

ETDE-MX--99 717752

IE Bulletin.
Selected articles from 1988 issues of 'boletin ie'

DISCLAIMER

Portions of this document may be illegible in electronic image products. Images are produced from the best available original document.

base en parámetros reales de operación, de tal manera que el proceso de limpieza podría optimizarse, monitoreando la efectividad del mismo.

Asimismo, es importante describir con brevedad algunas tareas cuyo desarrollo podría servir de complemento a las herramientas descritas. Estas son:

- Realizar un estudio de las unidades actuales, así como de aquellas que estén próximas a entrar en operación, con objeto de catalogar los diferentes diseños con los que cuenta la CFE, para que los métodos desarrollados se adapten a dichos diseños con el propósito de incrementar el banco de información de diseño; con esto podría pensarse en el desarrollo, a largo plazo, de un sistema de diseño apoyado por computadora (CAD) para intercambiadores de calor. Además, se contaría con una lista completa tanto de cantidad como de tipo de material.

- Extender los métodos desarrollados para incluir el comportamiento de otros equipos asociados con el ciclo agua-vapor, tales como calentadores aire-vapor, calentadores de alta y baja presión, condensadores, etc., con objeto de tener descrita la mayor parte del ciclo mencionado y estar en posición de estudiar el impacto de la operación de estos equipos sobre la eficiencia y la operación del generador de vapor.

- El catálogo de fallas elaborados debe considerarse, por el momento, sólo como un núcleo que debe completarse con las experiencias del personal tanto del IIE como de otras instituciones que se dediquen al análisis de falla. Sería conveniente pensar también en la posible incorporación de fotografías de fallas, procesadas adecuadamente, para poder accederlos por computadora de tal manera que, a largo plazo, el usuario pudiera realizar un diagnóstico preliminar en el momento de registrar una falla y, al mismo tiempo, realizar las acciones correctivas adecuadas.

- Adaptar y optimar los programas que integran los métodos desarrollados para que puedan utilizarse en sistema de cómputo diferentes a VAX, poniendo interés especial en microcomputadoras. Sería conveniente explorar la posibilidad de cambiar la estructura de programación de secuenciada a paralela con objeto de disminuir los tiempos de proceso.

Agradecimientos

Los autores desean expresar su agradecimiento al personal de la central termoeléctrica Manzanillo I por su valiosa colaboración, permitiendo el acceso a la información requerida.

Referencias

1. "Tablas de disponibilidad e indisponibilidad y sus causas", *Gráficas de Disponibilidad (periodo 1980-1985)*, Gerencia de Generación y Transmisión, Comisión Federal de Electricidad.
2. Calva, V.M. y A.M. Loske, "Exámenes no destructivos", *Boletín IIE*, vol. 11, núm. 4, 1987.
3. *Instructivo del generador de vapor Mitsubishi U 3-4*, Central Termoeléctrica Manzanillo, Gerencia de Generación y Transmisión, Comisión Federal de Electricidad, 1982.
4. León, L.G., *Paquete gráfico PAGRA*, Instituto de Investigaciones Eléctricas, 1983.
5. "Materiales en centrales termoeléctricas", *Boletín IIE*, vol. 8, núm. 4, 1984.
6. Reid, R.C., Prausnitz y T.K. Sherwood, *The Properties of Gases and Liquids*, McGraw-Hill, New York, 1966.
7. *JANAF Thermochemical Tables*, U.S. Dept. of Commerce, National Bureau of Standards, Washington, D.C., 1971.
8. Hirschfelder, J.O, C.F. Curtiss y R.B. Bird, *Molecular Theory of Gases and Liquids*, J. Wiley, New York, 1954.
9. Kestin, J., J.V. Sengers, B. Kamgar-Parsi y J.M.H. Levelt-Sengers, *J. of Phys. and Chem. Ref. Data*, 13, 175-183, 1984.
10. Haar, L., J.S. Gallagher y G.S. Kell, *NBS/NCR Steam Tables, Hemisphere, Washington, D.C., 1984.*
11. Bird, R.B., W.E. Stewart y E.N. Lightfoot, *Transport Phenomena*, J. Wiley, New York, 1960.
12. Ganapathy, V., *Applied Heat Transfer*, PennWell Pub. Co., Tulsa, Oklahoma, 1982.
13. McAdams, W.J., *Heat Transmission*, McGraw-Hill Pub. Co., New York, 1954.
14. Collier, J.G., *Convective Boiling and Condensation*, McGraw-Hill Pub. Co., New York, 1972.
15. Reyes, C.F., *Esfuerzos termoelastoplásticos en tuberías de generadores de vapor* (tesis de licenciatura), Fac. de Ciencias, UNAM, México, 1988.
16. Huerta, M. y V.A. Martínez, *Evaluación de velocidad de corrosión en alta temperatura y selección de materiales en un generador de vapor* (proyecto 2222), Instituto de Investigaciones Eléctricas.
17. Lamping, G.A. y R.M. Arrowood, *Manual for Investigation and Correction of Boiler Tube Failures* (Final Report CS-3945), Electric Power Research Institute, 1985.
18. Fuentes, S.R., K.M. Ley, N.J. Chacón y C.F. Reyes, *Análisis preventivo de fallas en materiales de caldera* (Informe final

IIE/12/1869/I 02/F), Instituto de Investigaciones Eléctricas, 1984.

19. Fuentes S.R., K.M. Ley, C.F. Reyes y N.J. Chacón, *Desarrollo de un sistema de tipificación y registro de fallas en materiales en centrales termoeléctricas* (Informe final IIE/12/1921/I 06/F), Instituto de Investigaciones Eléctricas, 1987.
20. Escalera, C.R., *Ensuciamiento y sus efectos en la transferencia de calor en generadores de vapor de centrales termoeléctricas* (tesis de maestría), Fac. de Ingeniería UNAM, México, 1987.



MARCOS LEY-KOO

Cursó la licenciatura en física, en la Universidad Nacional Autónoma de México, así como la maestría en ciencias y el doctorado en filosofía en la Temple University. Tiene amplia experiencia docente y como investigador. Cuenta con once publicaciones a nivel internacional y fue investigador nacional (1984-1987). Actualmente, es investigador de la División de Fuentes de Energía, del Instituto de Investigaciones Eléctricas.



FERNANDO REYES CERVANTES

Estudió la licenciatura en física, en la Facultad de Ciencias, de la Universidad Nacional Autónoma de México. De 1976 a 1983, fue profesor de física, matemáticas, biofísica y fisicoquímica en la Escuela Nacional de Estudios Profesionales, Plantel Iztacala. Desde 1984, es investigador del Departamento de Combustibles Fósiles, de la División de Fuentes de Energía, del Instituto de Investigaciones Eléctricas.

Selección de un transformador de distribución convencional como fuente de voltaje en cámaras salinas

Aníbal Garza Macías

- Los estudios de contaminación en aisladores se realizan con transformadores de voltaje de alto costo.
- Procedimiento para elegir transformadores de voltaje de bajo costo para estudios de contaminación de aisladores.

Resumen

En la costa del Golfo de México y en el noroeste del país hay severos problemas de contaminación en los aisladores de los sistemas eléctricos de distribución. Para solucionar este problema, se reproducen, en laboratorios especializados, las condiciones de contaminación para su análisis cualitativo y cuantitativo. En general, con este propósito se han utilizado transformadores especiales de voltaje que por ser de importación son muy costosos; además, no existe un criterio definido de selección que permita suministrar a la fuente de voltaje la corriente recomendada por el IEC (International Electrotechnical Commission).

En este artículo se presenta una propuesta para seleccionar un transformador que cumpla con los requerimientos del IEC. Esta, por su facilidad de adquisición y economía, permite que cualquier institución docente o de investigación cuente con una fuente de voltaje que permita la experimentación de los fenómenos contaminantes con un costo mínimo.

Objetivo

Uno de los puntos de más importantes en los sistemas experimentales de contaminación de aisladores es el de la capacidad de la fuente de voltaje.

En este trabajo se muestra el criterio utilizado en la selección de un transformador para prueba de aisladores de distribución en cámaras salinas, con objeto de facilitar a los laboratoristas el trabajo de instalación de sus sistemas eléctricos experimentales.

Cabe aclarar que parte del método emplea las especificaciones CFE-K0000-01, lo que deberá considerarse para el ajuste correspondiente en caso de usar otra especificación.

Requisitos

La fuente de voltaje debe satisfacer los requisitos:

a) Por razón económica, que se utilice como fuente de voltaje un transformador de distribución que sea de uso común en los sistemas eléctricos de la Comisión Federal de Electricidad (CFE) y en las subestaciones industriales.

b) Que permita la evaluación experimental de los diseños de aisladores que involucren una solución a las fallas por contaminación salina.

c) Que proporcione energía suficiente para probar aisladores con un intervalo de contaminación desde 2.5 gramos hasta 224 gramos de NaCl por litro, $\pm 5\%$ (IEC-507).

d) Que su aplicación sea específicamente para aisladores hasta clase 34.5 kV, los cuales presentan un alto índice de falla en las áreas de contaminación.

Análisis

El inciso 5, de la sección 2 de la publicación IEC-507, indica que la mínima corriente de corto circuito que la fuente de voltaje debe ser capaz de suministrar depende de la relación R/X de la misma. Además para una corriente especificada, cuánto mayor sea la relación R/X del sistema es necesario suministrar más potencia real para satisfacer las pérdidas correspondientes.

Ahora bien, cuando se habla de corto circuito en un transformador, el cálculo de la corriente se obtiene fácilmente a través del circuito eléctrico equivalente del mismo:

$$I_{c.c} = \frac{V_{nom}}{Z_{eq}}; I_{c.c} = \frac{V_{nom}}{\frac{V^2_{nom} \%Z}{100 S_{nom}}}; I_{c.c} = \frac{100 S_{nom}}{V_{nom} \%Z} \text{ Amperes r.m.s.}$$

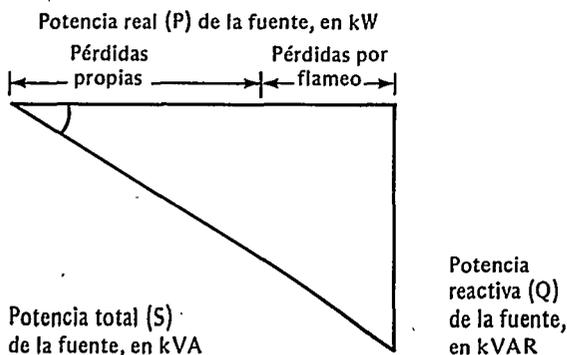
donde:

- S nom = Potencia nominal del transformador, en volts ampere.
- %Z = Porcentaje de impedancia del transformador.
- V nom = Voltaje nominal del embobinado correspondiente, en volts.
- Ic.c = Corriente de corto circuito, en amperes.
- Zeq. = Impedancia equivalente del transformador, en ohms.

El jefe del equipo de contaminación del Instituto de Ingenieros en Electricidad y Electrónica (IEEE), el señor H.M. Schneider, en el documento 33-84 (WG04) de 1984, llama corriente de corto circuito a la descarga eléctrica disruptiva del aire que se presenta al acercar una varilla aterrizada a una placa energizada con voltaje nominal, sin tocarse los electrodos.

Es claro que dicha corriente queda determinada por la impedancia equivalente del transformador y por la resistencia del aire ionizado. En este caso, aunque se presenta una condición severa de sobrecorriente, el término corto circuito es impropio, ya que se trata de un flameo en aire (*sparkover*); esto puede originar confusión en la gente no especializada; por esta razón, se representará el corto circuito franco como "Ic.c" y la descarga disruptiva del aire por el método Schneider, como "Id.d".

En el caso de requerirse una Id.d especificada por norma, el transformador deberá suministrar más potencia para satisfacer la energía disipada en el flameo; es decir, el transformador debe ser capaz de cubrir la potencia real por pérdidas propias de sus embobinados y núcleo, así como la potencia real debida a la conducción eléctrica del aire o por la superficie contaminada del aislador bajo prueba. Esto es clave para una correcta selección de la capacidad de la fuente.



$$f.p. = \cos \theta = \frac{P}{S}$$

$$f.p. = \cos (\text{ang tan } X/R)$$

En el instante del flameo, el f.p. es cercano a la unidad, por lo que $S \approx P$.

Asimismo, para que la prueba con los aisladores sea confiable, se recomienda que la fuente pueda suministrar la Id.d. considerada en el apéndice A del documento preliminar preparado por IEEE-CIGRE, con fecha 18 de julio de 1986, donde apa-

rece un criterio que considera el intervalo de la distancia específica de fuga "ls" que interesa:

- Para $ls < 28$ mm/kV, la Id.d mínima = 6 amperes.
- Para $28 \leq ls \leq 42$ mm/kV, la Id.d mínima = 0.577 ls-10 amperes.

A falta de otra recomendación que satisfaga dicha necesidad, se adoptará esta sugerencia.

Expresión de potencia

Con base en los conceptos planteados, se desarrollará una expresión que permita elegir acertadamente la capacidad del transformador:

Potencia del transformador \approx

$$\approx \text{Potencia de flameo en la muestra} + \text{Potencia consumida en la Zeq. debido a la Id.d en el instante de flameo} + \text{Potencia consumida en el núcleo}$$

Lo que se representará respectivamente como:

$$S_t \approx S_m + S_{c.e} + S_n$$

Sustituyendo:

$$S_t \approx 0.15V I_{d.d} + I_{d.d}^2 \frac{V_{nom}^2 \%Z}{100 S_{nom}} + \frac{P_{sal}/\eta - P_{sal}}{6}$$

donde:

- V — Voltaje promedio de flameo de aislador bajo prueba (volts).
- Id.d — Corriente de descarga disruptiva en aire (Schneider), según valores recomendados en función de "ls" (amperes).
- Vnom — Voltaje nominal de embobinado correspondiente (volts).
- %Z — Porcentaje de impedancia del transformador.
- Snom — Potencia nominal del transformador (volts ampere).
- 0.15 — Constante de flameo, estimada con pruebas experimentales.
- Psal — Potencia nominal de salida, a f.p. = 1 (volts ampere).
- η — Eficiencia nominal del transformador (fracción decimal).

La constante de flameo estimada fue de 0.10; sin embargo, se consideró un factor de seguridad de 0.05.

Para mayor facilidad, las pérdidas del núcleo se expresan en función de la eficiencia nominal —que es un dato normalizado— y en función de la potencia nominal. La constante 6 de la fórmula anterior, resulta de considerar que en transformadores de distribución las pérdidas en el núcleo representan aproximadamente la quinta parte de las pérdidas en el cobre.

Procedimiento de aplicación

Para utilizar correctamente la fórmula de S_t , sugerimos la siguiente secuencia, que después se aplicará a un ejemplo:

a) Se calcula la máxima potencia de flameo que se requiere para los aisladores que interesan.

b) Se elige tentativamente un transformador comercial de potencia nominal semejante a 300% de la potencia de flameo calculada.

c) Se sustituyen los valores nominales del transformador en la expresión de S_t .

d) Se verifica que el transformador elegido tenga una capacidad igual o mayor a la del cálculo de S_t .

e) Si es menor, se elige otro transformador con una potencia nominal inmediata superior a la del inciso b) y se repite la secuencia.

f) Si es mucho mayor, se elige otro transformador con una potencia nominal inmediata inferior y se repite la secuencia.

Ejemplo

Se seleccionó un transformador de distribución para probar aisladores tipo alfiler clase 55-5 y 56-3, en una cámara de contaminación salina.

Para el problema que se analiza fue necesario considerar las normas CCONNIE NOM-J246 y J247 de 1976, donde se indica que las distancias específicas de fuga para los aisladores de alfiler estándar son:

$$\text{clase 55-5: } \ell_s = \frac{305}{13.2/\sqrt{3}} = 40 \text{ mm/kV}$$

$$\text{clase 56-3: } \ell_s = \frac{534}{34.5/\sqrt{3}} = 26.8 \text{ mm/kV}$$

La I.d.d mínima:

$$\text{Clase 55-5: I.d.d min.} = 0.577 (40) - 10 = 13.08 \text{ amperes}$$

$$\text{Clase 56-3: I.d.d min.} = 6 \text{ amperes}$$

El informe 004-D-345A (1984, de Canadian Electrical Association (CEA), preparado por el Institut de Recherche d'Hydro Québec, IREQ, nos indica que los valores promedio de flameo son:

Clase 55-5: $V = 18.1 \text{ kV}$. Para un nivel de salinidad de 2.5 g/l.

Clase 56-3: $V = 32.8 \text{ kV}$. Que es el que requiere mayor tensión de flameo.

El lado de alta tensión de la fuente de voltaje debe elegirse igual o mayor que el máximo voltaje promedio de flameo requerido en la muestra de aisladores; en este caso es 32.8 kV. Se tiene entonces que:

- La potencia de flameo para un aislador clase 55-5 es: $0.15 \times 18.1 \text{ kV} \times 13.08 \text{ A} = 35.51 \text{ kilovolts ampere}$.

- La potencia de flameo para un aislador clase 56-3 es: $0.15 \times 32.8 \text{ kV} \times 6 \text{ A} = 29.52 \text{ kilovolts ampere}$.

Con la mayor de las dos potencias, se hace una elección tentativa de un transformador de uso común (Véanse las tablas 1 y 2, de la especificación CFE K 0000-01).

$$35.51 \times 300\% = 106.53 \text{ kVA}$$

En esas tablas aparecen 100 y 167 kilovolts ampere como valores más cercanos, por lo que se eligió el de 100 kVA; sus características son:

100 kVA — 98.5% η — 3.5% Z — 33 000/120/240 volts-monofásico.

Elegir una potencia nominal ligeramente inferior a la calculada es válido por el factor de seguridad considerado en el apartado de la expresión de potencia.

Sustituyendo:

$$S_t = 35\,510 + (13.08)^2$$

$$\frac{(33\,000)^2 \cdot 3.5}{100 \times 100\,000} + \frac{100\,000/0.985 - 100\,000}{6}$$

$$S_t = 35\,510 + 65\,209.58 + 253.8$$

$$S_t = 110\,973.38 \text{ VA} = 100.97 \text{ kVA}$$

Por tanto $S_t \approx \text{kVA}_{\text{nom}}$.

Se concluye que el transformador elegido *sí cumple* con el objetivo.

Esta es la fuente de voltaje que se necesita para el sistema de contaminación salina, ya que satisface plenamente el suministro de I.d.d que sugiere el documento preliminar IEEE-CIGRE, del 18 de julio de 1986.



ANIBAL GARZA MACIAS

En 1971, se tituló como ingeniero mecánico electricista, de la Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM). Tiene amplia experiencia profesional. Fue catedrático de la UNAM, así como profesor, y diseñador y constructor del Laboratorio de Ingeniería de la Universidad de Guanajuato. Es autor de diversas obras, tales como Curso de transformadores (cuatro ediciones) y Curso básico de instalaciones eléctricas (tres ediciones), entre otras publicaciones. En 1987, ingresó al Departamento de Materiales, de la División de Equipos del IIE, donde es responsable del Laboratorio Eléctrico.

Aplicación de un relevador de secuencia negativa en el generador 1 de la central de Laguna Verde

Enrique Díaz de la Serna

- El rotor de un generador síncrono puede calentarse peligrosamente en un tiempo corto debido a desbalance de corriente en el estator.
- Protecciones y ajustes seleccionados para la unidad 1 de la central nucleoelectrica de Laguna Verde.

Resumen

El rotor de un generador síncrono puede calentarse peligrosamente en un tiempo corto debido a desbalance de corrientes en el estator, por lo que debe protegerse con un relevador específico. En este artículo se describen la protección y los ajustes seleccionados para la unidad 1, de la central nucleoelectrica Laguna Verde de la Comisión Federal de Electricidad.

Introducción

Las corrientes de secuencia negativa en un generador síncrono se presentan principalmente durante ciertas fallas; de éstas la que causa la mayor magnitud es la falla de línea a línea; las fallas que involucran la tierra son normalmente menos severas, pues el aterrizamiento del neutro del generador limita sus efectos perjudiciales.

Las condiciones del generador, previas a la falla, influyen también en la magnitud del componente de secuencia negativa i_2 ; la carga plena con excitación fija causará una mayor corriente, debido a que el voltaje interno de la máquina es mayor que con carga parcial.

Generalmente, para generadores de sistemas eléctricos industriales no se considera necesario un relevador que proteja contra desbalance de corrientes, ya que estos sistemas son siempre compactos y, por lo común, operan al voltaje del ge-

nerador. Así, las protecciones contra fallas en el sistema deberán aislar el circuito fallado o disparar el generador antes de ocurrir algún daño en el rotor.

La situación es totalmente diferente en el caso de unidades generadoras de compañías suministradoras, lo que hace necesaria una protección específica que detecte de inmediato el desbalance de corrientes del generador.

Operación de un generador con corrientes desbalanceadas

El desbalance de corrientes en el estator de un generador síncrono produce un campo magnético pulsante que puede descomponerse en dos campos rotatorios, uno que gira en sincronismo con el rotor y otro que gira en sentido opuesto, a la misma velocidad angular que el primero. El campo magnético que gira en sentido contrario al rotor lo corta a una frecuencia igual al doble de la nominal, generando así corrientes de 120 Hz en el rotor; estas corrientes fluyen en las trayectorias disponibles como la superficie del rotor, los devanados amortiguadores, las cuñas de retención de las ranuras y los anillos terminales.

La circulación de estas corrientes de 120 Hz por elementos cuya resistencia eléctrica es comparativamente alta causa en el rotor un calentamiento anormal, severo y rápido.

En última instancia, las condiciones de desbalance de corrientes significan un problema de elevación de temperatura de las diferentes partes del rotor. Una corriente sostenida de secuencia negativa en la armadura puede hacer que la temperatura de las cuñas de las ranuras alcance un punto que las haga perder su resistencia mecánica y fallar. Con incrementos de temperatura menos severos, puede dañarse el aislamiento eléctrico de las bobinas del rotor.

La corriente de secuencia negativa en el estator de una máquina síncrona causa una pérdida de potencia en la máquina, que determinan la corriente de secuencia negativa y la resistencia de secuencia negativa. Prácticamente, toda la pérdida de potencia debida a la corriente de secuencia negativa aparece en el rotor, por lo que este hecho puede emplearse para evaluar el calentamiento relativo del rotor para diferentes magnitudes de la corriente de secuencia negativa. La entrada de energía al rotor y su elevación de temperatura en un intervalo de tiempo dado son prácticamente proporcionales a:

$$K = \int_0^t i_2^2 dt$$

donde i_2 es el valor instantáneo de la corriente de secuencia negativa como función del tiempo y t es el tiempo que se mantiene dicha corriente, en segundos. Para una cierta función de i_2 y un cierto intervalo de tiempo puede encontrarse

una corriente de secuencia negativa equivalente con la expresión:

$$I_2 = \sqrt{\int_0^t i_2^2 dt}$$

Por tanto, el calentamiento del rotor durante dicho intervalo es proporcional a:

$$K = I_2^2 t$$

Así, el efecto de calentamiento del rotor de una máquina síncrona para varias condiciones de falla desbalanceada puede evaluarse como una función de la corriente de secuencia negativa.

Se concluye que la capacidad de una máquina síncrona para soportar fallas desbalanceadas está limitada por su capacidad para soportar los efectos del calentamiento de las corrientes de secuencia negativa. Esta capacidad entonces puede representarse adecuadamente por el valor permisible de K, de acuerdo con su definición, dada líneas atrás.

Cada máquina en particular tiene así un valor definido de su constante K, que establece sus límites térmicos (en tiempo y magnitud de I_2) para operar con corrientes desbalanceadas.

Límites normalizados en máquinas síncronas

Las normas ANSI C50.10 y C50.13 (Requerimientos generales para máquinas síncronas y Requerimientos para generadores síncronos de rotor cilíndrico, respectivamente) establecen, entre otras, ciertas características aplicables al estudio de condiciones desbalanceadas en generadores.

En primer término, es importante estudiar el tipo de enfriamiento del generador bajo análisis, porque —como se verá más adelante— es determinante de la capacidad para operar con corrientes desbalanceadas. La norma C50.13, inciso 2, clasifica las máquinas síncronas por su enfriamiento como:

a) Devanados enfriados "indirectamente" son aquéllos en los que el calor generado en la parte principal de los mismos debe fluir a través del aislamiento a tierra antes de alcanzar el medio de enfriamiento.

b) Devanados enfriados "directamente" son aquéllos en los que el medio de enfriamiento fluye en contacto estrecho con los conductores, de tal forma que el calor generado en la parte principal de los devanados alcanza el medio de enfriamiento sin fluir por los aislamientos a tierra.

Asimismo, la parte 6, Requerimientos para condiciones anormales, de la norma ANSI C50.13, determine en 6.3 los requerimientos térmicos de tiempo corto del rotor para fallas desbalanceadas. Se indica aquí que el rotor del generador será capaz de soportar sin daño corto circuitos desbalanceados u otras condiciones desbalanceadas que produzcan valores de $I_2^2 t$ como se muestra en el cuadro 1.

CUADRO 1

Tipo de enfriamiento	Capacidad mínima expresada en términos de $I_2^2 t$
Indirecto	30
Directo	
Hasta 800 MVA	10
Entre 800 y 1 600 MVA	$10 \cdot (0.00625) \times (\text{MVA} - 800)$

$I_2^2 t$ es el producto de I_2 al cuadrado, expresada "por unidad" de la corriente del estator a los kilovolts ampere nominales, y del tiempo de falla expresado en segundos.

La capacidad del generador, expresada como $I_2^2 t$, se aplica para tiempos hasta de 120 s y se basa en un incremento constante del calor almacenado y en una disipación despreciable de calor.

CUADRO 2

Tipo de enfriamiento	I_2 permisible (%)
Indirecto	10
Directo	
Hasta 960 MVA	8
961 a 1 200 MVA	6
1 201 a 1 500 MVA	5

La norma C50.13 indica también en el inciso 6.5 que un generador será capaz de soportar sin daño los efectos de un desbalance continuo de corrientes que corresponda a una corriente de secuencia negativa, expresada en porcentaje de la corriente nominal del estator (véase el Cuadro 2).

Descripción del generador

El generador principal de la unidad 1 de la central nucleoelectrica Laguna Verde es trifásico, 750 MVA, 675 MW, F.P. 0.9, 60 Hz, 1 800 rpm, 22 kV, tipo síncrono, con enfriamiento interno a base de hidrógeno, a una presión nominal de 4 kg/cm². El rotor es cilíndrico. El excitador del generador es "sin escobillas"

(brushless) enfriado por aire, 3 000 kW, 525 V. El generador es de fabricación MELCO (Mitsubishi Electric Corporation).

En la figura 1 se muestra el diagrama unifilar del generador de la unidad 1 de la central nucleoelectrica Laguna Verde, su conexión al sistema de 400 kV y el relevador 46 de protección de sobrecorriente de secuencia negativa.

FIGURA 1

Diagrama unifilar de la unidad 1 de la central nucleoelectrica de Laguna Verde

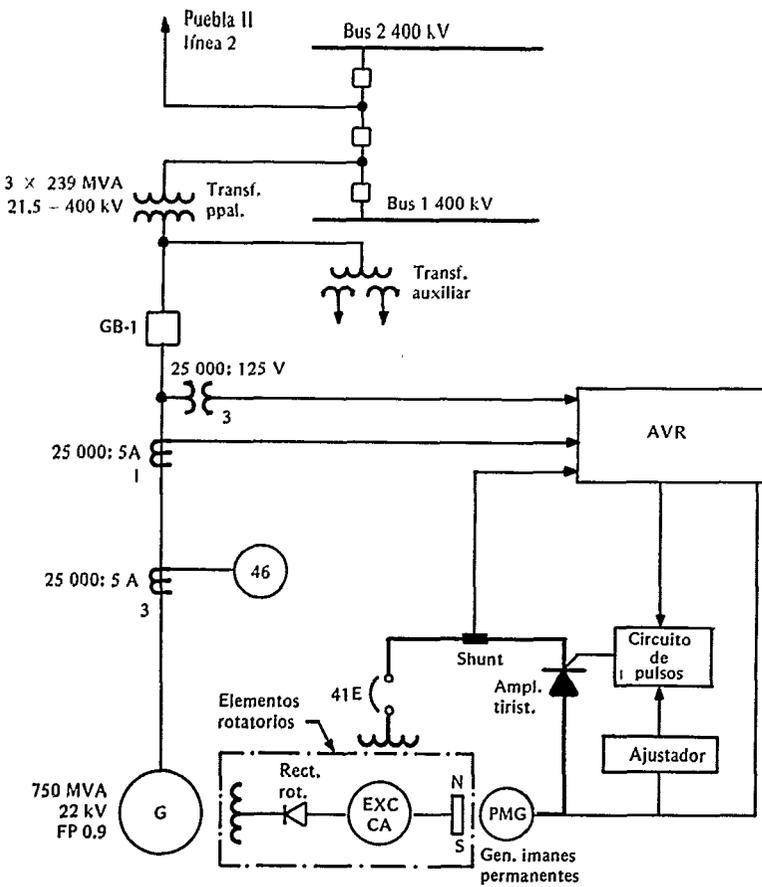
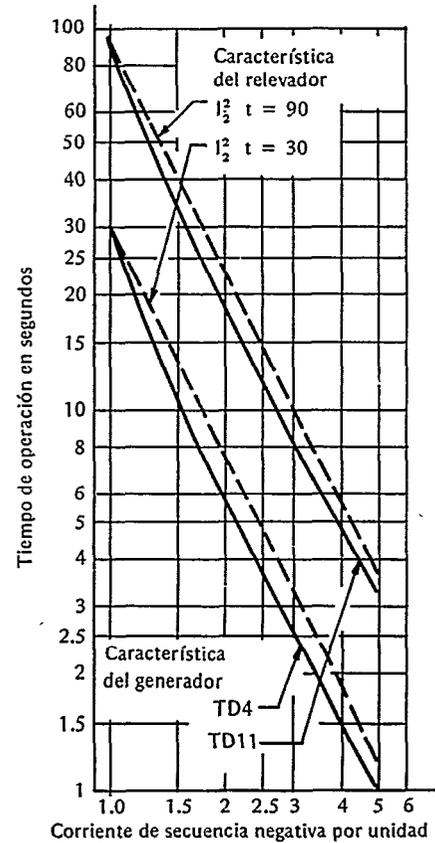


FIGURA 2

Curvas de operación de un relevador electromecánico y características típicas de dos generadores



Protección de secuencia negativa

ANSI clasifica el relevador que protege contra desbalance de corrientes con el número 46; es un relevador que funciona cuando las corrientes polifásicas son desbalanceadas o contienen componente de secuencia negativa que excede cierto valor.

Este relevador es del tipo de sobrecorriente de tiempo inverso, y funciona a partir de la salida de un filtro de corriente de secuencia negativa que, a su vez, se alimenta de los transformadores de corriente del generador.

Como la fuente del desbalance se encuentra en el sistema y se afectan todos los generadores cercanos, éstos no deben desconectarse a menos que esta condi-

ción permanezca sin corrección durante un tiempo que signifique riesgo de daños a los generadores. Por ello, la protección de secuencia negativa debe incluir una característica de tiempo tan cercana como sea posible a la característica térmica de la máquina protegida, dando así al personal de operación el mayor tiempo posible para localizar y aislar la falla antes de que el disparo se vuelva necesario y obligado.

Existen relevadores de corriente de secuencia negativa electromagnéticos, con disco de inducción, con "taps" y palancas de tiempo.

Las dos curvas de operación de la figura 2 se refieren a un relevador de este tipo. En ésta se aprecia que con palancas de tiempo (TD) de 4 y 11, es posible proteger adecuadamente los generadores con caracte-

terísticas $I_2^2 t$ de 30 y 90, respectivamente.

Para la protección del generador 1 de la central Laguna Verde se seleccionó un relevador estático, de tiempo, cuyas características permiten vigilar mejor el comportamiento del generador. Para describir su principio de operación se hace referencia al diagrama de bloques de la figura 3.

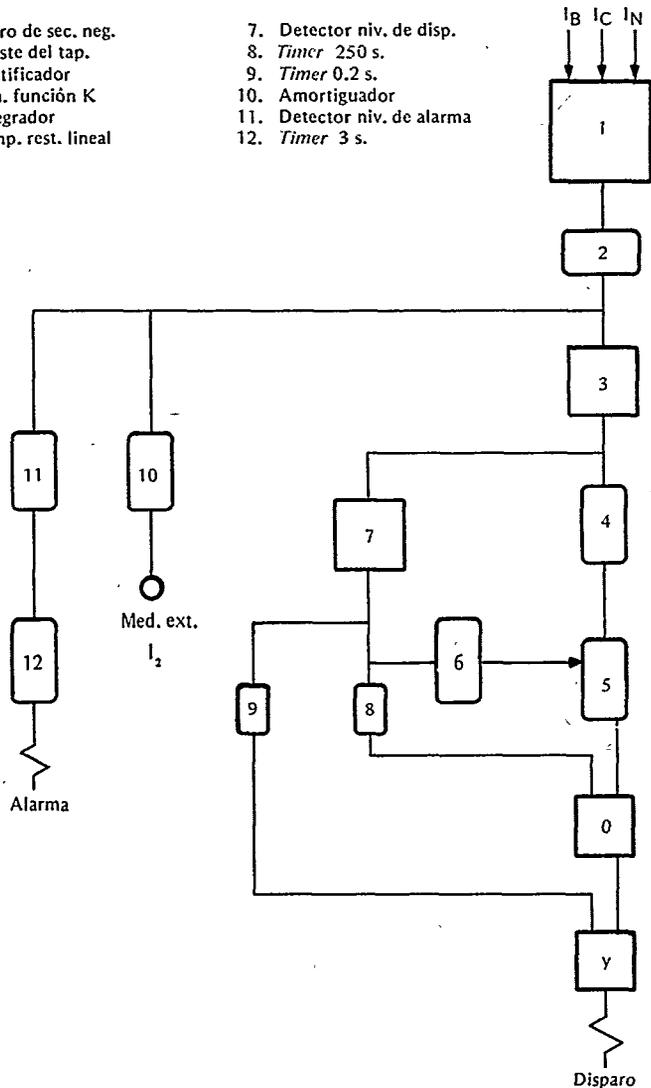
El primer elemento del relevador es el filtro de secuencia negativa, que recibe las corrientes I_B , I_C e I_N . En la figura 4 se muestran los componentes de este filtro y el diagrama vectorial correspondiente.

Los efectos de la secuencia cero se eliminan en cada uno de los transformadores. En el primero, TS75, la conexión cancela el componente I_0 de I_B e I_C ; en el segun-

FIGURA 3

Diagrama de bloques del relevador estático

- | | |
|------------------------|-----------------------------|
| 1. Filtro de sec. neg. | 7. Detector niv. de disp. |
| 2. Ajuste del tap. | 8. Timer 250 s. |
| 3. Rectificador | 9. Timer 0.2 s. |
| 4. Gen. función K | 10. Amortiguador |
| 5. Integrador | 11. Detector niv. de alarma |
| 6. Temp. rest. lineal | 12. Timer 3 s. |



el ajuste del "tap" de entrada es lo que define dicha "parte" del voltaje de salida. El objeto del "tap" es establecer una referencia por unidad de la corriente de secuencia negativa, con base en la corriente de plena carga del generador. El valor del "tap" debe entonces seleccionarse como el más cercano a la corriente de plena carga del generador, referida al secundario de los transformadores de corriente.

El generador de función determina la magnitud de K o sea, el valor de $I_2^2 t$ que se desea obtener en la característica de curvas tiempo-corriente del relevador para diversos valores de K .

