

Universidad Nacional de Ingeniería
Facultad de Ingeniería Eléctrica y Electrónica



**Diseño de un Convertidor Estático en Reemplazo
de un Convertidor Electromecánico
en el Accionamiento de un Elevador**

T E S I S

Para Optar el Título Profesional de

INGENIERO ELECTRICISTA

VICTOR ARMANDO BRAVO SANCHEZ

Promoción 1974 - 2

Lima - Perú

1986

I N T R O D U C C I O N

La Empresa Minera del Centro, Centromin Perú S.ª, tiene 6 unidades de producción en las que se extrae y concentra mineral, y el centro metalúrgico de La Oroya donde se funde y refina diversos minerales y derivados metalúrgicos; estas unidades se encuentran ubicadas en la región central del país.

El elevador de mineral involucrado en el presente proyecto forma parte del sistema de izaje del pique Lourdes de la mina subterránea de la unidad de producción de Cerro de Pasco, fue instalado en el año 1965 y consiste en un elevador del tipo fricción multicable, denominado también KOEPE en honor a su inventor. A la profundidad de 579 metros del pique se encuentra ubicada la tolva de carguio en el cual se deposita el mineral extraído de la mina, este mineral es izado y descargado por el elevador de fricción en la tolva de almacenamiento para su posterior conducción mediante una faja transportadora a la planta concentradora de Paragsha lugar donde es procesado. Este elevador extrae aproximadamente el 35% del total de mineral que se procesa en la concentradora Paragsha, cuya capacidad es de 7,200 T.C.S promedio por día.

Este proyecto comprende cinco capítulos, en el primero JUSTIFICACION Y DESCRIPCION DEL PROYECTO, se describe el objeto del proyecto, el estado actual del sistema de izaje, la disminución de costos por reparación y mantenimiento al reempla-

zar los equipos obsoletos por un sistema estático de control y regulación de velocidad, el principio de funcionamiento del sistema existente y del nuevo sistema, las modificaciones correspondientes de la instalación con los nuevos equipos.

En el Capítulo II, ESPECIFICACIONES DE EQUIPOS, se dan las especificaciones técnicas de los nuevos equipos en baja y media tensión, así como también las especificaciones técnicas de montaje de los mismos.

El Capítulo III, CALCULOS, comprende el cálculo de corrientes de cortocircuito, un programa computacional desarrollado para efectuar los cálculos de las características electromecánicas del elevador, como velocidad, desplazamiento, según las condiciones de trabajo existente durante el ciclo de izaje, así como también permite calcular las características eléctricas del motor como torque, corriente y tensión requerida, y en la red de alimentación en 2.4 KV, corrientes armónicas y factores de distribución, compensación de potencia reactiva, resonancia y reducción de armónicos; la aplicación de filtros para disminuir los componentes armónicos de corriente y tensión, evaluación del efecto "flicker" en la red, evaluación del comportamiento de bancos de condensadores para compensación de potencia reactiva y filtro para reducción de armónicos, determinación de las características nominales de los nuevos equipos y las modificaciones respectivas en la instalación existente; además el estudio de reemplazamiento de equipos donde se comparan diversas alternativas de reemplazo de los equipos exis-

tentes por otros similares y por los de estado sólido.

Comprende además el estudio de selección de cables de energía y control que se deberán utilizar en la nueva instalación.

En el Capítulo IV, ASPECTOS ECONOMICOS, comprende las consideraciones de alternativas de inversión conducentes a la evaluación del costo del proyecto en lo que respecta a equipos electromecánicos, obras civiles y mano de obra.

Al final del Capítulo IV, se dan las conclusiones y recomendaciones respectivas que se deberán tener en cuenta al llevar a cabo este proyecto.

El alcance del proyecto abarca la selección e instalación de equipos de reemplazo de los existentes, previa evaluación de las alternativas técnicas económicas, de adquisición. Las especificaciones de equipos, características de trabajo, su influencia en la red de alimentación así como las medidas a tomar frente a perturbaciones de la red están fundamentadas en las diversas partes desarrolladas en el Capítulo III.

T A B L A D E C O N T E N I D O

CAPITULO I

JUSTIFICACION Y DESCRIPCION DEL PROYECTO	Página
1.1.0. Objeto del Proyecto	11
1.2.0. Justificación del Proyecto	
1.2.1. Estado actual del sistema electromecánico del elevador	11
1.2.2. Disminución de costos por reparación y mantenimiento	12
1.2.3. Reemplazo de equipos por obsolescencia	13
1.3.0. Descripción del Proyecto	
1.3.1. Ubicación del sistema de izaje	17
1.3.2. Características del elevador	18
1.3.3. Características de los nuevos equipos	30
1.3.4. Modificación del sistema existente.	40
1.3.5. Ampliación de la sala de control	43
1.3.6. Relación de planos del proyecto	43

CAPITULO II

ESPECIFICACIONES DE EQUIPOS

2.1.0. Especificaciones técnicas de los equipos en media tensión	
2.1.1. Características de la red	45
2.1.2. Condiciones climáticas ambientales	46

2.1.3. Interruptor de potencia	46
2.1.4. Transformador de potencia	51
2.1.5. Seccionador	54
2.1.6. Seccionador de conmutación	54
2.2.0. Especificaciones técnicas de los equipos en baja tensión	
2.2.1. Panel del convertidor de tiristores, para el circuito de armadura del motor	55
2.2.2. Panel del convertidor de tiristores, para el circuito de campo del motor.	57
2.2.3. Interruptor del circuito del motor	58
2.2.4. Equipos de inspección de velocidad	58
2.3.0. Especificaciones técnicas de montaje	
2.3.1. Panel del interruptor en 2.3 KV	59
2.3.2. Transformador	60
2.3.3. Seccionador	60
2.3.4. Celdas del sistema de convertidores estáticos e interruptor en corriente continua.	61
2.3.5. Equipos de protección de sobrevelocidad	61
2.3.6. Cajas de conmutación en 2.3 KV y 0.65 KV	62

CAPITULO III

CALCULOS

3.1.0. Potencia de cortocircuito en barras de 12 KV y 2.3 KV en la S.E Paragsha.	
3.1.1. Generalidades	64
3.1.2. Metodología. Valores p.u	64

3.1.3. Diagrama unifilar y diagrama de impedancias	66
3.1.4. Corrientes de cortocircuito en barras de 2.4 KV.	75
3.2.0. Programa computacional para cálculos en sistemas de izaje del tipo fricción	83
3.2.1. Modelo matemático	83
3.2.2. Diagramas de flujo y resultados	96
3.3.0. Estudio de carga	
3.3.1. Ciclo de izaje del elevador	128
3.3.2. Relación entre producción requerida capacidad y tiempo de carrera	128
3.3.3. Relación entre velocidad máxima, distancia de izaje y tiempo de carrera del balde	130
3.3.4. Determinación del ciclo de izaje del elevador	131
3.3.5. Cálculo del torque requerido por el motor durante el ciclo de izaje	133
3.3.6. Cálculo de la potencia requerida por el motor durante el ciclo de izaje	137
3.3.7. Cálculo de la corriente consumida por el motor durante el ciclo de izaje	142
3.3.8. Cálculo de la potencia activa total y factor de potencia durante el ciclo de izaje.	146
3.4.0. Compensación de la potencia reactiva y reducción de componentes armónicos de corriente y tensión	152
3.4.1. Compensación de la potencia reactiva	154
3.4.2. Cálculo de los componentes armónicos	156

de corriente y tensión	
3.4.3. Factores de distribución de corriente armónica	161
3.4.4. Comportamiento del sistema eléctrico ante componentes de corriente armónica	168
3.4.5. Cálculo de fluctuaciones de tensión	169
3.5.0. Cálculo de las características de trabajo de los convertidores estáticos y transformador	172
3.5.1. Comparación del consumo de energía entre convertidores estáticos y electromecánicos	176
3.6.0. Estudio de reemplazo de equipos	
3.6.1. Reemplazo del sistema existente Ward-Leonard por otro similar	183
3.6.2. Reemplazo del sistema existente por un sistema estático	184
3.6.3. Comparación de ventajas técnicas y económicas de las alternativas de reemplazo	184
3.7.0. Selección de los cables de energía y control	191
3.7.1. Capacidad de carga	191
3.7.2. Tendido de cables	192
3.7.3. Solicitación en caso de cortocircuito	195
CAPITULO IV	
ASPECTOS ECONOMICOS	201
CONCLUSIONES	204
BIBLIOGRAFIA	209
APENDICE	213

C A P I T U L O I

JUSTIFICACION Y DESCRIPCION DEL PROYECTO

1.1.0. Objeto del proyecto

El objeto del proyecto es reemplazar los convertidores electromecánicos obsoletos por los de tipo estático, en el elevador de fricción multicable de Cerro de Pasco, para aumentar la confiabilidad y continuidad de servicio del sistema de izaje durante la extracción de mineral, no afectar la producción de concentrados y disminuir los costos de reparación y mantenimiento ya que se trata de un sistema de extracción de mineral muy importante en la unidad de producción de Cerro de Pasco.

1.2.0. Justificación del proyecto

1.2.1. Estado actual del sistema electromecánico.

Los equipos del accionamiento actual del elevador son electromecánicos, corresponden al sistema Ward-Leonard (W-L), son obsoletos, se encuentran al final de su vida útil, instalados en 1965, y no hay repuestos en el mercado. Los costos de mantenimiento y reparación son elevados, siendo este último el más crítico dado el estado de sus componentes; ocasionaría paradas costosas perjudicando el nivel de producción del campamento. Actualmente se trata de reducir los costos de producción

para compensar la caída de los precios de los metales, mejorar la productividad en base a un mayor porcentaje de disponibilidad de equipos.

1.2.2. Disminución de costos por reparación y mantenimiento

Comparando costos entre un sistema electromecánico Ward-Leonard, que consiste en un motogenerador con sus respectivos equipos de excitación, y un sistema estático, a igualdad de potencia, tensión, rendimiento, etc tomándose el sistema W-L como referencia, se observa que en el sistema estático el ahorro del tiempo estimado de mantenimiento es del orden de 30% porque están involucrados muy pocos equipos en movimiento. El sistema W-L requiere inspección y mantenimiento periódico de sus rodamientos, conmutadores, anillos deslizantes, escobillas, portaescobillas, etc. y aún manteniéndose un gran stock de repuestos, no es posible mantener todos los preparativos contra las interrupciones de servicio como se podría mantener con el sistema estático. El ahorro del tiempo estimado en reparaciones mayores para el sistema estático es del 70%, que consiste por ejemplo en el reemplazo de los módulos de potencia, mientras que en el sistema W-L equivale al reemplazo de la armadura del motogenerador.

El reemplazo de equipos del sistema actual por otros del mismo tipo significa un costo inicial del orden

del 10% más comparado con el sistema estático, además de las desventajas de un mayor costo de mantenimiento y reparación como se mencionó anteriormente.

1.2.3. Reemplazo de equipos por obsolescencia

Además del reemplazo del motor síncrono cuya operación no es confiable, se reemplazarán las demás unidades del sistema W-L existente, por razones de obsolescencia de las mismas, sumándose a esto el envejecimiento de los devanados de las máquinas rotativas involucradas, así como el desgaste de los colectores respectivos que requerirán ser rectificadas o reemplazados, implicando la parada del sistema de izaje además de los gastos elevados por reparación.

