

# Estudio de la maniobra de apertura de un banco de reactores de media tensión para la red de Montevideo

M. Sc. Ing. Graciela Calzolari  
Member, IEEE

Ing. Michel Artenstein  
Senior Member IEEE

Ing. Freddy Rabin<sup>1</sup>  
Non Member IEEE

**Resumen** – El trabajo comienza describiendo brevemente la instalación en estudio y sintetiza los aspectos relevantes de la conocida teoría de maniobra de reactores “shunt” que son de aplicación a este caso particular. Se describen posteriormente los cálculos teóricos realizados a fin de tener una primera aproximación a las sobretensiones de maniobra esperables, los principales datos obtenidos de los ensayos de tipo realizados sobre los disyuntores de maniobra, el modelado detallado de la instalación y los estudios de transitorios electromagnéticos realizados mediante el programa de simulación A.T.P. (Alternative Transients Program). Se destaca en particular la necesidad de implementar medidas correctivas en la instalación a los efectos de respetar las condiciones de diseño de aislación que son habituales para este tipo de reactores.

**Palabras Clave** – Maniobra de reactores, ATP, coordinación de aislación.

## I. INTRODUCCIÓN

La maniobra de apertura de un reactor shunt puede imponer solicitaciones críticas a su aislación entre espiras, particularmente si el reactor es del tipo de núcleo de aire.

En la etapa de ingeniería de detalle de una nueva instalación de reactores shunt de 30 kV para la red de Montevideo se consideró necesario, por lo tanto, evaluar este tipo de solicitaciones y compararlas con los valores de diseño de la aislación del reactor.

El trabajo describe los estudios de transitorios electromagnéticos realizados, la realimentación sobre estos estudios que se obtuvo de los ensayos de tipo de los correspondientes disyuntores de maniobra y la aplicación de los resultados obtenidos a la evaluación del diseño del reactor.

Se indican finalmente las principales conclusiones obtenidas del estudio realizado y las medidas correctivas que se debieron implementar en el proyecto de la instalación a fin de respetar las condiciones de diseño de aislación del reactor.

## II. DESCRIPCIÓN DE LA INSTALACIÓN

La instalación en estudio forma parte del equipamiento de compensación de potencia reactiva en media tensión a instalar en la Estación “I 500”, que alimenta una parte

importante de las cargas de la zona Este de la ciudad de Montevideo.

Los equipos a analizar son tres bancos de reactores “shunt” de  $31.5/\sqrt{3}$  kV, 30 MVAR conectados a los terciarios de 2 bancos de autotransformadores de 500 / 150/31,5 kV, 250/250/90 MVA.

Cada uno de los bancos de reactores se maniobra por medio de disyuntores de SF6 de 36 kV instalados a la intemperie conectados a los reactores por medio de conexiones aéreas de muy escasa longitud. Estos disyuntores fueron especificados y ensayados de acuerdo a [2] exigiéndose que la tensión de supresión al cortar pequeñas corrientes inductivas no supere los 2.5 p.u.

Los reactores son del tipo de “núcleo de aire”, con su neutro rígidamente aterrado y diseñados para un Nivel Básico de Aislación (BIL) fase-tierra y entre espiras de 170 kVp. Los reactores están protegidos por descargadores de ZnO instalados en sus cercanías.

En la figura 1 se incluye un esquema unifilar de la instalación proyectada.

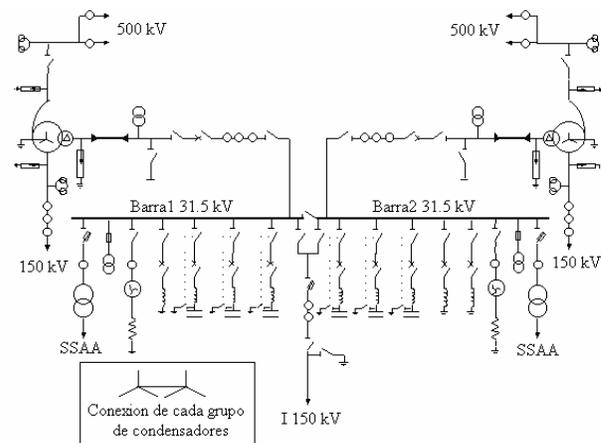


Fig. 1 – Unifilar de la estación “I 500”.

## III. SÍNTESIS DE LA TEORÍA DE MANIOBRA DE REACTORES

Se incluye a continuación una síntesis de la conocida teoría de maniobra de reactores “shunt” (incluida en [2]) al sólo efecto de enmarcar los cálculos teóricos y simulaciones que se describen más abajo.