El ajuste del detector de nivel de disparo determina el valor de corriente de secuencia negativa I_2 al que se activará la función de tiempo del integrador; si I_2 está abajo del ajuste del detector, el temporizador de restablecimiento lineal mantiene fuera el integrador del generador de función. Cuando I_2 excede el ajuste del detector de nivel de disparo, la salida de éste energiza dos "timers", de 250 y 0.2 segundos, al igual que el temporizador; éste dispara el integrador del generador de función y se inicia la integración. El tiempo de operación —es decir, el tiempo para energizar la unidad de salida de disparo— dependerá de la magnitud de la corriente de secuencia negativa del generador (como un múltiplo por unidad del ajuste del "tap") y del ajuste de K en el generador de función.

Los "timers" de 0.2 y 250 segundos, ya mencionados, determinan los tiempos de operación mínimo y máximo del relevador. El "timer" de 0.2 s entra a una compuerta "Y", de tal forma que el tiempo de operación será como mínimo 0.2 s, independientemente de la magnitud de I_2 ; el "timer" de 250 s entra a una compuerta "O", por lo que el tiempo de disparo no puede exceder de 250 s, aun con múltiplos muy bajos de I_2 . Los límites de 0.2 y 250 segundos pueden verse en las curvas tiempo-corriente de la figura 5.

Si la magnitud de la corriente de secuencia negativa del generador cae por debajo del punto de operación del detector de nivel de disparo antes de completarse el ciclo de tiempo, desaparece la señal de entrada al temporizador, inicián-

do, TS45, I_N , cancela el componente I_0 de I_C , pues el devanado donde circula I_C tiene tres veces más vueltas que el devanado de I_N . Así, ningún efecto de la corriente de secuencia cero aparece en TS75 ni en TS45.

Para eliminar los efectos de la corriente de secuencia positiva de I_B e I_C se eligen las impedancias secundarias de manera que el voltaje V_X se adelante 75° a su corriente ($I_B - I_C$) y que el voltaje V_Y se adelante 45° a su corriente (I_C). Nótese

que la secuencia de fases de las tres corrientes es positiva; por tanto, puede verse que estos dos voltajes se anulan para el caso de que sólo exista el componente de secuencia positiva en las corrientes I_B e I_C . En conclusión, el voltaje de salida V_S es proporcional al componente de secuencia negativa del sistema trifásico.

Una parte del voltaje de salida de la red de secuencia negativa se aplica al generador de función K , al detector de nivel de disparo y al detector de nivel de alarma;

FIGURA 4

Filtro de secuencia negativa y diagrama vectorial

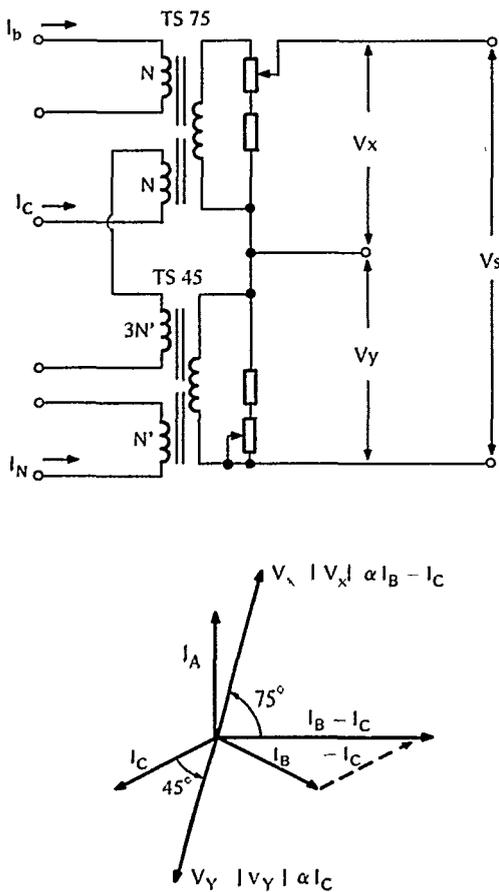
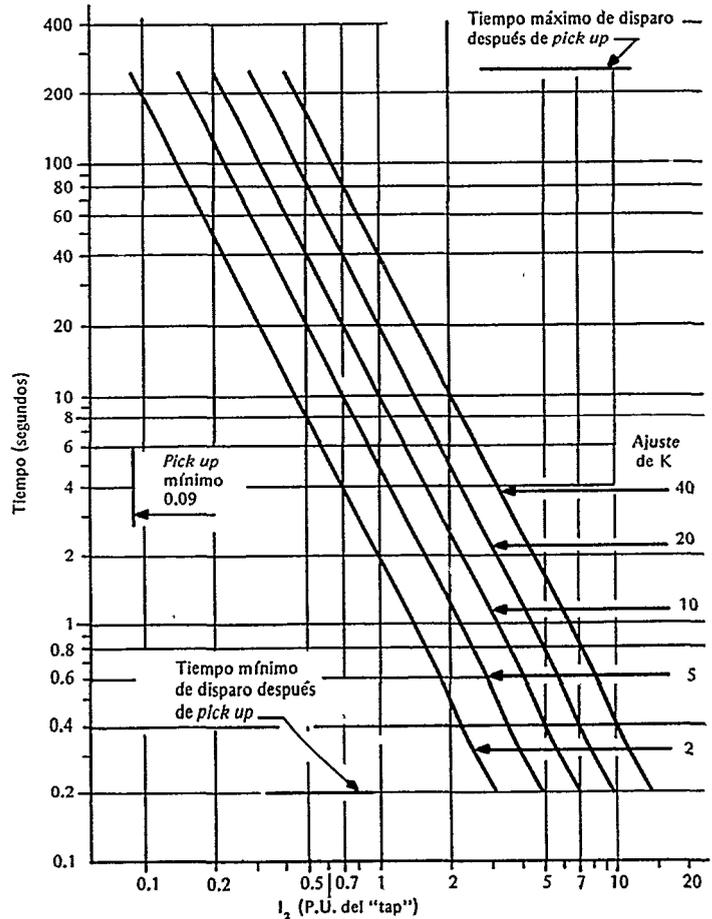


FIGURA 5

Curvas tiempo-corriente del relevador estático



dose así el restablecimiento lineal del integrador. El tiempo necesario para que el integrador se restablezca por completo a partir del *drop out* del detector es de 2.5 s por cada punto porcentual del tiempo total transcurrido, indicado por la expresión $t = k/I_2^2$, para el valor k seleccionado y para una I_2 en particular.

Puede considerarse que el integrador tiene una capacidad de almacenamiento que se va "llenando" cada vez que el detector se energiza y que su "vaciado" toma cierto tiempo (2.5 s por cada punto porcentual). Si el tiempo de "vaciado" no transcurre totalmente porque de nuevo se presenta una I_2 mayor que el ajuste del detector de disparo, el "llenado" tomará

menos tiempo que el indicado por la expresión de k , para un valor específico de K y de I_2 . Para aclarar lo anterior, considérese, por ejemplo, el caso de un relevador ajustado para $K = 30$, que detecta una I_2 de 0.5 p. u. (con referencia al "tap" seleccionado); el tiempo de disparo será entonces de:

$$t = \frac{K}{I_2^2} = \frac{30}{0.5^2} = 120 \text{ s}$$

Supóngase que a 96 s (80% del total), la corriente de secuencia negativa desaparece, lo que suspende el "llenado" del integrador; de acuerdo con lo ya explicado, el temporizador inicia el restablecimiento del

integrador; el "vaciado" requerirá de 2.5 s por cada punto porcentual del tiempo transcurrido, o sea $2.5 \times 80 = 200$ segundos.

Si se supone ahora que a los 140 s de que I_2 se hizo cero, vuelve a aumentar a 0.4 p.u., el tiempo de disparo no será el indicado por $t = K/I_2^2$; o sea, 187.5 s ($30/0.4^2$), puesto que el integrador no alcanzó a vaciarse totalmente. Para calcular el tiempo de disparo en estas condiciones se analiza:

a) Al interrumpirse I_2 , el integrador se había llenado a 80% y requería de 200 s para vaciarse por completo.

b) De los 200 s necesarios, sólo transcurrieron 140 s; o sea 70%; lo que significa que del 80% llenado, se vació 70% y permaneció 30%, quedando así el integrador lleno al:

$$80\% \times 30\% = 24\%$$

c) La capacidad disponible para un nuevo proceso de llenado será en consecuencia de $100 - 24 = 76$ por ciento.

d) Con una nueva I_2 de 0.4 p.u., a la que le correspondería un tiempo de disparo de 187.5 s, el tiempo en que el relevador disparará el generador será de:

$$0.76 \times 187.5 = 142.5 \text{ s}$$

El restablecimiento lineal del integrador, que ocurre a raíz de una operación con tiempo parcial, se proporciona con objeto de obtener una aproximación a la característica de enfriamiento del generador. En otras palabras, si la máquina ha sido sujeta a una condición de corrientes desbalanceadas, que es corregida y eliminada antes de que opere el relevador 46, una condición subsecuente de desbalance que se presente antes de que la máquina se haya enfriado, requerirá un tiempo de disparo menor que el indicado por la expresión $K = I_2^2 t$.

El circuito de alarma que se ve en el diagrama de bloques de la figura 3 recibe su señal de entrada del elemento de ajuste del "tap". El ajuste del detector de nivel de alarma está referido también al valor del "tap" seleccionado como base. Cuando la corriente de secuencia negativa excede el valor de ajuste del detector de alarma, su salida energiza la unidad de alarma a través de un "timer" que proporciona un retraso de 3 segundos.

El relevador 46 seleccionado incluye una señal de salida que permite medir el nivel de corriente de secuencia negativa por medio de un instrumento remoto (un voltmetro "calibrado" para indicar I_2 en porcentaje del "tap" seleccionado). Su valor de plena escala es 20 por ciento.

Cálculo de ajustes

En este relevador de estado sólido, deben definirse cuatro ajustes:

a) Ajuste del "tap" para establecer la

referencia (base) para las cantidades por unidad de corriente de secuencia negativa.

b) Valor de pickup del detector de nivel de alarma.

c) Valor de pickup del detector de nivel de disparo.

d) Ajuste del valor K del generador de función.

Selección del "tap"

Se calcula la corriente nominal del generador en el secundario de los transformadores de corriente, cuya relación es 5 000 (25 000: 5A);

$$I = \frac{750\,000 \text{ kVA}}{1.732 \times 22 \text{ kV}} \times \frac{1}{5\,000} = 3.936 \text{ A}$$

El relevador tiene "taps" desde 3.1 hasta 4.9 amperes, en pasos de 0.2 A. Para una aplicación específica, debe seleccionarse el "tap" más cercano a la corriente nominal del generador. Se elige entonces el "tap" de 3.9 amperes.

Ajuste del detector de nivel de alarma y del detector de nivel de disparo

El detector de nivel de alarma permite el ajuste continuo desde 0.03 hasta 0.20 por unidad, con referencia al "tap" seleccionado como base. Para el detector de nivel de disparo, el ajuste también es continuo, desde 0.09 hasta 0.40 por unidad del "tap" seleccionado.

De acuerdo con la norma ANSI C50.13, el generador de Laguna Verde, con 750 MVA y enfriamiento directo, debe soportar como mínimo —en forma continua y sin sufrir daño— un valor de I_2 de 8% de la corriente nominal del estator.

Con esta base, se define el ajuste del detector de alarma para dar una señal al operador cuando la I_2 alcance y/o rebase este límite durante 3 s o más. Por tanto, el nivel del detector de alarma se ajusta en 0.08 por unidad.

Para analizar el ajuste del detector de disparo, se parte nuevamente de la norma ANSI C50.13, donde se establece que el

valor mínimo de la constante $I_2^2 t$ del generador 1 de Laguna Verde será de 10. Ya se indicó además que el tiempo máximo de operación del relevador es de 250 s, que corresponde, con $K = 10$, a un valor de I_2 de 0.2 p.u.; como puede verse:

$$t = \frac{K}{I_2^2} = \frac{10}{0.2^2} = 250 \text{ s}$$

Si el detector de disparo se ajustara con un valor de I_2 inferior a 0.2 p.u., la máquina quedaría sobreprotegida porque el tiempo no puede exceder de 250 s. Por ejemplo, con $I_2 = 0.15$ p.u., el disparo debería producirse en un tiempo de $10/0.15^2 = 444$ s, pero el "timer" disparará el generador a los 250 segundos.

Sin embargo, el ajuste de 0.2 p.u. significaría que la "banda muerta" (donde no hay protección) estaría entre 0.08 p.u. (capacidad continua, según ANSI) y 0.2 p.u., ya que un valor intermedio que sí podría causar daños no sería "visto" por el detector de disparo. La solución a este problema se encuentra con el ajuste del detector de alarma en 0.08 p.u., que es la capacidad continua de I_2 del generador. Así, cualquier valor de corriente de secuencia negativa en el intervalo 0.08-0.20 p.u., que sí puede causar daños a la máquina, lo detectará la salida de alarma; de esta manera se informará de un valor anormal y peligroso de I_2 a los 3 s, y éste tendrá el tiempo suficiente para tomar acciones correctivas.

Por tanto, los ajustes serán:

- a) Detector de nivel de alarma 0.08 p.u.
- b) Detector de nivel de disparo 0.20 p.u.

Ajuste del valor K del generador de función

Este valor K puede ajustarse en forma continua desde 2 hasta 40. Según las normas ANSI, el valor mínimo de K para el generador 1 de Laguna Verde es de 10, como se ya vio; no es conveniente sobreproteger el generador con un valor K excesivamente bajo, con el propósito de dar el margen necesario para que, durante fallas que provocan corrientes desbalanceadas, las protecciones de las líneas operen antes que el relevador 46. Con base en esto y con objeto de asegurar que el relevador

opere antes que la característica $K = 10$ sea alcanzada, se dará al generador de función un ajuste de $K = 9$.

Este ajuste de $K = 9$ es el valor teórico requerido para dar una buena protección al generador; el valor de K en el relevador debe ser ligeramente diferente para compensar el hecho de que el "táp" seleccionado (3.9 A) no coincide con la corriente nominal (3.936 A); el valor modificado de K producirá, en combinación con el "táp" de 3.9 A, una característica de operación correspondiente a $K = 9$, que es el valor deseado.

La corrección se hace con la relación:

$$\left(\frac{I_{\text{nominal}}}{\text{"táp"}}\right)^2 = \left(\frac{3.936 \text{ A}}{3.9 \text{ A}}\right)^2 = 1.0185$$

$$k_{\text{modificado}} = 1.0185 \times k_{\text{deseado}} \\ = 1.0185 \times 9 \\ = 9.167$$

A continuación se proporciona un ejemplo para demostrar que el relevador con $K = 9.167$ y "táp" = 3.9 A operará como si su ajuste fuera $K = 9$ y "táp" = 3.936 A. Supóngase una I_2 de 1.25 p.u.; el relevador deberá operar a un tiempo de:

$$t = K/I_2^2 = 9/(1.25)^2 = 5.76 \text{ s.}$$

con $I_2 = 1.25$ p.u. de la corriente nominal:
 $I_2 = 1.25 \times 3.936 \text{ A} = 4.92 \text{ A}$

Si el "táp" es de 3.9 A, el relevador "verá" esta corriente como $4.92/3.9 = 1.2615$ p.u.

Con $I_2 = 1.2615$ p.u. y $K = 9.167$, el relevador operará en:

$$t = K/I_2^2 = 9.167/1.2615^2 \\ = 5.76 \text{ s.}$$

Este tiempo es igual que el calculado anteriormente con $I_2 = 1.25$ p.u. y $K = 9$.

El valor K del generador de función se ajustará entonces en 9.167, el cual, en última instancia, corresponde a un valor K de 9.

Conclusiones

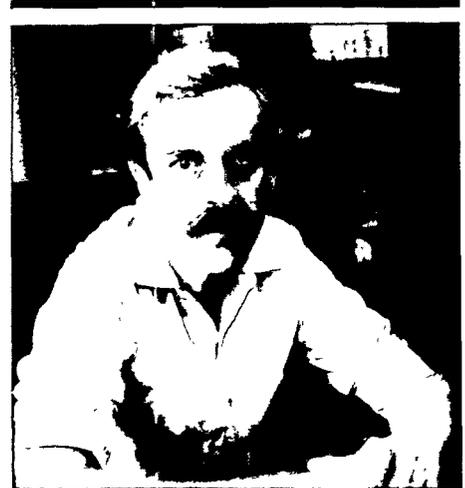
La detección oportuna de cualquier condición anormal en la operación de un generador eléctrico es de primerísima importancia para la seguridad del personal, la seguridad del equipo y la confiabilidad del sistema de potencia al que está interconectado.

El relevador seleccionado para la protección de secuencia negativa en la unidad 1 de la central Laguna Verde y los diversos ajustes determinados aquí permiten supervisar, en forma muy segura, su operación con corrientes desbalanceadas, detectando los niveles riesgosos y ejecutando las acciones pertinentes en cada caso, a fin de evitar daños y/o perturbaciones mayores.

Bibliografía

1. Barkle, J.E. y W.E. Glassburn, "Protection of Generators Against Unbalanced Currents", *AIEE Trans.* 72, abril de 1953.
2. Ross, M.D. y E.I. King, "Turbine-generator Rotor Heating During Single-phase Short Circuits", *AIEE Trans.* 72, febrero de 1953.
3. Alger, P.L., R.F. Franklin, C.E. Kilbourne y J.B. Mc Clure, "Short-circuit Capabilities of Synchronous Machines for Unbalanced Faults", *AIEE Trans.* 72, junio de 1953.

4. Morris, W.C. y L.E. Goff, "A Negative-phase-sequence-overcurrent Relay for Generator Protection", *AIEE Trans.* 72, agosto de 1953.
5. Russel Mason C., *El arte y la ciencia de la protección por relevadores*, Compañía Editora Continental S.A.
6. Westinghouse Electric Corporation, *Applied Protective Relaying*.
7. General Electric, *Negative Sequence Time Overcurrent Relay SGC*, GEK-41896 B.
8. Westinghouse Electric Corporation, *Negative Sequence Current Relays Types COQ and POQ* (Descriptive Bulletin 41-160).



ING. ENRIQUE DIAZ DE LA SERNA P.

De 1967 a 1971, cursó la carrera de ingeniería eléctrica en la Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica, del Instituto Politécnico Nacional; ingresó a Bufete Industrial Diseños y Proyectos, S.A., en 1971, donde trabajó como jefe de grupo eléctrico; en 1978 ingresó al Departamento de Ingeniería y Diseño, de la Comisión Federal de Electricidad, donde desempeñó el puesto de jefe de grupo de control en el Proyecto Carboeléctrico Río Escondido. Actualmente y desde marzo de 1980, presta sus servicios en el Instituto de Investigaciones Eléctricas, en el Departamento de Ingeniería Eléctrica, de la División de Estudios de Ingeniería, como coordinador de especialidad de metodologías de diseño de centrales generadoras.

Sistema de programas de diseño de motores

Oscar Díaz González Palomas
Fernando Ciprián Avila

- *Objetivo, alcance, características y estructura del Siprodimo.*
- *Resultados de su aplicación.*
- *Capacidad de servicio desarrollada por el Área de Motores, del Instituto de Investigaciones Eléctricas.*

Resumen

En este artículo se describe el objetivo de crear el sistema de programas de diseño de motores de inducción, Siprodimo, su alcance, sus características generales, su estructura y los resultados obtenidos con su aplicación, así como la capacidad de servicio desarrollada por el Área de Motores, del Instituto de Investigaciones Eléctricas.

Antecedentes

En 1982, el Instituto de Investigaciones Eléctricas (IIE) realizó estudios que evidenciaron la necesidad de desarrollar en México tecnologías de diseño, fabricación y prueba de motores asíncronos polifásicos, entre diferentes empresas manufactureras de motores eléctricos.

En respuesta, el Departamento de Equipos Eléctricos, de la División de Equipos, en 1983 inició —asistido por un programa de computadora digital— un proyecto para elaborar un manual de diseño de motores polifásicos de inducción en potencias de 1 a 500 caballos de potencia, armazones normalizadas NOM J-75 tipo I (NEMA MG-1), 2 a 8 polos, 220/440 volts, 60 Hz, tipo abierto a prueba de goteo.

Para tal efecto, se preparó previamente un manual de diseño cubriendo las capacidades citadas. Dicho manual describe el proceso completo del dimensionamiento electromagnético de partes; la evaluación del circuito magnético; el establecimiento

y la resolución del circuito equivalente, y la modelación del comportamiento final del motor, integrándose a partir de un estudio de normalización y criterios de diseño apoyados en diversas metodologías de cálculo.^{1,2}

En el caso particular de este proyecto, tanto los procedimientos de diseño como las secuencias analíticas se obtuvieron a través de la recopilación de información sobre máquinas similares ya construidas, la aplicación de los conceptos teóricos que intervienen en el proceso de conversión de energía y la experiencia proporcionada por los asesores externos contratados.

La investigación realizada inicialmente incluyó motores de jaula sencilla, cuya aplicación se define mediante requerimientos de arranque a potencias hasta de 10 CP, en 2 y 4 polos, así como algunas potencias superiores para 6 y 8 polos.

En el caso particular de los motores de 2 y 4 polos, las capacidades mayores que 10 CP requieren invariablemente rotores de doble jaula para satisfacer los requerimientos de par de arranque mínimos normalizados.

Esta necesidad motivó una segunda investigación con objeto de incorporar al proceso de diseño inicial, las secuencias de dimensionamiento, cálculo y modelación de motores con rotor de doble jaula de ardimiento. Consecuentemente, se pensó en

ampliar el Programa de diseño de motores, Prodimo, de manera que incluyera los resultados de este nuevo estudio.

Sin embargo, la experiencia adquirida durante el ejercicio del proyecto, así como la complejidad que representa la elaboración de un sólo programa de diseño que cubra ambos tipos de rotores, conllevó a convertir a Prodimo en dos programas diferentes.

Asimismo, una vez detectadas las necesidades de los fabricantes y usuarios nacionales, el Grupo de Motores, del IIE, empezó a incursionar en el diseño de motores grandes; es decir, de potencias superiores a 1 000 CP y tensiones arriba de 1 000 volts.

Como resultado de esta última investigación, se consideró una nueva clasificación para los procedimientos de cálculo y programas de cómputo desarrollados:

- Motores con devanados al azar.
- Motores con devanados preformados.

De esta forma, se generaron programas de diseño asistidos por computadora para calcular y modelar motores grandes.

Dadas las clasificaciones anteriores y el número de programas concretados, Prodimo se definió no sólo como un programa de diseño de motores sino como un sistema de programas de diseño de motores, conocido como Siprodimo.

Objetivo de Siprodimo CUADRO 1

El objetivo de este sistema de programas Siprodimo es diseñar y modelar el comportamiento final de motores polifásicos de inducción jaula de ardilla, basándose en un proceso de diseño plenamente validado, cuyos resultados se completan con la experiencia que incorpore el diseñador, para obtener motores óptimos que satisfagan las restricciones normalizadas del mercado competitivo y los requerimientos de manufactura. 1, 2

Alcance de Siprodimo en motores con devandos al azar, diseño B, aislamiento clase B, 60 Hz, temperatura ambiente máxima de 40°C factor de servicio 1.15

Tipo constructivo	Número de polos	Armazón 220/440 volts	Armazón 440 volts	CP	Notas	
Abierto a prueba de goteo	2	140-360	400-440	1-300		
	2		5 000	350-800	1,00 F.S.	
	4	140-360	400-440	1-300		
	4		5 000	350-800	1,00 F.S.	
	6	140-360	400-440	1-250		
	6		5 000	350-800	1,00 F.S.	
	8	180-400	400	1-200		
	8		5 000-5 800	250-800	1,00 F.S.	
	10		5 000-6 800	100-800	1,00 F.S.	
	12		5 000-6 800	75-700	1,00 F.S.	
	Totalmente cerrados con ventilación exterior	2	140-400	440	1-250	
		2		5 000-6 800	300-800	1,00 F.S.
4		140-400	440	1-250		
4			5 000-6 800	300-800	1,00 F.S.	
6		140-400	440	1-250		
6			5 000-6 800	300-800	1,00 F.S.	
8		180-400	440	1-200		
8			5 000-6 800	250-800	1,00 F.S.	
10			5 000-6 800	150-700	1,00 F.S.	
12			5 000-6 800	150-600	1,00 F.S.	

Alcance

El sistema de cómputo Siprodimo permite diseñar y modelar motores de inducción jaula de ardilla, de acuerdo con las especificaciones:

a) Datos generales:

1) Motores con devanados al azar:

- Potencia nominal: 1 a 500 caballos de potencia (véase el Cuadro 1).
- Armazón normalizada: NOM-J-75 Tipo I (NEMA MG 1).
- Tensión nominal mayor: 10 a 1 000 volts.
- Número de tensiones: 1 o 2.
- Elevación de temperatura: 20° a 120° Celsius.
- Tipo constructivo: APG (a prueba de goteo), TCSV (totalmente cerrado sin ventilación), TCCV (totalmente cerrado con ventilación).
 - Clase de aislamiento: A, B, F, H.
 - Factor de servicio: 1 a 2.

Nota: Las asignaciones de las armazones pueden variar de acuerdo con la aplicación y el tipo constructivo del motor.

- Frecuencia: 10 a 120 hertz.
 - Número de fases: 3.
 - Sobretensión: 100 a 120 por ciento.
 - Tiempo de operación: 0.05 a 24 horas.
 - Montaje: Horizontal o vertical.

b) Diseño de partes:

1) Laminación del estator:

- Diseño de los diámetros interno y externo.
- Cálculo del volumen magnético.

2) Motores con devanados preformados:

- Potencia nominal: 75 a 5 000 caballos de potencia (Véase el Cuadro 2).
- Armazón: 5 000 a 6 800.
- Tensión nominal: 1 000 a 7 000 volts.
- Elevación de temperatura: 10° a 200° Celsius.
- Tipo constructivo: APG (a prueba de goteo).
- Clase de aislamiento: B, F o H.
- Factor de servicio: 1.0.

CUADRO 2

Alcance de Siprodimo en motores con devanados preformados diseño B, aislamiento clase B, 60 Hz, temperatura ambiente máxima de 40°C, factor de servicio 1.00

Tipo constructivo	Número de polos	CP 2 300 volts	CP 4 160 volts	CP 6 600 volts
Abierto a prueba de goteo	2	300-4 500	200-2 250	200-1 500
	4	250-5 000	200-3 000	200-2 500
	6	250-2 500	200-2 000	200-1 750
	8	250-2 000	200-1 500	200-1 250
	10	100-1 200	200-1 000	200-1 000
	12	75-1 000	200- 800	200- 800

3) Para ambos tipos de motores:

- Número de polos: 2, 4, 6, 8, 10 y 12.

- Cálculo del entrehierro mecánico.
- Dimensionamiento de las ranuras, motores con devanados al azar:
 - Semicerradas de fondo redondeado (véase la Fig. 1).
 - Semicerradas de fondo plano (véase la Fig. 1).
- Dimensionamiento de las ranuras, motores con devanados preformados.
 - Abiertas de caras paralelas (véase la Fig. 4).

2) Laminación del rotor:

- Diseño de los diámetros interno y externo.
- Dimensionamiento de las ranuras, motores con devanados al azar.
 - Jaula sencilla (cualquiera de los tipos de la Fig. 2).
 - Doble jaula (cualquiera de los tipos de la Fig. 3).
- Dimensionamiento de las ranuras, motores con devanados preformados.
 - Semicerradas de caras paralelas (véase la Fig. 2).⁶

3) Anillos de corto circuito:

- Diseño de los diámetros interno y externo.
- Cálculo del ancho axial.
- Cálculo de la profundidad radial.

c) Diseño del devanado del estator

- Devanados integrales distribuidos de doble capa.
 - Selección de la conexión.
 - Cálculo de los circuitos en paralelo.
 - Cálculo del número de espiras por bobina.
 - Determinación del paso de la bobina.
 - Selección del número y calibre de los conductores.

d) Evaluación del circuito magnético:

- Cálculo del flujo magnético total.
- Cálculo de las áreas y longitudes de las trayectorias magnéticas.
- Cálculo de las densidades de flujo de las cinco secciones del circuito magnético.
- Cálculo de los ampere-vueltas por sección y totales.

FIGURA 1

Ranuras semicerradas del estator



FIGURA 2

Tipos de ranura para rotores de jaula sencilla

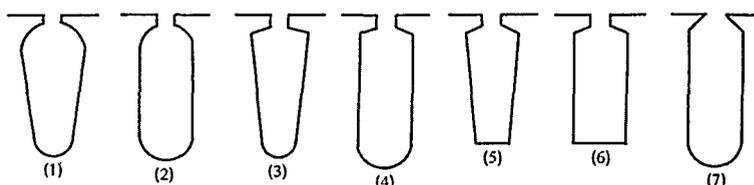


FIGURA 3

Tipos de ranura para rotores de doble jaula

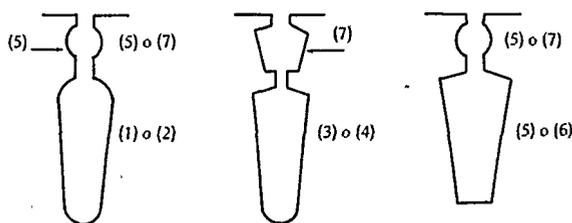
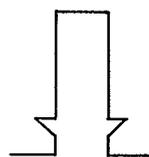


FIGURA 4

Ranura del estator para motores con devanados preformados



e) Determinación del circuito equivalente:

- Motores de jaula sencilla.
- Motores de doble jaula.

- Par máximo.
- 1.25, 0.75, 0.5 y 0.25 de carga plena.
- Tabulación y graficación de la curva par-velocidad.

f) Modelación del comportamiento final del motor:

- Carga plena.
- Vacío.
- Arranque.

Características generales

Siprodimo realiza actualmente las funciones básicas que se listan a continuación tanto para motores con devanados al azar como para motores con devanados preformados:

- a) Diseño electromagnético completo de un motor.
- b) Diseño electromagnético parcial o total de las partes del motor.
- c) Diseño parcial o total del devanado del estator.
- d) Evaluación del comportamiento de un motor totalmente definido.
- e) Estimación de la elevación de temperatura a carga plena.
- f) Dibujo de partes (laminaciones del estator y rotor).

Estructura

El planteamiento que propuso el Grupo de Motores, del IIE, con respecto a la configuración de Siprodimo se define:

- Desarrollo de los programas tanto en el sistema de cómputo interno DIGITAL VAX como en computadoras personales (PC cien por ciento compatibles con IBM).

- Los lenguajes utilizados hasta la fecha en todos los programas son FORTRAN-VAX (ANSI 77) para el sistema DIGITAL VAX; GW-BASIC, de Microsoft Inc., y Turbo Basic, de Borland International Inc., para las versiones de computadoras personales.

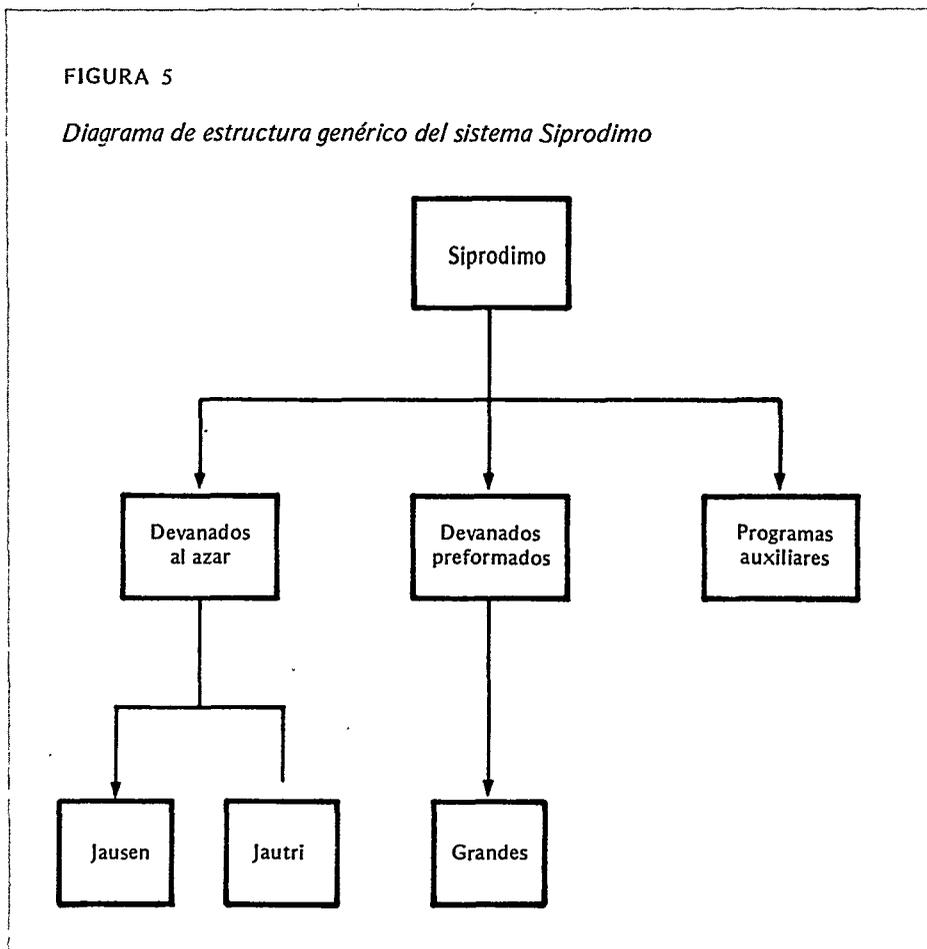
- Em ambos casos, principalmente en el sistema VAX, se aplican técnicas modernas de programación estructurada.³

- Los programas se conforman a partir de un módulo principal y varios submódulos totalmente independientes de las subrutinas restantes y del propio programa principal, excepto por los datos de entrada.

Las figuras 5 y 6 muestran los diferentes niveles del diagrama de estructura del sistema y las relaciones entre programas.

FIGURA 5

Diagrama de estructura genérico del sistema Siprodimo



Desde el inicio de Siprodino a la fecha, se han desarrollado 35 programas de cómputo relacionados con el diseño de motores, éstos superan en conjunto 15 000 líneas de código y 12 000 instrucciones de programación, que ocupan en total un espacio de memoria aproximado de 1.5 megabytes.

Programas que integran Siprodimo

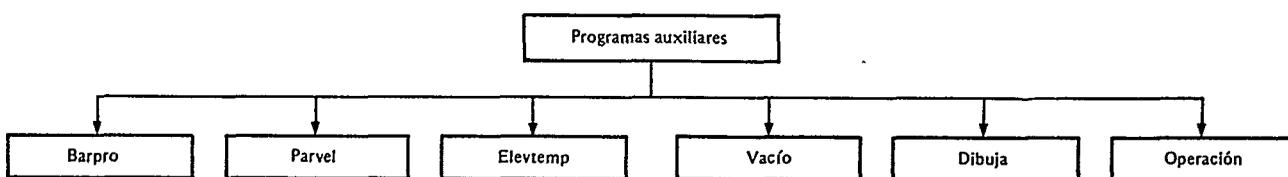
Los nombres y las funciones que realizan

los programas principales de Siprodimo, de acuerdo con su ocurrencia en el diagrama de estructura, se definen:

1. Jausen. Calcula el comportamiento de motores de inducción jaula de ardilla sencilla.
2. Jautri. Calcula el comportamiento de motores de inducción de doble jaula.
3. Grandes. Calcula el comportamiento de motores de inducción grandes (barra profunda).

FIGURA 6

Diagrama de estructura genérico de Siprodimo, sección programas auxiliares



Programas adicionales en el sistema

Siprodimo cuenta con varios programas auxiliares que enriquecen sus funciones; sin embargo, conviene aclarar que aun cuando estos programas forman parte del sistema, pueden manejarse en forma totalmente independiente.