Los equipos del sistema estático que reemplazarían a las unidades existentes son los siguientes:

- 1.-Convertidor a tiristores para el circuito de armadura del motor
- 2.-Convertidor a tiristores para el circuito de campo del motor.
- 3.-Interruptor unipolar en aire, extrarápido, 650 Vcc.
- 4.-Transformador de 1,350 KVA, 2,300/650 Volts, para el convertidor del circuito de armadura del motor.
- 5.-Interruptor en volumen reducido de aceite, 2.3 KV.

Los equipos de reemplazo de las unidades Ward-Leonard existentes por similares; son los siguientes:

- 1.- Motor síncrono: 1,050 KVA, 2.3 KV, 60 Hz, 900 RPM.
- 2.- Generador C.C: 925 KW, 650 V, 900 RPM.
- 3.- Interruptor en volumen reducido de aceite en 2,300 Vc.a.
- 4.- Excitatrices para el motogenerador W-L y fuente de alimentación de la unidad de control en 220 Vcc.

Habiéndose comparado costos, se deduce que los equipos mencionados para los convertidores estáticos cuestan 1.88 veces más caro que el motor e interruptor del sistema W-L, aproximadamente 0.90 veces si se considera además el generador del W-L, que también se debe reemplazar. Tomando en cuenta que los costos de mantenimiento y reparación en el sistema W-L es más caro y por más tiempo que en el sistema de convertidores, se observa que la Alt.II visto en 3.6.0, es la mejor, considera el reemplazo de los equipos existentes por un sistema estático.

El costo inicial, precio base de compra del sistema de operación que no incluye el costo de partes de repuestos, favorece al sistema estático en aproximadamente 15%.

El costo de instalación tanto para el sistema W-L como para el sistema de convertidores estáticos, en el caso de Cerro de Pasco, es prácticamente el mismo puesto que el rubro de mayor costo es la cimentación que ya se tiene en la instalación existente que no demandará algún gasto adicional, solo el del alineamiento correspondiente a equipos electromecánicos.

Los costos de operación son menores para el sistema estático

en el orden del 8% a 10% porque las pérdidas en el equipo de conversión estática son menores que en las máquinas rotativas del sistema Ward-Leonard. Comparando un convertidor estático con el de tipo electromecánico de idénticas características de potencia y tensión : 800 KW, 700 Vd.c a 100 % de carga, el primero tiene una eficiencia del 97 %, con 21 Kw de pérdidas y el segundo 88 % de eficiencia y 96 Kw de pérdidas.

Durante las pausas, las pérdidas en los devanados del transformador del convertidor son solamente una fracción de las pérdidas del motogenerador del W-L trabajando en vacío. La considerable reducción del rendimiento en el sistema W-L se debe a la doble transformación de la energía en el convertidor electromecánico, de la energía eléctrica de corriente alterna en mecánica y de ésta en energía eléctrica de corriente continua la cual resulta de la tensión regulada.

El factor de potencia difiere significativamente para los dos sistemas porque el motor síncrono del sistema W-L, cuando es controlado apropiadamente mediante la excitación de campo, puede suministrar KVar en adelanto a la red; la carga sobre la red se incrementa durante la aceleración en proporción directa a la velocidad de la polea y alcanza su valor pico cuando se consigue la velocidad plena. La corriente consumida por el convertidor estático a la tensión nominal del sistema, está en función de los requerimientos de torque de la carga; el factor de potencia de un convertidor estático es 0.9 inductivo como máximo a plena tensión y disminuye a tensiones meno-

res, a bajas velocidades y altos requerimientos de torque, los KVA son altos aún cuando los KW de carga sean bajos. Luego el factor de potencia en un ciclo de izaje oscilará desde un valor bajo como 0.1, durante la aceleración, a un valor alto como 0.85 en atrazo, siendo el factor de potencia promedio de aproximadamente 0.7 en atrazo.

El tamaño del accionamiento estático del elevador con respecto a la carga total de la planta y la mina determina la importancia relativa del factor de potencia. En el caso del convertidor de Cerro de Pasco se efectuó la evaluación de su efecto sobre el sistema de potencia y sobre otras cargas conectadas, observándose que son despreciables aún trabajando el sistema de izaje a plena carga

El efecto de la carga del convertidor sobre la red no es significativo y no generará algún disturbio considerable. En otros casos podría ocurrir problemas de resonancia, por los diversos armónicos generados en el convertidor que son múltiplos del número de pulsos $6K \pm 1$, particularmente cuando se tiene conectado a la red algún banco de condensadores de compensación de potencia reactiva, en estos casos se requeriría de filtros especiales para eliminar estos inconvenientes. En el caso de Cerro de Pasco no se tiene conectado a las barras de 2.4, 12, y 50 KV ningún banco de condensadores, por lo que que no se observarían efectos perjudiciales.

En el sistema estatico se presenta la oportunidad de obtenerse un control más preciso, pero no hay diferencias apreciables en función de la producción, Ton/hora

Dado que los sistemas estáticos por naturaleza tienen alta confiabilidad de servicio y larga vida en condiciones nominales de trabajo, no requiere practicamente ningún mantenimiento, sólo algunas inspecciones y limpiezas ocasionales.

Los repuestos que se tendrá para este sistema consistirá en un determinado número de tiristores, fusibles de actuación rápida, componentes electrónicos, algunas tarjetas de control para facilitar la reparación y disminuir el tiempo de parada en caso de fallas. Además el grupo de mantenimiento será complementado con equipos de medición y registro apropiados para obtener información detallada de los parámetros de trabajo del sistema y efectuar algunas comparaciones que sean convenientes en trabajos de mantenimiento y reparación.

1.3.0. Descripción del proyecto

1.3.1. Ubicación del sistema de izaje.

Está ubicado en la ciudad de Cerro de Pasco, capital del departamento de Pasco, en la región central del país, a una altitud de 4,500 m.s.n.m.

Características climáticas.

La temperatura ambiente varia según datos históricos entre -10 C y 20 C.

Meses de lluvia : 50 mm Noviembre-Marzo.

Meses secos : 5 mm Junio-Agosto.

Humedad relativa: %

Hay descargas atmosféricas en los meses de lluvia.

1.3.2. Características del elevador.

Este elevador de fricción, Figs:1-3 consta de dos baldes (skips) en balancin, están suspendidos de los extremos de 4 cables de izaje, estos pasan sobre una polea tipo fricción de 4 ranuras paralelas con insertos de material plástico describiendo el área de contacto de fricción un ángulo de 180°. Los cables de izaje son movidos por la polea de fricción debido al contacto de fricción entre las ranuras y cables que implican un determinado coeficiente de fricción μ del cable sobre el tambor y una determinada relación de tensiones dinámicas $(T1/T2)$ debido a la tensión diferencial de cada cable entre el punto donde ingresa y el punto donde deja al tambor para evitar que ocurran deslizamientos para un valor máximo de aceleración o desaceleración.

En los extremos inferiores de los baldes está suspendido un cable de cola cuyo peso es el mismo de los cables de izaje, asegura un suficiente contacto de fricción, mantiene la relación de tensiones de los ca-