<sup>1</sup> Los autores pertenecen a la Gerencia Estudios y Proyectos de Trasmisión, UTE, Montevideo, Uruguay. La dirección de la empresa es Paraguay 2431, piso 6, of.639. Por contacto electrónico: martenstein@ute.com.uy ; gcalzolari@ute.com.uy ; frabin@ute.com.uy.

En el circuito equivalente de la figura 2 se identifican los parámetros relevantes que influyen en la maniobra.

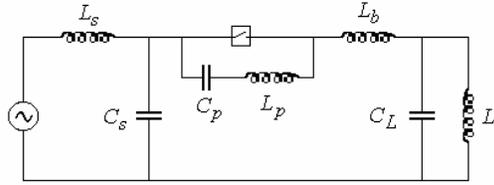


Fig. 2 – Circuito equivalente monofásico (extraído de [2], pág. 49, fig. 7)

La apertura del disyuntor de maniobra impone sobretensiones fase-tierra en bornes del reactor cuya forma aproximada es la indicada en la figura 3 y cuyas características principales son las siguientes:

a) El corte de corriente no se produce en su cero natural, dado que el arco eléctrico entre bornes del disyuntor es sumamente inestable en las cercanías del cero natural. Se produce, por lo tanto, un corte brusco de corriente (“current chopping”) antes de ese cero, cuyo efecto es dejar atrapada una carga eléctrica en la capacidad parásita del reactor ( $C_L$ ), la cuál se descarga en forma oscilatoria en el circuito (ahora aislado de la fuente) formado por esa capacidad y la inductancia del reactor ( $L$ ).

Esta primer oscilación (“oscilación de carga”, con frecuencia de hasta decenas de kHz) impone al reactor un primer pico de sobretensión (la llamada “tensión de supresión”  $k_p u_0$  en la figura 3) que crece al aumentar el valor de corriente al cuál se produce el “chopping” (“corriente de chopping”), al aumentar la inductancia del reactor y al disminuir la capacidad parásita  $C_L$ .

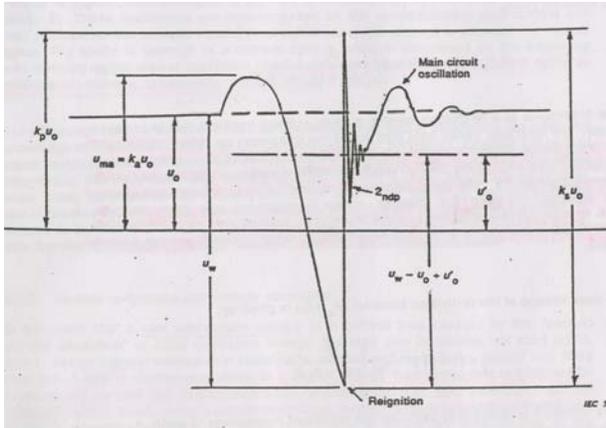


Fig.3 – Tensión fase-tierra en los bornes de un disyuntor ante la apertura del mismo (extraído de [2], pág. 65, fig. 12)

b) Dada la alta frecuencia de la oscilación de carga, la tensión del lado fuente prácticamente no cambia cuando la tensión del lado carga cambia de polaridad, por lo que rápidamente el disyuntor queda sometido entre bornes a una tensión importante ( $u_w$  en la figura 3), con un riesgo cierto de reencendido, particularmente en los casos en que el tiempo de arco es muy corto y, por lo tanto, los contactos del disyuntor aun no han tenido tiempo de separarse lo suficiente.

c) Si ese reencendido se produce, el reactor queda sometido a una onda de tensión (onda de valor de pico

$k_p u_0$  en la figura 3) cuya frecuencia de oscilación varía entre algunas decenas de kHz y algún MHz (es la denominada “segunda oscilación paralela”). El valor de esta frecuencia y el valor de la tensión de recuperación entre bornes del disyuntor antes del reencendido (que, a su vez, es función de la tensión de supresión) definen la pendiente de subida de tensión a la cuál quedará sometido el reactor durante el reencendido.

Cabe observar que la frecuencia de la segunda oscilación paralela aumenta al disminuir tanto la capacitancia parásita  $C_L$  como la inductancia  $L_b$  asociada a las conexiones entre el disyuntor y el reactor.