Entre estos programas se encuentran:

1. Barpro. Evalúa el efecto de barra profunda en motores de jaula sencilla.
2. Parvel. Traza la curva par-velocidad teórica del motor.
3. Elevtemp. Estima la elevación de temperatura promedio del devanado del estator.
4. Vacío. Calcula el comportamiento sin carga de un motor trifásico de inducción a partir de los resultados de la prueba de saturación en vacío.
5. Dibuja. Genera los planos de construcción de las laminaciones del estator y del rotor.

Relación diseñador-sistema

Desde su inicio, Siprodimo se concibió de manera modular e independiente, desarrollándose de acuerdo con la jerarquía impuesta por el método de cálculo descrito en el manual de diseño.

La versión optimada de Siprodimo está planteada como un programa de diseño por síntesis,¹ lo que podría considerarse como la introducción a un sistema experto para el diseño electromagnético de motores.

Sin embargo, dada la complejidad que significa preparar los programas por síntesis, fue necesario subdividirlos en programas de análisis con distintos niveles de decisión e interacción en esta etapa.

Por tanto, los programas que conforman la versión 0.1 de Siprodimo son de diseño por análisis, e incluyen iteraciones matemáticas con alto grado de complejidad y algunas decisiones respaldadas en la experiencia del diseñador.

De esta forma, el diseñador toma las acciones necesarias para alcanzar el objetivo planteado, apoyándose en un programa de análisis matemático confiable.

Con respecto a la comunicación dise-

FIGURA 7

FECHA: 15-FEB-88 INSTITUTO DE INVESTIGACIONES ELECTRICAS HORA: 12:33

RESULTADOS DEL PROGRAMA DE DISEÑO DE MOTORES DE INDUCCIÓN
JAULA DE ARDILLA

SISTEMA SIPRODIMO - SUBPROGRAMA JAUTRI VERSION 0.1

CP = 50.00 / P = 4

DATOS GENERALES

DIS	- MOTOR DISEÑO	:	B
CP	- CABALLOS DE POTENCIA	:	50.00
P	- NÚMERO DE POLOS	:	4
ARM	- ARMADON NORMALIZADA	:	326
F	- FRECUENCIA, HZ	:	60
V	- TENSION MAYOR, V	:	440.0
FSE	- FACTOR DE SERVICIO	:	1.15
TAM	- TEMPERATURA AMBIENTE MÁXIMA	:	40
AMS	- CLASE DE AISLAMIENTO	:	F
TC	- TIPO CONSTRUCTIVO	:	APG
NS	- VELOCIDAD SINCRONA, RPM	:	1800.00

DATOS DEL DEVANADO

CON	- CONEXION (Y-ESTRELLA / D-DELTA)	:	D
NCP	- NÚMERO DE CIRCUITOS EN PARALELO	:	2
EPB	- ESPIRAS POR BOBINA	:	13
PD	- PASO DEL DEVANADO, 1 A	:	11.00
CALI1	- CALIBRE AWG DEL CONDUCTOR No. 1	:	15 (DOBLE CAPA DE BARNIZ)
COPAR1	- CONDUCTORES EN PARALELO CALIBRE 1:	:	2
CALI2	- CALIBRE AWG DEL CONDUCTOR No. 2	:	0 (DOBLE CAPA DE BARNIZ)
COPAR2	- CONDUCTORES EN PARALELO CALIBRE 2:	:	0
CRAN	- CONDUCTORES POR RANURA	:	26
CSF	- CONDUCTORES EN SERIE POR FASE	:	208
FLLR	- FACTOR DE LLENADO DE LA RANURA %	:	49.292
RPPF	- RANURAS POR POLO Y POR FASE	:	4.00
KD	- FACTOR DE DISTRIBUCION	:	0.9577
KP	- FACTOR DE PASO	:	0.9659
FD	- FACTOR DE DEVANADO	:	0.9250

CIRCUITO MAGNETICO

ELEMENTO	AREA MAGNETICA (mm ²)	DENSIDAD DE FLUJO (kgausses)	TRAYECTORIA MAGNETICA (mm)	AMPERE- VUELTAS
DIENTES PRIMARIOS	14788.52	17.662	28.981	73.77
YUGO PRIMARIO	10554.17	15.764	123.206	77.94
DIENTES SECUNDARIOS	17008.03	14.743	42.381	27.02
YUGO SECUNDARIO	12891.80	12.389	41.417	7.51
ENTREHIERRO	33906.33	7.395		442.57
AMPERE-VUELTAS TOTALES				628.81

ELEMENTO	AREA MAGNETICA (plg ²)	DENSIDAD DE FLUJO (klin/plg ²)	TRAYECTORIA MAGNETICA (plg)	AMPERE- VUELTAS
DIENTES PRIMARIOS	22.922	113.946	1.141	73.77
YUGO PRIMARIO	16.359	101.704	4.851	77.94
DIENTES SECUNDARIOS	26.362	95.113	1.669	27.02
YUGO SECUNDARIO	19.982	79.932	1.631	7.51
ENTREHIERRO	52.555	47.710		442.57
AMPERE-VUELTAS TOTALES				628.81

FSAT	- FACTOR DE SATURACION	:	1.421
ACERO	- TIPO DE ACERO	:	26
FAP1	- FACTOR DE APILAMIENTO	:	0.950

RELACIONES DE DENSIDADES DE FLUJO MAGNETICO

BD1/BG	- DIENTES ESTATOR / ENTREHIERRO	:	2.3883
BD2/BG	- DIENTES ROTOR / ENTREHIERRO	:	1.9935
BD1/BD2	- DIENTES ESTATOR / DIENTES ROTOR	:	1.1980
BY1/BG	- YUGO ESTATOR / ENTREHIERRO	:	2.1317
BY1/BD1	- YUGO ESTATOR / DIENTES ESTATOR	:	0.8926

RESISTENCIA DE LOS DEVANADOS

DEVANADO	RESISTENCIA, OHMS.	
	25 GRADOS C	75 GRADOS C
PRIMARIO (POR FASE)	R1F = 0.2220	R1F75 = 0.2648
PRIMARIO (TERMINALES)	RTT = 0.1480	RTT75 = 0.1766
SECUNDARIO	R2 = 0.1574	R275 = 0.1877

WCU	- PESO TOTAL DEL COBRE	:	33.26 lb	15.10 kg
LCM	- LONGITUD DEL CONDUCTOR MEDIO	:	15.627 plg	396.928 mm

FECHA: 15-FEB-88 INSTITUTO DE INVESTIGACIONES ELECTRICAS HORA: 12:33
 RESULTADOS DEL PROGRAMA DE DISEÑO DE MOTORES DE INDUCCIÓN
 JAULA DE ARDILLA

COMPORTAMIENTO EN VACIO

TEMPV	- TEMPERATURA DE REFERENCIA, GRADOS:	75
CPSV	- POTENCIA DE SALIDA, CP	: 0
VELV	- VELOCIDAD DEL ROTOR, RPM	: 1800.00
SV	- DESLIZAMIENTO	: 0
I1MV	- CORRIENTE PRIMARIA POR FASE, A	: 10.02
TV	- PAR DESARROLLADO EN LA FLECHA	: 0 lb-pie
TUV	- PAR EXPRESADO EN POR UNIDAD, %	: 0
EFIV	- EFICIENCIA, %	: 0
FPV	- FACTOR DE POTENCIA, %	: 20.35
NUCLEO	- PERDIDAS EN EL NUCLEO, KW	: 1.033
FYVSV	- PERDIDAS FRICCIÓN-VENTILACION, KW:	0.130
I2R1V	- PERDIDAS DEVANADO PRIMARIO, KW	: 0.080
I2R2V	- PERDIDAS DEVANADO SECUNDARIO, KW	: 0.001
INDET V	- PERDIDAS INDETERMINADAS, KW	: 0.028
WTV	- PERDIDAS TOTALES, KW	: 1.272
WEV	- POTENCIA TOTAL DE ENTRADA, KW	: 2.691

COMPORTAMIENTO EN EL ARRANQUE

TEMPA	- TEMPERATURA DE REFERENCIA, GRADOS:	75
CPSA	- POTENCIA DE SALIDA, CP	: 0
VELA	- VELOCIDAD DEL ROTOR, RPM	: 0
SA	- DESLIZAMIENTO	: 1
I1MA	- CORRIENTE PRIMARIA POR FASE, A	: 219.69
TA	- PAR DESARROLLADO EN LA FLECHA	: 233.82 lb-pie 32.34 kg-m
TUA	- PAR EXPRESADO EN POR UNIDAD, %	: 158.57
EFIA	- EFICIENCIA, %	: 0
EPA	- FACTOR DE POTENCIA, %	: 31.78
NUCLEO	- PERDIDAS EN EL NUCLEO, KW	: 1.033
FYVSA	- PERDIDAS FRICCIÓN-VENTILACION, KW:	0
I2R1A	- PERDIDAS DEVANADO PRIMARIO, KW	: 32.150
I2R2A	- PERDIDAS DEVANADO SECUNDARIO, KW	: 59.783
INDETA	- PERDIDAS INDETERMINADAS, KW	: 1.800
WTA	- PERDIDAS TOTALES, KW	: 94.766
WEA	- POTENCIA TOTAL DE ENTRADA, KW	: 92.152

REACTANCIAS DE DISPERSION

X1	- REACTANCIA PRIMARIA, OHMS	: 1.2775
X2	- REACTANCIA SECUNDARIA, OHMS	: 1.3204
XM	- REACTANCIA MAGNETIZANTE, OHMS	: 43.5416

COMPORTAMIENTO A CARGA PLENA

TEMPN	- TEMPERATURA DE REFERENCIA, GRADOS:	75
CPSN	- POTENCIA DE SALIDA, CP	: 50.41
VELN	- VELOCIDAD DEL ROTOR, RPM	: 1774.08
SN	- DESLIZAMIENTO	: 0.0144
I1MN	- CORRIENTE PRIMARIA POR FASE, A	: 34.59
TN	- PAR DESARROLLADO EN LA FLECHA	: 147.46 lb-pie 20.39 kg-m
TUN	- PAR EXPRESADO EN POR UNIDAD, %	: 100.00
EFIN	- EFICIENCIA, %	: 91.96
FPN	- FACTOR DE POTENCIA, %	: 89.55
NUCLEO	- PERDIDAS EN EL NUCLEO, KW	: 1.033
FYVSN	- PERDIDAS FRICCIÓN-VENTILACION, KW:	0.126
I2R1N	- PERDIDAS DEVANADO PRIMARIO, KW	: 0.951
I2R2N	- PERDIDAS DEVANADO SECUNDARIO, KW	: 0.561
INDETN	- PERDIDAS INDETERMINADAS, KW	: 0.691
WTN	- PERDIDAS TOTALES, KW	: 3.363
WEN	- POTENCIA TOTAL DE ENTRADA, KW	: 40.893

COMPORTAMIENTO A PAR MAXIMO

TEMPM	- TEMPERATURA DE REFERENCIA, GRADOS:	75
CPSM	- POTENCIA DE SALIDA, CP	: 118.07
VELM	- VELOCIDAD DEL ROTOR, RPM	: 1668.64
SM	- DESLIZAMIENTO	: 0.0730
I1MM	- CORRIENTE PRIMARIA POR FASE, A	: 116.14
TM	- PAR DESARROLLADO EN LA FLECHA	: 344.85 lb-pie 47.69 kg-m
TUM	- PAR EXPRESADO EN POR UNIDAD, %	: 233.87
EFIM	- EFICIENCIA, %	: 81.43
FPM	- FACTOR DE POTENCIA, %	: 70.56
NUCLEO	- PERDIDAS EN EL NUCLEO, KW	: 1.033
FYVSM	- PERDIDAS FRICCIÓN-VENTILACION, KW:	0.112
I2R1M	- PERDIDAS DEVANADO PRIMARIO, KW	: 10.718
I2R2M	- PERDIDAS DEVANADO SECUNDARIO, KW	: 7.069
INDETM	- PERDIDAS INDETERMINADAS, KW	: 1.616
WTM	- PERDIDAS TOTALES, KW	: 20.547
WEM	- POTENCIA TOTAL DE ENTRADA, KW	: 108.169

ñador-sistema, Siprodimo necesita los datos de entrada que en seguida se listan para diseñar y modelar un motor de inducción jaula de ardilla:

a) Información general:

- Potencia nominal de salida expresada en caballos de potencia.
- Número de armazón normalizada.
- Número de polos.
- Frecuencia nominal expresada en hertz.
- Tensión nominal expresada en volts.
- Factor de servicio.

b) Información de partes:

- Diámetros externo e interno del estator y rotor.
- Longitud del paquete laminado.
- Número y tipo de las ranuras del estator y del rotor.
- Espesor y tipo de acero.
- Número y diámetro de los ductos de ventilación.

Los datos anteriores pueden ser opcionales para el caso de diseños nuevos.

c) Información sobre el devanado:

- Tipo de conexión.
- Número de circuitos en paralelo.
- Paso de las bobinas expresado en ranuras.
- Calibre(s) y número de los conductores.
- Material de los conductores del devanado del estator.
- Tipo de aislamiento de los conductores.

Los datos anteriores pueden ser opcionales para el caso de diseños nuevos.

Resultados obtenidos

Siprodimo se ha aplicado con éxito desde 1985. Se ha utilizado para diseñar electro-magnéticamente motores completos, a partir de estructuras mecánicas previamente definidas; rediseñar integralmente líneas de motores; revisar diseños de motores ya construidos; optimar materiales empleados (acero y cobre fundamentalmente); sustituir aceros de importación por aceros de manufactura nacional, sin perder las características de operación normalizadas, y rediseñar motores que han su-

FIGURA 8

Curva par — velocidad

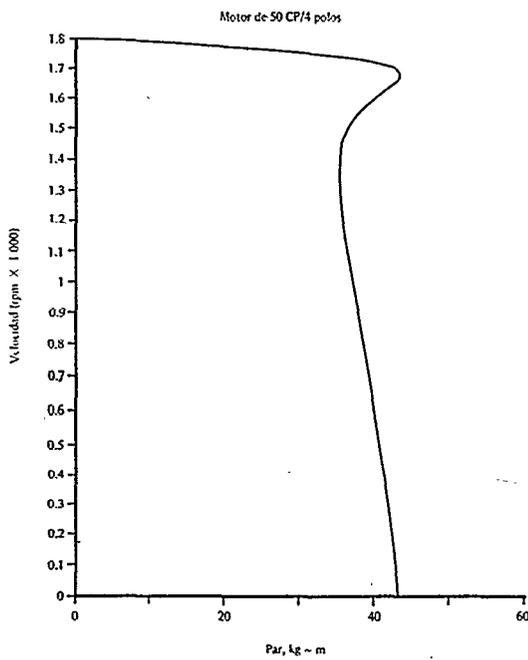


FIGURA 9

Curva de saturación en vacío (I vs. V)

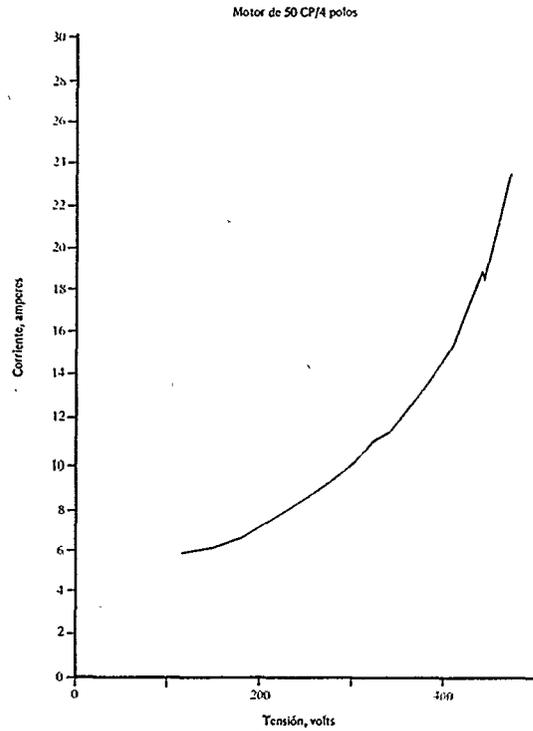


FIGURA 10

Curva de saturación en vacío (kW vs. V)

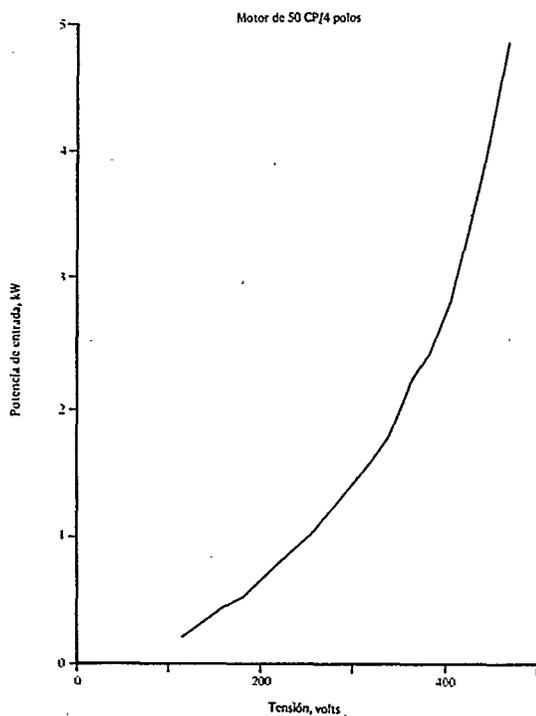
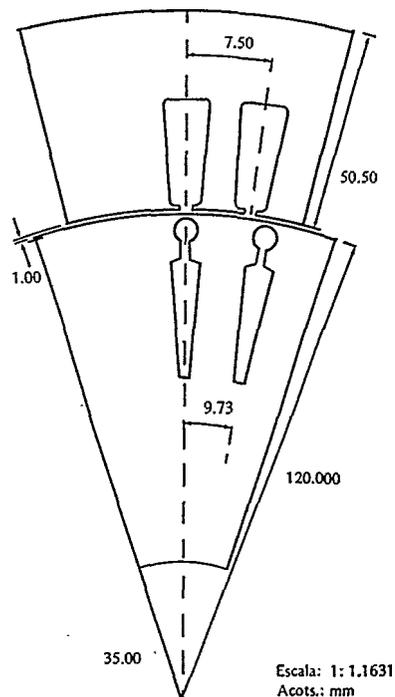


FIGURA 11

Laminaciones del estator y del rotor motor de 50 CP/4 polos



frido constantes cambios de devanados o perdido sus datos de placa.

Es conveniente mencionar que el sistema fue validado contra resultados de laboratorio de una línea completa de motores polifásicos de inducción, de una empresa manufacturera extranjera, obteniéndose resultados satisfactorios.

Dentro de las características actuales del sistema, se ha modelado el comportamiento final tanto de motores con devanados al azar como de motores con devanados preformados en forma por demás precisa.

A manera de ejemplo, se incluyen los resultados obtenidos mediante algunos de los programas:

1. Diseño de un motor de doble jaula utilizando el programa Jautri (véase la Fig. 7).
2. Trazado de la curva par-velocidad de un motor empleando el programa Parvel (véase la Fig. 8).
3. Curvas de saturación en vacío trazadas mediante el programa Vacío (véanse las Figs. 9 y 10).
4. Planos de manufactura para las laminaciones del estator y del rotor, elaborados por el programa Dibuja (véase la Fig. 11).¹²

Capacidad de servicio

Con los trabajos de investigación que han dado como resultado el manual de diseño y el Siprodimó; el Grupo de Motores, del IIE, ha consolidado su capacidad de asistencia al sector nacional de manufacturas eléctricas en el diseño, la construcción, la prueba y el uso eficiente de los motores asíncronos polifásicos.

Se espera, asimismo, integrar en el corto plazo las tecnologías referentes a sistemas de ventilación, sistemas aislantes y estudios electromagnéticos por elemento finito a la capacidad de servicio hasta ahora

desarrollada. Además, se pondrá al alcance de los fabricantes de motores, paquetes de software comercial con los programas contenidos en Siprodimó. En particular, se iniciará el lanzamiento de estos productos con los programas Jausen y Jautri.

Referencias

1. Ciprián, F. y Díaz González O., "Diseño de máquinas eléctricas rotatorias asistido por computadora digital", *Ingeniería Mecánica y Eléctrica*, enero-febrero 1986, pp. 20-23.
2. Patlán, O. y Acosta J., "Diseño eléctrico de generadores síncronos por computadora", *Boletín IIE*, julio/agosto 1986, vol. 10, núm. 4, pp. 131-138.
3. Friedman, F.L. y Koffman, E.B., *Structured Programming in FORTRAN* (2nd. ed.), Addison-Wesley Publishing Company, Inc., 1981.
4. Veinott, C.G., *Computer Aided Design of Electric Machinery*, The MIT Press, 1972.
5. Ramarathnam, R. y Desai, B.G., "Optimization of Polyphase Induction Motor Design: a Nonlinear Programming Approach", *IEEE Trans. PAS*, vol. PAS-90, núm. 2, marzo/abril de 1971.
6. Godwin, G.L., "Optimum Machine Design by Digital Computer", *AIEE Trans.*, pt. III-A, vol. 78, agosto de 1959, pp. 478-488.
7. Veinott, C.G., "Induction Machinery Design being revolutionized by the Digital Computer", *AIEE Trans.*, pt. III, vol. 75, 1957, pp. 1509-1515.
8. Tindall, C.E. y Calvert, P.A., "Computer aided Synthesis and Optimization of Induction Motor Design", *IEEE Trans. on Manufac. Technology*, vol. MFT-6, núm. 2, junio de 1977, pp. 31-37.
9. Nagrial, M.H., "Computer-aided Design Optimization of Polyphase Induction Motors", *Comput. & Elect. Engng.*, vol. 11, núm. 4, 1984, pp. 191-199.
10. Appelbaum, J., Fuchs, E.F. y White, J.C., "Optimization of Three-phase Induction Motor Design. Part I: Formulation of the Optimization Technique", *IEEE/PES Summer Meeting*, Mexico, 1986, pp. 1-8.
11. Appelbaum, J., Khan, I.A. y Fuchs, E.F., "Optimization of Three-phase Induction Motor Design. Part II: The Efficiency and Cost of an Optimal Design", *IEEE/PES Summer Meeting*, Mexico, 1986, pp. 1-8.
12. Ríos M., E. y Venegas G., *Sistema para la generación de planos para generadores eléctricos, Dibuja* (Informe final IIE/34/2250/1001/F), mayo de 1987.



FERNANDO CIPRIAN AVILA

Estudió la licenciatura en ingeniería eléctrica en el Instituto Politécnico Nacional, con especialidad en sistemas de potencia. Ha tomado cursos de diseño de máquinas asíncronas, auspiciados por la Organización de Naciones Unidas. Desde 1981, se desempeña como jefe del proyecto de máquinas asíncronas, de la División de Equipos. Es miembro de varias asociaciones de ingeniería, tales como la AMIME y el IEEE. Es investigador nacional.



OSCAR L. DIAZ GONZALEZ PALOMAS

Realizó estudios de licenciatura en ingeniería eléctrica en la Escuela Superior de Ingeniería Mecánica y Eléctrica, del Instituto Politécnico Nacional, con la especialidad de diseño de máquinas. Ha recibido capacitación en diversos cursos de diseño de máquinas asíncronas, auspiciados por la Organización de Naciones Unidas. Ingresó al IIE en 1983 y actualmente, se desempeña como investigador en el Área de Diseño de Máquinas Asíncronas, de la División de Equipos. Es miembro del IEEE.

Comparación de diseños alternativos de calentadores

Gerardo Torres Toledano

- Procedimiento para comparar diseños alternativos de calentadores.
- Utilización del procedimiento en casos en que se realizan inspecciones no continuas, ya sea periódicas o al azar.

Resumen

Se presenta un procedimiento para comparar diseños alternativos de calentadores, basándose en los registros de fallas de los tubos rotos acumuladas durante su operación. El procedimiento se emplea para casos en los que se realizan inspecciones a los calentadores no continuas, ya sea periódicas o al azar.

Introducción

Los calentadores de tubo y coraza se emplean ampliamente en diversas industrias; en el caso particular de las plantas termoeléctricas son una parte esencial debido a que su eficiencia depende en parte del buen funcionamiento de los calentadores de agua que alimentan sus generadores de vapor. Si bien la experiencia es buena consejera para seleccionar el equipo que ha de remplazar un calentador que ya resulta ineficiente, se requiere un procedimiento racional para resolver el dilema planteado por la diversidad de calentadores que existen en el mercado.

Se propone un procedimiento basado en los registros de fallas existentes; éste permite comparar distintos calentadores y es aplicable, ya que se supone que éstos han sido sometidos a condiciones y procedimientos similares de operación.

La principal virtud del procedimiento es que no requiere de una política de registro sistemático de las fallas en los tubos.

Finalmente, se muestra dicho procedimiento aplicado a un caso real.

Conceptos básicos

Se considera que el mejor tipo de calentador es aquel que, en un tiempo mayor, alcanza un cierto umbral de eficiencia mínima permisible. Así se adopta para el caso de los calentadores, como *criterio de falla*, el máximo porcentaje de tubos que garantizan un nivel deseado de eficiencia.

Se define como *inspección*, el proceso de conteo, en un cierto tiempo t , del número de tubos que se encuentran rotos o que presentan fugas en el espejo. Esta debe realizarse cuando ocurre una falla; sin embargo, no es necesario que éstas sean periódicas.

Se considera que la edad de cada calentador se cuenta a partir del inicio de su operación.

Las *fallas acumuladas* en un cierto tiempo t ; $F(t)$, son el número de tubos que han fallado desde el comienzo de la operación hasta t .

El *tiempo hasta la falla* es aquél en el que se ha alcanzado el criterio de la falla.

Metodología

Se adopta como suposición básica el hecho de que la distribución del tiempo hasta la falla de los calentadores sigue una distribución Weibull, debido a que:

- Tiene una gran flexibilidad; es decir, que puede adoptar formas distintas, dependiendo de los parámetros de la misma.

- Entre sus distintas formas, se considera una en la que la *función del peligro*^{1, 2} es creciente, lo que resulta congruente con el hecho de que los tubos de los calentadores, conforme pasa el tiempo, tienen una mayor propensión a la falla.

El procedimiento de comparación se basa en la construcción de *papeles de probabilidad*^{1, 2}, y consta de las etapas:

1. Determinar el porcentaje de las fallas acumuladas para cada inspección, es decir:

2. Identificar parejas ordenadas, para cada inspección de la forma $\ln(t)$, $\ln[-\ln[1-F(t)]]$, donde $\ln(t)$ es el logaritmo natural del tiempo de la inspección.

3. Graficar para cada calentador en escala aritmética, las parejas ordenadas identificadas en el segundo paso.

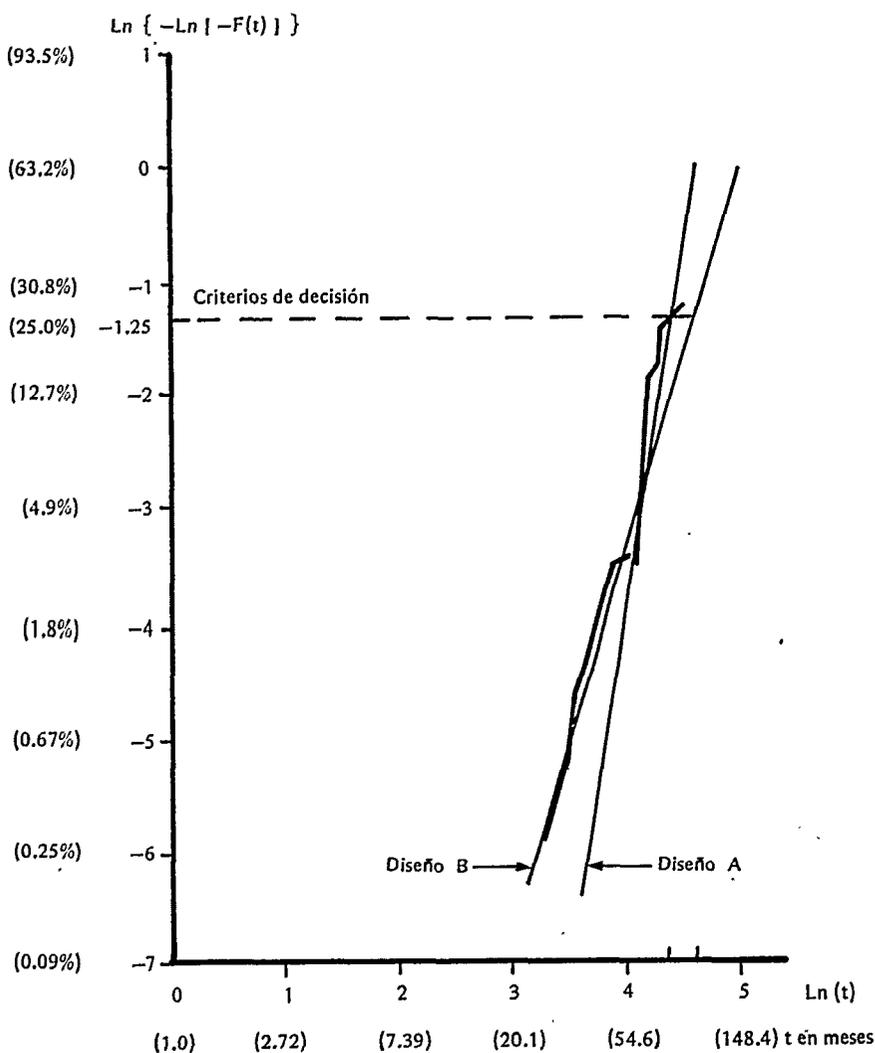
4. Ajustar, por inspección, una recta entre parejas ordenadas de cada tipo de calentador, dicha recta representa su comportamiento. Si no se identifica un patrón lineal entre los datos, es necesario adoptar otra distribución, para ello, se recomienda consultar las referencias 1, 2, 3.

5. Identificar en la gráfica el valor correspondiente al criterio de falla y trazar una recta paralela al eje $\ln(t)$, a través de la expresión:

$$\ln[-\ln(1-FC)]$$

FIGURA 1

Papel de probabilidad de la distribución Weibull para los calentadores de agua de alimentación



Simbología

Valores observados —————

Tendencia histórica —————

donde FC es el porcentaje máximo de tubos especificado para garantizar la eficiencia mínima permisible.

6. Determinar el tiempo hasta la falla, que se encuentra a través del antilogaritmo del $\ln(t)$ correspondiente a la intersección de la recta del comportamiento de cada tipo de calentador y la recta correspondiente al criterio de falla.

Ejemplo

Se analizaron dos calentadores, el tipo A y el tipo B, de agua de alimentación a generadores de vapor, conocidos como regenerativos. El cuadro 1 muestra los datos requeridos para la aplicación del procedimiento. La figura 1 presenta la aplicación, para los datos del cuadro 1, de los pasos señalados en la metodología expuesta, tomando como criterio hasta la falla un total de 25% de los tubos rotos: este criterio fue tomado con base en las experiencias de algunas plantas termoeléctricas para los fines de este ejemplo, estrictamente, debe establecerse mediante la optimización del beneficio/costo al operar el calentador en alguna planta específica.

Si se observa la figura 1, se concluye que el mejor de los dos diseños es el tipo B, ya que el tiempo esperado hasta la falla es de 97.51 meses, en tanto que para el otro es de 78.26 meses.

Conclusiones

El procedimiento presentado constituye una herramienta metodológica, de fácil aplicación, que puede emplearse no sólo en el caso de calentadores sino para la comparación de diseños alternativos de equipo, en general, previa identificación del criterio de falla.

Es conveniente señalar que un estudio profundo de selección de equipo puede requerir de la consideración de criterios adicionales al de la confiabilidad, tales como el de costo; en ese caso debe restringirse el uso del procedimiento descrito a una fase inicial del estudio.

Referencias

1. Ang A., H.S. y W. H. Tang, *Probability Concepts in Engineering Planning and Design*, vol. 1, John Wiley & Sons, 1984.
2. Nelson, W., *Applied Life Data Analysis*, John Wiley & Sons, 1982.
3. Terán C., Alejandro, *Apuntes de confiabilidad*, División de Estudios de Posgrado, Facultad de Ingeniería, UNAM, México, 1987.

CUADRO 1

Información requerida para cada tipo de calentador

Información inicial									
Tipo	(meses)	Intervalo	Tubos rotos	Tiempo acum. (t)	Ln (t)	Tubos rotos acumulados	F (t)	Ln [-Ln [1-F (t)]]	
A	60.9	7	60.9	4.109	7	0.0295		-3.507	
	7	26	67.9	4.218	33	0.1392		-1.898	
	3	3	70.9	4.261	36	0.1519		-1.754	
	2.	11	72.9	4.289	47	0.1983		-1.509	
	3	4	75.9	4.329	51	0.2152		-1.417	
	5	5	80.9	4.393	56	0.2363		-1.311	
	3	3	83.9	4.430	56	0.2489		-1.251	
	4	2	87.9	4.476	61	0.2574		-1.212	
	Sobreviven:		176						
			237						
B	27.13	1	27.13	3.301	1	0.0024		-6.031	
	5	1	32.13	3.470	2	0.0048		-5.337	
	1	1	33.13	3.500	3	0.0071		-4.930	
	4	2	37.13	3.614	5	0.0119		-4.425	
	12	7	49.13	3.894	12	0.0286		-3.540	
	7	1	56.13	4.028	13	0.0309		-3.458	
	Sobreviven:		407						
		420							

J. GERARDO TORRES TOLEDANO

Obtuvo su licenciatura en Ingeniería Química Industrial, en la Escuela Superior de Ingeniería Química e Industrias Extractivas, del Instituto Politécnico Nacional. Durante 1981-184, trabajó para el Instituto Mexicano del Petróleo, en Ingeniería de Proyectos de Explotación, donde

cursó la especialización en Ingeniería Básica de Procesos. De enero de 1985 a la fecha, ha trabajado como investigador en el Departamento Mecánico, de la División de Estudios de Ingeniería, del IIE. Actualmente, cursa la maestría e Ingeniería en Investigación de Operaciones, en la División de Estudios de Posgrado, de la Facultad de Ingeniería, de la Universidad Nacional Autónoma de México.

bolsa de trabajo

<p>51475 Físico, 29 años, soltero, masculino, egresado de la Universidad Veracruzana (81-85). Tema de tesis: "Desarrollo de un modelo dinámico para el sistema de recirculación de un reactor tipo BWR". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.</p>	<p>51887 Ingeniera industria en química, 24 años, soltera, femenino, egresada del Instituto Tecnológico de Orizaba (82-86). Tema de tesis: "Obtención de metano a partir de vinaza por descomposición anaeróbica". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.</p>	<p>51552 Ingeniera química, 23 años, soltera, femenino, egresada de la Universidad Autónoma del Estado de Morelos (82-86). Tema de tesis: "Comparación de la hidrodinámica y transferencia de calor de un intercambiador de calor de lecho fluidizado sólido-líquido vertical y otro horizontal a nivel laboratorio". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.</p>
<p>51441 Ingeniera en electrónica, 27 años, soltera, femenino, egresada de la Universidad Nacional Autónoma de México (79-85). Tema de tesis: "Diseño, construcción y pruebas de una tarjeta electrónica para monitoreo de variables adquiridas por el sistema ANEMODATA-I-IIE". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.</p>	<p>51707 Administradora de empresas, 23 años, soltera, femenino, egresada del Instituto Tecnológico de Oaxaca (82-86). Tema de tesis: "Diseño, validación y estandarización de una batería de pruebas técnicas de conocimientos y habilidades para seleccionar al personal sindicalizado del IIE". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.</p>	<p>INSTITUTO DE INVESTIGACIONES ELECTRICAS División de Información Tecnológica y Desarrollo Profesional Interior Internado Palmira Palmira, Temixco, Morelos 62490, México Tel. (9173) 183 811, ext. 3350 y 2094</p>

Solución del problema de sílice coloidal en la central termoeléctrica San Luis Potosí

Humberto López Rubalcava
Sergio Mercado
Protasio Guerra

- La operación de la primera unidad de 350 MW de la central termoeléctrica de San Luis Potosí sólo se podía mantener a 25% de su capacidad por problemas de sílice coloidal.
- La aplicación por primera vez en México de un sistema de ultrafiltración de fibras huecas permitió operar la central a plena carga.