FIG. 1. DISPOSICION DE EQUIPOS - PIQUE LOURDES No.1

FIG. 1a. VISTA DE PLANTA

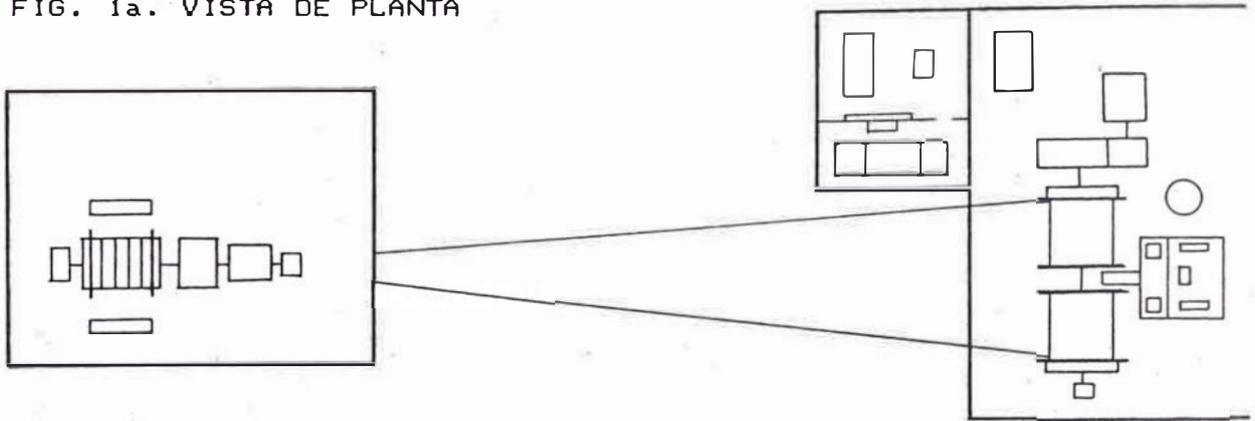


FIG. 1b. VISTA FRONTAL

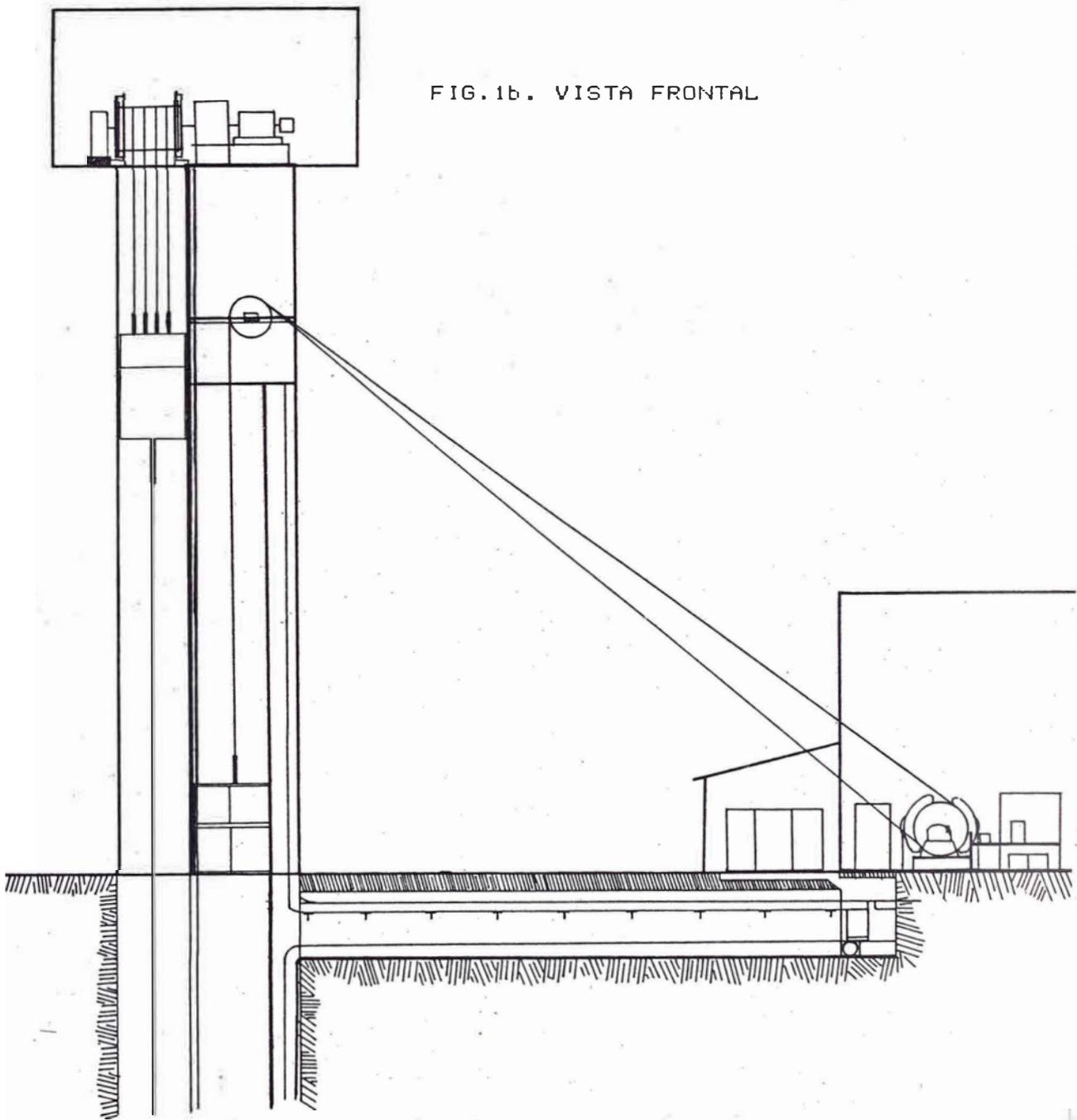


FIG.2. DIAGRAMA ESQUEMATICO DEL SISTEMA DE IZAJE
PIQUE LOURDES - CERRO DE PASCO

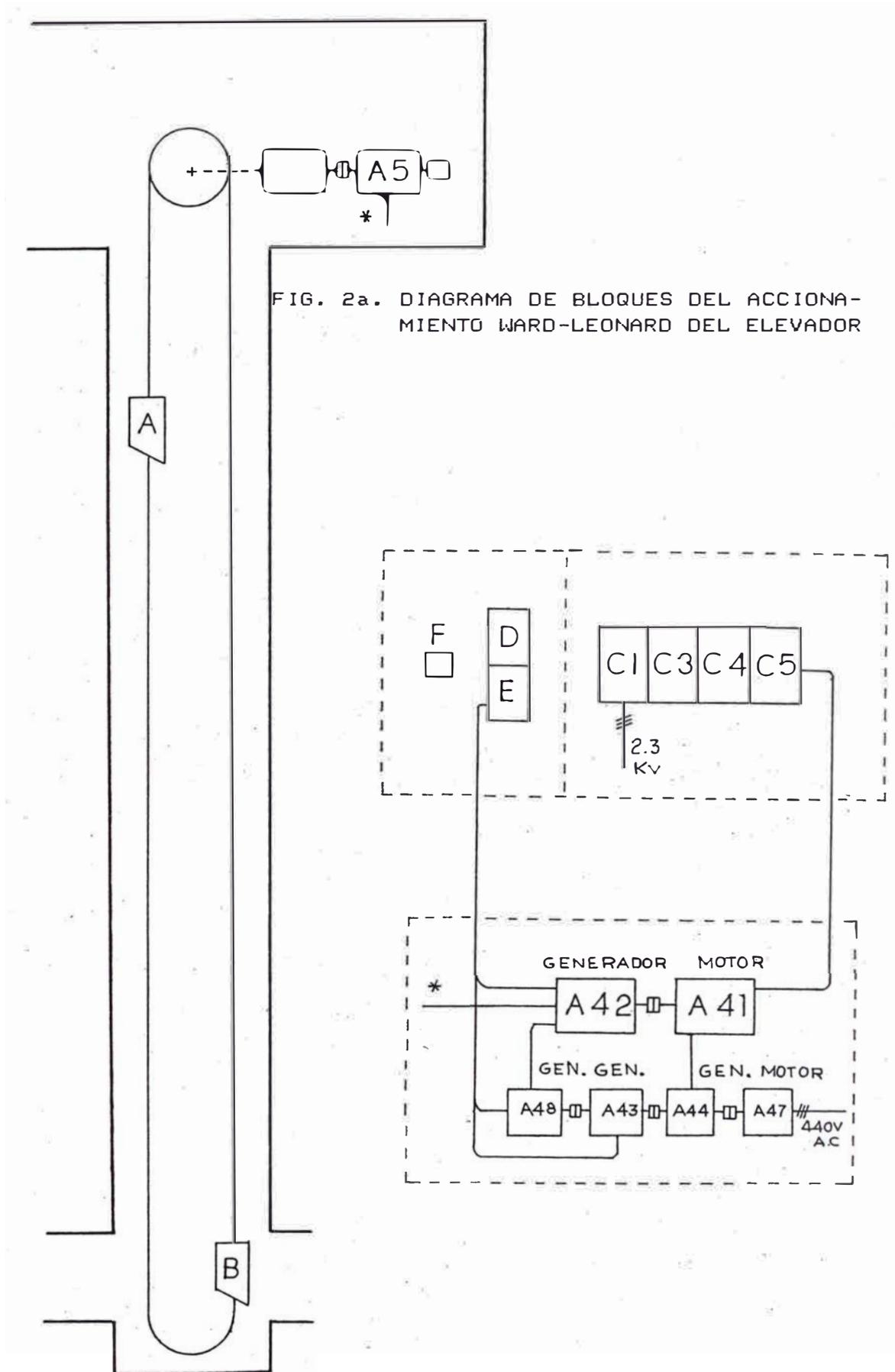
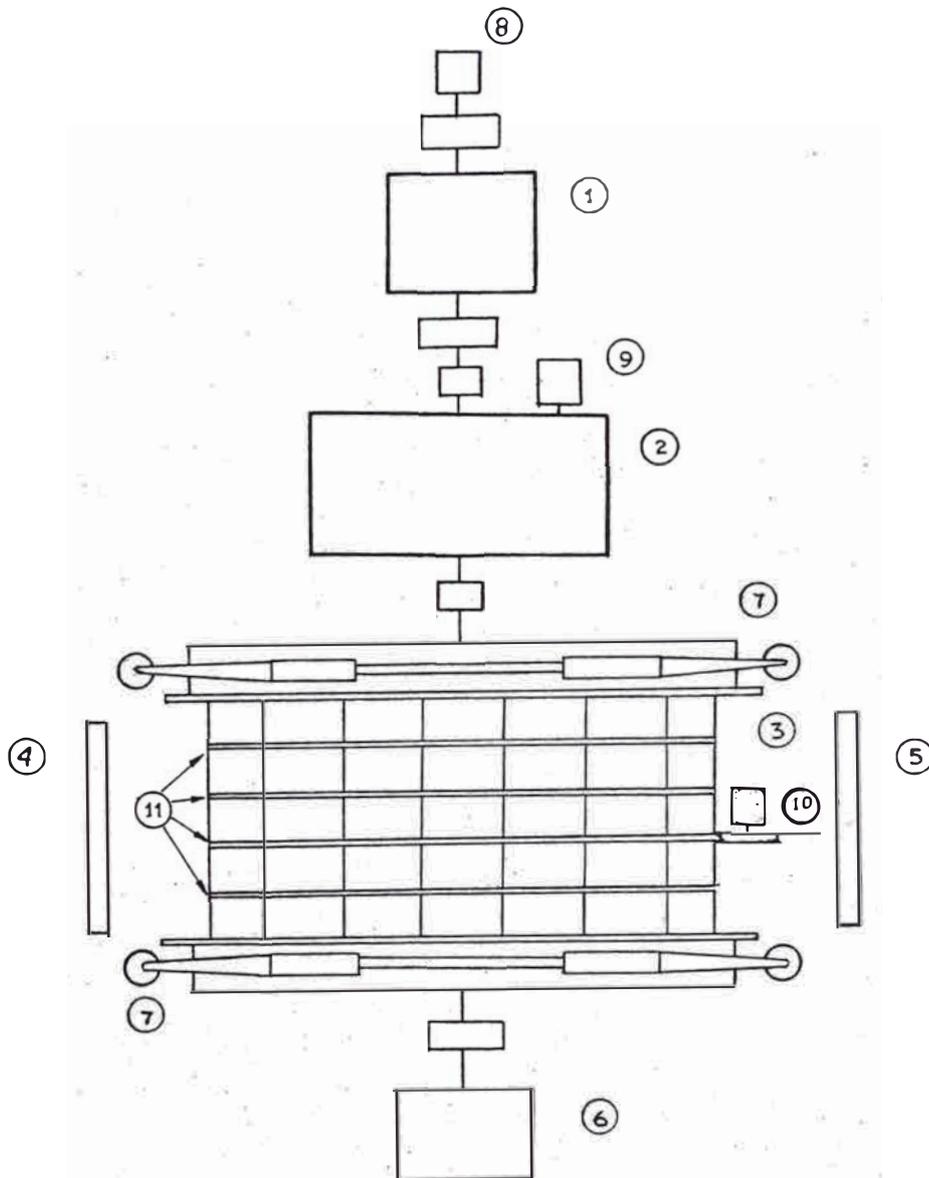


FIG.3 DISPOSICION DE EQUIPOS ELECTROMECHANICOS-VISTA DE PLANTA



- 1.-MOTOR DE CORRIENTE CONTINUA DEL ELEVADOR
- 2.-REDUCTOR
- 3.-POLEA DEL ELEVADOR Y CABLES DE IZAJE
- 4.-CONTROL NEUMATICO:FRENO DE SERVICIO
- 5.-CONTROL NEUMATICO:FRENO DE EMERGENCIA
- 6.-CONTROL DE NIVELES Y VELOCIDAD
- 7.-SISTEMA DE FRENO
- 8.-TACOGENERADOR DEL MOTOR
- 9.-TACOGENERADOR DEL REDUCTOR
- 10.-TACOGENERADOR DEL SISTEMA DE INSPECCION DE VELOCIDAD
- 11.-CABLES DE ACERO DEL ELEVADOR

bles dentro de los límites seguros, su aplicación implica que la carga desbalanceada sobre la polea sea sólo la correspondiente al mineral izado, para disminuir el torque del motor favorablemente.

La polea es accionada por un motor de corriente continua a través de un reductor de engranajes. La velocidad máxima de izaje es de 10.1 m/seg, la aceleración y retardación durante el inicio y final respectivamente del ciclo de izaje es de 0.835 m/seg².

Principio de funcionamiento

La velocidad del elevador se controla mediante el sistema Ward-Leonard W-L variando la tensión de armadura del motor, este sistema consiste de un motor síncrono M.S A41 acoplado mecánicamente a un generador c.c A42 que suministra energía eléctrica en 650 Vc.c al motor A5 de la polea del elevador, ver Figs: 4 y 5.

Las fuentes de tensión de excitación del motor síncrono A41, generador A42 y motor A5 del elevador consisten en tres generadores de tensión c.c, A44, A48 y A43 respectivamente acoplados mecánicamente al motor primo A47 consistente en un motor de inducción de jaula de ardilla. El generador A44 alimenta al devanado de campo del M.S A41, el generador A43 al campo del motor A5 y al circuito de control en 220 Vcc y el generador A48 al devanado de excitación del generador A42.