El objeto principal del estudio que se presenta en este trabajo es estimar la pendiente de subida de tensión a que queda sometido el reactor inmediatamente después del reencendido y compararla con el valor de diseño del reactor.

Cabe observar que no es de esperar que el valor de pico de las sobretensiones que aparecen durante la maniobra, (tanto durante el “chopping” como durante el reencendido) represente un problema para el reactor, dada la presencia de los descargadores de ZnO en sus cercanías.

Finalmente se hace notar que la instalación en estudio presenta ciertas características que, en caso de reencendido, hacen presumir la aparición de pendientes de tensión elevadas, en particular:

- los reactores son de potencia moderada ( $L$  alto, aumenta la tensión de supresión).
- los reactores son del tipo de “núcleo de aire” ( $C_L$  muy bajo, aumenta las frecuencia de segunda oscilación paralela).
- la conexiones disyuntor-reactor son aéreas y muy cortas ( $L_b$  muy bajo, aumenta la frecuencia de segunda oscilación paralela).

#### IV. CÁLCULOS PRELIMINARES

En esta sección presentamos los cálculos preliminares, realizados antes de conocer los datos exactos de la instalación en base a [2].

##### A. Cálculo de la corriente de chopping

La corriente de chopping es el valor de corriente por debajo del cual el disyuntor abrirá, es decir cortará esta corriente, provocando la consiguiente respuesta del reactor y sistema.

La corriente de chopping se calcula, de acuerdo a la norma, para reactores de neutro aterrado, mediante la expresión:

$$i_{ch} = \lambda \sqrt{C_t}$$

donde  $\lambda$  es el número de chopping y  $C_t = C_p + \frac{C_s C_L}{C_s + C_L}$  es la capacidad total vista desde bornes del disyuntor (las capacidades responden al circuito simplificado de la figura 2, donde  $C_p$  es la capacidad parásita en bornes,  $C_L$  es la

capacidad a tierra del lado de carga y  $C_s$  es la capacidad a tierra del lado de fuente).

Habitualmente  $C_s \gg C_L$  y  $C_p$  es muy pequeña, por lo que  $C_t \cong C_L$ . Para disyuntores de  $SF_6$   $\lambda$  está habitualmente entre  $4 \cdot 10^4$  y  $17 \cdot 10^4$ .

La tensión de supresión (valor del primer pico) en p.u. vale:

$$k_a = \frac{U_{ma}}{U_0} = \sqrt{1 + \left(\frac{i_{ch}}{U_0}\right)^2 \frac{L}{C_L}}$$

donde  $L$  es la inductancia del reactor y  $U_0$  es la tensión fase-tierra de pico de preapertura. Con la aproximación típica mencionada antes queda  $k_a = \sqrt{1 + \frac{3\lambda^2}{2\omega Q}}$  siendo  $Q$  la potencia trifásica del banco de reactores y  $\omega = 2\pi f$ .

Para el caso de los reactores de Montevideo I:  $L = 105 \text{ mHy}$ ,  $C_L \cong 300 \text{ pF}$  y  $U_0 = 25.7 \text{ kV}$  se tiene  $i_{ch} \cong 3A$  para  $\lambda \cong 17 \cdot 10^4$  (valor asumido).

Se llama tensión de recuperación al valor del segundo pico y es en esos instantes y solo en la primer fase que abre que habitualmente se produce el reencendido.

El valor de pico luego del reencendido, en p.u., será:

$$k_p = (1 + \beta)(1 + k_a) \frac{C_s}{C_s + C_L} - k_a$$

donde  $\beta$  es un factor de amortiguamiento (se toma  $\beta = 0.5$  en forma conservadora).

En el caso  $C_s \gg C_L$  se tiene  $k_p = 1 + \beta(1 + k_a)$ .

La excursión pico – pico durante el reencendido vale:

$$k_s = (1 + \beta)(1 + k_a) \frac{C_s}{C_s + C_L}$$

Para el caso de los reactores de Montevideo I se tiene  $k_p \cong 2.75 \text{ p.u.}$  para  $i_{ch} \cong 3A$

Las frecuencias de oscilación están dadas por:

Del lado del reactor, antes del reencendido:

$$f_1 = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC_L}}$$

Del lado del reactor, luego del reencendido (“segunda oscilación paralela”):

$$f_2 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_b C_L C_s}}$$

Para el caso de los reactores de Montevideo I se tiene  $f_1 = 28.3 \text{ kHz}$  y  $f_2 = 2.8 \text{ MHz}$  considerando  $L_b = \left(1 \frac{\mu\text{Hy}}{m}\right) \cdot (10 \text{ m}) = 10 \mu\text{Hy}$ .