Resumen

En junio de 1986, la Comisión Federal de Electricidad (CFE) efectuó pruebas de elevación de carga en la primera unidad normalizada de 350 MW de la central termoeléctrica San Luis Potosí; sin embargo, aún no se terminaba de instalar el nuevo sistema para la eliminación de sílice coloidal, consistente en un sistema de ultrafiltración de fibras huecas de 110 m³ de capacidad, que por primera vez se aplicaría en una central termoeléctrica del país.

Se decidió instalar dicho sistema debido a que el agua de pozos que abastece la central proviene de un reservorio geotérmico, con temperaturas de 38°C y con un contenido de 15 a 250 partes por billón de sílice coloidal, lo que hace necesario eliminarla para poder operar la caldera en sus condiciones de diseño (175 bars y 540° Celsius). Aunque se tenía una planta desmineralizadora para el tratamiento del agua de alimentación, las resinas no retenían la sílice coloidal.

Asimismo, la operación de la primera unidad se mantenía a 25% de su capacidad; al tratar de incrementarla a 50%, el contenido de sílice rebasaba los límites permitidos en el agua de la caldera, dando 1 500 ppb en el agua y 28 ppb en el vapor. Una vez instalada la planta de ultrafiltración, la central operó a plena carga obteniéndose en el vapor valores inferiores al

límite permitido de sílice, es decir, de 10 partes por billón.

A fines de 1987, entró en operación la segunda unidad de 350 MW con equipo de ultrafiltración, alcanzando la plena carga sin problemas. Comprobada la eficiencia de la ultrafiltración para eliminar la sílice coloidal del agua de alimentación a la caldera, la CFE aplicará este sistema en otras centrales del país, que tienen o tendrán el mismo problema.

Introducción

En marzo de 1980, la CFE inició la construcción de la central termoeléctrica de San Luis Potosí (CTSLP) para generar 700 000 kW por medio de dos unidades con una capacidad de 350 000 kW cada una. En junio de 1986, entró en operación comercial la primera unidad y en septiembre de 1987, la segunda.

La CTSLP es una de las primeras centrales normalizadas de la CFE; tiene como característica fundamental la utilización de calderas de alta presión y temperatura (175 bars y 540°C). Las calderas necesitan agua de alimentación de extrema pureza para evitar problemas de incrustación por contaminación del vapor, tanto en las tuberías de la caldera como en la turbina, debido a la disolución o al arrastre de minerales.

La sílice es uno de los compuestos que puede ocasionar mayores daños, ya que se disuelve en el vapor que produce la caldera. Posteriormente, se deposita en los álabes de la turbina, reduciendo su capacidad de generación y provocando vibraciones.

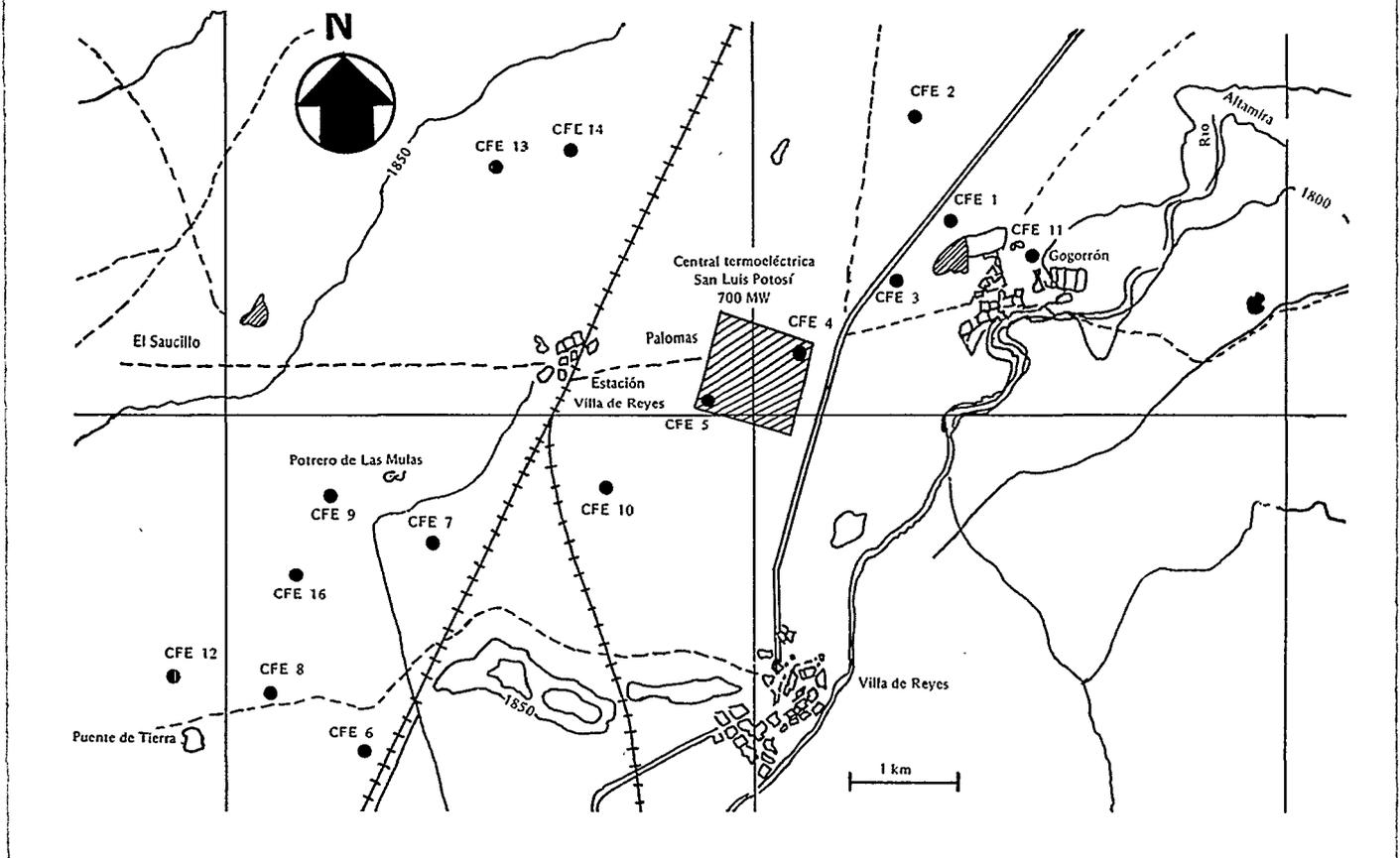
El agua cruda que utiliza la CTSLP proviene de un reservorio geotérmico, el agua se extrae de pozos profundos y tiene en la descarga temperaturas hasta de 38°C, por su origen hidrotermal (véase la Fig. 1).

Las aguas geotérmicas contienen normalmente tanto sílice disuelta (en este caso 100 ppm) como sílice coloidal (15 a 250 partes por billón en los diferentes pozos de la CTSLP). La primera se elimina sin problemas, al igual que los demás minerales presentes en el agua, mediante resinas de intercambio iónico; sin embargo, la sílice coloidal no se elimina por este método, ya que las resinas no la retienen. Por tanto, fue necesario estudiar la forma para eliminarla.

Debido a que son pocas, las centrales que presentan este problema, tanto en México como en el mundo, sólo se tenían soluciones parciales del problema. Por esta razón, la CFE —a través de su Gerencia de Proyectos Termoeléctricos— se apoyó en el Instituto de Investigaciones Eléctricas (IIE) para proporcionar una solución completa al problema. Fue así como el IIE evaluó diversos métodos y efectuó experi-

FIGURA 1

Localización de la central termoeléctrica San Luis Potosí y pozos de abastecimiento de agua



mentaciones a nivel piloto, en el sitio, utilizando principalmente equipos de ultrafiltración para remover la sílice coloidal como pretratamiento del agua de alimentación de las calderas.

El objetivo principal —que era obtener la información técnica básica que permitiera a la CFE seleccionar cuál de los métodos estudiados resultaba más adecuado para reducir el contenido de sílice coloidal a valores menores de 10 ppb en el agua de alimentación— se logró al seleccionar el método de ultrafiltración, ya que ofrecía mayor confiabilidad y eficiencia para la eliminación de la sílice coloidal a los niveles requeridos.

Presencia y problemática de la sílice

La sílice se presenta en aguas naturales en forma reactiva o soluble y coloidal. Ambos tipos deben eliminarse. Tradicionalmente, la sílice reactiva se remueve sin problemas mediante el proceso de intercambio iónico, indispensable en una central termoeléctrica para proporcionar agua de buena calidad y libre de sales a la caldera.

En el caso de la sílice coloidal, el proceso de remoción es más complejo. En principio, los procedimientos analíticos que existían para cuantificar sílice coloidal eran poco confiables, por lo que es necesar-

rio desarrollar un método adecuado; con este propósito, se efectuaron gran número de determinaciones de prueba. Una vez afinado el método, se realizaron 210 determinaciones de sílice coloidal, quedando plenamente comprobado. Básicamente, se trata del método colorimétrico *millipore*; en el que primero se capta la sílice coloidal de la muestra de agua, en una membrana de 0.22 μm de porosidad, después se disuelve con ácido fluorhídrico, utilizando siempre recipientes de plástico y acero inoxidable.

La sílice es una de las causas de que existan depósitos en los álabes de las turbinas e incrustaciones en los tubos y cabe-

zales de las calderas. Con frecuencia se ha observado la presencia de estos depósitos, principalmente en calderas que operan a alta presión (175 bars). La explicación más aceptada para este fenómeno es que cuando la sílice se encuentra en el agua de alimentación por arriba de los niveles permitidos (20 ppb o más), pasa a la fase vapor, disuelta en el mismo. Por tanto, es necesario disminuir la concentración de sílice en el agua de alimentación para evitar que pase al vapor y sea acarreada hasta la turbina. A las condiciones de presión y temperatura de diseño, el límite permisible de sílice en el agua de caldera es de 300 ppb y en el vapor de 10 partes por billón.

Equipo de ultrafiltración seleccionado

Durante las pruebas piloto se analizaron dos equipos de ultrafiltración, uno de fibras huecas y otro de membrana en espiral.

CUADRO 1

Especificaciones de las fibras huecas y de los cartuchos

A. Membranas

Marca:	Romicon
Modelo:	HF-132-20-GM80
Diámetro interior de la fibra:	0.5 mm (0.02")
Flujo mínimo de producto:	2 400 l/h (10 GPM)
Temperatura máxima:	45°C (113°F)
Peso molecular:	C.A. 80 000
Tamaño de poro promedio:	40-50 amstrongs (aproximadamente 0.005 µm)
Espesor de la membrana activa:	0.1 µm

B. Cartuchos

Marca:	Romicon
Modelo:	HF-132-20-GM80
Material del contenedor:	polisulfona
Número de fibras huecas:	2 940 piezas
Area de membranas:	12.2 m ² (132 pies cuadrados)
Longitud del cartucho:	1.09 m (43")
Diámetro exterior:	12.7 cm (5")
Material de adherencia:	epóxico

FIGURA 2

Detalle del cartucho de fibras huecas

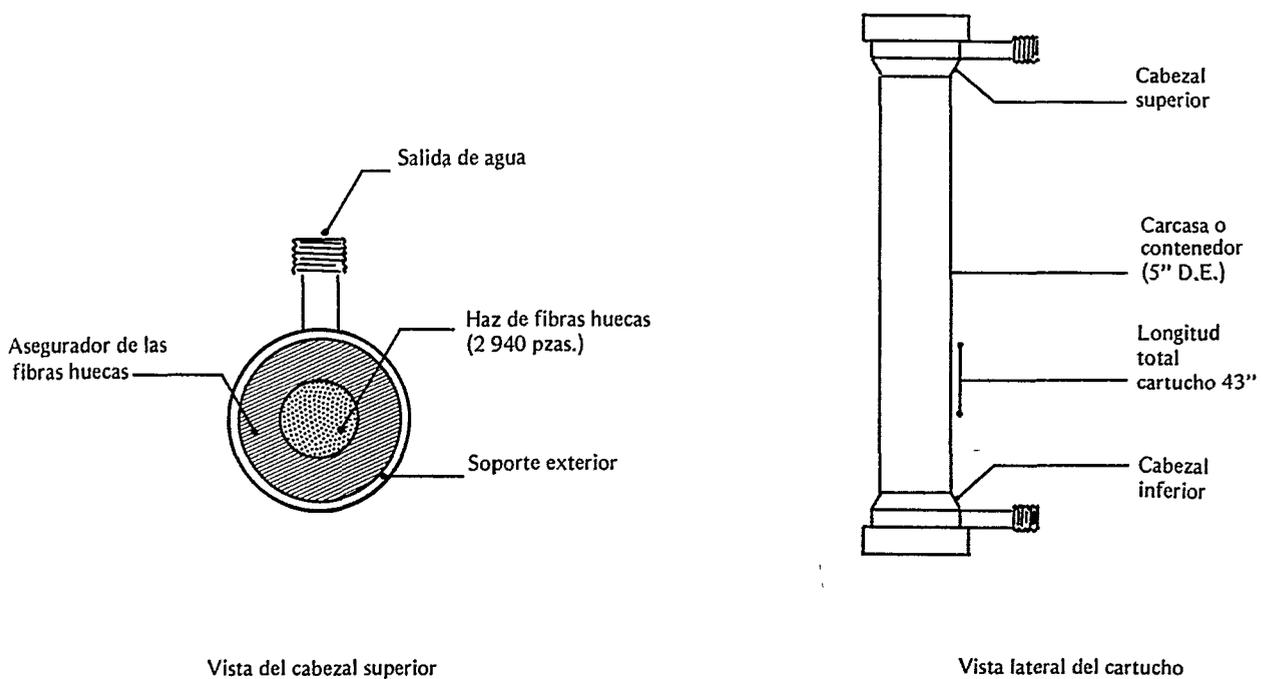
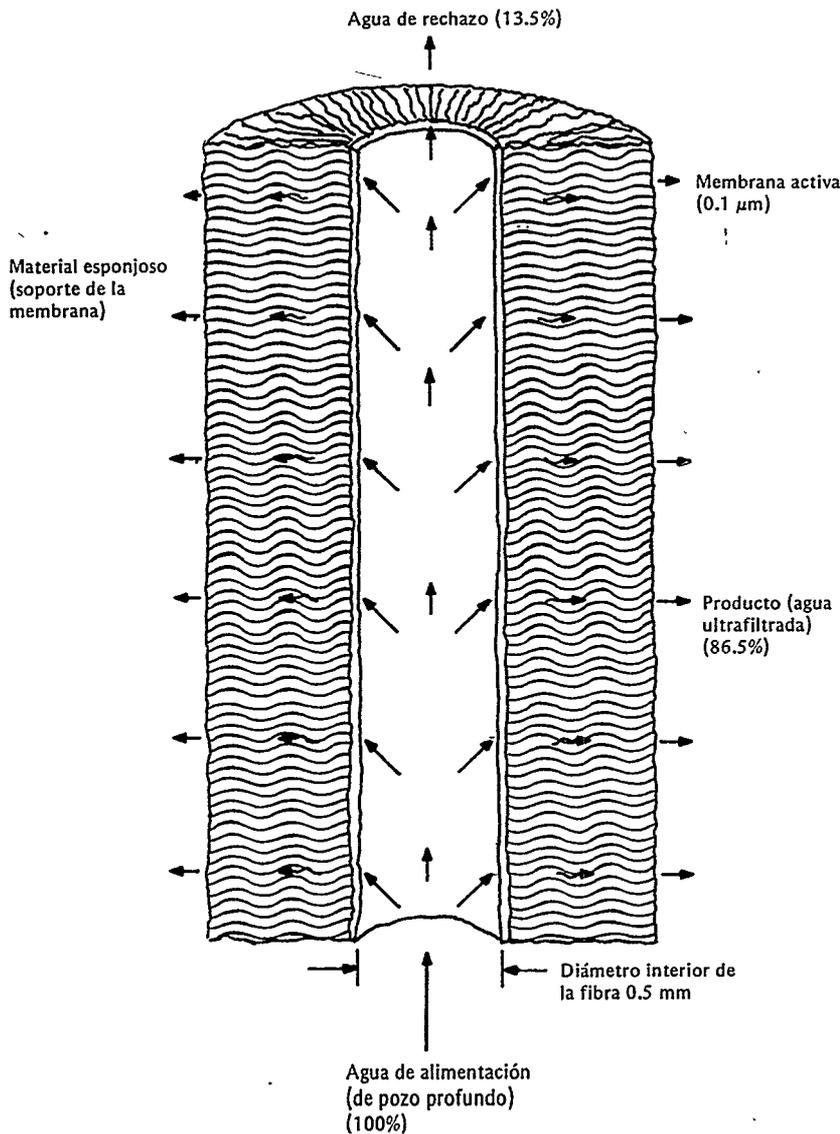


FIGURA 3

Corte longitudinal de una fibra hueca y funcionamiento de la misma



Los dos equipos resultaron similares en cuanto a la calidad del producto (6 ppb de sílice coloidal). Se seleccionó el de fibras huecas porque requería de menor presión de operación y por otras ventajas que incluyen la operación y el mantenimiento del equipo y la flexibilidad del sistema.

Las fibras huecas están construidas de polímeros sintéticos no celulósicos que tienen una película o piel muy resistente en la parte interna, soportada por una estructura envolvente esponjosa. La pared de las fibras huecas proporciona la resistencia necesaria para una larga vida. La membrana

activa es de tan sólo 0.1 µm de espesor y cualquier partícula que pase a través de ella, lo hará a través de la estructura exterior o de soporte. Cualquier depósito de materia extraña se forma sobre la membrana y no en la estructura de soporte. Dicha estructura de las fibras huecas permite usar la técnica de retrolavado que ayuda a mantener una alta proporción de filtración a través de las fibras.

La naturaleza no celulósica de las fibras huecas hace posible la operación continua a temperaturas hasta de 45°C y en una amplia gama de pH de 1.5 a 13; la presión máxima entre alimentación y rechazo es de 1.7 bars g. El diámetro interior de cada fibra es de 0.5 mm; el tamaño de poro, de 40 a 50 amstrongs (aproximadamente 0.005 µm). Las fibras se encuentran dentro de un cartucho. Cada cartucho consta de cinco componentes: a) una carcasa o contenedor cilíndrico de polisulfonas de alta resistencia al impacto, a la temperatura y a diversos compuestos químicos; b) cabezales moldeados de polisulfonas, soldadas al contenedor, con entradas y salidas separadas para el agua de alimentación y el fluido permeado; c) el haz de fibras huecas con 2 900 fibras; d) terminales tubulares de polipropileno, y e) un sujetador de las fibras en los extremos (véase la Fig. 2).

Las especificaciones de las fibras y de los cartuchos se proporcionan en el cuadro 1.

Los principales parámetros de operación de los cartuchos de fibras huecas son:

- **Temperatura:** Ambiente a un máximo de 45°C. Al operarse a temperatura elevada aumenta el flujo a través de las membranas.

- **Presión:** El gradiente de presión transmembrana no debe exceder 1.7 bars, siendo la máxima presión permisible en la alimentación de 4 bars.

- **ph:** El ph del agua de alimentación puede variar de 1.5 a 13 sin dañar la membrana.

- **Resistencia química:** Las membranas resisten ácido acético al 30%; hidróxido de amonio, al 50%; etanol, al 25%, ácido clorhídrico, al 5%; ácido nítrico, al 5%; hidróxido de sodio, al 1%. Sufren ataque

FIGURA 4

Diagrama de flujo de la planta de ultrafiltración

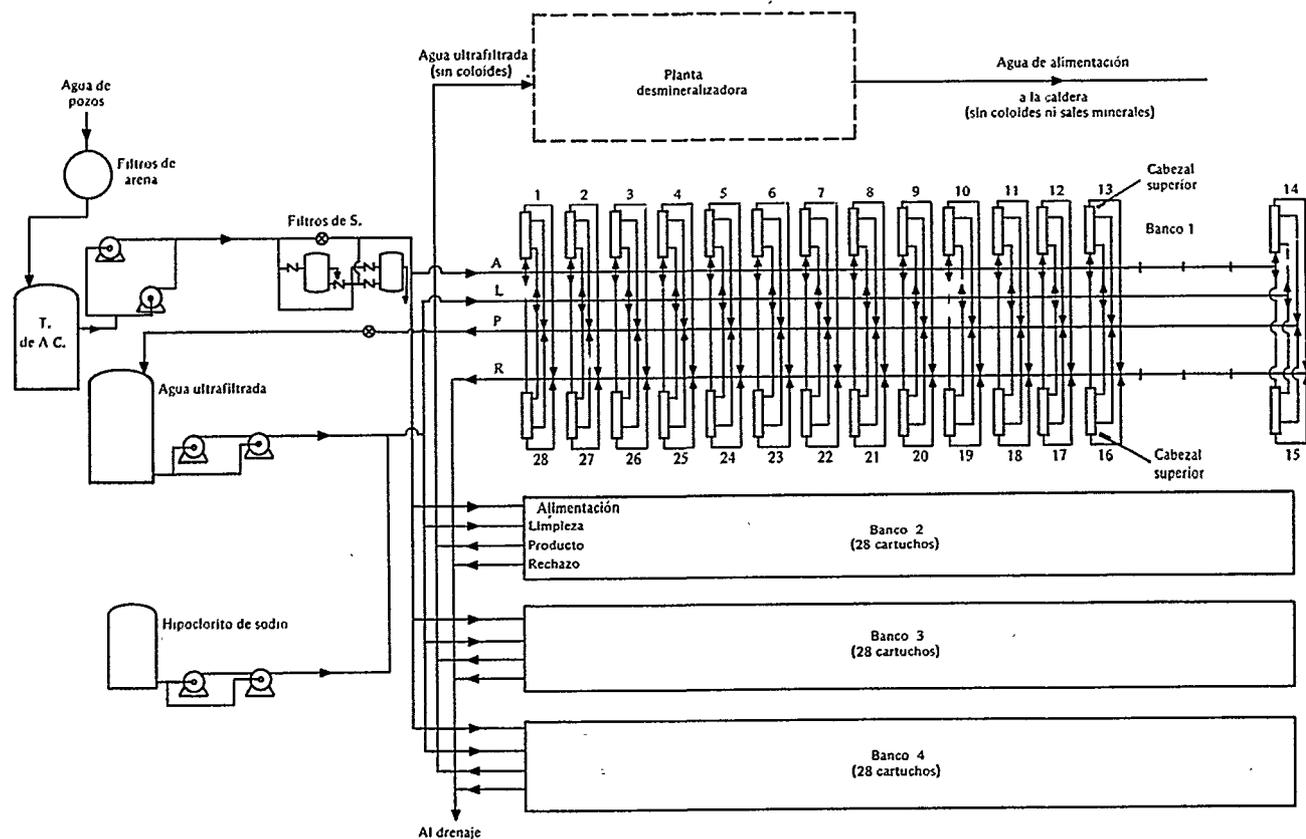


FIGURA 5

Arreglo del equipo de ultrafiltración (planta)

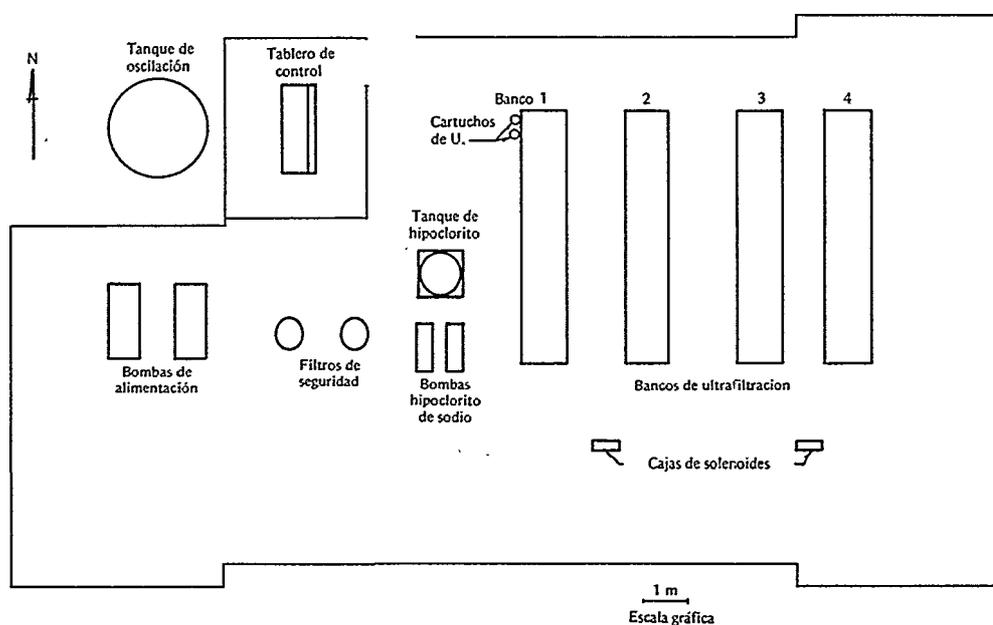
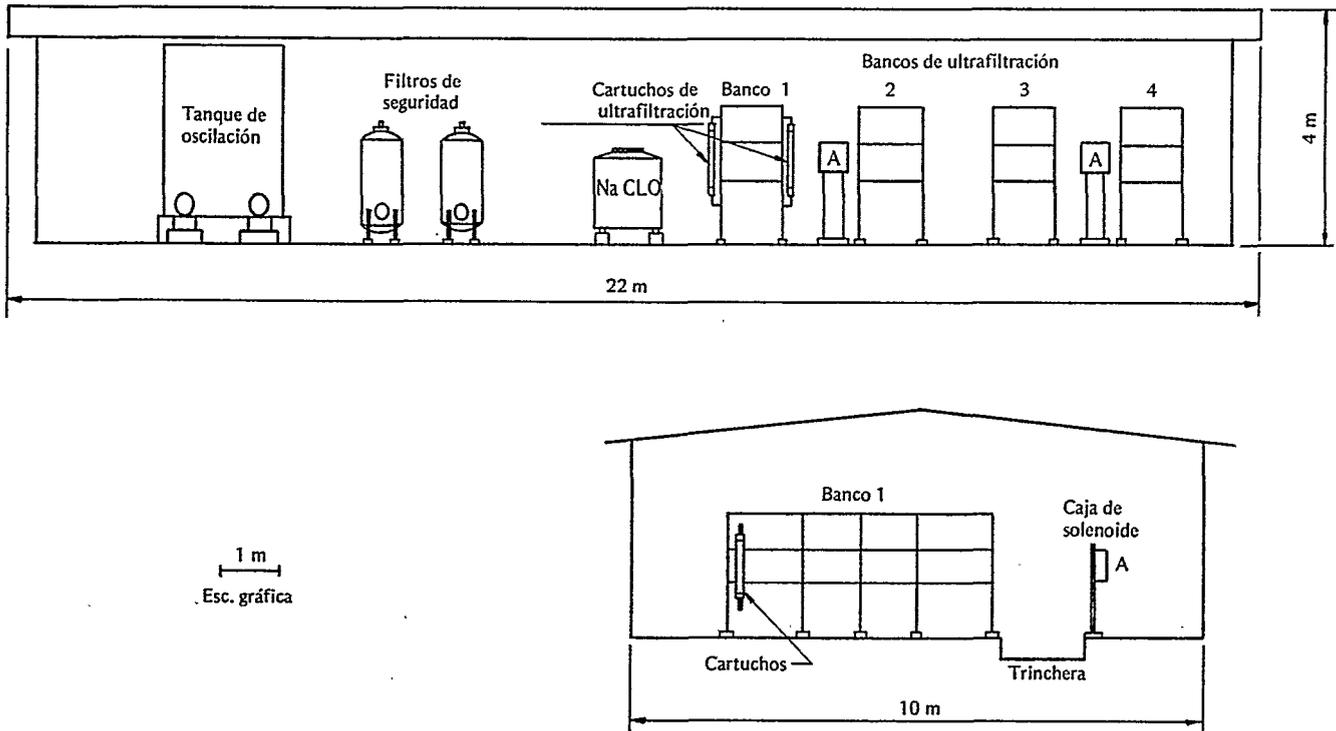


FIGURA 6

Arreglo del equipo de ultrafiltración (elevación)



con solventes como acetato de etilo al 100%; tolueno, al 1%; xileno, al 1%; etanol, al 50%, y reactivos como hidróxido de sodio, al 5% o ácido sulfúrico, al 96 por ciento.

El funcionamiento de las membranas es simple (véase la Fig. 3), el agua de alimentación entra a las fibras huecas a través del cabezal inferior, desplazándose en forma ascendente y recorriendo la fibra a lo largo. La filtración se efectúa a través de la membrana ultrafiltrante. El agua que traspasa dicha membrana pasa a través del material esponjoso y queda en la concavidad interna del cartucho de donde pasa al tanque de almacenamiento; a esta agua se le llama producto y está libre de coloides. El agua de rechazo con elevado contenido de coloide continúa hasta el final de la fibra, sale y se recolecta en el cabezal superior del car-

tucho para salir al drenaje. El flujo de rechazo se determina en función de la calidad del agua, si es agua pura (desmineralizada) se tiene un flujo de rechazo de sólo 5%, en tanto que si es agua que proviene de una fuente superficial o de pozos se tiene de 10 a 15 por ciento de rechazo. La ultrafiltración puede aplicarse como postratamiento, en el primer caso, y como pretratamiento, en el segundo, que es como se hace en la CTSLP, debido principalmente a que fue un equipo complementario, que no estaba previsto en el diseño original del sistema de tratamiento de agua de alimentación a la caldera.

Es necesario limpiar las membranas cuando se acumula el coloide, éste se elimina básicamente mediante un retrolavado químico, utilizando hipoclorito de sodio y un retrolavado simple con agua. Se em-

plea alrededor de media hora en la operación, incluidos un prelavado y enjuague final.

Equipo de ultrafiltración instalado en la CTSLP y equipo auxiliar

El equipo principal cuenta con un arreglo de cuatro bancos (véase la Fig. 4), cada uno con 28 cartuchos (en operación actualmente), se tiene sitio para instalar seis cartuchos más en cada banco.

Cada banco tiene una capacidad para tratar 27.5 m³/h de agua de pozo; por tanto, los cuatro bancos producen un flujo máximo de 110 m³/h. El flujo de rechazo es de 13.7%, por lo que la alimentación de agua de pozo al sistema es de 127.5 metros cúbicos por hora.

Los cartuchos están montados en estructuras metálicas, en doshileras paralelas, de 14 cartuchos cada una, separadas un metro una de otra (véase la Fig. 5). En la parte central, están las tuberías de suministro de agua de pozo, agua para limpieza, agua ultrafiltrada, colector de rechazo y colector de desechos de limpieza. Todas las tuberías son de polipropileno y PVC.

A su vez, los bancos se unen en uno de los extremos a las tuberías principales (véase la Fig. 4) de agua de pozo, agua ultrafiltrada, etc., estas tuberías son también de PVC.

Las válvulas utilizadas en los bancos para el cambio de flujos, durante la operación normal y la limpieza, son del tipo mariposa con actuadores neumáticos; sólo en la línea de rechazo de cada banco se tienen válvulas de diafragma con actuador neumático para regular el flujo.

El equipo auxiliar consta de dos filtros de medio mixto de arena, antracita y granate, dos prefiltros de seguridad, dos bombas de agua de alimentación a bancos, dos bombas de agua de limpieza (ultrafiltrada), dos bombas para el manejo de solución de hipoclorito de sodio, un tanque de almacenamiento de agua de pozo, un tanque de agua ultrafiltrada y un tanque de hipoclorito de sodio.

Se cuenta también con un tablero de control de proceso para operación cien por ciento automatizada, que contiene un cuadro de alarmas, monitores de conductividad, indicadores de flujo, diagrama de flujo con señalización de las válvulas automáticas y botones de mando para acción manual o automática. Además, se tienen válvulas e interruptores automáticos por alta presión diferencial, rotámetro para calibración del flujo de rechazo, válvulas de alivio, etcétera.

Tanto el equipo principal como el auxiliar se alojan en una caseta de 22 m de largo por 10 m de ancho y 4 m de alto (véase la Fig. 6).

Resultados en la operación del equipo de ultrafiltración

Durante las pruebas e inicio de la operación del equipo, se tuvieron varios problemas;

el más significativo lo causaron partículas arrastradas por agua cruda. Dichas partículas bloquearon las fibras huecas, por lo que fue necesario invertir la posición de los cartuchos; con esto se logró restablecer el flujo. Actualmente, se cuenta con filtros de medio mixto para evitar que se repita este problema.

En el cuadro 2 se tienen los resultados iniciales del contenido de sílice coloidal en el agua cruda y en el agua ultrafiltrada; los valores del producto varían entre 8 y 11 partes por billón, esto es excelente, ya que se aprecia que el equipo cumple su función adecuadamente.

CUADRO 2

Contenido de sílice coloidal antes y después del tratamiento

<i>Agua cruda*</i> <i>SiO₂ ppb</i>	<i>Agua ultrafiltrada</i> <i>SiO₂ ppb</i>
184.6	10.6
256.0	10.8
89.5	11.9
70.5	8.5

*Se tiene variación en el contenido de sílice del agua cruda, dependiendo de los pozos que se estén utilizando.

También se ha observado que a medida que se extrae agua de los pozos en forma continua ha mejorado la calidad del agua extraída. Por ejemplo, el pozo 5 que al inicio del bombeo contenía 3 000 ppb de sílice coloidal, disminuyó a los cinco meses a 227 ppb y después de tres años bajó a 15 ppb. En el cuadro 3 se muestran los conte-

CUADRO 3

Contenido de sílice coloidal actual de pozos en operación

<i>Pozo número</i>	<i>SiO₂ ppb</i>
2	56
5	15
7	247
8	70
9	211
16	99
20	40
21	88
24	77

nidos de sílice coloidal de los diversos pozos en operación.

Problemática causada por la sílice coloidal durante el arranque de la primera unidad de generación de 350 MW

A principios de junio de 1986, en la unidad 1 se efectuaron pruebas de elevación de carga sin el equipo de ultrafiltración, ya que éste estaba en instalación. Se produjo agua desmineralizada de tres pozos con bajo contenido de sílice coloidal, sin ultrafiltrar. En tanto que la carga de la unidad fue baja —es decir, de 25 a 30 por ciento (87 a 105 megawatts)— sólo se requirió agua de esos tres pozos, por lo cual el agua de repuesto a la caldera fue de calidad aceptable; sin embargo, cuando se intentó elevar la carga a 50% (175 MW) fue necesaria agua de otros pozos, principalmente para abastecer el sistema de enfriamiento, por esta razón el contenido de sílice coloidal aumentó en el agua cruda con el consecuente aumento en el agua de repuesto de la caldera, ya que la desmineralizadora no retenía la sílice coloidal. Esto ocasionó una elevación anormal de sílice en el ciclo tanto en la caldera como en el vapor, situación que obligó a bajar la carga de la unidad y la presión de la caldera. El resultado fue que sólo podía generarse el 25 por ciento.

En el cuadro 4 se aprecian las variaciones de la sílice coloidal en el agua de la caldera y en el vapor al incrementar la carga de la unidad de 25 a 50 por ciento.

Como puede apreciarse, no podía operarse la unidad al 50% y, mucho menos, a plena carga por la elevación del contenido de sílice en el agua de la caldera y, consecuentemente, en el vapor.