El M.S A41 está conectado en serie con el reactor C501 durante el arranque hasta conseguir aproximadamente el

90% de su velocidad síncrona en que mediante un relé temporizado provoca el cierre del 2do. interruptor de operación C401:b efectuando el puente del reactor C501 y aplicar tensión plena en 2.3 KV al M.S A41.

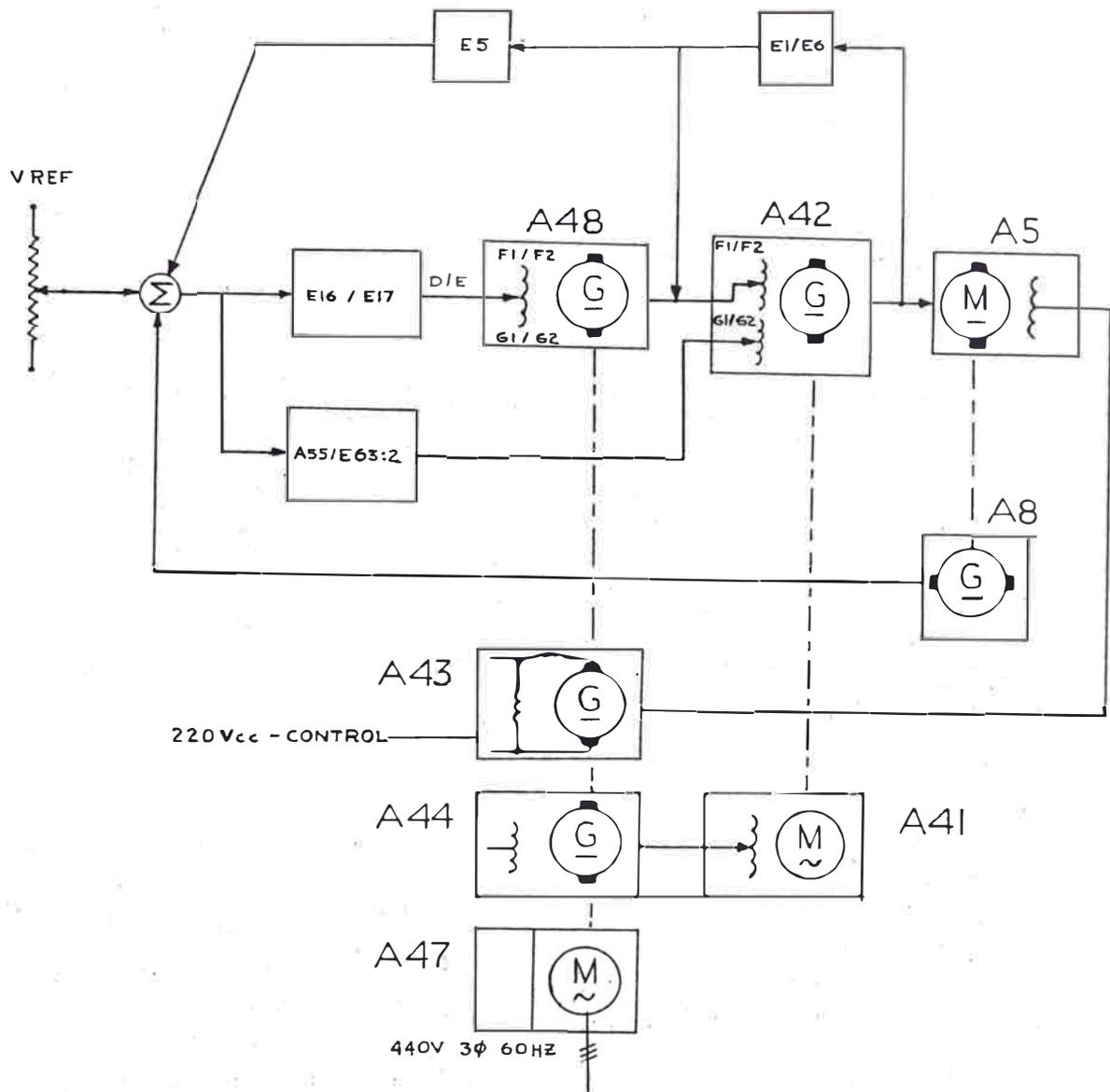
Con el pulsador de arranque se energiza el contactor de arranque/parada del M.S A41, un contactor que origina que el excitador A44 genere tensión para alimentar al devanado de campo del M.S A41, además de energizar la bobina de cierre del 1er. interruptor de operación C301 junto con un relé temporizado que en aproximadamente 20-30 seg energiza el relé de cierre del C401:b para efectuar el puente del reactor C501.

Estando en funcionamiento el sistema W.L, el motor A5 del elevador puede iniciar su marcha mediante la alternativa de operación manual o automática, en cualquiera de ellas al tener el sistema una referencia de velocidad, se efectúa el control de velocidad del motor A5 a través de la unidad de estabilización de tensión E33, los amplificadores transductores E16, E17 y la unidad de regulación de control de velocidad en el que el ajuste preestablecido de velocidad de partida y de acercamiento de 0.4 m/s, aceleración y retardación de .835 m/seg² y velocidad máxima de 10.1 m/s define el ciclo de trabajo del sistema de izaje.

El frenado se obtiene tan pronto como la fem del motor exceda la tensión del generador W.L, por esta razón la corriente de armadura cambia de sentido.

La corriente de carga en la red se incrementa durante

FIG.4 DIAGRAMA DE BLOQUES DEL SISTEMA WARD-LEONARD EXISTENTE



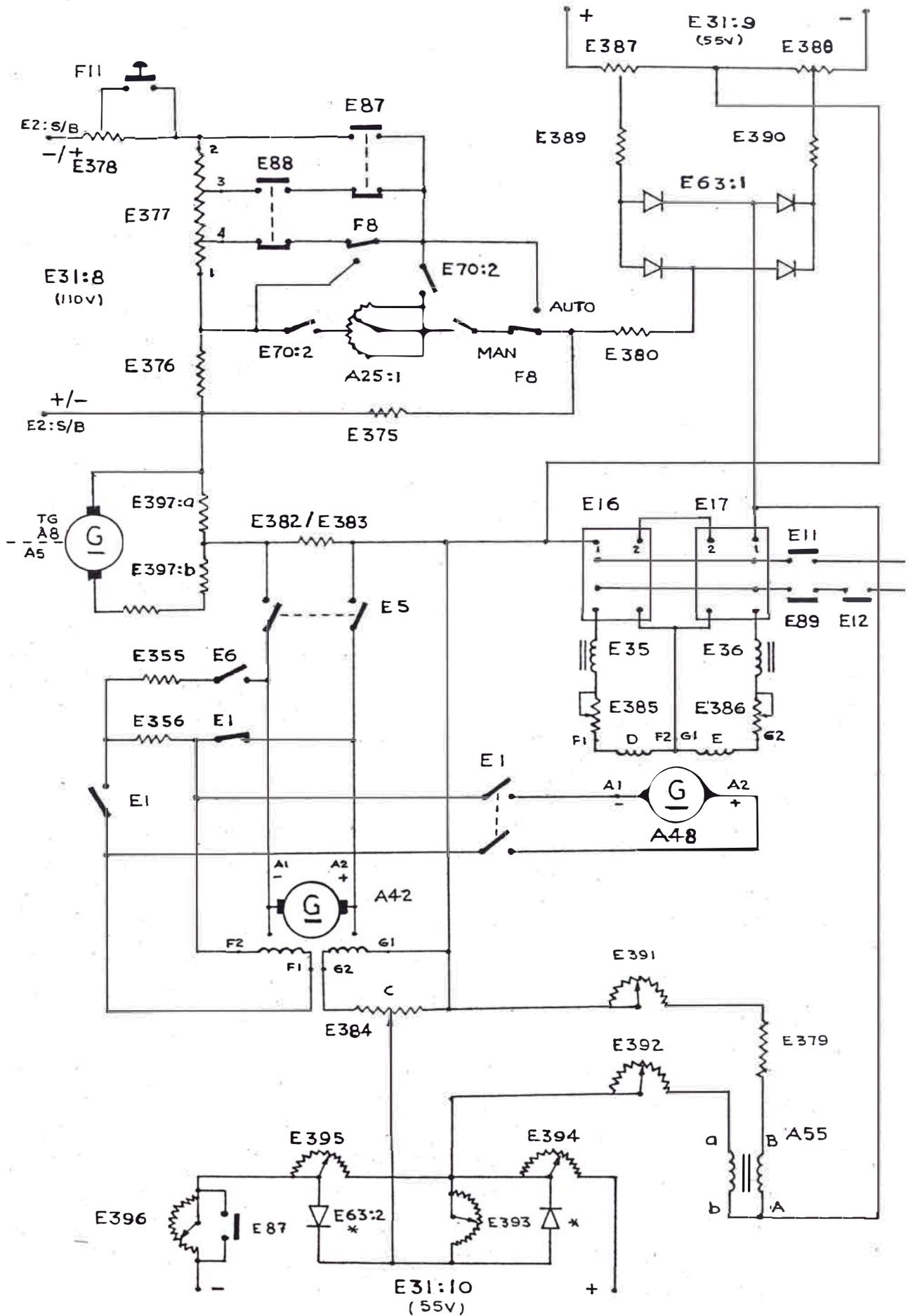
- A5 MOTOR PRINCIPAL, 875 KW, 650 V, 740 RPM
- A8 TACOGENERADOR DEL MOTOR A5
- A41 MOTOR SINCRONO, 1050 KVA, 2.3 KV, 60 HZ, 900 RPM
- A42 GENERADOR, 925 KW, 650 V, 900 RPM
- A43 GENERADOR DE TENSION CONSTANTE, 5 KW, 230V, 1750 RPM
- A44 EXCITADOR DEL MOTOR SINCRONO A41, 10 KW, 60V, 1750 RPM
- A47 MOTOR DE INDUCCION, 20 KW, 440V, 60 HZ, 1750 RPM
- A48 EXCITADOR DE CAMPO F1/F2 DE A42, 140V, 16A, 1750 RPM
- A55 ESTABILIZADOR DE TENSION
- E1 CONTACTOR DE PARADA DE EMERGENCIA
- E5 CONTACTOR PARA DESMAGNETIZACION
- E6 CONTACTOR PARA DESMAGNETIZACION EN PARADA DE EMERGENCIA
- E16/E17 TRANSDUCTORES AMPLIFICADORES DE TIPO MAGNETICO
- E63:2 REGULADOR DE ACELERACION Y RETARDACION

la aceleración proporcionalmente a la velocidad del elevador y alcanza su valor pico a la velocidad plena.