En la figura 3 se puede apreciar los distintos parámetros indicados por la norma.

## V. DATOS PARA EL ESTUDIO OBTENIDOS DE LOS ENSAYOS DE LOS DISYUNTORES

Los disyuntores de maniobra de los reactores fueron sometidos a los ensayos de tipo de maniobra de corrientes inductivas especificados en [2].

Los datos obtenidos de estos ensayos que son relevantes para el estudio son los siguientes:

### A. Corriente de corte (“chopping current”)

A partir de los datos medidos durante el ensayo (tensión de supresión y tensión inicial antes del “chopping”) se calculó la corriente de “chopping” durante las maniobras de ensayo (como se indica en [2], Anexo E), obteniéndose valores máximos del orden de 5 A.

A partir de este valor se calculó el “número de chopping” ( $\lambda$ ) máximo del disyuntor, mediante las fórmulas determinísticas indicadas en [2], Anexo E. Se obtuvieron valores del orden de 50000.

Dado que  $\lambda$  es un valor característico del disyuntor, aplicando la relación  $\lambda \cong \frac{i_{ch}}{\sqrt{C_L}}$ , se concluyó que la corriente

de “chopping” al maniobrar el reactor en campo no iba a ser superior a 1 A, por lo que se asumió  $i_{ch} = 1 A$ .

### B. Probabilidad de reencendido

Los oscilogramas de las maniobras mostraron que el disyuntor reenciende cuando intenta cortar la corriente inductiva con tiempos de arco menores a aproximadamente 2,5 ms (el fenómeno es aleatorio, por lo que en algunos casos se produjo el reencendido con tiempos de arco algo mayores). Si asumimos en forma simplificada que el tiempo de arco es una variable aleatoria con distribución uniforme, esto significa que es de esperar un reencendido cada 4 maniobras (dentro de los 10 ms de un medio ciclo se espera reencendido en 2.5 ms), si bien no necesariamente en el pico de la tensión de restablecimiento.

Durante el ensayo no se midió la tensión previa al reencendido, por lo que no se obtuvo información confiable sobre la curva de soportabilidad dieléctrica del disyuntor.

## VI. ESTUDIOS REALIZADOS

Se simuló la apertura de pequeñas corrientes inductivas a través de los nuevos reactores de la estación Montevideo I y se comparó los resultados obtenidos con los calculados a partir de [2].

### A. Modelado para el estudio

Se realizó un equivalente para la red, visto desde tres puntos Montevideo A 150 kV, Montevideo B 500 kV y Palmar 500 kV. Se mantuvo este equivalente y modelado del resto de la red, salvo para el caso en que se requirió un modelo simplificado que permitiera la utilización de pasos de integración menores para relevar frecuencias más altas. La red modelada en primera instancia se muestra en la figura 4.



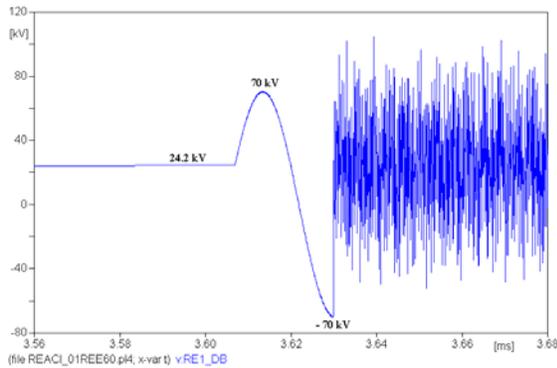


Fig.7a – Tensión fase – tierra en la fase que abre, del lado del reactor.

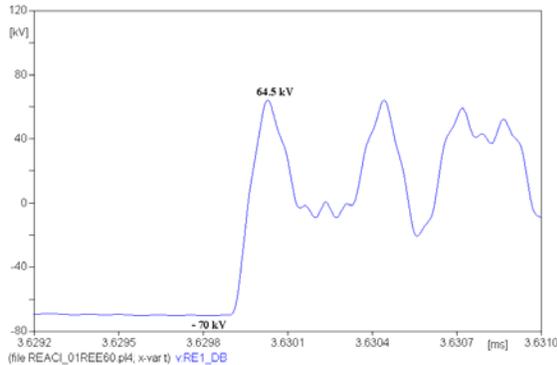


Fig.7b – Tensión fase – tierra en la fase que abre del lado del reactor.