Una vez que entró el equipo de ultrafiltración en servicio (finales de junio de 1986), y pudo alimentarse la caldera con agua de repuesto con bajo contenido de sílice coloidal, el contenido de la sílice en el agua de la caldera disminuyó a los límites prestablecidos, teniéndose vapor con menos de 10 ppb de SiO₂. Así, el 30 de junio de 1986, se consiguió alcanzar el cien por ciento de la carga (350 MW); con ello se corroboró que la selección del sistema de ultrafiltración para eliminar la sílice coloidal era acertada.

CUADRO 4

Variación del contenido de sílice al variar el porcentaje de carga en la unidad 1

Porcentaje de carga (MW)	Contenido de SiO ₂ agua de caldera*	En ppb vapor**
25 (87.5)	350	10
35 (122.5)	650	16
40 (140.0)	800	20
45 (157.5)	1 100	24
50 (175.0)	1 500	28

* Límite permisible 300 ppb.

** Límite permisible 10 ppb.

A finales de 1987, entró en operación la segunda unidad de 350 MW, con el equipo de ultrafiltración operando, y se alcanzó plena carga sin ningún problema.

Conclusión

Sólo se mencionará que habiéndose comprobado la eficacia de la ultrafiltración para eliminar la sílice coloidal del agua de alimentación de la caldera, la CFE ha adoptado el sistema para aplicarlo en otras

centrales que tienen el mismo problema en el país. Cabe agregar que la CFE fue una de las primeras instituciones que, a nivel mundial, utilizó el sistema de ultrafiltración para eliminar totalmente el problema de la sílice coloidal en el agua de alimentación de las calderas de centrales termoeléctricas.

Bibliografía

Del Río, F. (1987). "Ultrafiltración", XIV

Reunión Nacional de Ingenieros Químicos. Museo Tecnológico CFE. México, 52 p.

Instituto de Investigaciones Eléctricas (1983). *Eliminación de sílice coloidal del agua de alimentación de la CTSLP*, vol. 1, Palmira, Morelos, 166, (Informe IIE/11/1855/06/F).

Intensa (1985). "Sistema de ultrafiltración", *Catálogo mecánico*, vol. 1.

Mercado, S., E. Santoyo, H. Gamiño, R. Hurtado, D. Barragán, R.M. Barragán, M. Catheliane y J. L. Avila, (1984). "Eliminación de sílice coloidal del agua de alimentación de la central termoeléctrica San Luis Potosí", *Boletín IIE*, vol. 8, núm. 3, pp. 123-136.

Mercado, S. y H. López-Rubalcava (1985). "Pruebas de ultrafiltración para la eliminación de sílice coloidal del agua de alimentación de la central termoeléctrica San Luis Potosí", *Memorias del V Congreso Int. sobre Tratamiento de agua*. México.

Mercado, S., E. Santoyo, H. Gamiño, y H. López-Rubalcava (1985). "Colloidal Silica Removal from Geothermal Waters using Ultrafiltration Systems", *GRC Transactions*, vol. 9, parte II, pp. 263-267.

Vargas, C.A. (1986). "Estudio de la influencia de la sílice coloidal en los suministros de agua y el equipo de intercambio iónico de la central termoeléctrica Salamanca", *Tecnolab*, vol. II, núm. 12, pp. 30-47.

HUMBERTO LOPEZ RUBALCAVA

Ingeniero químico, egresado de la Facultad de Química, de la UNAM. Tiene 20 años de experiencia en diseño, construcción y operación de sistemas de tratamiento de agua de centrales termoeléctricas. Actualmente, es jefe de la Disciplina de Ingeniería Química, de la Subdirección de Construcción, de la Comisión Federal de Electricidad.

SERGIO MERCADO

Estudió la licenciatura en ingeniería química, en la Universidad Nacional Autónoma de México. Ha realizado estudios en el campo de la geotermia por más de 21 años. Tiene cerca de 65 trabajos de investigación en su especialidad, algunos de los cuales han sido presentados en congresos nacionales e internacionales. Es investigador nacional y actualmente, colabora en la División de Estudios de Ingeniería, del Instituto de Investigaciones Eléctricas.

PROTASIO F. GUERRA

Egresó como ingeniero químico de la ESIQIE, del IPN. Es especialista en diseño, construcción y operación de sistemas de tratamiento de agua de centrales termoeléctricas. En la actualidad, colabora en la Disciplina de Ingeniería Química, de la Subdirección de Construcción de la Comisión Federal de Electricidad.

Análisis dinámico del sistema de condensado y agua de alimentación de la nucleoelectrónica de Laguna Verde

Javier Macedo
Ramón Sandoval

- Modelo matemático no lineal que permite calcular los flujos y las presiones en la red de tuberías y equipos que integran los sistemas.
- El modelo formará parte del simulador de Laguna Verde.

Resumen

En este artículo se muestra un modelo matemático no lineal de los sistemas de condensado, agua de alimentación y drenes de calentadores de la central nuclear de Laguna Verde para su simulación en tiempo real.

El modelo permite calcular los flujos y las presiones en toda la red de tuberías y equipos que integran los sistemas. Se obtuvo utilizando el concepto de desbalance de fuerzas en el fluido, y es capaz de reproducir su comportamiento dinámico ante variaciones inducidas por los diversos modos de operación y fallas más comunes.

El objetivo final del modelo es formar parte del simulador de Laguna Verde que se empleará para el adiestramiento de los operadores de dicha central nuclear.

Introducción

Los sistemas de condensado, agua de alimentación y drenes de calentadores conforman uno de los 47 módulos en que se dividió el simulador de Laguna Verde para su desarrollo. Cada uno debe modelarse, probarse, y acoplarse con el resto de los modelos y a los tableros que finalmente integrarán el simulador.

El modelo se obtuvo con base en la cantidad de movimiento que tiene el fluido al transportarlo desde el pozo caliente del condensador principal y desde el tanque de drenes de calentadores hasta el reactor, y permite determinar los flujos y las presiones en toda la red de tuberías (véase la Fig. 1).

Dada la complejidad del sistema, resultó conveniente realizar una serie de simplificaciones y consideraciones con la finalidad de tener un modelo lo más sencillo posible, sin que por ello se perdiera precisión en el cálculo de los flujos y las presiones.

Como primer paso, se realizaron balances en los cabezales

de succión y descarga de las bombas, así como en los puntos donde se tienen líneas de recirculación o ramificaciones importantes en las que es necesario conocer la presión y cada flujo en forma independiente.

Los equipos y las válvulas localizados entre estos puntos se redujeron a una resistencia equivalente, considerando si se encuentran arreglados en serie o en paralelo, y se obtuvo el diagrama simplificado que se muestra en la figura 2.

Otro punto de vital importancia en la simplificación de la red fue despreocupar salidas y entradas al sistema que no tuvieran una importancia relevante o que su omisión no perjudicara el cálculo de los flujos principales.

Descripción de los sistemas

Sistema de condensado

Este sistema se inicia en el pozo caliente del condensador principal y termina en el punto de unión (A) con los sistemas de drenes de calentadores y agua de alimentación (véase la Fig. 1).

Tres bombas succionan el flujo y cuentan con una válvula de corte manual (V-1/2/3) en sus líneas de aspiración y en la descarga, con una motorizada de apertura automática (V-4/5/6) y una de no retorno, que llevan el flujo a un cabezal común.

De este cabezal, el fluido circula a través de los condensadores de vapor de sellos, de gases residuales y de eyectores, incrementando su entalpía al paso por cada uno de ellos.

El primero es del cien por ciento de capacidad y cuenta con una válvula de derivación controlada por presión diferencial (V-7) que lo protege contra un flujo excesivo.

Los segundos (instalados en paralelo) operan normalmente a 50% de carga, y cuentan también con una válvula de protección contra alto flujo (V-12).

FIGURA 1

Diagrama de los sistemas de condensado, drenajes y agua de alimentación

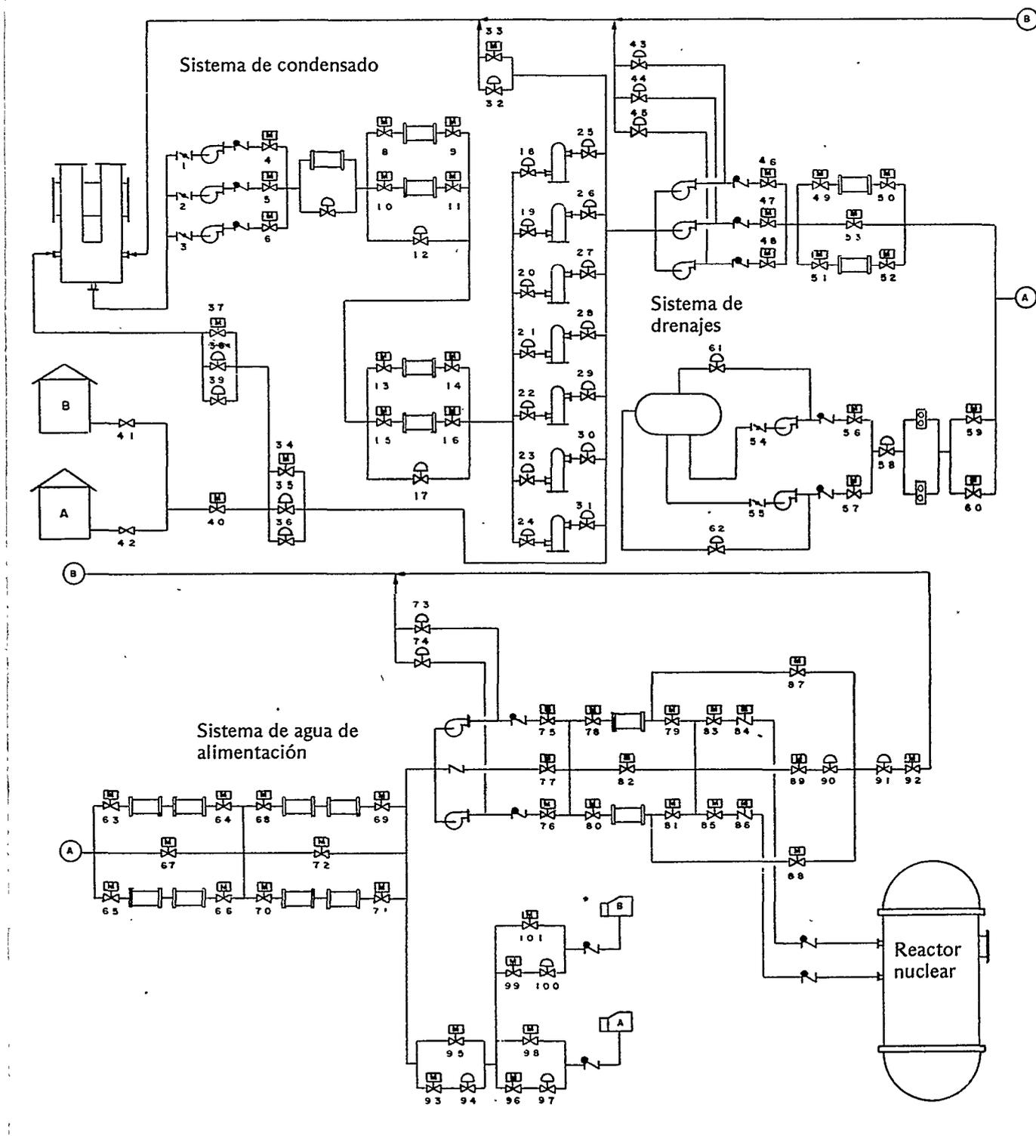
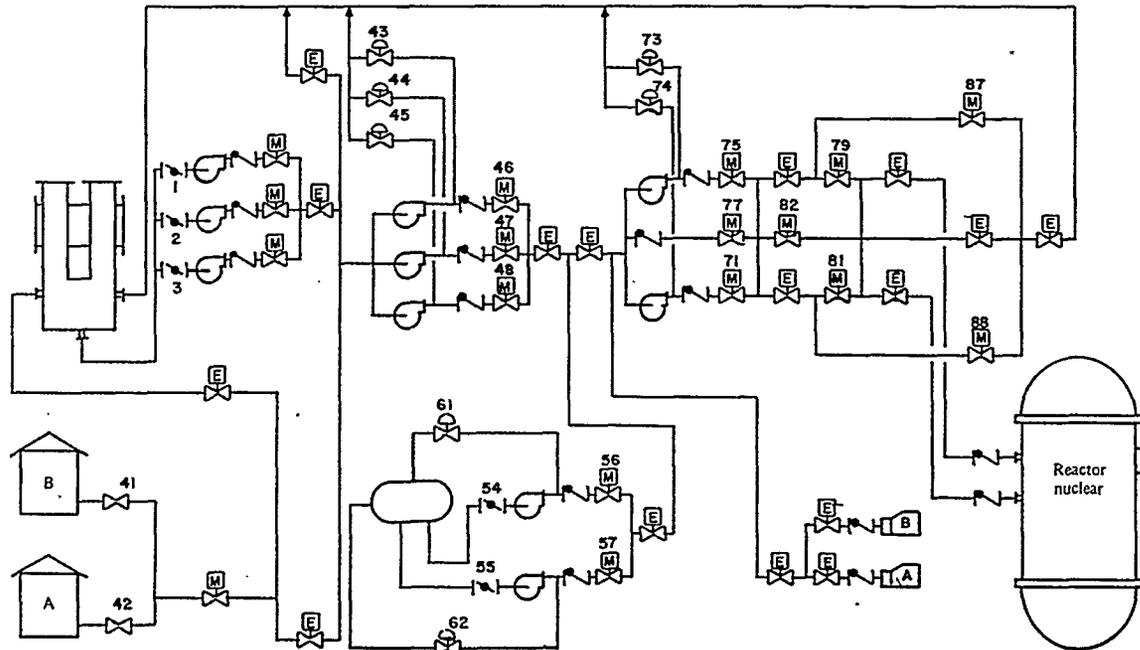


FIGURA 2

Diagrama simplificado



Los últimos están arreglados de la misma forma que los anteriores y son de la misma capacidad; sin embargo, en este caso, se encuentran normalmente uno en operación y otro en reserva y su válvula de derivación es la V-17.

Al salir de éstos, el condensado pasa por un arreglo en paralelo de siete desmineralizadores que le darán la calidad requerida para alimentar al reactor. En condiciones normales, cinco de éstos se encuentran en operación y dos en reserva.

Una vez tratado, el condensado se envía hacia las líneas de recirculación de flujo mínimo y de los tanques de almacenamiento, así como al cabezal de succión de las bombas de refuerzo.

En la primera de ellas, se tiene una válvula neumática (V-32) que se mantiene abierta en tanto que el flujo en las bombas de condensado no exceda el mínimo requerido para la operación adecuada de los equipos de este sistema.

La segunda permite enviar flujo hacia los tanques de almacenamiento, cuando se detecta alto nivel en el pozo caliente del condensador principal. Esta acción se realiza por medio de una válvula de operación normal (V-35), una de emergencia (V-36) y una manual (V-34). Para el caso en que se tenga bajo nivel, el condensador demandará agua de los tanques a través de una línea con tres válvulas arregladas de manera similar a las anteriores (V-37/38/39).

Por último, el condensado es succionado del cabezal por las

bombas de refuerzo que cuentan en la descarga con dos líneas. Una de recirculación de flujo mínimo con válvula neumática de control (V-43/44/45) y otra con una de no retorno y una motorizada (V-46/47/48) que mandan el fluido hacia los calentadores de baja presión 1A y 1B en los que se incrementará su entalpia.

Dichos calentadores cuentan con una válvula de derivación de apertura automática (V-53) que opera en caso de que sus válvulas de corte (V-49,50/51,52) se encuentren total o parcialmente cerradas, con objeto de asegurar el paso de flujo hacia el punto de unión de los tres sistemas.

Sistema de drenajes de calentadores

Este sistema se inicia en el tanque colector de drenes y termina en el punto de unión con el de agua de alimentación.

Cuenta con dos bombas, una normalmente en operación y otra en reserva. La operación del sistema depende del porcentaje de carga de la central, ya que en el modo "hacia adelante" (cargas mayores que 50%) trabajan dos bombas de condensado, dos de refuerzo y una de drenes, en tanto que en el modo "cascada" (cargas menores que 50%) se utilizan sólo las tres bombas de condensado y las tres de refuerzo para proporcionar el flujo demandado por el reactor.

La bomba en operación toma el fluido del tanque, a través de una válvula de corte manual (V-54/55), y lo descarga a un

punto del cual parten dos líneas; una de ellas envía el fluido hacia un cabezal común, pasándolo por una válvula de no retorno y una motorizada (V-56/57), y la otra, lo recircula al tanque en caso de que el flujo que pasa por la bomba sea menor al mínimo requerido para su adecuada operación. Esto se lleva a cabo por medio de las válvulas neumáticas de control V-61 y V-62.

De aquí, el flujo es llevado hacia dos filtros electromagnéticos a través de la válvula de control V-58 para pulirlo y pasarlo posteriormente a dos líneas con válvulas motorizadas (V-59/60) que lo descargan al punto de unión. La operación de la válvula de control depende del nivel en el tanque y de la relación de flujos de los sistemas de condensado y de drenes, que se mantiene en 1.27, aproximadamente.

Sistema de agua de alimentación

Del punto de unión, el flujo pasa a los calentadores de baja presión 2 y 3 por dos líneas paralelas que se unen en un cabezal común, al que también llega su línea de derivación.

Cada línea tiene un par de calentadores en serie y dos válvulas motorizadas de corte (V-63,64/65 66) que permiten, en caso necesario, el aislamiento de los dos calentadores a la vez, derivando el flujo a través de la válvula motorizada V-67.

De este cabezal, el flujo continúa hacia la salida de los calentadores 4 y 5 que están arreglados de la misma forma que los anteriores. Sus válvulas de entrada (V-68/70), así como las de salida (V-69/71), y la derivación (V-72) tienen la misma función que en el caso anterior.

El flujo de salida de los calentadores 5A y 5B se lleva después, por un lado, hacia la succión de las bombas de agua de alimentación y a los evaporadores de vapor de sellos, por otro. Estos últimos requieren un pequeño flujo alimentado a presión constante, para lo que se tiene una válvula neumática de control (V-94) y una motorizada (V-93); estas dos tienen una línea de derivación con una válvula motorizada (V-95) de accionamiento manual para el caso en que falle la de control.

El flujo se dirige al evaporador que esté en operación, a través de una válvula neumática de control de nivel (V-97/100), una motorizada de corte (V-96/99) y una de no retorno. Cada línea tiene una derivación con una válvula motorizada (V-98/101) de accionamiento manual que permite la operación de los evaporadores en caso de falla de la de control de nivel.

Las bombas de agua de alimentación envían el condensado a través de sus válvulas de descarga (V-75/76) y de no retorno hacia un cabezal común, de donde continuará hacia los calentadores de alta presión. En este cabezal se recibe el flujo de derivación de las bombas a través de una válvula de no retorno y una motorizada (V-77), que permiten alimentar agua al reactor cuando las bombas están paradas y recircularla al condensador durante los arranques.

Cada bomba cuenta con una línea de recirculación que permite enviar el fluido hacia el pozo caliente del condensador principal, en caso de que el flujo a través de ella sea menor al

mínimo requerido. El control se realiza con las válvulas V-73 y V-74 que reciben las señales enviadas por los controladores instalados en sus líneas de succión.

Del cabezal de descarga de las bombas sale una línea hacia el calentador de alta presión 6A, otra hacia el 6B y una más, de derivación, que permite el aislamiento de alguno de ellos en caso de requerirse. Esta acción se lleva a cabo con las válvulas de entrada (V-78/80), las de salida (V-79/81) y la de derivación (V-82). La descarga de estas tres tuberías se recibe en un cabezal del que parten las líneas principales de alimentación al reactor.

Además, cada calentador tiene en la salida una línea que envía el condensado a través de una válvula motorizada (V-87/88) hacia un punto del cual parten dos líneas; la primera, permite alimentar agua al reactor (durante los arranques para control de su nivel) por medio de una válvula neumática (V-90) operada en función del nivel del reactor y una motorizada de corte (V-89), y la segunda, la recircula al condensador principal también durante los arranques cuando no tiene la calidad requerida para alimentarla al reactor. Esta última cuenta con una válvula de control (V-91) operada en función del flujo que se recircula al condensador y una motorizada de corte (V-92).

Por último, cada una de las líneas principales de alimentación cuenta con una válvula motorizada (V-83/85) y dos de no retorno, una fuera y otra dentro del contenedor primario (V-84/86) que finalmente descargan hacia el reactor y marcan la terminación del sistema de agua de alimentación.

Relaciones dinámicas

A continuación se describe cómo se obtuvo el modelo matemático que considera las caídas de presión provocadas por válvulas y equipos, la fricción en tuberías y los incrementos a través de las bombas y las cargas hidrostáticas que se muestran en la figura 3.

Incremento de presión en bombas

Este cálculo se realiza aproximando a un polinomio la curva de comportamiento de carga contra flujo que proporciona el fabricante de la bomba.⁶

Los polinomios son de la forma:

$$H_{B1} = C_1 + C_2 Q_1 + C_3 Q_1^2 \quad [1]$$

La ecuación 1 está determinada para la velocidad nominal, por lo que es necesario modificar la carga y el flujo para diferentes condiciones de velocidad de acuerdo con las relaciones:⁴

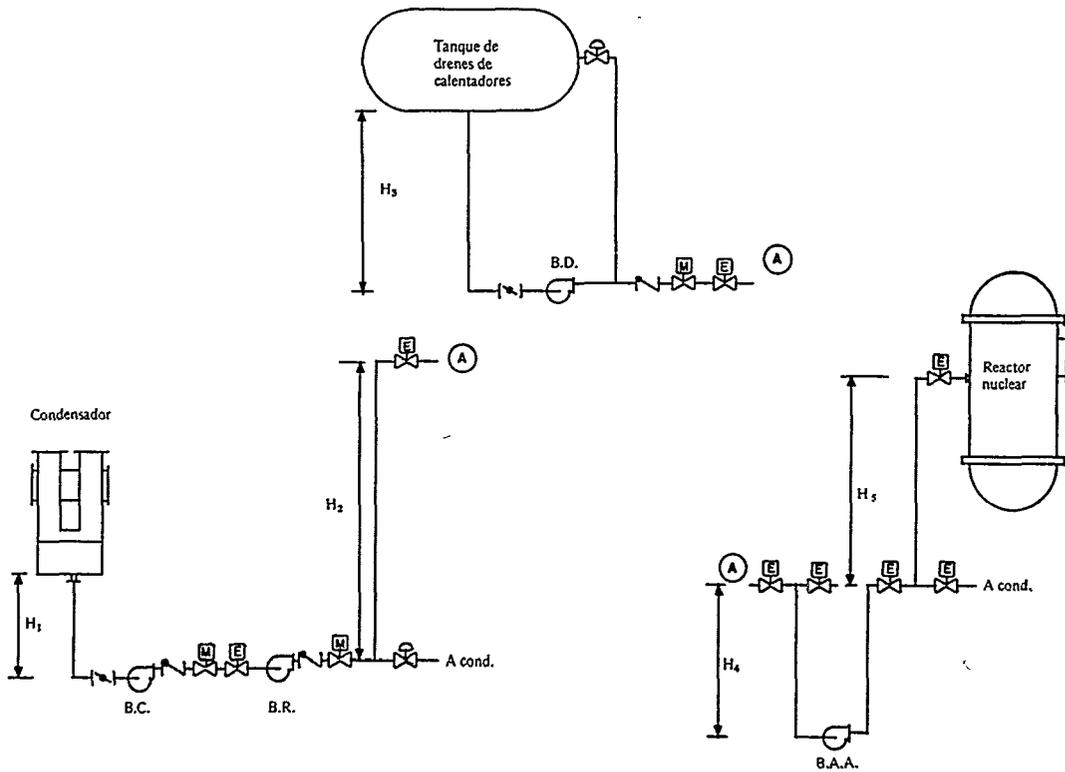
$$H_B = H_{B1} \left(\frac{\omega}{\omega_1} \right)^2 \quad [2]$$

y

$$Q = Q_1 \left(\frac{\omega}{\omega_1} \right) \quad [3]$$

FIGURA 3

Cargas hidrostáticas



sustituyendo 2 y 3 en 1 se tiene:

$$H_B = C_1 \left(\frac{\omega}{\omega_1} \right)^2 + C_2 Q \left(\frac{\omega}{\omega_1} \right) + C_3 Q^2 \quad [4]$$

donde:

$$Q = \frac{W}{\rho} \quad [5]$$

y

$$H = \frac{\Delta P}{\rho g} \quad [6]$$

obteniéndose finalmente al sustituir 5 y 6 en 4:

$$\Delta P_B = C_1 \rho g \left(\frac{\omega}{\omega_1} \right)^2 + C_2 g W \left(\frac{\omega}{\omega_1} \right) + \left(\frac{C_3 g W^2}{\rho} \right) \quad [7]$$

Caída de presión por fricción en tuberías

Esta caída está compuesta no sólo por la fricción en las tuberías sino también por los accesorios considerados como longitudes equivalentes.²

La ecuación de Darcy la expresa:

$$\Delta P_f = \frac{f L W^2}{2 D \rho A^2} \quad [8]$$

El factor de Fanning (f) en la ecuación anterior se consideró constante, debido a que a bajas cargas su variación tiene poca influencia en el comportamiento del sistema.⁴ En la figura 4 se muestra el diagrama de Moody donde puede verse en una amplia gama de operación, éste se mantiene sin variaciones considerables para una determinada rugosidad de tubería.

Caída de presión en válvulas y equipos

La caída de presión en una válvula² está determinada de la forma:

$$\Delta P_v = \frac{W^2}{\rho C_v^2 F_{c1}^2 F_{c2} \rho_o} \quad [9]$$

y dado que F_{c1} , F_{c2} y ρ_o son constantes, se tiene que:

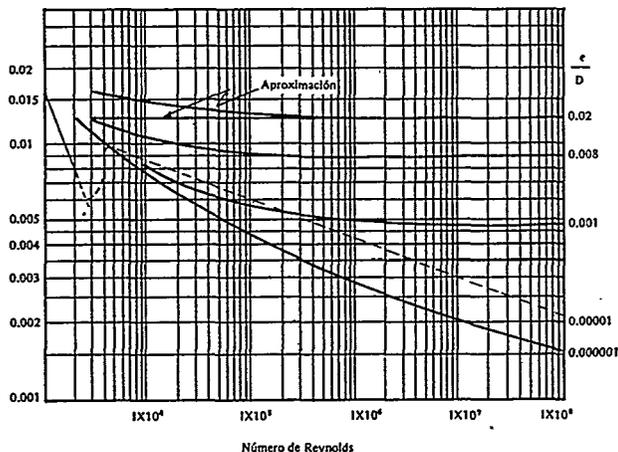
$$\Delta P = \frac{K W^2}{\rho C_v^2} \quad [10]$$

donde:

$$K = \frac{1}{F_{c1}^2 F_{c2} \rho_o} \quad [11]$$

FIGURA 4

Diagrama de Moody



Determina el coeficiente de flujo en la ecuación 10 la característica de la válvula, que puede ser básicamente de tres tipos:

- a) Lineal.
- b) Igual porcentaje.
- c) Apertura rápida.

En el análisis sólo se consideraron válvulas de los tipos 'a' y 'b', para las cuales su coeficiente está definido como:

- Característica lineal:

$$Cv = \frac{Cv_m X}{X_m} \quad [12]$$

- Característica de igual porcentaje:

$$Cv = Cv_o \left(\frac{Cv_m}{Cv_o} \right)^{x/x_m} \quad [13]$$

en ambas ecuaciones:

$$X_m = 1$$

Para los equipos del sistema (calentadores, desmineralizadores, etc.) la caída de presión está determinada como:

$$\Delta P = \frac{KW^2}{\rho} \quad [14]$$

donde 'K' es la resistencia que opone el equipo al paso del flujo, y se determina en función de sus características particulares.

La caída de presión, a través de un arreglo en serie de válvulas y/o equipos, está dada de la manera:

$$\Delta P_{1-2} = \Delta P_{1-a} + \Delta P_{a-b} + \Delta P_{b-2} \quad [15]$$

donde:

$$\Delta P_{1-a} = \frac{K_{1-a} W^2}{\rho Cv_{1-a}^2} \quad [16]$$

$$\Delta P_{a-b} = \frac{K_{a-b} W^2}{\rho} \quad [17]$$

$$\Delta P_{b-2} = \frac{K_{b-2} W^2}{\rho Cv_{b-2}^2} \quad [18]$$

la ecuación 17 representa la caída de presión en el calentador y las ecuaciones 16 y 18, las de las válvulas del arreglo mostrado en la figura 5a, que sustituyéndolas en [15] proporcionan la caída de presión total que produciría una válvula (resistencia) equivalente entre esos puntos.

$$\Delta P_{1-2} = \left[\frac{K_{1-a}}{Cv_{1-a}^2} + K_{a-b} + \frac{K_{b-2}}{Cv_{b-2}^2} \right] \left(\frac{W^2}{\rho} \right) \quad [19]$$

FIGURA 5A

Arreglo en serie

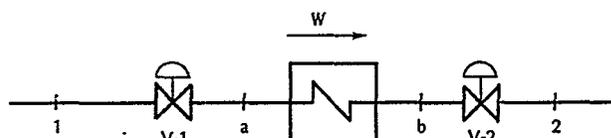
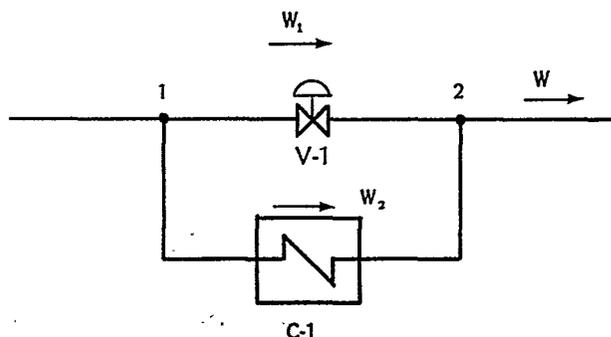


FIGURA 5B

Arreglo en paralelo



Para el arreglo en paralelo mostrado en la figura 5b, se tiene que la caída de presión a través de la válvula y el calentador es la misma, por tanto:

$$\Delta P = \frac{K_1 W_1^2}{\rho C v_1^2} \quad [20]$$

y

$$\Delta P = \frac{K_2 W_2^2}{\rho} \quad [21]$$

además, el flujo total es la suma de los dos:

$$W_T = W_1 + W_2 \quad [22]$$

despejando W_1 y W_2 de las ecuaciones 20 y 21, y sustituyéndolas en [22] se tiene:

$$W_T = \sqrt{\frac{\Delta P \rho C v_1^2}{K_1}} + \sqrt{\frac{\Delta P \rho}{K_2}} \quad [23]$$

de donde:

$$\Delta P = \left[\frac{W_T^2}{\sqrt{\rho C v_1^2 / K_1} + \sqrt{\rho / K_2}} \right]^2 \quad [24]$$

la ecuación 24 representa la caída de presión en la válvula equivalente al arreglo en paralelo.

Flujos

Para determinar los flujos en cada una de las líneas que integran el sistema, el análisis se basó en la segunda ley de Newton.

En la figura 6, se muestra una tubería seccionada por un plano imaginario, sobre el cual el fluido proveniente del punto 1 al 2 ejerce una fuerza igual a:

$$F_1 = P_1 A \quad [25]$$

y que en el estado estable debe ser igual a la ejercida por el fluido en el punto 2 más la de fricción cuando está en movimiento.

$$F_2 = P_2 A + F_f \quad [26]$$

Sumando las fuerzas se tiene que,

$$\Sigma F = F_1 - F_2 = 0 \quad [27]$$

pero si por alguna alteración la suma de fuerzas es diferente de cero, se tiene que:

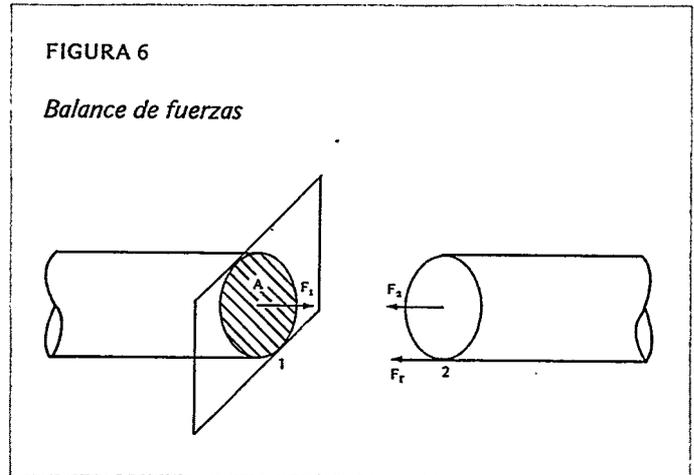


FIGURA 6
Balance de fuerzas

$$\Sigma F = m a \neq 0 \quad [28]$$

donde la aceleración puede expresarse como:

$$a = \frac{1}{A \rho} \frac{dW}{dt} \quad [29]$$

sustituyendo la ecuación 29 en 27 y 26 se llega a:

$$\Delta P A / L = dW / dt \quad [30]$$

donde el ΔP de un punto a otro puede expresarse en forma generalizada como:

$$\Delta P = [P_1 - \Delta P_V + \Delta P_B - \Delta P_f - \rho g H - P_2] \quad [31]$$

sustituyendo [31] en [30] se tiene la derivada del flujo con respecto al tiempo:

$$\frac{dW}{dt} = \frac{A}{L} [P_1 - \Delta P_V + \Delta P_B - \Delta P_f - \rho g H - P_2] \quad [32]$$

Presiones en la red

Habiendo determinado las ecuaciones para las caídas de presión a través de los equipos y válvulas, así como los incrementos provocados por las bombas, las presiones en cada uno de los puntos de la red pueden determinarse con base en balances de masa.

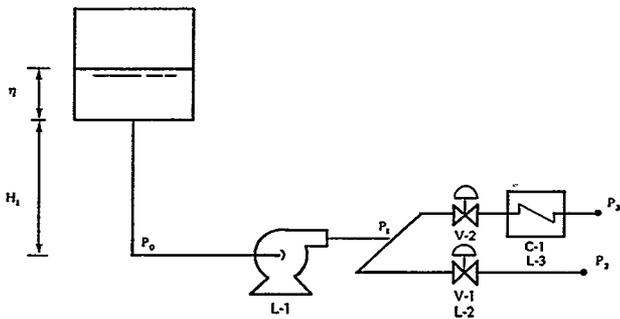
En la figura 7 se muestra un caso típico para el cual su presión se obtiene:

- Derivadas de flujo en las líneas según [32],

$$\frac{dW_1}{dt} = [P_o + \Delta P_B - \Delta P_{f1} - P_1] - \frac{A_1}{L_1} \quad [33]$$

FIGURA 7

Arreglo de equipo para el ejemplo del cálculo de presión



donde:

$$P_o = P_{ATM} + \rho g (H_1 + n) \quad [34]$$

$$\frac{dW_2}{dt} = [P_1 - \Delta P_{V1} - \Delta P_{f2} - P_2] - \frac{A_2}{L_2} \quad [35]$$

$$\frac{dW_3}{dt} = [P_1 - \Delta P_{V2} - \Delta P_{C1} - \Delta P_{f3} - P_3] - \frac{A_3}{L_3} \quad [36]$$

y realizando el balance de masa en el nodo, se tiene:

$$\frac{dW_1}{dt} = \frac{dW_2}{dt} + \frac{dW_3}{dt} \quad [37]$$

Finalmente, sustituyendo las ecuaciones 33, 35 y 36 en 37 y despejando P_1 se obtiene:

$$P_1 = \frac{\frac{A_1}{L_1} (P_o + \Delta P_B - \Delta P_{f1}) + \frac{A_2}{L_2} (\Delta P_{V1} + \Delta P_{f2} + P_2)}{\frac{A_1}{L_1} + \frac{A_2}{L_2} + \frac{A_3}{L_3}} + \frac{\frac{A_3}{L_3} (\Delta P_{V2} + \Delta P_{C1} + \Delta P_{f3} + P_3)}{\frac{A_1}{L_1} + \frac{A_2}{L_2} + \frac{A_3}{L_3}} \quad [38]$$

Resultados

En las gráficas de las figuras 8 a 12 se muestran los resultados obtenidos de la simulación de un arranque del sistema desde cero a cien por ciento de carga y de las fallas introducidas cuando el sistema se encuentra operando en estado estable.