Regulación de velocidad

El campo principal del generador A42 es alimentado por el generador A48, este tiene dos devanados de campo: F1/F2 y G1/G2 alimentados respectivamente por los transductores E16 y E17. Cuando la tensión en los terminales 1 y 2 de entrada de los transductores es 0V, la tensión de salida en cada transductor es aprox. 59V, la conexión a los devanados de campo del excitador es hecho de tal forma que los dos campos están en balance, la tensión de salida del excitador sera 0V. Suministrando una pequeña magnitud de tensión al terminal E16:1 y E17:1 la tensión de salida de uno de los transductores disminuirá y del otro aumentará, resultando que el generador A48 entregará una cierta corriente de excitación al generador A42 del sistema W-L. Cambiando la polaridad en los terminales de entrada de los transductores tambien cambiará la polaridad del generador W-L. La variación de la tensión de entrada de -1Vc.c a +1Vc.c origina una variación de tensión de salida en un transductor de 0 a 118 Vcc, al operar junto los dos transductores y existir un nivel de amplificación entre excitador y generador W-L, la amplificación total de regulación del transductor será alta. La tensión de referencia la que da la velocidad deseada está conectada a la resistencia E375, la tensión del ta-

FIG. 5 CIRCUITO DE CONTROL Y REGULACION DE VELOCIDAD Y ACELERACION DEL SISTEMA WARD-LEONARD



cogenerador se suma algebraicamente a la tensión de referencia. Al obtenerse la velocidad requerida la tensión de referencia es igual a la tensión del tacogenerador \pm la tensión entre los terminales E16:1 y E17:1. La caída de tensión en la resistencia E380 es regulable de acuerdo a como pueda variar la amplificación del circuito de regulación. El circuito puente E63:1 limita la corriente a través de los terminales 1 y 2 de los transductores a un valor máximo necesario. La tensión de los dos rectificadores E63:2 determina la tasa de aceleración y retardación del elevador. Los devanados de realimentación G1, G2 del generador A42 percibe el cambio de tensión por unidad de tiempo del campo del generador. Durante la aceleración y retardación un cierto valor de tensión será realimentada y de crece la tensión de salida del transductor. La magnitud de esta tensión de realimentación y luego la tasa de aceleración y retardación está determinada por la tensión de los dos rectificadores E63:2.

La tasa final de aceleración y retardación ha sido ajustada con los dos potenciómetros E394 y E395, a los mismos valores. El transformador de pulsos A55 estabiliza la tensión de salida del excitador, el devanado secundario A-B da la tensión de realimentación al transductor la cual es proporcional a la variación de corriente del devanado de realimentación del generador principal A42.

En el estado estable si el contactor de emergencia E1

está cerrado, el contactor de desmagnetización E5 conectará la tensión del generador principal al circuito de regulación mediante las resistencias E382 y E383 en tal forma la tensión remanente del generador A42 del sistema W-L será regulado a un valor aprox. cero. La tensión de referencia del circuito de regulación, el dispositivo limitador de amplitud E63:1 y el circuito de control de aceleración son alimentados por la unidad de estabilización de tensión E31. La tensión de referencia es conectada al circuito de regulación por medio del contactor reversible E2.

Operación automática y manual

En esta operación la tensión principal de referencia está definida por la resistencia E376 de la velocidad de acercamiento y el potenciómetro A25:1 del control maestro operado por palanca. La velocidad mínima de acercamiento se obtiene por medio de la resistencia E376, a mayor resistencia implica mayor velocidad de acercamiento. La velocidad máxima de acercamiento en los límites de carrera del pique está definida por el ajuste del tap No.4 de la resistencia E377. La velocidad reducida (2.5 m/s) es ajustada por medio del tap No.3 de la misma resistencia, al energizarse los relés E87 y E88 se obtiene plena velocidad con el potenciómetro A25:1 en la posición de velocidad plena, este valor está determinado por el ajuste de la resistencia F378. La máxima velocidad puede ser incrementada cortando

circuitando una parte de la resistencia E378 por ejemplo durante las pruebas de velocidad, es aprox. 20% de la velocidad plena normal, efectuada por medio del pulsador F11 y con el selector F8 de operación manual.

Circuitos de parada de emergencia

En una parada de emergencia el contactor reversible E2, la alimentación a los transductores, el contactor E5 para desmagnetización, y el contactor de emergencia E1 desconectarán primero el excitador auxiliar A48 y en su lugar conecta la resistencia de desmagnetización E356 al campo F1/F2 del generador A42 del sistema W-L, cuando la velocidad llega a un valor mayor que la velocidad normal de acercamiento ajustado por medio de la resistencia E303, el contactor E6 conecta la tensión remanente al campo F1/F2 del generador A42 a través de la resistencia E355, esto origina que la tensión remanente del generador alcance más rápido el valor cero. El sistema tiene dos circuitos de parada de emergencia, el primero comprende dispositivos para prevenir las fallas más importantes como: sobrecarrera, apertura del interruptor principal, sobrevelocidad y falla del sistema de control de freno. El segundo circuito comprende dispositivos de protección de sobrecarrera en el monitor, de falla de freno, deslizamiento de los cables de izaje, cortocircuito a tierra, dirección incorrecta, sobrevelocidad, desgaste de zapatas de freno falta de presión de aire, atascamiento de un balde, so

brecarrera, compuerta de descarga abierta.

1.3.3. Características de los nuevos equipos.

Los equipos a instalar del nuevo sistema de convertidores estáticos son los siguientes:

- a) Transformador de tipo seco, 1,350 KVA, 2,300/650 V, 60 Hz, $Z_{cc}=6.1\%$, con dispositivo de protección térmica con señalización de alarma y desconexión.
- b) Convertidor de tiristores de 6 pulsos para la alimentación del devanado de armadura del motor.
- c) Convertidor de tiristores de 6 pulsos para la alimentación del devanado de campo del motor.
- d) Interruptor de potencia en 2.3KV, en volumen reducido de aceite, ejecución fija y mando eléctrico.
- e) Interruptor en baja tensión, 650 Vc.c, extrarápido para ser conectado a la salida del convertidor de armadura del motor.
- f) Equipos de protección de sobrevelocidad.

Principio de funcionamiento del nuevo sistema de

Convertidores estáticos

Equipo de accionamiento

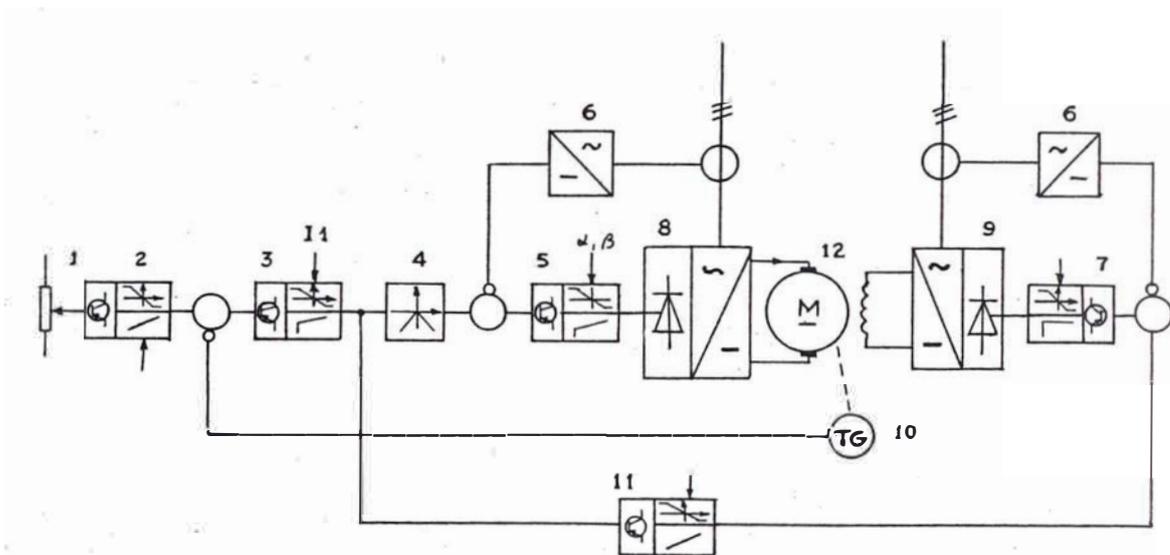
Se controla la velocidad del motor variando la tensión del convertidor y este a su vez es efectuado variando el ángulo de retardo, el cual determina la posición de fase de los pulsos de disparo de los tiristores.

Dependiendo de la posición de fase de los pulsos de disparo, los tiristores permanecen en estado "ON" por una menor o mayor parte de un ciclo, que significa que el valor medio de la tensión rectificadora es alterada. Si el ángulo de retardo es incrementado tal que los tiristores son disparados primero sobre la parte negativa de la tensión alterna, se obtendrá una tensión directa negativa sin cambiar el sentido de la corriente. Teóricamente la tensión se puede controlar entre 100% y 0 para un ángulo de retardo de 0° a 90° y entre -100% para un ángulo de retardo de 90° a 180° .

Dado que se requiere cierto tiempo para la conmutación de la corriente entre dos fases, el rango de control y luego la tensión directa teóricamente alta será ligeramente menor en la práctica, pero por regla general se obtiene una tensión directa positiva para un ángulo de retardo menor de 90° , es decir para el accionamiento del motor, y se obtiene una tensión directa negativa para un ángulo de retardo mayor de 90° es decir para transmisión de potencia desde el lado de corriente continua al lado de alterna o frenado eléctrico del motor.

El equipo para los pulsos de disparo del convertidor es diseñado para asegurar proporcionalidad entre su tensión de entrada y tensión de salida del convertidor

FIG.6 DIAGRAMA DE BLOQUES DEL CIRCUITO MODIFICADO DE FUERZA Y CONTROL DEL ELEVADOR.



- 1 UNIDAD DE REFERENCIA
- 2 UNIDAD RAMPA
- 3 AMPLIFICADOR DE CONTROL DE VELOCIDAD
- 4 UNIDAD DE VALOR ABSOLUTO
- 5 AMPLIFICADOR DE CONTROL DE CORRIENTE
- 6 UNIDAD DE MEDICION DE CORRIENTE
- 7 AMPLIFICADOR DE CONTROL DE CORRIENTE DE CAMPO
- 8 CONVERTIDOR DE TIRISTORES
- 9 CONVERTIDOR DE TIRISTORES
- 10 TACOGENERADOR
- 11 AMPLIFICADOR DE CORRIENTE DE CAMPO
- 12 MOTOR
- α, β LIMITES DE POTENCIA
- 11 VALOR DE AJUSTE DEL LIMITE DE CORRIENTE

Unidad de referencia

La unidad de referencia contiene parcialmente un estabilizador de tensión y una fuente de suministro para dar tensión de control para los diversos amplificadores a transistores, y parcialmente una unidad de referencia que comprende un potenciómetro para controlar el valor deseado de la velocidad del motor durante el control manual y un conjunto de relés para la preselección de velocidad durante el funcionamiento automático

Unidad rampa

Esta unidad está destinada para el ajuste de la aceleración y retardación del motor, recibe su señal de entrada desde la unidad de referencia, cuya magnitud determina el valor de la velocidad deseada y su polaridad la dirección de viaje del balde del elevador.

La señal de salida de la unidad rampa se ajusta asimismo al valor final correspondiente a la señal de entrada, de acuerdo a una función de tiempo la que corresponde al ajuste de aceleración y retardación, representando luego en cada instante el valor deseado instantáneo de la velocidad del motor del elevador.

Amplificador de control de velocidad.

El amplificador de control de velocidad tiene una acción PID. La señal de salida de la unidad rampa es com

parada con una señal del tacogenerador que representa el valor presente de velocidad. El error de control obtenido de esta manera constituye la señal de entrada al amplificador de control de velocidad. Su señal de salida forma el valor deseado para la corriente de armadura y corriente de campo del motor. El valor máximo de la señal de salida es ajustable, que significa que la corriente de armadura es limitada automáticamente. La máxima corriente de campo puede ser fácilmente ajustada, con el amplificador de corriente de campo.