La frecuencia de oscilación luego del reencendido resulta 2.5 MHz.

*Comparación entre los resultados de las simulaciones y los calculados a partir de [2].*

La tabla I compara los valores de los factores definidos en la norma y frecuencias, calculados según la norma y calculados de la simulación (corresponde a un caso en que se asumió  $ich=3.3$  A)

TABLA I:  
COMPARACIÓN DE LOS VALORES DE LA NORMA CON LA SIMULACIÓN.

Parámetro	Valor de la Norma	Valor de la simulación
$k_a$	2.59	2.69
$k_p$	2.89	2.67
Frecuencia previo al reencendido	28.3 kHz	32.2 kHz
Frecuencia posterior al reencendido	2.8 MHz	2.5 MHz

*Pendientes producidas en la apertura del disyuntor con reencendido*

Se analizaron los valores de pendientes obtenidas luego del reencendido. Los valores varían desde bornes del disyuntor hasta bornes del reactor. El valor sobre el reactor interesa para determinar si es soportado por éste o es necesaria la adopción de medidas para corregir este problema. También se registran las pendientes en bornes del transformador para su evaluación.

Como lo muestra la referencia [1] la oscilación producida después del reencendido puede ser representada por (tomando como cero el valor del pico anterior al reencendido)  $U = u_w(1 - e^{-\beta t} \cos(\omega t))$  y por lo tanto sus pendientes serán:

$$\frac{dU}{dt} = u_w e^{-\beta t} (\omega \text{sen}(\omega t) + \beta \cos(\omega t))$$

La expresión permite observar que el valor obtenido dependerá de tres factores:  $u_w$ ,  $\omega$ ,  $\beta$  (tensión en bornes del disyuntor antes del reencendido, frecuencia y amortiguación de la oscilación respectivamente).

Cabe hacer notar que el valor de  $u_w$  depende del instante de reencendido, siendo la peor situación cuando el reencendido ocurre en el segundo pico luego del “chopping” (primer pico en signo opuesto a la tensión de fuente).

En el estudio se analizó el posible efecto de la frecuencia de segunda oscilación paralela y, en particular, su consecuencia en la amortiguación del sistema. A esos efectos, se calcularon los parámetros de los tramos de conductor que une el reactor a la barra a 4.8 MHz, (cálculo teórico realizado por el contratista de obras [3] en base a un ajuste posterior de la distancia reactor-disyuntor), que es una estimación razonable de la frecuencia luego del reencendido.

Así a las simulaciones hechas anteriormente se les agregan las dos variantes:

- Consideración de la inserción de los parámetros a 4.8 MHz (alta frecuencia) para tener en cuenta el cambio de frecuencia y consiguiente cambio de amortiguación en los parámetros fundamentales y analizar su incidencia en el cálculo de la pendiente. Solo se considera esta inserción en la fase donde ocurre el reencendido para no generar otros transitorios (en esta fase se aprovecha el abrir y cerrar del disyuntor que reenciende para insertar los parámetros a 4.8 MHz luego del reencendido).
- Considerar la corriente de chopping de 1 A, valor adoptado a partir de los ensayos.

La tabla II expresa los valores de pendientes obtenida para los distintos casos:

TABLA II:  
VALORES DE PENDIENTES EN EL REENCENDIDO (CON O SIN SE REFIERE A CONSIDERAR O NO LA INSERCIÓN DE LOS PARÁMETROS DE 4.8 MHz).

Caso	Pendientes (kV/microseg)			
		Disy.	Reactor	Trafo
Con o Sin	Ich (A)			
Sin	3	22172	1206	4.6
Con	3	17339	1172	4.1
Sin	1	9056	728	2.8
Con	1	8224	717	3.1

Se observa que los valores de pendientes corresponden a la tensiones fase-tierra en los puntos indicados y que dichas medidas no son del todo precisas por limitaciones en el programa graficador.

Observando que las pendientes obtenidas no resultan aceptables (la máxima pendiente soportada por el reactor es de  $\frac{170}{1.2} = 141.7 \text{ kV}/\mu\text{s}$ ), se buscó solucionar este problema mediante el agregado de capacidades en bornes del disyuntor.