La graficación, aunque se realizó por separado para cada sistema, mantiene como variable común el tiempo, de tal forma que puedan asociarse los efectos que un sistema ejerce sobre otro en el momento de presentarse eventos tales como arranque de bombas, apertura o cierre de válvulas, etcétera.

Algunos de los efectos más importantes registrados para la simulación se listan a continuación:

- Arranque cero a cien por ciento:

1. Flujo que maneja la bomba de condensado 'A' durante su arranque, con la válvula de recirculación mínima (V-32) controlando en 350 kg/s (véase la Fig. 8).
2. Flujo en la bomba de condensado 'A' durante el arranque de la bomba de refuerzo 'A', con la válvula de recirculación (V-43) controlando en 70 kg/s (véase la Fig. 8).
3. Flujo de recirculación al condensador durante el arranque, controlado en 313 kg/s por la válvula 91 (véase la Fig. 9).
4. Flujo en las bombas de condensado al arrancar la bomba 'B' (véase la Fig. 8).
5. Flujo en las bombas de condensado 'A' y 'B' al arrancar la de refuerzo 'B', con la válvula de recirculación (V-44) controlando en 70 kg/s (véase la Fig. 8).
6. Flujo en la línea de recirculación al abrir las válvulas de alimentación al reactor (V-83 y V-85) y cerrar la de recirculación al condensador (véase la Fig. 9).
7. Cierre total de la válvula de no retorno en la línea de derivación al arrancar la bomba de agua de alimentación 'A' (véase la Fig. 9).

FIGURA 8

Flujo en las bombas de condensado

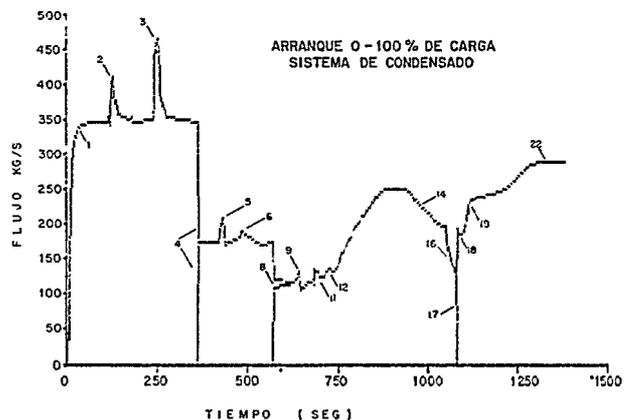


FIGURA 9

Flujo en bombas de agua de alimentación y recirculación FCV-1029

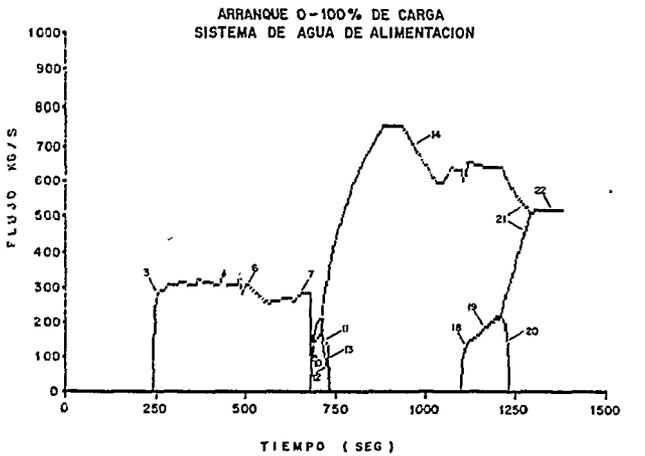
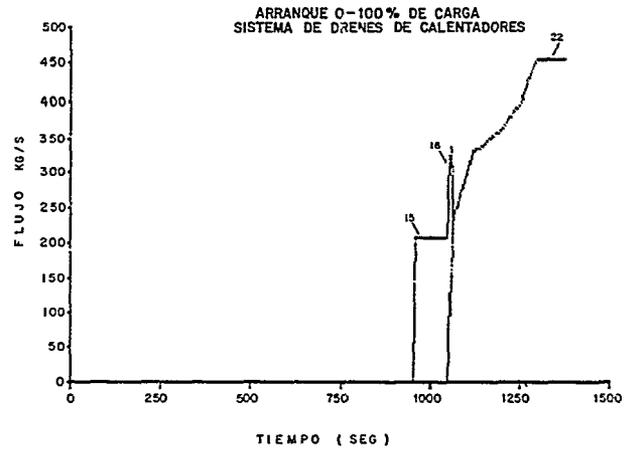


FIGURA 10

Flujo en la bomba de drenes y su recirculación



8. Flujo en las bombas de condensado al arrancar la bomba 'C' (véase la Fig. 8).

9. Flujo en las bombas de condensado 'A', 'B' y 'C' al arrancar la de refuerzo 'C', con la válvula de recirculación (V-45) controlando en 70 kg/s (véase la Fig. 8).

10. Flujo en la derivación de las bombas de agua de alimentación (V-77) al abrir la válvula de recirculación (V-73) de la bomba 'A' (véase la Fig. 9).

11. Flujo de agua de alimentación recirculado al condensador cuando arranca la bomba y es menor de 210 kg/s (véase la Fig. 9).

12. Flujo en la línea de derivación en el momento en que cierra la válvula de no retorno por el envío de flujo hacia el reactor a través de la bomba de agua de alimentación 'A' (véase la Fig. 9).

13. Cierre de la válvula de recirculación (V-73) de la bomba de agua de alimentación 'A' al exceder el flujo mínimo requerido (véase la Fig. 9).

14. Presurización del reactor a su presión nominal de $7.0 \text{ E} + 06 \text{ Pa}$ (véanse las Figs. 8 y 9).

15. Flujo de la bomba de drenes recirculando al tanque a través de la válvula V-61 (véase la Fig. 10).

16. Flujo que manda el sistema de drenes hacia el de agua de alimentación a través de la válvula V-59/V-60 (Gráfica 3) y flujo en las bombas de condensado al dispararse la de refuerzo 'C' para pasar del modo de 'cascada' al modo 'hacia adelante' (véase la Fig. 8).

17. Flujo en la bomba de condensado 'C' al dispararla para pasar del modo de 'cascada' al modo 'hacia adelante' (véase la Fig. 8).

18. Apertura de la válvula de recirculación (V-74) para preparar el arranque de la bomba de agua de alimentación 'B' (véase la Fig. 9).

19. Flujo en la bomba de agua de alimentación 'B' recirculando al condensador por la válvula V-74 en tanto que no excede de 210 kg/s (véase la Fig. 9).

20. Flujo en la recirculación de agua de alimentación 'B' al cerrar la válvula V-74, cuando el de la bomba excede los 210 kg/s (véase la Fig. 9).

21. Flujo en las bombas de agua de alimentación 'A' y 'B' que se igualan para alcanzar el estado estable (véase la Fig. 9).

22. Estado estable al cien por ciento de carga en el modo 'hacia adelante' (véanse las Figs. 8, 9 y 10).

● Falla de una bomba de refuerzo

1. Flujo en la bomba de refuerzo 'B' (véase la Fig. 11).

2. Velocidad angular de la bomba de refuerzo 'B' (véase la Fig. 11).

3. Flujo en la bomba de refuerzo 'C' (véase la Fig. 11).

4. Velocidad angular de la bomba de refuerzo 'C' (véase la Fig. 11).

● Falla por rotura de tubería

FIGURA 11

Velocidad y flujo de las bombas de refuerzo B y C

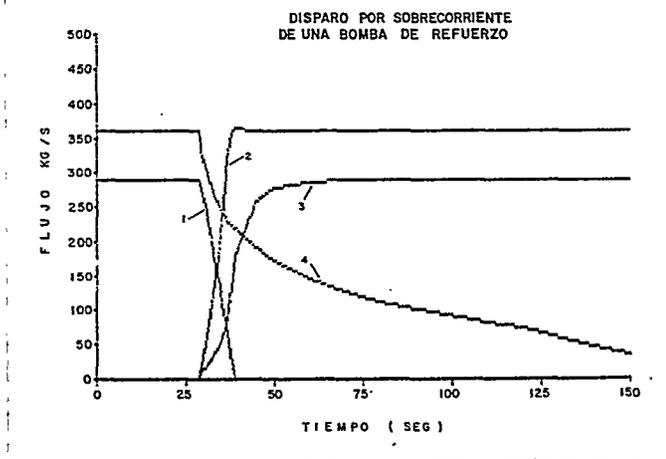
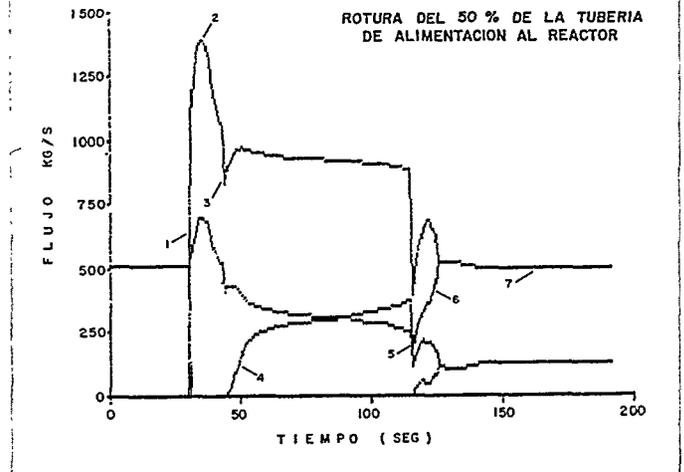


FIGURA 12

Flujo en bombas de agua de alimentación, su derivación y fuga



1. Momento en que ocurre la falla, el flujo de fuga toma un valor muy alto y los de las bombas de agua de alimentación aumentan casi en un 50 por ciento.

2. Flujo máximo que se alcanza en la fuga antes del disparo de las bombas de agua de alimentación.

3. Flujo en las bombas de agua de alimentación al ocurrir su disparo por baja presión en la succión.

4. Flujo en la línea de derivación de las bombas de agua de alimentación.

5. Cierre de las válvulas de descarga y apertura de las de recirculación de las bombas de agua de alimentación.

6. Flujo en la línea de derivación que tiende a igualarse con el de la fuga al cerrar totalmente las válvulas de descarga de las bombas.

7. Flujos en los que se estabiliza la fuga y las recirculaciones de las bombas, al no dispararse los sistemas de condensado y drenes.

Nomenclatura

a	m/s^2	aceleración
A	m^2	área
d	—	derivada total
D	m	diámetro
C	—	constante
Cv	$\frac{GPM}{(PSI)^{1/2}}$	coeficiente de flujo de la válvula
f	adim.	factor de fricción de Fanning
F	N	fuerza

Fc	—	factor de conversión de unidades
g	m/s^2	aceleración de la gravedad
H	m	carga de la bomba o hidrostática
K	m^{-4}	coeficiente de descarga máximo
L	m	longitud de tubería
m	kg	masa
n	m	nivel
P	Pa	presión
Q	m^3/s	flujo volumétrico
W	kg/s	flujo másico
X	—	fracción de apertura

Subíndices

0,1,2...n	punto donde se evalúa la variable
a, b	punto intermedio de evaluación
ATM	condiciones atmosféricas
B	bomba
C	calentador
f	fricción
m	condición máxima
o	condición mínima
v	válvula
T	total

Letras griegas

Δ	—	incremento
Σ	—	sumatoria
ρ	kg/m^3	densidad
ρ_o	kg/m^3	densidad en condiciones de referencia
ω	s^{-1}	velocidad angular

Referencias

1. *Masonellan Handbook for Control Valve Sizing*, (6a. ed.) Masonellan.
2. Engineering Division of CRANE, *Flow of Fluids through Valves Fittings and Pipe*, Crane Co., 1976.
3. Delgadillo V., Miguel A. y Ramón Sandoval P., *Modelo del sistema de calentadores de agua de alimentación de una CTE fósil*, División de Estudios de Ingeniería, 1983 (Reporte final IIE proyecto 1597).

4. Mataix, Claudio, *Mecánica de fluidos y máquinas hidráulicas*, Madrid, Ediciones del Castillo, S.A., 1970.
5. Delgadillo V., Miguel A., *Modelo y simulación analógica de sistemas principales de plantas termoeléctricas fósiles*, División de Estudios de Ingeniería (Reporte del proyecto IIE EI-F-99).
6. CFE, *Descripción funcional de los sistemas de condensado y agua de alimentación y diagramas de tuberías e instrumentación*, SD-19, SD-27, México.



JAVIER MACEDO MUTH

En 1978, egresó como ingeniero mecánico electricista, de la Universidad Nacional Autónoma de México. Fue profesor de la Facultad de Ingeniería y de la ENEP Aragón, de la misma universidad. Trabajó para la compañía Babcock México como ingeniero de diseño. Realizó un curso de especialización en la compañía Babcock Power Ltd., en el área de generadores de vapor. Colaboró en el Departamento Mecánico, del Instituto de Investigaciones Eléctricas en diversos proyectos relacionados con plantas de generación de energía eléctrica. Actualmente, es investigador del Departamento de Simulación, donde participa en la realización de modelos dinámicos para el simulador de la central nuclear de Laguna Verde.



RAMON SANDOVAL PEÑA

Egresó de la Universidad Nacional Autónoma de México como ingeniero mecánico electricista, en 1980. Desde entonces es profesor de las materias de Máquinas térmicas y Laboratorio de aire acondicionado y refrigeración en la Facultad de Ingeniería de dicha institución. Fue ganador del primer lugar en el Primer certamen nacional de tesis de licenciatura sobre generadores de vapor. Desde 1980, es investigador en el Departamento de Instrumentación y Control, de la División de Estudios de Ingeniería, del Instituto de Investigaciones Eléctricas, donde ha participado en proyectos sobre modelado y análisis dinámico de los sistemas principales de centrales termoeléctricas fósiles. Ha dictado conferencias y publicado varios artículos sobre el tema.

Instrucciones para colaboradores

El *Boletín IIE* convoca a investigadores, profesionales, técnicos y estudiosos del sector eléctrico, industria de manufacturas eléctricas, sector educativo y particulares a colaborar en sus páginas bajo las siguientes condiciones:

1. El envío de un trabajo a *Boletín IIE* exige el compromiso de su autor de no someterlo simultáneamente a la consideración de otras publicaciones en español.
2. Los trabajos deberán referirse a temas relacionados con la generación, distribución y aplicación de la energía eléctrica y afines.
3. Los trabajos deberán ajustarse a las normas:
 - a) Se remitirá original y copia fotostática del mismo.
 - b) Serán mecanografiados en hojas tamaño carta, por un solo lado y a doble espacio, dejándose un margen mínimo de cuatro centímetros del lado izquierdo.
 - c) Las notas al pie de página, fuente de citas o referencias bibliográficas se mecanografiarán a doble espacio y se agruparán al final del texto.
 - d) Las referencias bibliográficas deberán contener los datos que se detallan a continuación y en el orden del ejemplo:

Almanza, R. y López, S., *Radiación solar global en la República Mexicana mediante datos de insolación*, Instituto de Ingeniería, UNAM, núm. 357, México, 1975.

Ledgerwood, L.W., "Professional Technical Training", *IEEE Trans. Educ., EUA*, vol. E-19, núm. 3, agosto 1976, pp. 100-103.
 - e) Los cuadros, gráficas o fotografías se presentarán en hoja aparte intercalada en el texto y siguiendo la paginación de éste. En todos los casos serán originales perfectamente claros y precisos. Las fotografías preferentemente serán en blanco y negro.
 - f) Los artículos deberán tener una extensión máxima de 20 cuartillas; sólo excepcionalmente se admitirán trabajos de mayor extensión.
 - g) Se admitirán trabajos en otros idiomas, de preferencia inglés, francés, portugués o italiano.
4. Cada colaboración deberá estar precedida de una hoja con el título del trabajo (de preferencia breve), un resumen de su contenido y el nombre del o de los autores con una concisa referencia curricular.
5. Se indicará el domicilio, teléfono u otros datos que permitan localizar fácilmente al autor o los autores, con objeto de aclarar eventuales dudas sobre el contenido del artículo.
6. Los artículos serán sometidos a juicio del Comité Editorial, quien determinará su inserción. La decisión será comunicada de inmediato al autor o los autores. No se devolverán los originales.
7. Las colaboraciones deberán enviarse a: Gabriel Nagore, Editor, *Boletín IIE*, Instituto de Investigaciones Eléctricas, Apartado Postal 5-620, C.P. 06500 México, D.F.

Utilización de fibras ópticas en la medición de voltaje y corriente

Francisco Javier Mendieta
 Martín Santos
 Celso Gutiérrez

- *Aprovechamiento de las ventajas de los sensores ópticos en la medición de voltaje y corriente.*
- *Posibilidad de incorporar esta tecnología en nuevas plantas eléctricas.*

Resumen

En este trabajo se ofrece una breve revisión de las técnicas utilizadas en la medición de voltaje y corriente en plantas eléctricas y se mencionan sus principales limitaciones. Asimismo, se presentan los métodos ópticos de transducción de las variables eléctricas mencionadas, indicando sus ventajas y las dificultades para su realización. Finalmente, se describen las actividades que se desarrollan en el Instituto de Investigaciones Eléctricas (IIE) en este campo.

Mediciones de voltaje y corriente en plantas eléctricas

En plantas eléctricas, las mediciones de voltaje y corriente se requieren para controlar, supervisar y registrar en la generación, transmisión, distribución y venta de la energía; esto implica la necesidad de técnicas de medición seguras, confiables y económicamente adecuadas.

La mayor parte de las mediciones eléctricas en sistemas de potencia se basan en la utilización de transformadores de voltaje (TV) y transformadores de corriente (TC). Esta tecnología se ha desarrollado y mejorado desde hace 75 años, aproximadamente, y alcanza hoy un nivel adecuado para la tarea requerida.

Sin embargo, en la medida que los sistemas de potencia se extienden y se interconectan de manera compleja y que los

voltajes de operación se incrementan, esta tecnología convencional empieza a presentar limitaciones, dada la necesidad de más exactitud bajo diferentes condiciones de operación y de un mayor número de puntos de medición.

En las industrias eléctricas del mundo, esta situación ha motivado la búsqueda de tecnologías alternativas para la medición; esto, combinado con el acelerado desarrollo del campo de las fibras ópticas, ha enfocado la atención sobre los sensores ópticos aplicados a esta función.

Transformadores de voltaje y corriente

Para medir la tensión, se emplean transformadores de voltaje con una relación de transformación adecuada, a la que deben afectar factores de corrección en amplitud y fase. Estos se conectan en paralelo con

la línea y, dado que la tensión no varía mucho en general, operan en un punto fijo de la curva de magnetización; además, el secundario se conecta a una alta impedancia, por lo que su corriente es muy pequeña. Por esta razón, la corriente de línea no afecta sustancialmente al transformador.

Por lo contrario, el transformador de corriente se conecta en serie con la línea, que puede variar desde casi cero hasta muchas veces su valor nominal. Esto implica que el transformador opera en un amplio intervalo de excitación magnética, y el dispositivo no exhibe linealidad en todo el intervalo, a menos que se utilicen diseños especiales o más de un transformador; ambas opciones no son prácticas y resultan económicamente insatisfactorias, sobre todo a muy altos voltajes.

En el cuadro 1 se muestra la exactitud en la medición para TV y TC típicos.^{1,2}

CUADRO 1

Dispositivo	Características de medición	
	Laboratorio	Campo
Transformadores de corriente:		
Incertidumbre	0.0001% a 0.001%	0.3%
Intervalo dinámico	1% a 1 000%	10% a 100%
Transformadores de voltaje:		
Incertidumbre	0.0001% a 0.001%	0.3%

boletín iie, mayo/junio de 1988

sensores con las características adecuadas

boletín iie, mayo/junio de 1988

Las características de los TC pueden mejorarse usando devanados y/o núcleos múltiples, junto con nuevos materiales; sin embargo, esta solución es muy costosa. Además, la instalación, calibración y verificación exigen un alto grado de cuidado.

Problemas con la tecnología de transformadores convencionales

Aun en su estado último de desarrollo, esta tecnología presenta limitaciones importantes, por ejemplo:

a) Riesgos de incendio o explosión. En el transformador, ambos devanados deben estar aislados respecto a tierra, lo que implica una estructura masiva en aceite. Altas corrientes durante falla (en el sistema de potencia o en el mismo transformador) pueden causar incendio e incluso explosión, lo que implica peligro y alto costo por interrupción del sistema.

b) Costo de transformadores de alto voltaje. El costo de un TC se incrementa (más que linealmente) con el voltaje primario, debido a la cantidad de aislamiento requerido. En TV, el incremento se da por debajo de la linealidad, usando diseños en cascada.

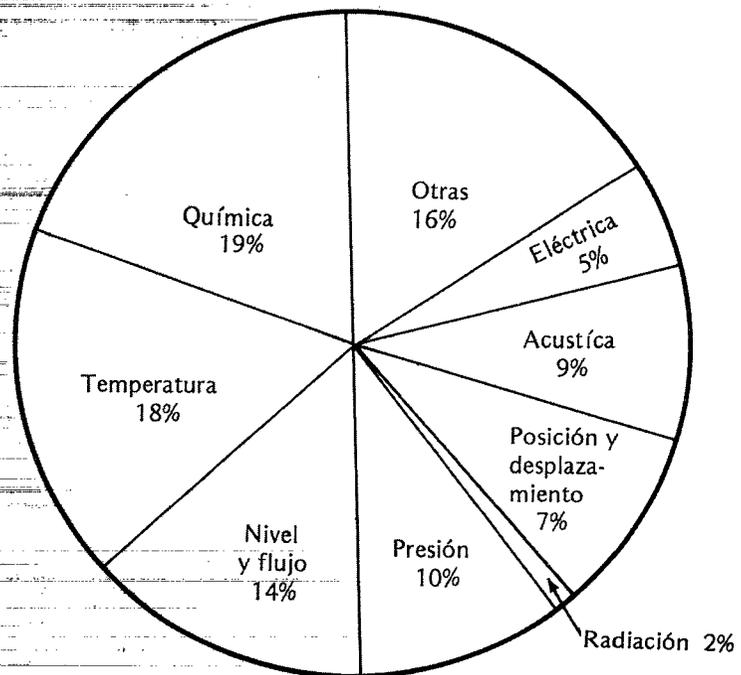
c) Intervalo dinámico. El intervalo dinámico de varios órdenes de magnitud requerido entre la mínima corriente de registro y las más altas corrientes de falla necesita un TC especial, muy costoso, o dos TC separados; esta última solución es también costosa e impráctica.

d) Sistemas SCADA. Estos sistemas se utilizan para el control automatizado en tiempo real para optimar el funcionamiento del sistema de potencia. Esta técnica exige colocar un número superior de TV y TC en diferentes puntos, e implica su costo asociado.

Sensores ópticos

El desarrollo acelerado de la tecnología de las fibras ópticas en las telecomunicaciones ha generado un campo paralelo de investigación y desarrollo: los sensores ópticos. Este campo presenta gran interés dadas las características de las fibras, los emisores, los detectores y los transductores ópticos relacionados con el aislamiento dieléctrico, la inmunidad a interferencias, la velocidad de respuesta, el intervalo dinámico, el tamaño y peso

FIGURA 1



reducidos, la simple interconexión con sistemas de adquisición de datos o de telemetría, etc. Se han investigado y desarrollado sensores ópticos para la transducción de variables físicas en el área mecánica, química, médica, navegación, laboratorios, etc.; varios de ellos han alcanzado la etapa industrial y comercial ^{3, 21, 22} (véase la Fig. 1).

El desarrollo de sensores ópticos para medir las variables encontradas en sistemas eléctricos de potencia presenta dificultades específicas; en efecto, desde hace dos decenios diversas instituciones de investigación han desarrollado transductores ópticos para la medición de altas corrientes y voltajes. Algunas industrias de Estados Unidos, Japón y Europa han instalado prototipos de estos sensores en operación real y experimental. Sin embargo, aún no han aparecido productos comerciales de gran calidad con esta tecnología. En el cuadro 2 se agrupan los sistemas existentes actualmente.^{4, 5}

La utilización más simple (y menos revolucionaria) de la óptica consiste en

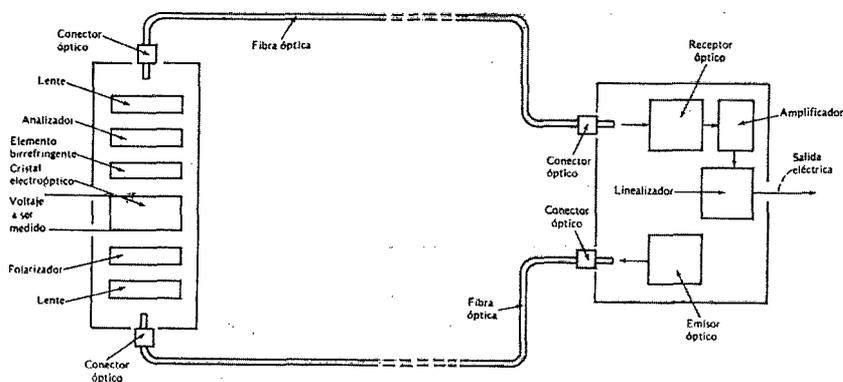
reemplazar, por una fibra, el cable del transformador al instrumento de registro. Este equipo (optoelectrónico, en el Cuadro 2) presenta alta inmunidad a interferencias y un buen aislamiento; sin embargo, requiere de un transmisor y un receptor optoelectrónicos. Sistemas de este tipo se han desarrollado a partir de los inicios de los años setenta, son comerciales y ampliamente utilizados en la actualidad.⁶

Los sensores de tipo óptico (véase el Cuadro 2) conservan el enlace de fibra óptica, añadiendo el transductor óptico. Los sensores ópticos en desarrollo más comunes son los dispositivos electroópticos (que trabajan basados en el efecto Pockels) y los magnetoópticos (en los que el efecto Faraday es la base de su funcionamiento), para la medición de voltaje y corriente, respectivamente.⁷ En ambos casos, la transducción se basa en la detección de la variación del plano de polarización de la luz que se propaga en el dispositivo, por acción de un campo eléctrico (función del voltaje que se va a medir) o de un campo (que depende la corriente que se sensorá) como se muestra en la figura 2.⁸ Se ha evaluado

CUADRO 2

Tipo de sistema	Transductor	Cable
Convencional	TV, TC	Coaxial o par metálico
Optoelectrónico.	TV, TC	Fibra óptica con transmisor y receptor optoelectrónicos
Optico	Electroóptico o magnetoóptico	Fibra óptica

FIGURA 2



una diversidad de configuraciones opto-geométricas para cumplir las condiciones de exactitud, confiabilidad, mantenimiento, simplicidad, etcétera.⁹

Interés de esta tecnología en México

En los países desarrollados, uno de los principales problemas del uso de sensores ópticos es su interconexión con los sistemas convencionales instalados. En México, sin embargo, se instalan frecuentemente plantas nuevas y esta tecnología puede aplicarse directamente, donde se justifique su introducción.

Además, en la Comisión Federal de Electricidad (CFE) ya se tiene experiencia en la operación de equipos optoelectrónicos para medición y control, por lo que la introducción de esta tecnología deberá aceptarse fácilmente.¹⁰ Asimismo, diversos institutos de investigación en óptica en México desarrollan algunos de los componentes integrantes de este tipo de sensores.¹¹

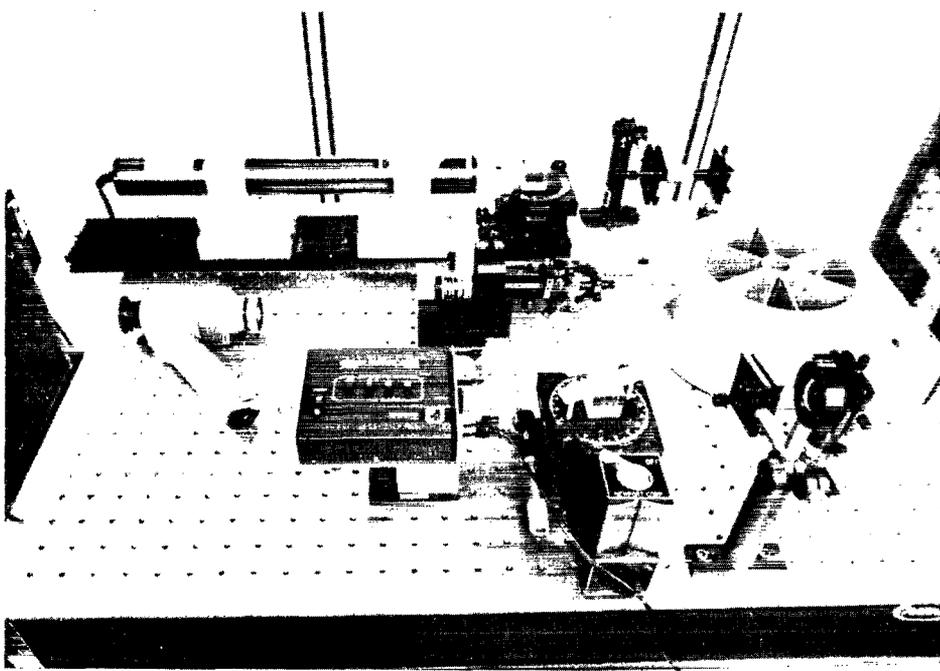
En México ya se producen equipos optoelectrónicos con tecnología nacional y se aplican en diversas industrias e instituciones. La industria que fabrica estos equipos podría recibir la tecnología que desarrolla el Instituto.¹² También se fabrican ya cables de fibra óptica.

Actividades del IIE en este campo

En el Departamento de Comunicaciones se realiza investigación aplicada y desarrollo en el campo de fibras ópticas.¹³ Las áreas de actividad son sistemas de fibra óptica para transmisión digital multicanal gran distancia,¹⁴ sistemas de fibra óptica para transmisión analógica corta distancia,¹² sistemas de telemetría por fibra óptica para plantas de alto voltaje¹⁵ y caracterización de sistemas optoelectrónicos.¹⁶

En lo referente a sensores ópticos de variables eléctricas, actualmente se tiene un proyecto en desarrollo sobre transductores de voltaje basados en materiales electroópticos,^{19, 20} y sobre sensores de corriente a partir de materiales magnetoópticos^{17, 18} (véase la fotografía).

El objetivo del proyecto es obtener sensores con las características adecuadas



de sensibilidad, intervalo dinámico, respuesta en frecuencia y linealidad; que además de cumplir condiciones de robustez, reproducibilidad, funcionamiento en condiciones ambientales adversas y costo adecuado, su tecnología sea susceptible de transferirse a la industria.

Conclusión

Los sensores ópticos son de gran interés en el campo de la investigación, el desarrollo experimental, el desarrollo industrial y sus aplicaciones. En efecto, su estudio comprende actividades multidisciplinarias que integran conceptos de comunicaciones, electrónica, óptica, procesamiento, etc; éstas conducen al diseño y desarrollo de equipos para instrumentación en plantas eléctricas que puedan transferirse a la industria.

Referencias

1. *Standard Requirements for Instrument Transformers*, Norma ANSI/IEEE C 57.18, 1978.
2. *Nominal System Voltage Levels*, Norma ANSI C. 84-1-1982.
3. Véase por ejemplo *Technical Digest, SPIE Topical Meeting 798. Fiber Optic Sensors II*, El Haya, abril de 1987.
4. Blahna, J. et al., "Fiber Optics, Technology and Applications in Power Industry", *Electra*, CIGRE, núm. 107, julio de 1986.
5. Johnston, A.R. et al., *Power System Applications of Fiber Optic Sensors*, Jet Propulsion Laboratory, Publication 86-22, Pasadena, junio de 1986.
6. Véase por ejemplo Erickson, D. "The Use of Fiber Optics for Communications, Measurement and Control within High Voltage Substation" *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-99, núm. 3, pp. 1057-1063, mayo/junio de 1980.
7. Technical Digest, *Workshop on the Role of Optical Sensors in Power Systems Current and Voltage Measurements*, National Bureau of Standards, Gaithersburg MD., septiembre de 1987.
8. Mitsui, T. et al., "Development of Fiber Optic Voltage Sensors and Magnetic Field Sensors", *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. PWRD-2, núm. 1, pp. 87-93, enero de 1987.
9. National Bureau of Standards, *Optical Power Line Voltage and Current Measurement Systems*, vol. I: "Limits to the Precision of Electrooptic and Magneto-Optic Sensors". vol. II: "Assessment of Future Optical Measurements of Voltage and Current in Electric Power Systems". Electric Power Research Institute, Report EPRI EL-5431, septiembre de 1987.
10. "Sistemi in fibra ottica per misure in laboratorio alta tensione e grande potenza: progetto, costruzione, controlli e applicazioni". *Corso di aggiornamento per tecnici della Commissione Federal di Elettrotecnica* (México), CESI Report, Milano, 1984.
11. Cornejo Rodríguez, A., "Twenty Years of Optics in Mexico" *Optics News*, vol. 12, núm. 6, p. 14-17, junio de 1986.
12. Mendieta, F.J. et al., "Desarrollo de una línea de equipos optoelectrónicos para la industria". *Boletín IIE*, vol. 10, núm. 4, pp. 155-158, junio/agosto de 1986.
13. Mendieta, F.J. "Actividades de investigación y desarrollo en fibras ópticas en México", *Memorias, II Conferencia Internacional de Ingeniería y Tecnología*, AMIME, México, diciembre de 1986.
14. Pineda, D., F.J. Mendieta y J. Tovar. *Fiber Optic Applications in Electrical Utilities: Communications Applications*, IEEE-PSCCPES Report 84 TH 0119-8-PWR, 1984.
15. Mendieta, F.J. et al., "Fiber Optic Links for Telemetry and Control in Electric Power Laboratories", *IATED Int. Conf. Power High Tech'88*, Phoenix, marzo de 1988.
16. Mendieta, F.J. y D. Pineda, "Medición de la función de transferencia de fibra óptica multimodal: método en el dominio del tiempo", *Memoria Técnica Mexicana*, 85, pp. 365-367, Monterrey, octubre de 1985.
17. Mendieta, F.J. *Fibras ópticas: aplicaciones en instrumentación*, Reporte Técnico, Contacto, CANIECE, vol. 1, núm. 3 agosto/septiembre de 1987.
18. Mendieta, F.J. "Sensores de fibra óptica", *Memoria técnica Taller Nacional de Óptica*, Tonatzintla, Puebla, 1987.
19. Mendieta, F.J. y M. Santos, *Transductor electroóptico de voltaje: experimento preliminar*, Informe interno, proyecto 2112, Instituto de Investigaciones Eléctricas Cuernavaca, 1987.
20. Mendieta, F.J. y M. Santos, *Sistema electroóptico para telemetría de voltaje usando fibras ópticas*, IIE Pat. Pend., 1987.
21. McGeehin, P., "Optical Sensors: Developing the Technology and the Market", *Electronics and Power*, IEE, pp. 535-538, julio de 1986.
22. Semple, P., "Marketing Report: Fiberoptic Sensors", *Fiber-optic Products News*, pp. 33-35, marzo de 1987.