Amplificador de control de corriente de armadura.

La señal de salida desde el amplificador de control de velocidad es comparada con el valor presente de la corriente obtenida desde la unidad de medición de corriente, la que es alimentada a través de los transformadores de corriente en el lado a.c del convertidor.

El error de control constituye la señal de entrada del amplificador de control de la corriente de armadura.

Mientras el valor deseado de la corriente cambia su polaridad dependiendo de la dirección deseada del torque del motor, su valor presente como la corriente de armadura siempre tienen la misma polaridad. Para permitir la comparación de las dos señales, independiente de la dirección del torque del motor, la señal del valor deseado de la corriente de armadura pasa a la unidad de valor absoluto, la cual permite una señal de una sola

polaridad.

Amplificador de control de la corriente de campo

El valor deseado de la corriente está tomado fuera de la unidad de valor absoluto y comparado con el valor presente de la corriente de campo obtenido de la unidad de medición de corriente sobre el lado a.c del convertidor de campo. El error de control forma la señal de entrada para el amplificador de la corriente de campo. La polaridad del valor deseado determina la dirección del flujo de corriente en el campo del motor, es decir determina el encendido de uno de los dos convertidores de campo en el doble convertidor.

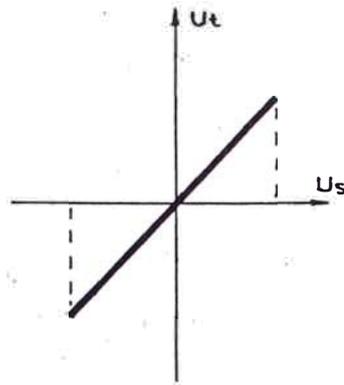
Convertidor

La señal de salida del amplificador de control forma la señal de control para la unidad de pulsos de encendido del convertidor. Un cambio entre el modo motor y el modo de frenado toma lugar como sigue:

- En el modo "motor" del motor, la tensión del convertidor es positiva y mayor que la fem del motor.

- En el modo "frenado" la dirección del torque del motor es cambiado por medio de la inversión de campo, mientras la corriente de armadura continúa fluyendo en la misma dirección. La tensión del convertidor debe por lo tanto ser negativa y menor que la fem del motor si es posible para que la corriente de frenado sea realimentada al circuito.

como se observa en la figura.



Tensión U_t del convertidor en función de la tensión de control U_s .

Dado que el amplificador de control de corriente cambia el signo, el error de control de la corriente de armadura sobre el lado de entrada del amplificador de control de corriente debe ser negativo en el modo "motor" y positivo en el modo de frenado. En el modo "motor" el valor deseado de la corriente de armadura excede su valor presente, y por lo tanto el valor deseado debe ser negativo y el valor actual positivo.

Si se requiere el frenado del motor, por ejemplo, cuando se inicia la retardación del motor mediante la reducción de la tensión de referencia, el valor deseado de la velocidad cae debajo del valor actual. Esto tiene como resultado que el error de control y por lo tanto también el valor deseado de la corriente, cambien de polaridad. La señal de salida de la unidad de valor absoluto luego es menor que el valor presente de la corriente de armadura y por lo tanto el error de control de la corriente es positivo y la tensión del convertidor negativo. Esto se aplica sólo a transitorios, dado que el error de control con amplificadores integrados

res es cero durante el estado estable.

Con un cambio de la polaridad del valor deseado de la corriente, la dirección del flujo de la corriente de campo del motor también cambiará como fue descrito arriba. Esto es determinado con el amplificador de corriente de campo de esta manera, aunque la máxima corriente de campo ya es obtenida en aproximadamente 50% de la corriente de armadura.

El debilitamiento del campo del motor es acompañado de esta forma sólo por una carga reducida sobre el motor y se obtiene una transición suave entre el modo "motor" y de "frenado", dado que el torque del motor cambia como una función del cuadrado de la corriente de armadura en la vecindad del valor cero.

Equipos de protección

Sistema de protección de sobrevelocidad.

Este sistema consiste de tres limitadores magnéticos operados por imanes permanentes instalados en los baldes, en la zona de acercamiento, para indicar la posición del balde (skip) A en la zona retardadora cerca al límite superior del pique. Esta operación se hace de la misma manera para el balde B. Un tacogenerador accionado por uno de los cables de izaje en una zona cercana a la polea del elevador, sensa la velocidad existente en el balde en la zona retardadora, cuya señal es enviada a una caja de control conteniendo relés estáticos de sobretensión ajustados para indicar 115%,

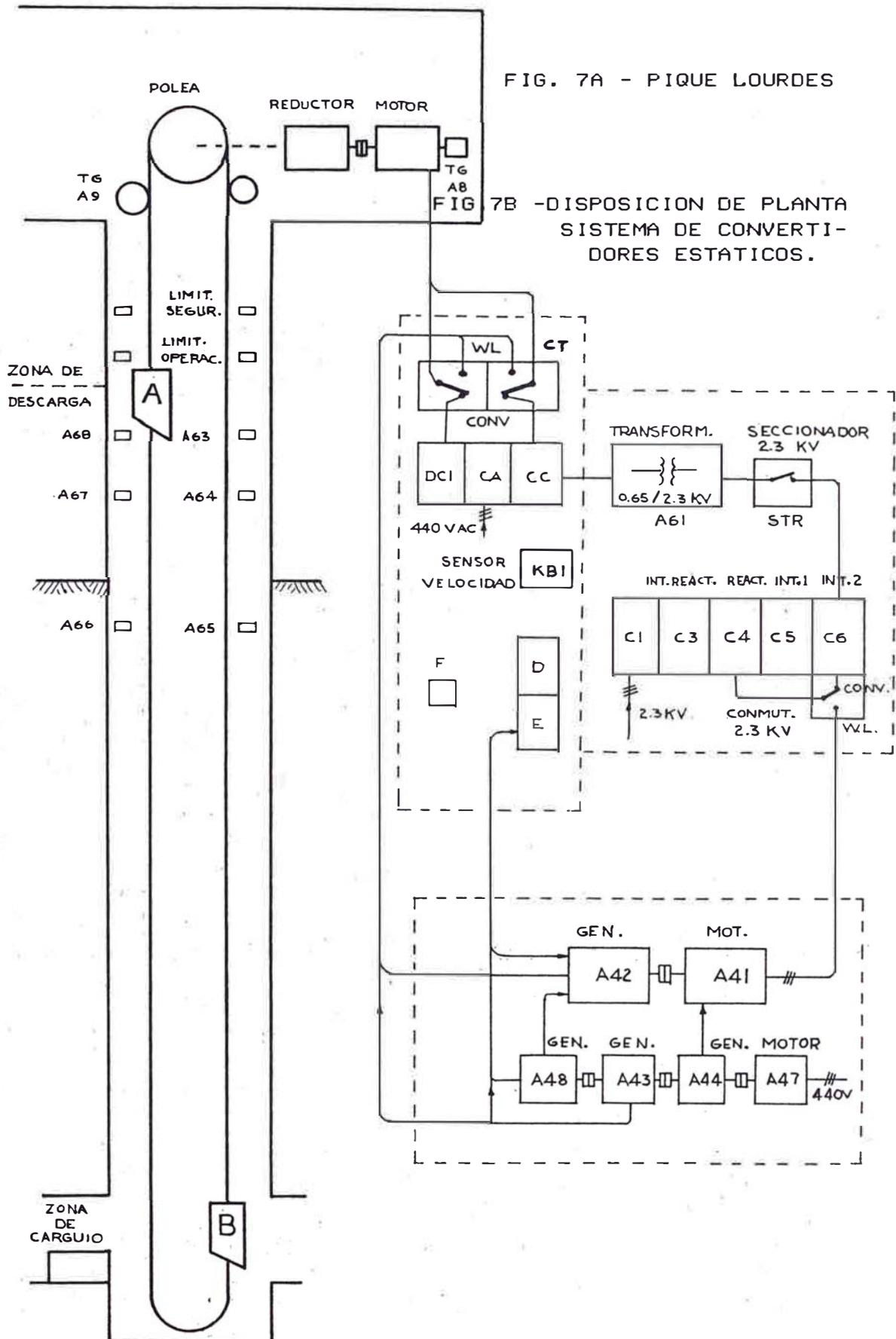
80%, 55%, y 30% de la velocidad plena de izaje, 10.1 m/seg. Las fuentes de alimentación de los relés de sobretensión y un número de relés auxiliares forman el relé lógico para la protección de sobrevelocidad.

La protección de sobrevelocidad es completamente independiente de la protección de sobrevelocidad existente y actúa sobre el circuito de parada de emergencia si la velocidad se incrementa a 115% en cualquier punto del pique o cuando el skip sobrepasa la velocidad fijada en los tres puntos de inspección: 80%, 55%, y respectivamente. La protección es automáticamente revisada en el sensor en cada ciclo de izaje por la secuencia correcta de operación de los limitadores magnéticos mediante el iman fijado en cada balde. Estos relés también detectan deslizamientos de cables o rotación equivocada, reemplazando al dispositivo existente de protección de deslizamiento que no es muy eficiente.

Durante las pruebas de los nuevos equipos electrónicos y electromecánicos para el sistema de control y protección del elevador, será necesario instalar equipos de conmutación para reducir a un mínimo el tiempo de parada del sistema de izaje. Estos equipos de conmutación serán de accionamiento manual y serán instalados en 2.3 KV, antes del seccionador del transformador del convertidor de armadura y a la salida del interruptor en 650 Vc.c del mismo convertidor.

En las Figs: 2, 4 y 6, se muestran los diagramas es-

FIG.7 DIAGRAMA ESQUEMATICO DEL SISTEMA DE IZAJE DE FRICCION LOURDES N^o.1 - SISTEMA MODIFICADO



quemáticos de los sistemas Ward-Leonard y de convertidores estáticos, así como en los diagramas eléctricos modificados en los planos E200-01 y E200-05.

La fuente principal de alimentación del circuito eléctrico del sistema de izaje es en 2.3 KV, 60 Hz, ver Fig.4, con una potencia de cortocircuito de 90 MVA, la fuente auxiliar de suministro es de 440 V, 3Ø, las tensiones de operación de los diversos circuitos de control son en 220 Vc.a, 110 Vc.a y 220 Vc.c.

1.3.4. Modificación del sistema eléctrico existente.

Las unidades existentes para el sistema de arranque del sistema Ward-Leonard comprende el interruptor principal 2044, el primer interruptor de operación C301, el reactor C501 para tensión reducida, el seccionador C401:a, el interruptor secundario C401:b para la aplicación de tensión plena en la segunda etapa de arranque para el motor síncrono A41 que mueve el generador del tipo compuesto A42, estos dos últimos tienen sus respectivas excitatrices del tipo rotativo. La salida del generador A42 en 650 voltios c.c se conecta al motor de excitación separada A5, de accionamiento de la polea del elevador.

