
V112CA60	60	1100	1400	3800	70000	1665	1850	2035	2940	2200	
V142CA60	60	1400	1750	5000	70000	2070	2300	2530	3600	1800	
V172CA60	60	1700	2150	6000	70000	2500	2700	3030	4300	1500	
V202CA60	60	2000	2500	7500	70000	2970	3300	3630	5200	1200	
V242CA60	60	2400	3000	8800	70000	3510	3900	4290	6200	1000	
V282CA60	60	2800	3500	10000	70000	4230	4700	5170	7400	800	

NOTE: Average power dissipation of transients should not exceed 2.5W for CA60 discs.

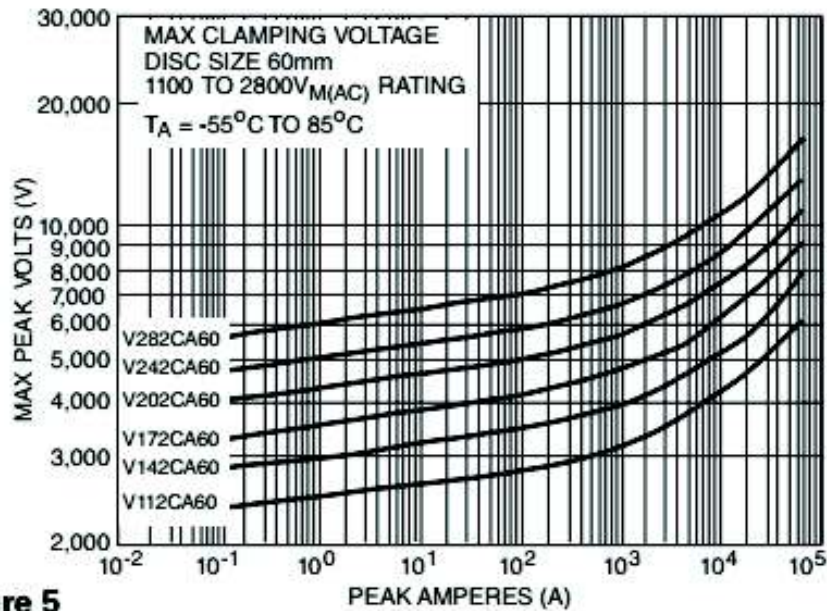
## Maximum Clamping Voltage for 60mm Parts

### V251CA60 - V881CA60



**Figure 3**

### V112CA60 - V282CA60



**Figure 5**