FRANCISCO JAVIER MENDIETA JIMENEZ
Realizó sus estudios en Ingeniería mecánica y eléctrica, en la Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM), y su maestría y doctorado en optoelectrónica aplicada a las comunicaciones, en la Escuela Nacional Superior de Telecomunicaciones, en Francia. Actualmente, trabaja en el Departamento de Comunicaciones, del Instituto de Investigaciones Eléctricas, en los campos de las fibras ópticas aplicadas a la comunicaciones y la instrumentación en el sector eléctrico. También, es profesor de la UNAM, miembro de diversas asociaciones profesionales y del Sistema Nacional de Investigadores.



MARTIN SANTOS DOMINGUEZ
Realizó sus estudios de física, en la Universidad Veracruzana. Actualmente, trabaja en el Departamento de Comunicaciones, de la División de Sistemas de Potencia, del Instituto de Investigaciones Eléctricas, en los campos de aplicaciones de fibras ópticas en comunicaciones y la instrumentación en el sector eléctrico.



CELSO GUTIERREZ MARTINEZ
Realizó sus estudios de licenciatura en Ingeniería en electrónica y comunicaciones y de maestría en ingeniería eléctrica en el Instituto Politécnico Nacional, así como créditos doctorales en ingeniería eléctrica, en la Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM). Actualmente, trabaja en el Departamento de Comunicaciones, del Instituto de Investigaciones Eléctricas, en los campos de aplicaciones de fibras ópticas en comunicaciones y la instrumentación en el sector eléctrico. También, es profesor de la UNAM y miembro del Sistema Nacional de Investigadores.

Problemática de fallas en espaciadores de sobrecalentadores de generadores de vapor

José G. Chacón
Alberto Martínez
Raúl Fuentes
Cecilio Mojica

- Los materiales que conforman los componentes de un generador de vapor están expuestos a condiciones de trabajo severas que eventualmente pueden provocar fallas.
- Los factores que han causado la falla en espaciadores fijos son la rigidez propia en esa sección de la estructura y los cambios de carga y paros/jarranques de la unidad.

Resumen

En este artículo se analizan aspectos generales de fallas en espaciadores fijos de sobrecalentadores de generadores de vapor, y se hace hincapié en la influencia que tienen diversos aspectos tales como la operación de la unidad, la adecuada ejecución de soldaduras y la selección del material de aporte. Asimismo, se proponen algunas recomendaciones para reducir al mínimo las fallas.

Introducción

En ocasiones, los materiales que conforman los componentes de un generador de vapor están expuestos a condiciones de trabajo muy severas impuestas por diversas causas; entre éstas pueden mencionarse el propio diseño, la operación, los mantenimientos no adecuados, etc., que eventualmente pueden provocar fallas (paro forzado en el caso más crítico) que afectan y disminuyen la disponibilidad, lo que se traduce en una considerable pérdida económica.

La falla de materiales en generadores de vapor es un tema amplio y complejo, ya que existen diversos mecanismos de deterioro y con frecuencia una falla es resultado de la interacción entre ellos.

En este artículo, se analiza un caso en

el que se presenta la influencia de los ciclos térmicos (cambios de carga frecuentes), los defectos en la ejecución de soldaduras y las soldaduras de materiales disímiles, en la falla de espaciadores en sobrecalentadores.

Características de operación y diseño del sobrecalentador

La unidad generadora, en la que se presentaron fracturas en la zona de espaciadores fijos del sobrecalentador, tiene una capacidad nominal de 160 MW con 35 000 h de servicio, su régimen de operación promedio por día es:

De 6:00 a 18:00 horas — 120 MW.
De 18:00 a 23:00 horas — 160 MW.
De 23:00 a 6:00 horas — 80 MW.

En la figura 1 que muestra el arreglo del sobrecalentador (vertical radiante) se indica la zona problema. A lo largo de la línea punteada de referencia, los materiales de tubería son:¹

Elemento 1 SA 213 T22
Elementos 2 a 7 SA 213 TP 347H
Elementos 8 a 26 SA 213 T22;

1. ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section II, Part A, Specification SA-213, 1983 Ed.

FIGURA 1

Arreglo del sobrecalentador indicando la zona de falla en los espaciadores fijos

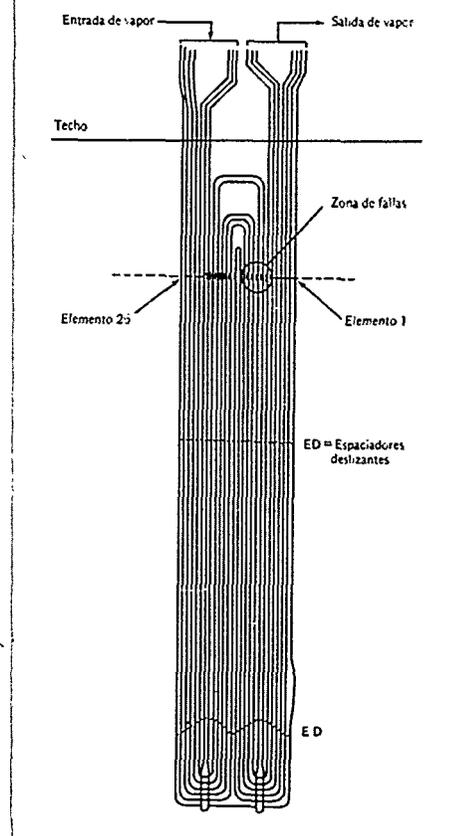
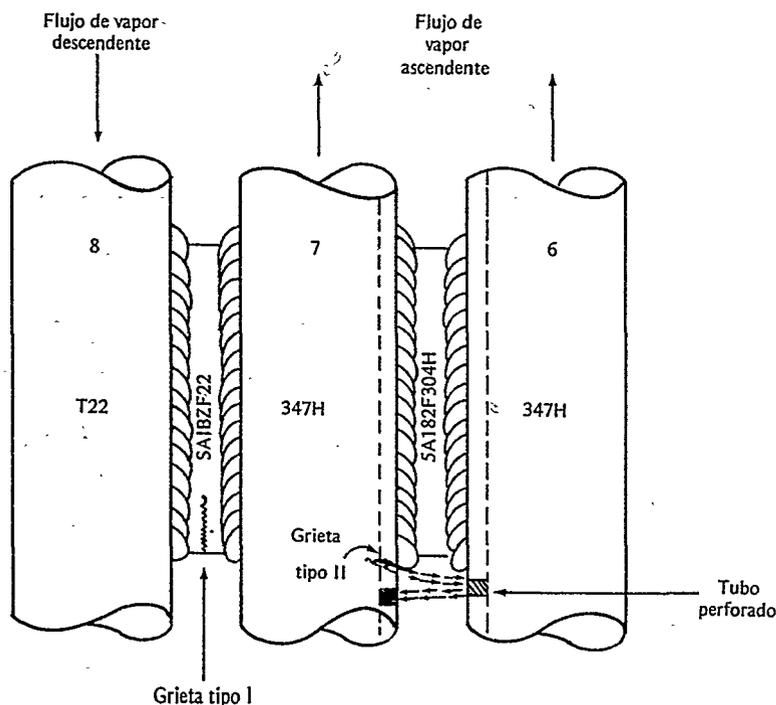


FIGURA 2

Detalle del arreglo de tubería en los espaciadores fijos, así como la indicación del tipo de grietas y el sentido de flujo de vapor sobrecalentado en los tubos 6, 7 y 8



el material de los espaciadores fijos corresponde a la especificación² SA 182-F22 o SA 182-F304H, y el material de aporte para soldadura es el E308 (inoxidable austenítico).

Es importante mencionar dos aspectos relevantes:

a) Hay diferencia de materiales en los tubos 7 y 8 (austenítico y ferrítico, respectivamente).

b) El sentido del flujo de vapor en estos tubos es opuesto. De aquí, es posible inferir que habrá una diferencia considerable en la temperatura media de metal en ambos tubos.

Estos aspectos pueden observarse con mayor claridad en la figura 2.

Inspección en campo

La inspección visual efectuada³ con líquidos penetrantes indicó que la mayor parte de los 25 paquetes que forman el sobrecalentador (de pared lateral derecha a izquierda) presentaron desalineamiento de tubería y agrietamiento en los espaciadores fijos, en el área comprendida por los elementos 6, 7 y 8. La forma de agrietamiento fue básicamente de dos tipos:

- Agrietamiento tipo I: Originado en la parte media del espaciador.
- Agrietamiento tipo II: Originado en el radio de curvatura (pie) del filete de soldadura.

El segundo tipo conlleva un mayor daño, ya que en el peor de los casos las grietas atraviesan totalmente el espesor del tubo, provocando así escape de vapor que erosiona el tubo adyacente. Cuando este último se perfora, su vapor erosiona de la misma forma el tubo agrietado inicialmente. Esta secuencia, junto con las morfologías de las zonas erosionadas por vapor en los tubos 6 y 7, se observa en la figura 2 y en la foto 1.

Examen macroscópico y en metaloscopio óptico de probetas

La foto 2 es un corte en sección longitu-

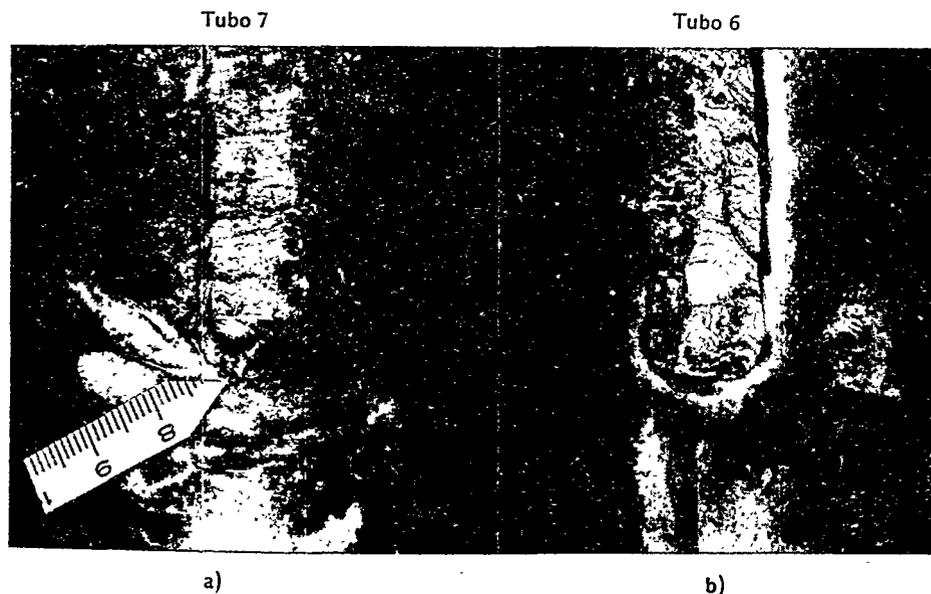


Foto 1. Morfología general de erosión por vapor en los tubos. En el pie del filete de soldadura en el tubo 7 hay una grieta (señalada con una flecha), de la cual escapó vapor que erosionó el tubo 6 y éste, al perforarse, dañó de manera similar el tubo 7.

2. *Ibid.*, Specification SA-182.

3. Distral, S.A. Ref. BQCC-505/87.



Foto 2. Corte en sección longitudinal al pie del filete de soldadura de la foto 1. Observe la grieta que atraviesa en su totalidad el espesor del tubo, así como la falta de fusión en la interfaz metal-soldadura.

dinal de la zona de falla al pie del filete de soldadura de la foto 1a, que presenta una grieta que atraviesa totalmente el espesor del tubo y evidencia la falta de fusión en la interfaz metal-soldadura. El aspecto microestructural de la zona marcada con un círculo se tiene en la foto 3. Se observa una microestructura austenítica en el metal base del tubo, así como la zona de soldadura al pie del filete.

Aquí puede observarse una muesca (notch) que en la etapa inicial de agrietamiento, actúa como punto concentrador de esfuerzos.

La foto 4 es una vista de la microestructura austenítica del tubo, a mayor magnificación. Esta muestra claramente precipitación de carburos dentro de los granos de austenita, principalmente en los lími-

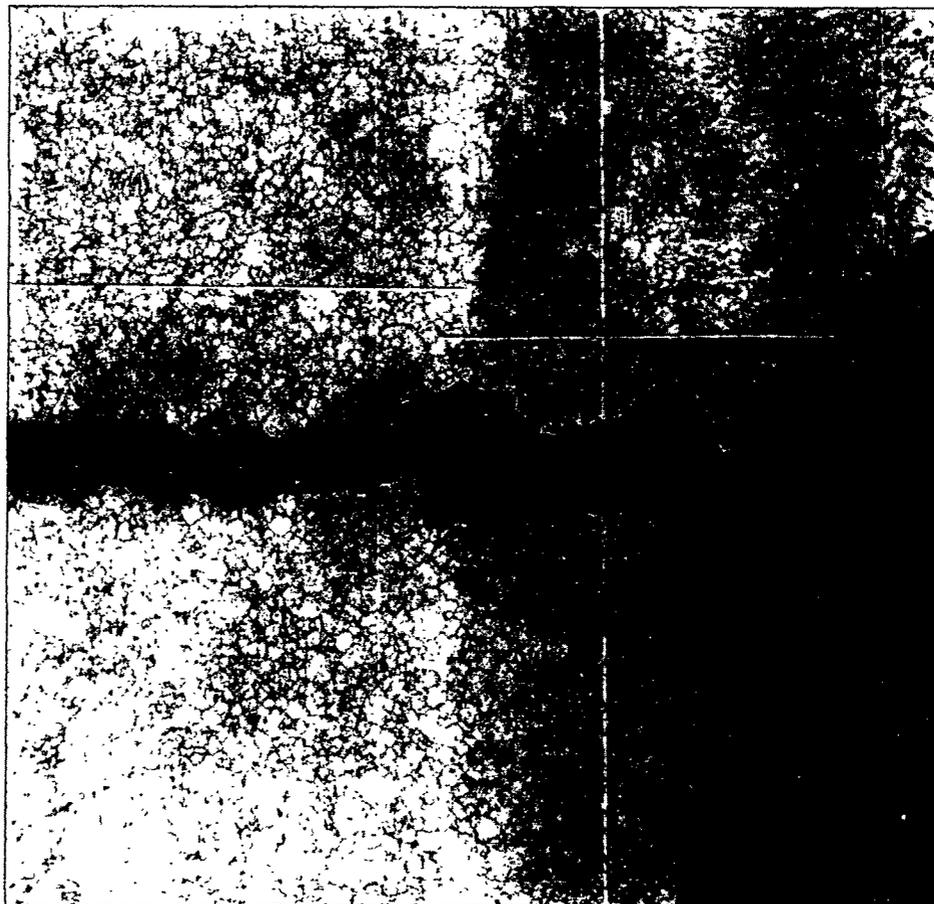


Foto 3. Aspecto a mayor magnificación de la zona marcada con círculo en la figura anterior, que muestra la grieta que atraviesa el espesor del tubo, así como su microestructura (50X).

tes de grano. Este fenómeno se conoce como sensibilización.⁴

En la foto 5 se muestra un corte longitudinal de una prbeta correspondiente a otro tubo, donde se evidencian una gran falta de fusión en la interfaz metal-soldadura y una pequeña fisura al pie del filete que empieza a propagarse al interior del metal base.

El propio diseño, la localización, calentamientos no uniformes, la vibración de tubos ocasionada por flujo de gases de combustión, etc., pueden afectar los espaciadores, y soportería en general, de bancos de tubería. Sin embargo, varios autores^{5,6,7}

4. French, N.D., *Metallurgical Failures in Fossil Fired Boilers*, John Wiley and Sons, 1983, p. 121.

5. Dooley, R.B. y H.J. Westwood, *CEA Report 83/2376-31*, nov., 1983, pp. 5-33.

6. French, N.D., *Op. cit.*, pp. 135-138.

7. Barcikowski, F.G. et al., "Locate Problems in Radiant and Convective Sections early to Improve Availability", *Power*, mar., 1987.

coinciden en que básicamente la operación cíclica y las uniones de materiales disímiles causan el problema.

Asimismo, la microestructura en los tubos de material 347h indicó que están sensibilizados; es decir, que la temperatura de metal ha estado en el intervalo de 425°-815° Celsius, lo que propicia las condiciones de precipitación de carburos. Esto último se constató; sin embargo, se espera que ello no afecte la vida residual de los tubos.

Los intervalos de tiempo para una falla inicial de soldadura con un material de aporte austenítico parecen aleatorios, ya que en la literatura especializada^{8,9} se han mencionado tiempos entre 29 000-125 000 horas y 40 000-150 000 horas.

Las causas de agrietamiento en los es-

8. Shaefer, A., "Disimilar Metal Weld-failure Problems in Large Steam Generators", *Power*, dic. 1979.

9. Dooley, R.B., *Op. cit.*, pp. 5-27.

espaciadores fijos del sobrecalentador se deben esencialmente a la interacción de:

- **Rigidez de la estructura.** Las funciones de los espaciadores y los soportes son distribuir las cargas debidas al propio peso de la estructura y mantener en su lugar (alineamiento) a los tubos. No obstante, condiciones de expansión-contracción de tubo a tubo como las ya referidas provocan esfuerzos adicionales en el cuerpo del espaciador y/o la unión soldada.

- **Fatiga térmica.** Causada por la oscilación de la temperatura de metal en la zona afectada, y debida básicamente a:

- Operación con cambios de carga. Este es un parámetro que con frecuencia no puede controlarse, debido a situaciones de demanda del sistema eléctrico. Asimismo, los paros y arranques de la unidad pueden ocurrir por muchas causas; esta situación implica variaciones en la temperatura de metal, dependiendo de la duración del paro.

- Diferencia de materiales y temperaturas en uniones con espaciador de tubo a tubo. En este caso, los tubos adyacentes no son del mismo material y tienen diferentes temperaturas de metal, debido principalmente a las diferencias en coeficientes de expansión y conductividad térmica, así como del perfil de flujo de vapor (tubos 7 y 8). Cuando hay cambios de carga, y a efecto de los factores mencionados, se crean esfuerzos que se concentran en zonas rígidas.

- **Uniones soldadas en materiales disímiles.** Estas uniones se realizan generalmente con materiales de aporte austeníticos en aceros ferríticos, por lo que es necesario considerar:

- El material austenítico tiene un coeficiente de expansión térmica 50% mayor que el material ferrítico,¹⁰ lo que induce esfuerzos internos en la interfaz soldada.

- Difusión de carbón del material ferrítico hacia la austenita en la interfaz soldada.

Estas dificultades pueden disminuirse empleando materiales de aporte base ní-

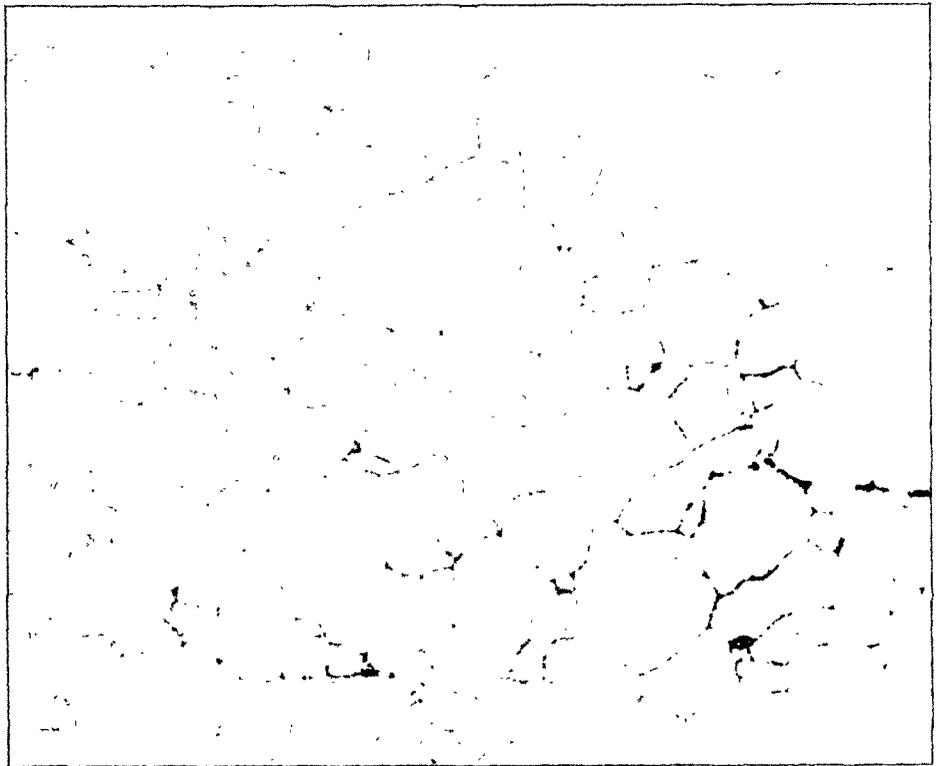


Foto 4. Microestructura austenítica de los tubos 6 y 7, en la que se observa precipitación de carburos tanto en el interior de los granos como en el límite de éstos (400X).

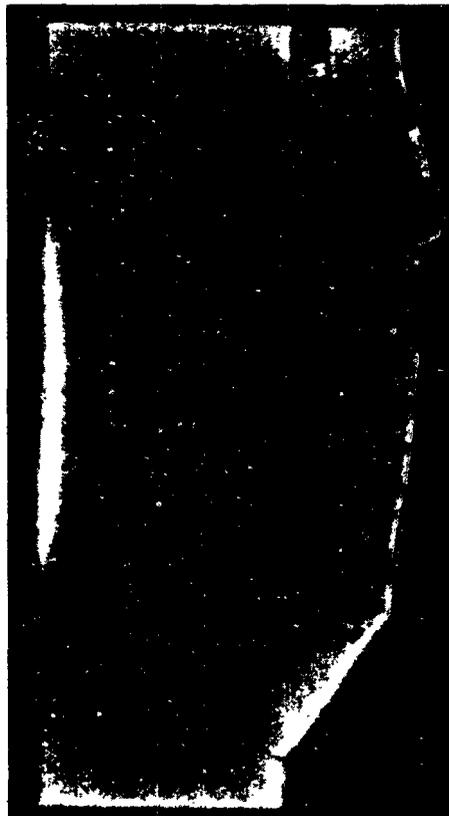


Foto 5. Corte en sección longitudinal de la unión tubo-espaciador. Observe una gran falta de fusión de la soldadura, así como una pequeña grieta en la parte inferior (pie) del filete de soldadura.



Foto 6. Aspecto que muestra la zona de unión del espaciador con un tubo. Se observa una fuerte irregularidad en el radio de curvatura del filete inferior.

10. *Ibid.*, pp. 5-29.

quel,¹¹ ya que se ha probado que tienen mayor durabilidad porque tienen coeficientes de expansión térmica similares a los de materiales ferríticos, y los gradientes de actividad de carbón, entre estos materiales, son más pequeños que cuando se emplean soldaduras austeníticas.^{12, 13}

● **Defectos de ejecución en soldaduras.** Las deficiencias en este punto contribuyen de manera importante a la formación de agrietamientos.

Diversas observaciones hechas en las secciones longitudinales de filetes de soldadura en diferentes probetas mostraron

11. Castro, R. y J. de Cadenet, *Welding Metallurgy of Stainless and Heat-resisting Steels*, Cambridge University Press, 1975, p. 171.

12. Li, C.C. y R.H. Ryder, *Service Performance of Dissimilar Metal Weldments in Fossil-fired Boilers*, dic. 1983, pp. 3-61. (EPRI CS-3272.)

13. Lamping, G.A. y R.M., Arrowood, *Manual for Investigation and Correction of Boiler Tube Failures*, section 2, abr. 1985, pp. 2-34. (EPRI CS-3945.)

áreas de falta de penetración y fusión de la soldadura en el metal base; por lo que es lógico afirmar que este hecho causará debilitamiento de la estructura en condiciones de fatiga por vibración y fatiga térmica.

Asimismo, radios inadecuados al pie del filete de soldadura (véanse Fotos 1a y 6) también pueden actuar como concentradores de esfuerzos.

Conclusiones

● Los factores principales que han causado la falla en espaciadores fijos son la rigidez propia en esa sección de la estructura y los cambios de carga y paros/arranques de la unidad, que causan problemas de fatiga térmica.

● En uniones de materiales ferríticos y austeníticos resulta más conveniente emplear materiales de aporte base níquel, debido a que tienen mejores propiedades para las condiciones de trabajo impuestas en el sobrecalentador.

● Se encontraron defectos en las uniones soldadas, tales como falta de penetración y radios no uniformes de soldadura al pie de los filetes.

● No es recomendable emplear espaciadores fijos en tuberías con materiales diferentes y con flujo de vapor opuesto, por lo que una opción sería usar espaciadores que permitan una mayor flexibilidad en la estructura.

● Sería adecuado monitorear temperatura de metal en la zona de los espaciadores fijos. (El Instituto de Investigaciones Eléctricas ha desarrollado una técnica para el monitoreo continuo de temperatura de metal en la zona de alta temperatura y altos flujos térmicos.)

● El monitoreo de la temperatura de metal proporcionaría información de los gradientes de temperatura que ocurren cuando hay variaciones de carga, para normar criterios de operación en función del efecto que pueda causar la temperatura sobre tubería y espaciadores.

JOSE G. CHACON NAVA

Es Ingeniero químico en procesos, egresado de la Escuela de Ciencias Químicas, del Instituto Tecnológico y de Estudios Superiores de Occidente. En 1980, colaboró con la Compañía Siderúrgica de Guadalajara. Desde julio de 1982, es investigador en el Departamento de Combustibles Fósiles, de la División de Fuentes de Energía, del Instituto de Investigaciones Eléctricas, donde ha colaborado en proyectos relacionados con corrosión en alta temperatura, análisis de fallas e Ingeniería de materiales. Asimismo, ha participado como conferencista en diversos foros nacionales y es responsable de la inspección en campo de centrales termoeléctricas. Además, es miembro de la Asociación Mexicana de Ingenieros en Corrosión, A.C.

ALBERTO MARTINEZ VILLAFARÉ

Obtuvo la licenciatura en física y matemáticas del IPN, en 1978 y la maestría en ciencias, con especialidad en ciencias de materiales, en 1981, en la misma institución; asimismo, realizó el doctorado en ciencias de la corrosión e ingeniería, en la Universidad de Manchester, Inglaterra, en 1984. Se ha desempeñado como profesor en la UAM-Azcapotzalco, en el IPN y en la UNAM. En 1980, inició labores como investigador del IIE, en el Departamento de Combustibles Fósiles, de la División de Fuentes de Energía, donde actualmente es coordinador del área de ciencias de materiales. Pertenece a diversas asociaciones profesionales, y es investigador por el Sistema Nacional de Investigadores.

RAUL FUENTES SAMANIEGO

Egresó como licenciado en física y matemáticas y maestro en ciencias, con especialidad en ciencias de materiales, de la Escuela Superior de Física y Matemáticas, del Instituto Politécnico Nacional. Además, realizó estudios de doctorado en la Stanford University y de posdoctorado en la Ohio State University. Ha publicado diversos artículos en varias revistas técnicas y fue investigador del Instituto de Investigaciones Eléctricas. Actualmente, es investigador-profesor del doctorado en ingeniería de materiales, de la Universidad Autónoma de Nuevo León.

CECILIO MOJICA CALDERON

Egresó en 1986, de la Escuela Superior de Ingeniería Química e Industrias Extractivas del IPN, como ingeniero metalúrgico. En octubre de 1987, se incorporó al Instituto de Investigaciones Eléctricas, del Departamento de Combustibles Fósiles, de la División de Fuentes de Energía, donde ha colaborado en proyectos relacionados con el diagnóstico y prevención de la corrosión, y con el análisis de fallas en componentes metálicos de generadores de vapor.

Se ofrece un listado de los ex becarios que integran la bolsa de trabajo del IIE; éstos finalizaron su estadía en nuestras instalaciones donde desarrollaron sus tesis profesionales de licenciatura, maestría y doctorado, así como su adiestramiento técnico, etcétera.

Las personas, instituciones o empresas que soliciten los

servicios de alguno(s) de los ex becarios que aparecen en el listado de este boletín o de algún otro, deberán mencionar en su solicitud la clave correspondiente, el puesto que se ofrece, el nombre de la persona con la que deberá entrevistarse el candidato, el número de teléfono donde deberá concertarse la cita y el domicilio del reclutador.

52074

Ingeniero industrial eléctrico, 24 años, soltero, masculino, egresado del Instituto Tecnológico de Puebla (83-87). Tema de tesis: "Diseño de geometría y dimensiones de bobinas de MCR para manufactura". Sin problema de residencia, disponibilidad inmediata.

51246

Ingeniero eléctrico, 25 años, soltero, masculino, egresado de la Universidad Autónoma del Estado de Morelos (82-85).

Tema de tesis: "Integración de un dispositivo de producción secundaria de transformadores de distribución contra sobrecorriente". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.

52035

Ingeniero industrial eléctrico, 27 años, soltero, masculino, egresado del Instituto Tecnológico de Puebla (82-87). Tema de tesis: "Procesamiento de señales bidimensionales". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.

51849

Ingeniero mecánico eléctrico, 24 años, soltero, masculino, egresado de la Universidad Veracruzana (81-86). Tema de tesis: "Optimización de reactivos en la operación de sistemas eléctricos de potencia". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.

52098

Ingeniero industrial mecánico, 25 años, soltero, masculino, egresado del Instituto Tecnológico de Puebla (83-86). Tema de tesis: "Pruebas a un modelo a escala de un separador de vapor geotérmico". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.

52032

Ingeniero en comunicaciones y electrónica, 25 años, soltero, masculino, egresado de la Universidad Veracruzana (83-87).

Tema de tesis: "Diseño de una red móvil en la banda VHF para el sector eléctrico". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.

52031

Ingeniero industrial eléctrico, 26 años, soltero, masculino, egresado del Instituto Tecnológico de Puebla (82-86). Tema de tesis: "Diseño de generadores síncronos industriales de hasta 500 KVA". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.

51932

Ingeniero eléctrico, 24 años, soltero, masculino, egresado de la ENEP-Aragón, UNAM (82-87).

Tema de tesis: "Diseño de un sistema de telefonía móvil celular aplicado al sector eléctrico". Sin problemas de residencia, disponibilidad inmediata.

**INSTITUTO DE INVESTIGACIONES
ELECTRICAS**

*División de Información Tecnológica y
Desarrollo Profesional*

*Departamento de Relaciones con el
Sector Educativo*

*Interior Internado Palmira
Palmira, Temixco, Morelos*

62490, México

Tel. (73) 183 811, ext. 3350 y 2094

Télex 178351 INELME

Cálculo de campos electromagnéticos en máquinas eléctricas mediante elemento finito. Algoritmos para la solución de problemas de inducción

Mario F. Rosales

- Se consideran sistemas magnéticos en regiones cerradas con simetría axial, cuya densidad de corriente total es parcialmente conocida.
- Incluye la capacidad para tratar medios con movimiento y se supone un comportamiento senoidal para la densidad de corriente fuerte.

Resumen

Este artículo se basa en la modelación electromagnética presentada en la primera parte de la serie y en el planteamiento proporcionado en la segunda parte para la solución indirecta de ecuaciones diferenciales parciales. Se consideran sistemas magnéticos en regiones cerradas con simetría traslacional o axial, cuya densidad de corriente total es parcialmente conocida (problemas de inducción). Incluye la capacidad para tratar medios con movimiento y se supone un comportamiento senoidal para la densidad de corriente fuente.

Se desarrollan los algoritmos que se implantan en el programa de cómputo CALIIE-2D del Instituto de Investigaciones Eléctricas (IIE) para obtener las soluciones numéricas de estos problemas. Los sistemas básicos de ecuaciones algebraicas se obtienen mediante la aplicación del método de Galerkin en la discretización de elemento finito con elementos triangulares de primer orden.

Introducción

Este artículo es la tercera parte de una serie titulada "Cálculo de campos electromagnéticos en máquinas eléctricas mediante elemento finito", y como tal, se basa en los planteamientos ya publicados. (1 y 2)

En la primera parte de la serie (1), se presenta la modelación electromagnética, cuyo objetivo primario es determinar el campo magnético B en los sistemas magnéticos y del campo eléctrico E en los sistemas eléctricos, en los problemas asociados con el conocimiento total o parcial de la densidad de corriente o bien, con el conocimiento total de la densidad de carga eléctrica. Para ello, se suponen conocidas las propiedades materiales de los medios y su condición de movimiento, así como hipótesis apropiadas para un tratamiento bidimensional.

En la segunda parte (2), se presenta brevemente al método de Galerkin implantado con el método de elemento finito y se desarrollan los algoritmos para el caso donde se tiene el conocimiento total de la densidad de corriente en los sistemas magnéticos o de la densidad de carga eléctrica en los sistemas eléctricos.

En esta tercera parte, se consideran los algoritmos del caso faltante; cuando se presenta un conocimiento parcial de la densidad de corriente total¹ nJ en los sistemas magnéticos, asociado con la densidad de corriente "fuente" nJ_F . Esta situación genera un objetivo secundario que es determinar la "parte faltante" de nJ ; conocida como corriente inducida (Eddy) nJ_I , definida como $nJ_I \equiv nJ - nJ_F$.

La implantación computacional del contenido de la serie de artículos se efectúa en el programa de cómputo CALIIE-2D del IIE, y la descripción del programa se presentará en la cuarta parte de la serie.

De la modelación electromagnética desarrollada, (1) se siguen las ecuaciones diferenciales parciales complejas a considerar en los problemas de inducción con medios en movimiento.²

Para los sistemas magnéticos con simetría traslacional:

$$n\sigma \left(v_{nx}t_j \frac{\partial f}{\partial x} + v_{ny}t_j \frac{\partial f}{\partial y} + i2\pi n\eta f \right) - n\nu \left(\frac{\partial^2 f}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 f}{\partial y^2} \right) = (nJ_{Fz})t_j \quad [MT - J_1]'$$

1. El subíndice n se refiere al medio n -ésimo.

2. Se ha considerado al instante $t_j \in T \equiv \{t_1, \dots, t_n\}$, en donde T es una "partición" del intervalo de tiempo en el que se desea describir el fenómeno.

y se hace:

$$A_z(x,y,z,t) = |f(x,y)| \cos \left(2\pi n\eta t + \tan^{-1} \left(\frac{\text{Im } f(x,y)}{\text{Re } f(x,y)} \right) \right) \quad [1]$$

en donde se ha supuesto que $n\hat{F}_z$ es senoidal y $n\hat{F}_z$ es su fasor.

Para los sistemas magnéticos con simetría axial

$$-n\nu \left(\frac{1}{r} \frac{\partial f}{\partial r} + \frac{\partial^2 f}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 f}{\partial z^2} + \frac{1}{r^2} f \right) \quad (\text{MA} - J_1)'$$

$$-n\sigma \left(v_z(t) \frac{\partial f}{\partial z} - i2\pi n\eta f \right) = (n\hat{F}_\theta)_{t_i}$$

y se hace

$$A_\theta(r, \theta, z, t) = |f(z,r)| \cos \left(2\pi n\eta t - \tan^{-1} \left(\frac{\text{Im } f(z,r)}{\text{Re } f(z,r)} \right) \right) \quad [2]$$

suponiendo que $n\hat{F}_\theta$ es senoidal y que $n\hat{F}_\theta$ es su fasor. Sin embargo, con el propósito de evitar singularidades,³ se utiliza el "cambio de variable" $f(z,r) = rg(z,r)$, transformando (MA - J₁) en:

$$-n\nu \left(3 \frac{\partial g}{\partial r} + r \left(\frac{\partial^2 g}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 f}{\partial z^2} \right) \right) \quad (\text{MA} - J_1)''$$

$$+ n\sigma r \left(v_z(t) \frac{\partial g}{\partial z} + i2\pi n\eta g \right) = (n\hat{F}_\theta)_{t_i}$$

y de [2]

$$A_\theta(r, \theta, z, t) = r |g(z,r)| \cos \left(2\pi n\eta t + \tan^{-1} \left(\frac{\text{Im } g(z,r)}{\text{Re } g(z,r)} \right) \right) \quad [3]$$

Para la solución de estas ecuaciones diferenciales se emplea un método indirecto de solución (Galerkin) en la discretización espacial de elemento finito, donde se consideran elementos triangulares de primer orden. Este procedimiento transforma el problema en uno de tipo algebraico, cuya solución genera una aproximación a la solución de la ecuación diferencial parcial con las condiciones a la frontera que se consideren.