### C. Solución propuesta y verificación de la misma a través de la simulación

#### Variación de las pendientes producidas en la apertura del disyuntor con reencendido con el agregado de capacidades en bornes del reactor

Se realizaron las simulaciones correspondientes al agregado de condensadores de 1 nF y 10 nF considerando en ambos casos la inserción de los parámetros a 4.8 MHz (alta frecuencia) del tramos de conexión del reactor a la barra en la fase del reencendido y la corriente de chopping de 1 A.

La tabla III expresa los valores de pendientes obtenida para los distintos casos:

TABLA III:  
VALORES DE PENDIENTES EN EL REENCENDIDO PARA DISTINTA CAPACIDAD EN BORNES DEL DISYUNTOR.

Capacidad por fase (nF)	Pendientes (kV/microseg)	
	En bornes del disyuntor previo al reencendido	Fase – tierra en el reactor
No	5.96	717
1	0.80	257
10	0.87	56

Se observa que en cada caso se determinó el instante de cierre como aquel en el que se produce la máxima tensión sobre el disyuntor lo cual maximiza la pendiente obtenida que, como se indicó, es aproximadamente proporcional a esta tensión.

## VII. CONCLUSIONES

Se reafirma que la maniobra de apertura de corrientes inductivas puede resultar muy exigente para los reactores y por lo tanto debe estudiarse con cuidado.

Se observa que los resultados de simulaciones y cálculos realizados a partir de la norma van en la misma dirección, convalidándose unos con otros.

En el caso particular de la instalación estudiada se encontró que para permitir la maniobra de apertura de corrientes inductivas es necesario tomar medidas precautorias como pueden ser la instalación de capacidades en bornes del disyuntor a maniobrar de al menos 10 nF por fase.

## VIII. ANEXO A CRITERIO PARA DETERMINAR SI SE PRODUCE EL REENCENDIDO EN UN DISYUNTOR

Para determinar la aparición de reencendido de un disyuntor o no y en caso afirmativo el instante en que se produce debemos comparar la curva de recuperación del dieléctrico a partir del comienzo de la separación de contactos con la tensión en bornes del disyuntor. Entendemos la curva de recuperación del dieléctrico como aquella que determina en cada instante la máxima tensión en bornes sin la aparición de reencendido por lo que el reencendido aparecerá si la curva de tensión en bornes corta a la de recuperación del dieléctrico y justamente el instante de corte será el instante de reencendido.

La figura 8 muestra la situación e indica algunos parámetros del fenómeno.

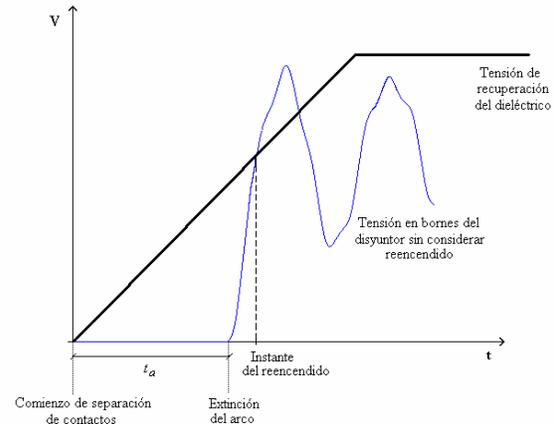


Fig.8 – Determinación del reencendido del disyuntor.

### Observaciones:

$t_a$  es el tiempo de extinción del arco y resulta un valor crítico para determinar si se produce el reencendido o no. El instante de extinción del arco será un instante cercano al pasaje por cero de la corriente por lo que el tiempo de extinción del arco estará dado principalmente por el instante en que se da la orden de apertura al disyuntor (instante de comienzo de separación de los contactos) y cuan separado esté este del próximo cruce por cero de la corriente.

Los valores típicos de la pendiente de la tensión de restablecimiento del dieléctrico son de  $50 \text{ kV}/\text{ms}$  para disyuntores de este nivel de tensión.

## IX. REFERENCIAS

- [1] S.A.Morais, "Considerations on the specification of circuit – breakers intended to interrupt small inductive currents", Electra No. 147 abril 1993.
- [2] Norma IEC 1233, "High-voltage alternating current circuit breakers – Inductive load switching", 1994.
- [3] ABB, "Comportamiento de los reactores de compensación frente a corrientes de apertura y reignición (Informe para el proyecto "Montevideo I")", Octubre 2003.
- [4] Alternative Transients Program, "Rule Book", Canadian/American EMTP User Group (1987-92).
- [5] H.W. Dommel, "EMTP Theory Book", Microtran Power System Analysis Corporation, Vancouver, Canada (1992).