El cambio a las unidades correspondientes del sistema de convertidores estáticos implica efectuar modificaciones e implementaciones en el circuito de 2.3 KV, 650 Vcc y 220 Vcc, que comprende la instalación de equipos nuevos y modificación de circuitos en los ta-

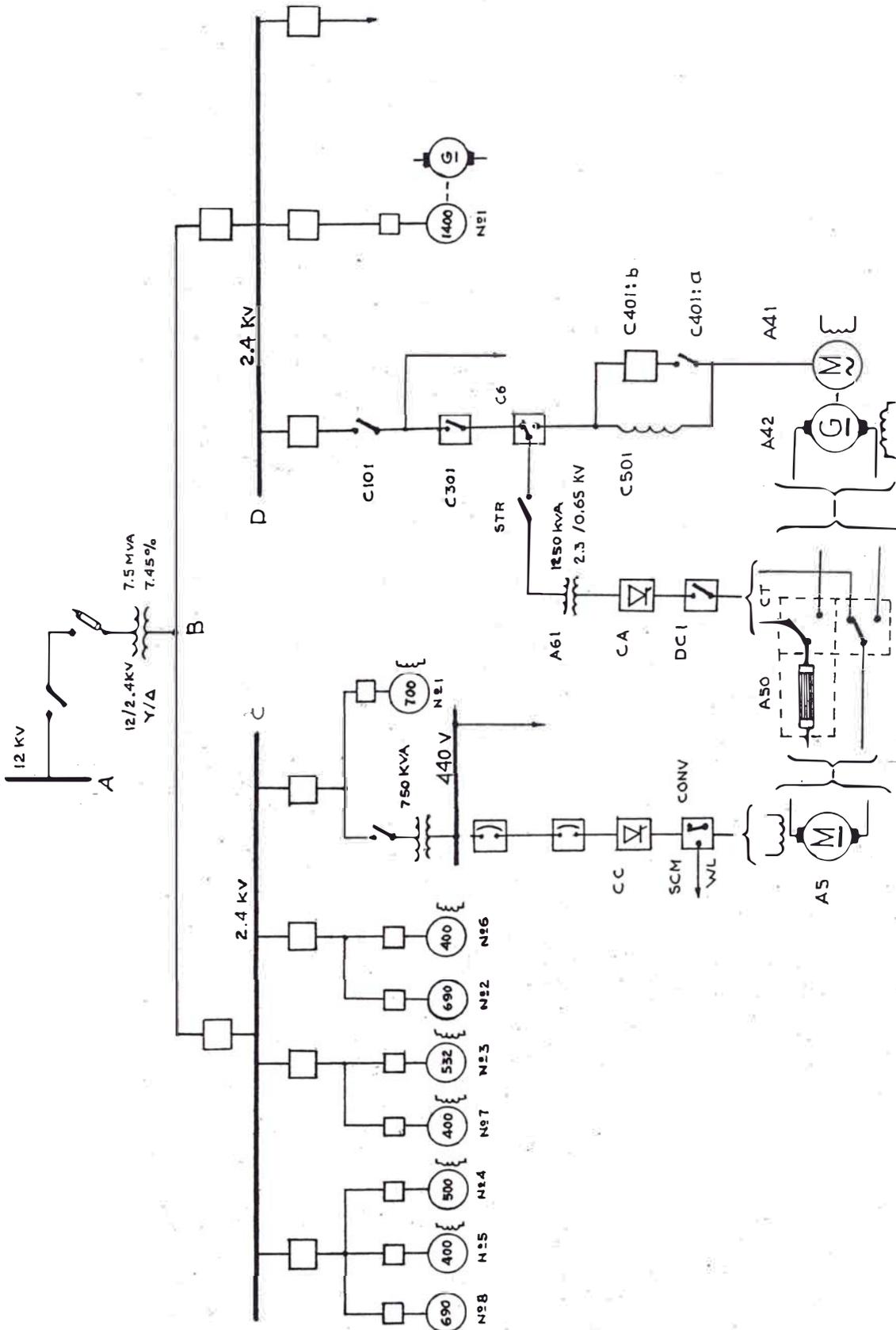
bleros D, E y F existentes.

Para la operación W-L/CONV, Figs.1 y 4, se tendrá tres conmutadores: en 2.3 KV (C6), 650 Vcc (CT), y 220 Vcc (CF), de operación manual para la selección de operación del sistema respectivo. En 2.3 KV se reemplazará el interruptor existente obsoleto por otro nuevo.

En el lado W-L de los conmutadores: C6, CT, y STR se pondrá en servicio el sistema Ward-Leonard mientras dure la instalación y el proceso de prueba y reajuste del nuevo sistema, que podrá trabajar inclusive durante más tiempo, en espera para situaciones de emergencia es decir cuando el sistema de convertidores esté parado. Esto se podrá hacer hasta cuando ya no se tenga repuestos o se decida retirar los equipos W-L definitivamente. En el lado CONV de los conmutadores se pondrá en servicio el sistema de convertidores estáticos cuyos equipos (Fig.7) comprendidos son el seccionador STR, el transformador del convertidor A61, los convertidores de armadura CA y de campo CC, el interruptor DC1 y el conmutador CT en 650 Vcc.

En el circuito de 650 Vcc al instalar el conmutador CT se deberá reubicar la resistencia de medición A50, relés A51:1, A51:2, y A51:3 al nuevo cuarto de control por razones de operación y mando, por cuyo motivo también al instalar el conmutador CT, se deberán cortar los cables de energía de alimentación del motor A5 ubicado en el túnel debajo del cuarto de control, según planos: E200-01 y E200-02.

FIG.8 S.E COMPRESORAS - MODIFICACION DEL CIRCUITO ELECTRICO EN 2.3 KV Y 440 V



En el circuito de 220 Vcc de alimentación del campo del motor se tendrá el conmutador SCM para selección de operación W-L/CONV, la tensión de alimentación al convertidor de campo se deriva del interruptor No.3 del circuito en 440 Vca, 60 Hz.

1.3.5. Ampliación de la sala de control.

La edificación existente para albergar los tableros del circuito de control no es suficiente para la ubicación de los nuevos equipos por lo que se efectuará la ampliación del cuarto de control existente, esta ampliación está detallada en el plano No.E200-02.

Los equipos del lado de 2.3 KV, el transformador del convertidor, el seccionador tripolar y el interruptor de volumen reducido de aceite serán instalados respectivamente en la parte posterior del cuarto de control de la S.E Compresoras como se puede observar en el plano No.E200-02.

En los planos No.E-200-01 y E-200-02 se dan los detalles de instalación de los cables de energía y de control que interconectarán los nuevos equipos.

1.3.6. Relación de planos del proyecto.

Los planos que se utilizarán para la instalación de los nuevos equipos y modificación del circuito existente son los siguientes:

<u>No.</u>	<u>T I T U L O</u>
E-200-01	Sistema de convertidores estáticos y sistema Ward-Leonard.- Diagrama de bloques.
E-200-02	Sistema de convertidores estáticos Disposición general.
E-200-03	Sistema de convertidores estáticos y sistema Ward-Leonard.- Esquema de principio.
E-200-04	Protección de velocidad y límites de carrera.-Disposición general.

CAPITULO II
ESPECIFICACIONES DE EQUIPOS

2.1.0. Especificaciones Técnicas de equipos en media tensión

2.1.1. Características de la red

- Nivel de tensión nominal : 2.4 KV
- Número de fases : 3
- Tensión de servicio : 2.3 KV
- Tensión mínima de servicio : 2.2 KV
- Tensión máxima de servicio : 2.4 KV
- Frecuencia de la red : 60 Hz
- Potencia de cortocircuito trifásico: 90 MVA

Normas y códigos

Los materiales, equipos y los trabajos a efectuar deberán estar de acuerdo con las normas y publicaciones aplicables de las organizaciones que se indican a continuación:

- Standard for Safety UL-845
- National Electrical Manufacturers Association NEMA
- Institute of Electrical and Electronics Engineers
IEEE
- American National Standards Institute (ANSI)
- American Society for Testing and Materials (ASTM)

- ICEA Insulated Cable Engineers Association (IPCEA).
- Código Nacional de Electricidad
- National Electrical Code (NEC)
- VDE
- International Electrotechnical Commission (IEC)

En caso de discrepancia entre las normas mencionadas se aplicará la más restrictiva.

2.1.2. Condiciones climáticas y ambientales

Los equipos descritos en las especificaciones de 2.2.0 serán diseñados para montaje interior, en un cuarto cerrado, sin calefacción con las siguientes condiciones climáticas:

- Altitud : 4,500 m.s.n.m
- Temperatura ambiente mínima : -15 C
máxima : +20 C
- Humedad relativa mínima : 32 %
máxima : 72 %
- Lluvia : frecuente

2.1.3. Interruptor de potencia

El interruptor será tripolar, en volumen reducido de aceite, de ejecución extraíble, fijado sobre un carro con ruedas de perfil alto y con mecanismo de operación de accionamiento frontal, operado por motor eléctrico.

El interruptor deberá ser equipado con un mecanismo de cierre y disparo por almacenamiento de energía que car

que el resorte de disparo durante la operación de cierre, permitiendo que el interruptor sea usado para rápidos recierres. El mecanismo de cierre operado por motor eléctrico en 220 Vc.a, el circuito de disparo alimentado por una fuente de tensión en 125 Vc.c, y el circuito de cierre en 110 Vc.a.

El interruptor deberá tener tres posiciones de operación: conectado-prueba-desconectado, y deberá poder permanecer en cualquiera de ellas, dentro de su compartimiento, con la puerta cerrada. La carcasa del interruptor deberá permanecer conectada a tierra en las posiciones de conectado y prueba. El circuito de disparo deberá permanecer también conectado en las posiciones de conectado y prueba.

El interruptor deberá tener los siguientes accesorios:

- a- Manivela para cargar mecanismo de cierre y disparo.
- b- Interruptor: abierto/cerrado, para el mando manual.
- c- Accionamiento mecánico de cierre/apertura.
- d- Indicador mecánico de posición abierto/cerrado.
- e- Bobina de cierre
- f- Bobina de disparo
- g- Un enclavamiento mecánico que impida conectar o desconectar el interruptor de su panel, cuando se encuentre en la posición cerrado
- h- Indicador mecánico del estado de carga y descarga del sistema de resortes.
- i- Contacto seccionable de conexión a tierra de la carcasa del interruptor

- j- Dos contactos NA y dos contactos NC
- k- Una bornera enchufable de aproximadamente 24 polos, para los contactos secundarios, con seguro contra desconexión en las posiciones de conectado y prueba del interruptor.
- l- Motor para cargar el mecanismo de cierre y disparo con dispositivos de operación automática
- m- Contador de operaciones
- n- Palanca para el retiro e inserción del interruptor.
- o- Un enclavamiento mecánico que descargue el mecanismo del almacenamiento de energía, cuando el interruptor es movido a la posición de desconectado
- p- Luz roja indicadora de la posición conectado, luz verde indicadora de la posición desconectado y una luz ambar indicadora de que el mecanismo de disparo se encuentra cargado.

Características eléctricas

El interruptor deberá cumplir o exceder las siguientes características según ANSI C37.06 y a 1,000 m.s.n.m:

- Clase de tensión nominal : 4.16 KV
- Tensión máxima de operación : 4.76 KV
- Tensión de servicio : 2.3 KV
- Frecuencia nominal : 60 Hz
- Nivel básico de aislamiento al impulso, BIL, entre fases y entre fases y tierra, con onda de 1.2x50 μ s : 60 KV
- Tensión de prueba a tierra y entre : 19 KV

fases, a frecuencia industrial, 1 min.