Antecedentes

El planteamiento dado en la segunda parte de la serie del método de Galerkin es apropiado, sólo son necesarias algunas modificaciones para el tratamiento de las ecuaciones diferenciales parciales complejas enunciadas:

- 3. Se nota con C al campo algebraico complejo.

- Ahora se considera³ el espacio $C(X,C)/C$ de las funciones continuas en una región compacta $X \subset \mathbb{R}^2$.

- La familia de funciones de aproximación $\{\phi_j | j \in I\}$ se mantienen como funciones reales, por lo que los coeficientes de sus combinaciones lineales son números complejos.

- Formalmente, para la condición de Galerkin debe utilizarse el producto unitario.⁴

$$\langle f, g \rangle \equiv \int_X f^* g \quad \forall f, g \in C(X,C)$$

siendo $f^* \equiv \text{Re } f - i \text{Im } f$; conocida como la función completa conjugada de f .

En la implantación del método de Galerkin con el método de elemento finito, también se utilizan elementos triangulares de primer orden para la "partición" de la región X en cada instante de T . La descripción de los triángulos es igual; se efectúa⁵ en términos de una matriz Δ de orden $n \times 3$, para la que se tiene que $\Delta_{kj} \in \mathbb{R}^2$ corresponde a las coordenadas (cartesianas o cilíndricas) del vértice (nodo) j -ésimo del triángulo k -ésimo, desde el sistema de referencia empleado para describir al fenómeno, (1). Para mayor simplicidad en el desarrollo de los algoritmos, esta información se reexpresa en los términos:

$$a_k \equiv \begin{pmatrix} \Delta_{k21} & \Delta_{k32} & -\Delta_{k31} & \Delta_{k22} \\ \Delta_{k11} & \Delta_{k32} & -\Delta_{k31} & \Delta_{k12} \\ \Delta_{k11} & \Delta_{k22} & -\Delta_{k21} & \Delta_{k12} \end{pmatrix} \quad [4]$$

y

$$b_k \equiv \begin{pmatrix} \Delta_{k22} & -\Delta_{k32} & \Delta_{k31} & -\Delta_{k21} \\ \Delta_{k12} & -\Delta_{k32} & \Delta_{k31} & -\Delta_{k11} \\ \Delta_{k12} & -\Delta_{k22} & \Delta_{k21} & -\Delta_{k11} \end{pmatrix} \quad [5]$$

$\forall k \in \bar{n}$, en donde Δ_{kij} es la componente i -ésima del par Δ_{kj} .

La familia de funciones de aproximación $\{\phi_{kj} | j \in \bar{3}\}$ está dada en términos de los polinomios de Lagrange asociados con los elementos de malla. Para el instante $t_i \in T$ y el triángulo $\Delta_k^\dagger \subset \mathbb{R}^2$ con $k \in \bar{n}$, se tiene:⁶

$$\left. \begin{aligned} \phi_{k1}(x,y) &\equiv \frac{1}{2\mu(\Delta_k^\dagger)} (a_{k1} - b_{k1 \ 1x} - b_{k1 \ 2y}) \\ \phi_{k2}(x,y) &\equiv \frac{1}{2\mu(\Delta_k^\dagger)} (a_{k2} - b_{k2 \ 1x} - b_{k2 \ 2y}) \\ \phi_{k3}(x,y) &\equiv \frac{1}{2\mu(\Delta_k^\dagger)} (a_{k3} - b_{k3 \ 1x} - b_{k3 \ 2y}) \end{aligned} \right\} \forall (x,y) \in \Delta_k^\dagger \quad [6]$$

4. Esta modificación no repercute debido al tipo de funciones de aproximación consideradas; $\phi_j^* = \phi_j \ \forall j \in I$.

5. Suponiendo que la malla posee n elementos triangulares.

6. Utilizando [4] y [5] y notando al área (contenido) de Δ_k^\dagger con $\mu(\Delta_k^\dagger)$.

para la descripción cartesiana y para la descripción cilíndrica simplemente se hace la identificación $x \leftrightarrow z$ y $y \leftrightarrow r$.

Operadores diferenciales de CALIE-2D

La aplicación del método de Galerkin se realiza con la consideración de los siguientes operadores diferenciales:

$$L_3(\psi) \equiv k_1 \frac{\partial \psi}{\partial x} + k_2 \frac{\partial \psi}{\partial y} + ik_3 \psi + k_4 \left(\frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial y^2} \right) \quad [\text{CALIE 3}]$$

$$L_4(\psi) \equiv k_1 r \frac{\partial \psi}{\partial z} + k_2 \left(r \left(\frac{\partial^2 \psi}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial r^2} \right) + k_3 \frac{\partial \psi}{\partial r} \right) + ik_4 r \psi \quad \forall \psi \in C^2(X, C). \quad [\text{CALIE 4}]$$

Estos operadores contienen a $(MT - J_1)'$ y $(MA - J_1)''$. En efecto, al aproximar la velocidad con,⁷

$$v_{kxt_j} \equiv v_{kxt_j}(x_{kc}, y_{kc}) \text{ y } v_{kyt_j} \equiv v_{kyt_j}(x_{kc}, y_{kc})$$

siendo (x_{kc}, y_{kc}) las coordenadas del centroide de Δ_k^\dagger , se tiene que:

$$\left. \begin{aligned} k_1 &\equiv k\sigma v_{kxt_j}(x_{kc}, y_{kc}); k_2 \equiv k\sigma v_{kyt_j}(x_{kc}, y_{kc}); \\ k_3 &\equiv 2\pi k\sigma k\eta; k_4 \equiv -k\nu; L_3^{-1}((k\int F_z)_{t_j}) \end{aligned} \right\} \rightarrow (MT - J_1)'$$

$$\left. \begin{aligned} k_1 &\equiv k\sigma v_{kz}(t_j); k_2 \equiv -k\nu; k_3 \equiv 3; \\ k_4 &\equiv 2\pi k\sigma k\eta; L_4^{-1}((k\int F_\theta)_{t_j}) \end{aligned} \right\} \rightarrow (MA - J_1)''$$

considerando el instante $t_j \in T$ y el elemento de malla k-ésimo. Nótese que esta identificación de las constantes muestra la afinidad de los operadores con los problemas de inducción considerados. Sin embargo, por el carácter paramétrico de las constantes, gran parte de los algoritmos (desarrollados en la siguiente sección) pueden aplicarse a otros fenómenos físicos; aquellos que sean descritos con ecuaciones diferenciales compatibles con los operadores diferenciales planteados.

La introducción de condiciones a la frontera, notándolas con CF_k , se efectúa en cada elemento de malla. En todos ellos se plantea la condición de Neumann homogénea:

$$\frac{\partial \psi_k}{\partial n} = \frac{\partial Re \psi_k}{\partial n} - i \frac{\partial Im \psi_k}{\partial n} = 0 \text{ en } \partial \Delta_k^\dagger \quad \forall k \in \bar{n}$$

7. Proponiendo los triángulos "suficientemente" pequeños.

siendo n la normal a $\partial \Delta_k^\dagger$; es decir, la frontera de Δ_k^\dagger . La asignación de la condición de Dirichlet emana de la conjugación de la experiencia de quien modela el fenómeno electromagnético con un procedimiento (2) que garantiza la "continuidad" de las soluciones asociadas con elementos de malla con frontera común.

Algoritmos de CALIE-2D

Puede procederse al desarrollo de los algoritmos para obtener soluciones numéricas. Empezando con la ecuación diferencial del operador L_3 asociada con $h_k \in C(X, C)$ y las condiciones a la frontera CF_k , se tiene que:⁸

$$R_3(\psi_k) = L_3(\psi_k) - h_k \quad \forall \psi_k \in \mathcal{L}\{\phi_{ki}\} \cap CF_k$$

y al aplicar la condición de Galerkin: $\langle \phi_{ki}, R_3(\psi_k) \rangle = 0 \quad \forall i \in \bar{3}$, se sigue que:

$$\int_{\Delta_k^\dagger} \phi_{ki} \left(k_1 \frac{\partial \psi_k}{\partial x} + k_2 \frac{\partial \psi_k}{\partial y} + ik_3 \psi_k + k_4 \left(\frac{\partial^2 \psi_k}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \psi_k}{\partial y^2} \right) - h_k \right) = 0 \quad [7]$$

$\forall i \in \bar{3}$, donde:

$$\frac{\partial^2 \psi_k}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \psi_k}{\partial y^2} = \nabla^2 Re \psi_k + i \nabla^2 Im \psi_k$$

y

$$f \nabla^2 g = \nabla \cdot (f \nabla g) - \nabla f \cdot \nabla g \quad \forall f, g \in C^2(\mathbb{R}^2, \mathbb{R})$$

lo cual, junto con el teorema de la divergencia, reducen [7] en los términos:

$$\int_{\Delta_k^\dagger} \left(k_1 \phi_{ki} \frac{\partial \psi_k}{\partial x} - k_2 \phi_{ki} \frac{\partial \psi_k}{\partial y} - ik_3 \phi_{ki} \psi_k - k_4 (\Delta \phi_{ki} \cdot \Delta Re \psi_k - i \Delta \phi_{ki} \cdot \Delta Im \psi_k) - \phi_{ki} h_k \right) = 0 \quad [8]$$

$\forall i \in \bar{3}$. pues $\psi_k \in CF_k$.

En forma análoga, para la ecuación diferencial del operador

8. Se nota con $\mathcal{L}\{\phi_{ki}\}$ a la generación lineal de la familia $\{\phi_{ki}\}$ con $i \in \bar{3}$; es decir, el conjunto de combinaciones lineales de la familia.

L_4 asociada con la función $h_k \in C(\Delta_k^\dagger, C)$ y las condiciones a la frontera CF_k , se tiene que:

$$R_4(\psi_k) = L_4(\psi_k) - h_k \quad \forall \psi_k \in \mathcal{L}_{\{\phi_{ki}\}} \cap CF_k$$

y de la condición de Galerkin:

$$\int_{\Delta_k^\dagger} \phi_{ki} \left(k_1 r \frac{\partial \psi_k}{\partial z} - k_2 \left(r \left(\frac{\partial^2 \psi_k}{\partial z^2} - \frac{\partial^2 \psi_k}{\partial r^2} \right) - k_3 \frac{\partial \psi_k}{\partial r} \right) + ik_4 r \psi_k - h_k \right) = 0 \quad [9]$$

$\forall i \in \bar{3}$, donde

$$r \left(\frac{\partial^2 \psi_k}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \psi_k}{\partial r^2} \right) + \frac{\partial \psi_k}{\partial r} =$$

$$r \left(\frac{\partial^2 \text{Re } \psi_k}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \text{Re } \psi_k}{\partial r^2} \right) + \frac{\partial \text{Re } \psi_k}{\partial r} +$$

$$i \left(r \left(\frac{\partial^2 \text{Im } \psi_k}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \text{Im } \psi_k}{\partial r^2} \right) + \frac{\partial \text{Im } \psi_k}{\partial r} \right)$$

y

$$f \frac{\partial g}{\partial r} + r f \left(\frac{\partial^2 g}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 g}{\partial r^2} \right) = r f \nabla^2 g =$$

$$\nabla \cdot (r f \nabla g) - f \frac{\partial g}{\partial r} - r \nabla f \cdot \nabla g$$

$\forall f, g \in C^2(\mathbb{R}^2, \mathbb{R})$ con descripción cilíndrica. Entonces, para $\psi_k \in CF_k$ y con el teorema de la divergencia, se sigue que [9] toma la forma:

$$\int_{\Delta_k^\dagger} \left(\phi_{ki} \left(k_1 r \frac{\partial \psi_k}{\partial z} + k_2 (k_3 - 2) \frac{\partial \psi_k}{\partial r} + ik_4 r \psi_k - h_k \right) - k_2 r (\nabla \phi_{ki} \cdot \nabla \text{Re } \psi_k + i \nabla \phi_{ki} \cdot \nabla \text{Im } \psi_k) \right) = 0 \quad [10]$$

$\forall i \in \bar{3}$.

Para el propósito que se persigue, debe explicitarse el carácter algebraico de [8] y [10]; para ello, deben hacerse algunos desarrollos. De [6] se sigue, tanto para la descripción⁹ cartesiana como cilíndrica, que:

$$\frac{\partial \phi_{ki}}{\partial x_l} = \frac{b_{kil}}{2 \mu (\Delta_k^\dagger)}$$

$$\forall i \in \bar{2}$$

9. Dependiendo del caso, se hace $x_1 \leftrightarrow x \leftrightarrow z$ y $x_2 \leftrightarrow y \leftrightarrow r$.

y

$$\forall i \in \bar{3}$$

por lo cual:

$$\frac{\partial \psi_k}{\partial x_l} = \frac{1}{2 \mu (\Delta_k^\dagger)} \sum_{j \in \bar{3}} N_{kj} b_{kjl}, \quad \forall i \in \bar{2}$$

con $\psi_k \equiv \sum_{j \in \bar{3}} N_{kj} \phi_{kj}$. Además, mediante un cambio a coordenadas "simples" (4 Cap. 3 §2), se tiene (5 y 6) que:

$$\int_{\Delta_k^\dagger} \phi_{ki} = \frac{\mu (\Delta_k^\dagger)}{3} \quad \forall i \in \bar{3}$$

y también

$$\int_{\Delta_k^\dagger} \phi_{ki} \psi_k = \frac{\mu (\Delta_k^\dagger)}{12} \begin{cases} 2 N_{k1} + N_{k2} + N_{k3} & \text{si } i=1; \\ N_{k1} + 2 N_{k2} + N_{k3} & \text{si } i=2; \\ N_{k1} + N_{k2} + 2 N_{k3} & \text{si } i=3. \end{cases}$$

Al llevar estos resultados a [8] y suponer que h_k es constante en Δ_k^\dagger , se obtiene el sistema de ecuaciones algebraicas complejas:

$$\left(\frac{k_4}{4 \mu (\Delta_k^\dagger)} M_k^\dagger + i \frac{k_3 \mu (\Delta_k^\dagger)}{12} L_k \right) \times N_k = \frac{\mu (\Delta_k^\dagger)}{3} h_k \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \quad [\text{CALIE} - 3L]$$

donde:

$$N_k \equiv \begin{pmatrix} N_{k1} \\ N_{k2} \\ N_{k3} \end{pmatrix}$$

y

$$L_k \equiv \begin{pmatrix} 2 & 1 & 1 \\ 1 & 2 & 1 \\ 1 & 1 & 2 \end{pmatrix}$$

además

$$M_k^\dagger \equiv \begin{pmatrix} b_{k1} \cdot b_{k1}^\dagger & b_{k2} \cdot b_{k1}^\dagger & b_{k3} \cdot b_{k1}^\dagger \\ b_{k1} \cdot b_{k2}^\dagger & b_{k2} \cdot b_{k2}^\dagger & b_{k3} \cdot b_{k2}^\dagger \\ b_{k1} \cdot b_{k3}^\dagger & b_{k2} \cdot b_{k3}^\dagger & b_{k3} \cdot b_{k3}^\dagger \end{pmatrix}$$

haciendo

$$b_{kj}^{\dagger} \equiv \left(b_{kjl} - \frac{2k_1 \mu(\Delta_k^{\dagger})}{3k_4}, b_{kj2} - \frac{2k_2 \mu(\Delta_k^{\dagger})}{3k_4} \right) \quad \forall j \in \bar{3}. \quad [11]$$

Mediante un rearrreglo, este sistema de ecuaciones puede llevarse a un sistema de ecuaciones reales, que puede esquematizarse como:

$$\begin{pmatrix} (k_4/(4\mu(\Delta_k^{\dagger})) M_k^{\dagger} & ((k_3 \mu(\Delta_k^{\dagger}))/12) L_k \\ -((k_3 \mu(\Delta_k^{\dagger}))/12) L_k & (k_4/(4\mu(\Delta_k^{\dagger})) M_k^{\dagger} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} Re N_k \\ Im N_k \end{pmatrix} = - \frac{\mu(\Delta_k^{\dagger})}{3} \begin{pmatrix} Re h_k \\ Im h_k \end{pmatrix} \quad [CALIIE - 3L]'$$

tales como una máquina estática o bien, máquinas cuyas partes móviles tengan muy alta reluctividad y velocidades "moderadas". Sin embargo, esta aproximación no es apropiada (7) para algunas máquinas.¹⁰ Por lo que es conveniente mantener la forma general de (CALIIE - 3L)'

Por simplicidad, es conveniente identificar dos tipos de movimiento; los apropiados para máquinas eléctricas rotatorias o lineales.¹¹ Para las rotatorias se hace:

$$k_1 = -k\sigma y_{kc} \dot{w}(t_j)$$

y

$$k_2 = k\sigma x_{kc} \dot{w}(t_j)$$

pues de (1 ec.14) se tiene que

$$v_{kxt_j}(x_{kc}, y_{kc}) = -y_{kc} \dot{w}(t_j)$$

y

$$v_{kyt_j}(x_{kc}, y_{kc}) = x_{kc} \dot{w}(t_j)$$

siendo \dot{w} la velocidad angular desde el sistema de referencia inercial alojado en el eje de rotación. Para las lineales se admite únicamente desplazamiento en la dirección del eje x. por lo que:

$$k_1 = k\sigma k \dot{r}_x(t_j) \quad y \quad k_2 = 0$$

10. Por ejemplo, frenos dinámicos, máquinas de inducción con rotores sólidos, motores lineales de inducción, etcétera.

11. Ambos casos poseen como caso límite las máquinas estáticas.

también de (1 ec. 14).

La determinación del campo magnético B y la corriente inducida J_{Jz} en los problemas con simetría traslacional se efectúa con (1 ec. 13) y (1 ec.19). En efecto, de [1] se sigue que:

$$A_{kz}(x,y,z,t_j) = \sqrt{R_k^2(x,y) + I_k^2(x,y)} \cos(2\pi_k \eta t_j + \theta_k(x,y)) \quad \forall (x,y) \in \Delta_k^{\dagger} \quad [13]$$

con

$$\left. \begin{aligned} R_k(x,y) &\equiv \frac{1}{2\mu(\Delta_k^{\dagger})} \sum_{l \in \bar{3}} Re N_{kl} (a_{kl} + b_{kl1}x + b_{kl2}y) \\ I_k(x,y) &\equiv \frac{1}{2\mu(\Delta_k^{\dagger})} \sum_{l \in \bar{3}} Im N_{kl} (a_{kl} + b_{kl1}x + b_{kl2}y) \\ \theta_k(x,y) &\equiv \tan^{-1} \left(\frac{I_k(x,y)}{R_k(x,y)} \right) \end{aligned} \right\} \quad \forall (x,y) \in \Delta_k^{\dagger} \quad [14]$$

por lo que

$$B_k(x,y,z,t_j) = \frac{1}{2\mu(\Delta_k^{\dagger})} \left(\left(\cos(2\pi_k \eta t_j) Re \alpha_{k2} - \sin(2\pi_k \eta t_j) Im \alpha_{k2} \right) a_x + \left(\cos(2\pi_k \eta t_j) Re \alpha_{k1} - \sin(2\pi_k \eta t_j) Im \alpha_{k1} \right) a_y \right) \quad [15]$$

haciendo uso de matrices de orden 3×3 y 3×1 .

Para [10], además de suponer constante a h_k en Δ_k^{\dagger} , debe aproximarse r con r_{kc} en el primer y tercer sumando, obteniendo el sistema de ecuaciones algebraicas complejas:

$$\left(\frac{k_2 r_{kc}}{4\mu(\Delta_k^{\dagger})} M_k^{\dagger} - i \frac{k_4 r_{kc} \mu(\Delta_k^{\dagger})}{12} L_k \right) \times N_k = \frac{\mu(\Delta_k^{\dagger})}{3} h_k \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \quad [CALIIE - 4L]$$

con

$$r_{kc} \equiv \frac{1}{\mu(\Delta_k^{\dagger})} \int_{\Delta_k^{\dagger}} r = \frac{1}{3} \sum_{l \in \bar{3}} \Delta_{kl2}$$

y teniendo M_k^{\dagger} , L_k y N_k la misma forma que en el caso anterior, desde luego con la identificación $x \leftrightarrow z$ y $y \leftrightarrow r$, aunque ahora

$$b_{kj}^{\dagger} \equiv \left(b_{kj1} - \frac{2k_1 \mu(\Delta_k^{\dagger})}{3k_2}, b_{kj2} - \frac{2(k_3 - 2) \mu(\Delta_k^{\dagger})}{3r_{kc}} \right) \\ \forall j \in \bar{3}. \quad [12]$$

Este sistema de ecuaciones también puede transformarse en el siguiente sistema de ecuaciones reales:

$$\begin{pmatrix} ((k_2 r_{kc})/(4 \mu(\Delta_k^{\dagger}))) M_k^{\dagger} & ((k_4 r_{kc} \mu(\Delta_k^{\dagger}))/12) L_k \\ -((k_4 r_{kc} \mu(\Delta_k^{\dagger}))/12) L_k & ((k_2 r_{kc})/(4 \mu(\Delta_k^{\dagger}))) M_k^{\dagger} \end{pmatrix} \\ \times \begin{pmatrix} Re N_k \\ Im N_k \end{pmatrix} = - \frac{\mu(\Delta_k^{\dagger})}{3} \begin{pmatrix} Re h_k \\ Im h_k \end{pmatrix} \quad [\text{CALIIE} - 4L']$$

que hace uso de matrices de orden 3×3 y 3×1 .

Para el tratamiento de los problemas de inducción en sistemas magnéticos con simetría traslacional, se considera CALIIE - 3L', con la identificación de constantes antes mencionada, y haciendo

$$Re h_k \equiv k_j \cos(k\lambda)$$

y

$$Im h_k \equiv k_j \sin(k\lambda)$$

siendo k_j la densidad de corriente pico y $k\lambda$ la fase de la densidad de corriente, ambas en el elemento k -ésimo.

Este resultado contiene, como caso límite, el obtenido por otros autores (5 y 6) con el método energético; en [11] basta considerar las condiciones para que $b_{kj}^{\dagger} \approx b_{kj} \forall j \in \bar{3}$, haciendo $\alpha_{k1} \equiv \sum_{j \in \bar{3}} b_{kjl} N_{kj}$ y, además:

$$J_{k1z}(x,y,z,t_i) = \\ k_3 \sqrt{R_k^2(x,y) - I_k^2(x,y)} \sin(2\pi k\eta t_i + \theta_k(x,y)) \\ - \frac{\cos(2\pi k\eta t_i + \theta_k(x,y))}{2 \mu(\Delta_k^{\dagger})} \left(k_1 \left(\cos(\theta_k(x,y)) Re \alpha_{k1} \right. \right. \\ \left. \left. + \sin(\theta_k(x,y)) Im \alpha_{k1} \right) \right) \quad [16] \\ + k_2 \left(\cos(\theta_k(x,y)) Re \alpha_{k2} + \sin(\theta_k(x,y)) Im \alpha_{k2} \right) \\ \forall (x,y) \in \Delta_k^{\dagger}.$$

Para los problemas de inducción en sistemas magnéticos con simetría axial se utiliza CALIIE - 4L', adoptando la identificación de constantes planteada y haciendo:

$$Re h_k \equiv k_j \cos(k\lambda)$$

y

$$Im h_k \equiv k_j \sin(k\lambda)$$

siendo k_j la densidad de corriente pico y $k\lambda$, la fase de la densidad de corriente, ambas en el elemento k -ésimo. El campo magnético B y la corriente inducida $J_{1\theta}$ se determinan con (1, ec.17) y (1, ec.20). En efecto, de [3] se tiene que:

$$A_{k\theta}(r,\theta,z,t_i) = r \sqrt{R_k^2(z,r) + I_k^2(z,r)} \\ \cos(2\pi k\eta t_i + \theta_k(z,r)) \quad \forall (z,r) \in \Delta_k^{\dagger} \quad [17]$$

con la identificación $x \leftrightarrow z$ y $y \leftrightarrow r$ en [14]. Entonces:

$$B_k(r,\theta,z,t_i) = \\ - \frac{r}{2 \mu(\Delta_k^{\dagger})} \left(\cos(2\pi k\eta t_i) Re \alpha_{k1} - \sin(2\pi k\eta t_i) Im \alpha_{k1} \right) a_r \\ \left(+ 2 \sqrt{R_k^2(z,r) + I_k^2(z,r)} \cos(2\pi k\eta t_i + \theta_k(z,r)) \right) \quad [18] \\ + \frac{r}{2 \mu(\Delta_k^{\dagger})} \left(\cos(2\pi k\eta t_i) Re \alpha_{k2} - \sin(2\pi k\eta t_i) Im \alpha_{k2} \right) a_r$$

y además,

$$J_{k1\theta}(r,\theta,z,t_i) = \\ k_1 r \sqrt{R_k^2(z,r) - I_k^2(z,r)} \sin(2\pi k\eta t_i + \theta_k(z,r)) \\ - k_2 \frac{r}{2 \mu(\Delta_k^{\dagger})} \\ \left(\cos(2\pi k\eta t_i) Re \alpha_{k1} - \sin(2\pi k\eta t_i) Im \alpha_{k1} \right) \\ \forall (z,r) \in \Delta_k^{\dagger}. \quad [19]$$

Los sistemas de ecuaciones obtenidos, CALIIE - 3L' y CALIIE - 4L', se refieren a un elemento cualquiera de malla, y es necesario un procedimiento de ensamblaje que genere el sistema de ecuaciones global, que debe resolverse con algún método numérico idóneo. La solución es una aproximación a

la solución de la ecuación diferencial parcial planteada, y se utiliza para la evaluación del campo magnético y corriente inducida, de acuerdo con los algoritmos aquí desarrollados.

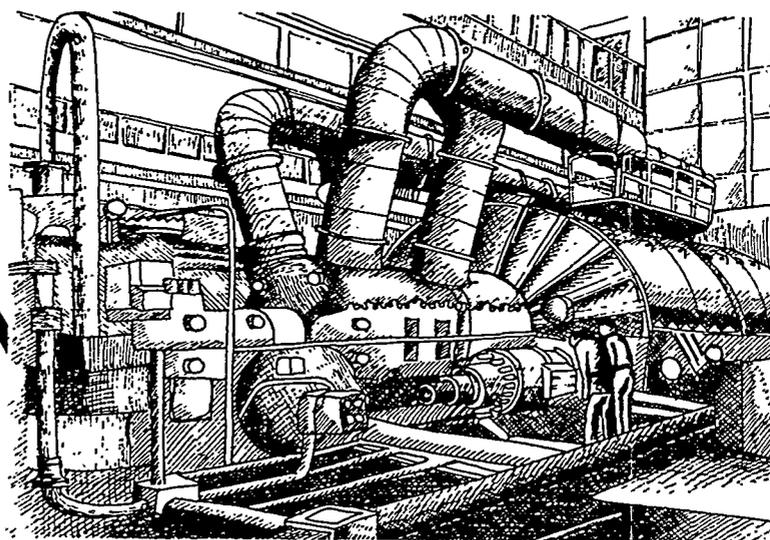
Referencias

1. Rosales, M.F., "Cálculo de campos electromagnéticos en máquinas eléctricas mediante elemento finito: Modelación electromagnética", *Boletín IIE*, vol. 11, núm. 5, 1987.
2. Rosales, M.F., "Cálculo de campos electromagnéticos en máquinas eléctricas mediante elemento finito: Algoritmos para la solución de problemas con densidad totales conocidas", *Boletín IIE*, vol. 11, núm. 6, 1987.
3. Forghani, B., D.A. Lowther, P.P. Silvester y G.O. Stone, "Newton-Raphson Finite Element Programs for Axisymmetric Vector Fields", *IEEE Trans. Magnetics*, vol. MAG 19, núm. 6, 1983.
4. Silvester, P.P. y R.L. Ferrari, *Finite Element for Electrical Engineers*, Cambridge University Press, 1983.
5. Chari, M.V.K., "Finite Element Solution of the Eddy-current Problem in Magnetic Structures", *IEEE Trans. PAS*, vol. PAS 93, 1974.
6. Brauer, J.R., "Finite Element Analysis of Electromagnetic Induction Transformers", *IEEE PES Winter Meeting*, 1977.
7. Hahn, S.Y., J. Bignon y J.C. Sabonnadiere, "An 'Upwind' Finite Element Method for Electromagnetic Field Problems in Moving Media", *Int. J. Numer. Meth. Engrs.*, vol. 24, 1987.



MARIO F. ROSALES

Físico egresado de la Facultad de Ciencias (FC) de la UNAM. En el periodo 1972-1985 fue profesor de los Departamentos de Física y Matemáticas de la FC-UNAM, dedicando su trabajo de investigación a la mecánica cuántica, la mecánica clásica, el análisis global y la mecánica analítica (simpléctica), áreas en las que realizó diversas aplicaciones. En 1984 —en su año sabático— ingresó al IIE como investigador de la División de Equipos en la especialidad de máquinas eléctricas rotatorias. Desde entonces, es responsable de los aspectos teóricos y numéricos vinculados con el cálculo de campos electromagnéticos en máquinas eléctricas.



becas-tesis

licenciatura maestría doctorado

En el Instituto de Investigaciones Eléctricas, con el apoyo del CONACYT y de la CFE
Egresados de: **Beneficios:**

- Ingeniería eléctrica
- mecánica
- electrónica
- química
- civil
- de sistemas en computación
- Química
- Física

- Oportunidad de iniciar una carrera de especialización en campos de la industria eléctrica, tanto del sector público como privado.
- Oportunidad de trabajar en coordinación con los investigadores y técnicos más experimentados de la industria eléctrica.
- Uso de laboratorios, talleres y equipos del IIE, asociados al programa autorizado.
- Uso de información y documentos técnicos actualizados.
- Consultas con expertos del IIE.
- Colaboración en el análisis y la solución de problemas y retos técnicos actuales del sector eléctrico.
- Beca crédito del Conacyt para el desarrollo del programa de tesis.

Requisitos:

- Ser mexicano.
- Tener menos de 30 años de edad para tesis nivel Licenciatura, de 35 para nivel Maestría y de 40 para nivel Doctorado.
- Promedio mínimo 80/100 o su equivalente en otros sistemas.
- Haber cubierto 100% de los créditos y requisitos correspondientes del plan de estudios.
- Disponibilidad de residir en Cuernavaca, Mor.; D.F.; Ciudad Hidalgo, Mich.; Mexicali, B.C.; o Guadalajara, Jal.

Mayores informes

Instituto de Investigaciones Eléctricas
Departamento de Relaciones con el Sector Educativo
Leibnitz 14, 3er. piso
Col. Anzures, Del. Miguel Hidalgo
11590 México, D.F.
Apartado Postal 5-620
Col. Cuauhtémoc, Del. Cuauhtémoc
06500 México, D.F.
Tel. 531-00-33



CERTAMENES NACIONALES A LAS MEJORES TESIS 1988/89



CONVOCAN A LOS EGRESADOS DE CARRERAS PROFESIONALES DE INGENIERIA Y CIENCIAS AFINES, EN CADA UNA DE LAS ESPECIALIDADES QUE A CONTINUACION SE MENCIONAN, EN LOS NIVELES DE LICENCIATURA Y MAESTRIA, A CONCURSAR EN

11o. CERTAMEN DISEÑO Y/O FABRICACION DE EQUIPO ELECTRICO. BECA ING. ALFREDO CHRISTLIEB IBARROLA

Entre los organizadores de este certamen se encuentra también la Caname, éstos invitan a concursar mediante la presentación de tesis, proyecto terminal o trabajos publicados que deberán versar sobre el diseño y/o fabricación de equipo eléctrico en cualquiera de sus especialidades, y entregarse antes del 28 de abril de 1989.

11o. CERTAMEN SISTEMAS ELECTRICOS DE POTENCIA

Las tesis, proyecto terminal o trabajos publicados deberán versar sobre el tema sistemas eléctricos de potencia en cualquiera de sus especialidades (transitorios en sistemas de transmisión, planeación de sistemas, distribución y comunicaciones en el sector eléctrico), y entregarse antes del 21 de abril de 1989.

9o. CERTAMEN GENERADORES DE VAPOR

Las tesis, proyecto terminal o trabajos publicados deberán versar sobre el tema generadores de vapor en los campos de diseño, normas, mantenimiento, operación, confiabilidad, equipos auxiliares (periféricos), etc., y entregarse antes del 12 de mayo de 1989.

9o. CERTAMEN FENOMENOS DE TRANSPORTE (EN LA GENERACION DE ENERGIA ELECTRICA)

Las tesis, proyecto terminal o trabajos publicados deberán versar sobre algún tema relacionado con los fenómenos de transporte (cantidad de movimiento, calor y masa) que se llevan a cabo en los procesos convencionales de la conversión de energéticos primarios a electricidad, y entregarse antes del 26 de mayo de 1989.

5o. CERTAMEN DISEÑO DE EQUIPO ELECTRONICO (APLICADO AL SECTOR ELECTRICO)

Las tesis, proyecto terminal o trabajos publicados deberán versar sobre diseños de equipos electrónicos, aplicados a la supervisión, control, instrumentación o protección de sistemas eléctricos de generación, transmisión y distribución, y entregarse antes del 5 de mayo de 1989.

5o. CERTAMEN MATERIALES METALICOS, POLIMERICOS Y CERAMICOS

Las tesis, proyecto terminal o trabajos publicados deberán versar sobre los procesos, fenómenos, propiedades o fabricación relativos a los materiales, vinculados con la generación, transmisión y distribución de energía eléctrica, y entregarse antes del 19 de mayo de 1989.

2o. CERTAMEN DISEÑO MECANICO Y DINAMICA DE MAQUINARIA

Las tesis, proyecto terminal o trabajos publicados deberán versar sobre lo relacionado con el análisis o la síntesis de sistemas mecánicos, con el diseño, la manufactura y la dinámica de sistemas elásticos, y entregarse antes del 26 de mayo de 1989.

Requisitos generales

- La tesis o trabajo deberán haber sido presentada en examen o publicado entre el 15 de abril de 1988 y el 14 de abril de 1989
- Los candidatos deberán ser de nacionalidad mexicana y menores de 35 años
- Presentar 2 ejemplares o copias de la tesis, proyecto terminal o trabajo publicado
- Un resumen de no más de 5 cuartillas (solicitar instructivo)
- Un escrito que describa los beneficios prácticos que se espera obtener como aportación de la tesis, proyecto o trabajo
- Los demás requisitos y características se encuentran en el folleto descriptivo (solicítelo al IIE).

Premios para cada área

Nivel licenciatura

1er. lugar: \$300 000 en efectivo, diploma y Beca crédito del Conacyt para estudios de maestría en la República Mexicana hasta por dos años.

2do. lugar: \$160 000 en efectivo, diploma y Beca crédito del Conacyt para estudios de maestría en la República Mexicana hasta por dos años.

Nivel maestría

1er. lugar: \$500 000 en efectivo, diploma y Beca crédito del Conacyt para estudios de doctorado en la República Mexicana hasta por tres años.

2do. lugar: \$270 000 en efectivo, diploma y Beca crédito del Conacyt para estudios de doctorado en la República Mexicana hasta por tres años.

Para mayores informes, comunicarse al Instituto de Investigaciones Eléctricas, Depto. de Relaciones con el Sector Educativo, Apdo. Postal Núm. 475, Cuernavaca, Morelos, 62000, México, al Tel. (73) 1838-11, Ext. 3351, o en México, D.F., al Tel. (5) 531-0033.