- Corriente nominal permanente rms : 2000 A
- Corriente de corta duración 3 seg : 36 KA
- Capacidad de corriente de cortocir-
cuito a la max.tensión de operación : 29 KA rms
- Capacidad simétrica de interrupción : 36 KA
- Capacidad de cierre en cortocircuito: 58 KA rms
- Tiempo total de apertura : 5 ciclos
- Retardo permisible de apertura : 2 seg
- Tiempo total de cierre : < 5 ciclos
- Tiempo de carga del sistema de
resortes : < 10 ciclos
- Ciclo de cierre : 0-0.3 seg -CO
: 15 seg - CO
- Tensión nominal de operación del
motor de accionamiento : 220 V, 60 Hz
- Tensión de la bobina de cierre : 110 V, 60 Hz
- Tensión de la bobina de apertura : 110 Vc.c
- Rango de variación:
 - para el motor : 90 - 130 Vc.c
 - para las bobinas : 70 - 140 Vc.c

Requerimientos de diseño y construcción

Generalidades

La celda del transformador será de construcción metálica, completamente cerrada, autosoportada, montaje en el piso, de frente muerto, accesible por el frente y por la parte posterior para mantenimiento y ensamblado

de modo que forme una unidad rígida a la cual se le pueda agregar paneles existentes por el lado izquierdo mirando por el frente. Cualquier abertura que no se use será cubierta con una tapa removible.

La celda deberá estar constituido por un bastidor de plancha doblada, barreras divisorias y cubiertas laterales empernadas. El espesor de plancha del bastidor, cubiertas laterales, barreras divisorias y puerta, no deberá ser menor al indicado en la tabla 6.1 del Standard UL-845. El panel deberá ser dividido por medio de barreras metálicas, en los siguientes compartimientos separados entre si:

- a. Para el interruptor
- b. Para el ingreso de cables
- c. Para las barras principales

Cada compartimiento deberá tener una tapa removible para su servicio individual, la cual al ser extraída no exponga los circuitos de ese compartimiento con los circuitos de los compartimientos adyacentes.

El panel tendrá una puerta de plancha de acero abisagrada de una o dos piezas, apropiada para montar en ella instrumentos.

La puerta frontal y la tapa removible o puerta posterior del panel deberá tener suficientes pernos, orejas u otros medios de fijación, para prevenir que estas sean expulsadas o se deformen en caso de cortocircuito dentro del tablero. De ser necesario se podrán preveer unidades de desfogue en el techo de la celda.

2.1.4. Transformador de potencia

El transformador deberá ser del tipo seco, con aislamiento en aire, modo de enfriamiento AN, para montaje interior, trifásico, 60 Hz, 2,400 \pm 2x2.5%/650 V 1250 KVA, conexión delta en el primario y estrella con neutro accesible en el secundario, grupo Dy11, para un calentamiento medio en los arrollamientos de 65 °C, sobre una temperatura ambiente máxima de 40 °C.

El circuito magnético formado por planchas de acero con grano orientado no recocido y aislado por ambos lados con barniz resistente al calor.

El transformador deberá ser diseñado y construido según las normas ANSI C57.12.00-1965, ANSI C57.12.90-1973 ITINTEC 370.002, IEC 76; deberán tener un BIL de 20 KV interior y exterior para el nivel de aislamiento 2.5; y BIL de 10 KV para el nivel de aislamiento de 1.2 KV. El transformador será para una potencia nominal de 1,250 KVA a 4,500 m.s.n.m y con el calentamiento máximo indicado. Los materiales aislantes empleados en la fabricación serán de clase H.

El transformador deberá poder resistir, en cualquiera de sus tomas y durante el tiempo especificado en las normas listadas, los esfuerzos electrodinámicos y térmicos producidos por las corrientes de paso que permiten sus respectivos fusibles de protección, con una corriente simétrica de falla de 20 KA a 2.4 KV si ésta es mayor a lo indicado en las normas listadas.

El transformador tendrá los siguientes accesorios:

- Relé de imagen térmica para indicación de temperatura de los arrollamientos con dos juegos de contactos de alarma y desconexión en 220V, 2A, 60Hz, montado sobre un soporte amortiguador de vibraciones.
- Dos pernos de conexión a tierra con terminal para cable No. 4/0 AWG, uno en cada lado.
- Ganchos para levantar el transformador.
- Borne neutro exterior, ubicado en el compartimiento de baja tensión y directamente conectado a la barra de tierra de dicho compartimiento.
- Conmutador de tomas, sin tensión ni corriente, con accionamiento exterior, e indicador de posición.
- Cuatro ruedas orientables.
- La estructura del transformador se conectará a la barra de tierra de los compartimientos de AT y BT.

Devanado primario

- Tensión nominal : 2,300 V
- Regulación : +/- 2.5% +/- 5%
- Número de bornes : 3
- Conexión : Delta
- Nivel de aislamiento : 2.5 KV

Devanado secundario

- Tensión nominal : 650 V
- Número de bornes : 3
- Conexión : Estrella
- Pérdidas en el Fe a tensión nominal : 2,500 W
- Pérdidas en el cobre a tensión nominal : 7,500 W

- Tensión de cortocircuito: 7.0 %
- Tolerancias (ITINTEC 370.002):
 - pérdidas totales : +1/10 pérd. total.
 - pérdidas parciales : + 1/7 de c/u de las pérdidas parciales.
 - relación de transformación : +/- 1/200 (*1)
 - tensión de cortocircuito : (*2)
 - corriente en vacío : + 3/10 de la corriente en vacío.

(*1) El menor de los valores siguientes:

+/-1/200 de la relación especificada, o 1/10 de la tensión de cortocircuito a la carga nominal en porcentaje

(*2) Para la toma principal +/- 1/10 de la tensión de cortocircuito especificada para esta toma.

Para las tomas que no son la principal:

+/- 1/7 del valor indicado para cada una de las tomas cuya tensión no difiere en +/-5% de la principal.

- Tensiones de prueba:

- a frecuencia industrial : AT = 8.2 KV
durante un minuto : BT = 2.5 KV
- BIL (IEEE Standard 462-1973 : AT = 20 KV
y NEMA 210-1970) : BT = 3.6 KV

Los ensayos con ondas de choque no están previstos para los transformadores del tipo seco, porque no están destinados a ser utilizados en situaciones expuestas.

- Las pruebas consistirán de: la medición de resistencia óhmica de los devanados, medición de relación de transformación en vacío y control de grupo de conexión

pérdidas en vacío (taps nominal, máximo y mínimo), pérdidas en el cobre (taps nominal, máximo y mínimo), impedancia de secuencia positiva y homopolar en los taps nominales, máximo y mínimo; de tensión inducida, pruebas de potencial aplicado a los devanados y circuito de control según la clase de aislamiento especificada (interno y externo), pruebas de potencial inducido, pruebas de impulso en todos los terminales, resistencia de aislamiento en corriente continua.

Condiciones de instalación.

- Montaje : Interior.
- Temperatura ambiente max. : 30 °C
- Altura de trabajo : 4,500 msnm.

2.1.5. Seccionador

- Tensión de servicio : 2.3KV
- Clase de tensión : 7.2 KV
- Tensión de aislamiento : 20 KV
- Corriente nominal : 1,000 A
- Frecuencia : 60 Hz
- Número de fases : 3
- Tipo de accionamiento : Manual
- Montaje : Interior

2.1.6. Seccionador de conmutación

- Tensión de servicio : 650 Vc.c
- Clase de tensión : 1.2 KV
- Tensión de aislamiento : 10 KV

- Corriente nominal : 2,000 Ac.c
- Tipo de accionamiento : Manual, sin tensión.
Comprenderá tres conexiones, una para el alimentador común, y las otras dos para las salidas conmutadas.
- Montaje : Interior
- Ejecución : Fija

2.2.0. Especificaciones técnicas de los equipos en baja tensión

2.2.1. Panel del convertidor de tiristores, circuito de armadura del motor

Consistirá en lo siguiente:

- 1 tablero con un convertidor a tiristores para el devanado de armadura del motor.
- 1 tablero de control de los tiristores.

Deberá contener dos convertidores de tiristores tipo puente trifásico en paralelo, cada puente un tiristor en serie, para una operación de 6 pulsos.

- Potencia : 1,700 KW
- Tensión de alimentación : 650 V, 60 Hz.
- Intensidad de corriente
c.a, al nivel del mar : 2,970 A c.a.
- Tensión C.C nominal : 690 V
- Corriente continua nominal : 2400 A c.c.
- Número de fases : 3
- Frecuencia : 60 Hz
- Tipo de tiristores : YST 14 - 22.
- Clase de tensión : PR 23

- Temperatura ambiente máxima: 40°C
- Número de tiristores en serie/rama. : 1
- Número de tiristores en paralelo/ rama. : 2
- Requerimiento de aire de enfriamiento : 6,500 m/h.
- Número de ventiladores de enfriamiento. : 1
- Máxima caída externa de presión de aire. : 100 Pa

Además debe contener lo siguiente :

- Transformador para pulsos de disparo.
- Transformadores de corriente para regulación y protección.
- Amplificador de pulsos de disparo.
- Unidad de medición de corriente.
- Unidad de medición de tensión.
- Detector de corriente asimétrica.
- Protección de sobretensión.
- Indicador de falla a tierra del circuito principal.
- Interruptor para la mínima presión de aire.

Tablero de control de los tiristores.

Deberá contener las siguientes partes principales :

- Unidad de alimentación auxiliar, tensión de control.
- Protección para mínima tensión.
- Indicador de aire de enfriamiento.

- Protección térmica de sobrecarga, para el convertidor de tiristores.
- Protección de sobrecorriente, para el motor.
- Protección de sobrevelocidad.
- Unidad de control de pulsos de disparo.
- Unidad de control de corriente.
- Unidad de control de velocidad.
- Protección de armónicos en D.C.
- Protección de falla a tierra, circuito de control.
- Unidad de medición de tensión.
- Amperímetro para medir corriente directa.
- Voltímetro para medir la tensión del motor.

Relés para la operación, apertura y enclavamiento.

La unidad de control será ubicado a un lado de la unidad de tiristores del mismo tablero.

2.2.2. Panel del convertidor de tiristores, circuito de campo del motor.

Doble convertidor de tiristores, conexión puente trifásico, seis pulsos, de las características siguientes:

- Tensión de alimentación 440V, 30, 60Hz
- Tensión C.C de salida 550 V c.c
- Corriente nominal al nivel del mar: 80 Ac.c, 65 Ac.a
- Tipo de tiristores YST 2-01
- Clase de tensión PR16
- Número de tiristores serie/rama

Este panel deberá contener lo siguiente:

- Módulo del interruptor.
- módulo del contactor.

- módulo de tiristores.
- módulo del sistema de control.
- módulo de operación.
- módulo de señalización.
- unidad de medición de corriente.

Los convertidores de tiristores de 2.2.1 y 2.2.2 y deberán tener sus respectivos cables de control del tipo apantallado, para la interconexión entre ellos.

2.2.3. Interruptor del circuito del motor.

Interruptor extrarápido en corriente directa, limitador de corriente, de las características siguientes:

- tensión nominal : 1,350 V c.c
- Corriente nominal : 1,600 Ac.c
- Rango de ajuste, apertura : 1-4 KA c.c
- Tipo de mando : manual y con motor.
- Tensión del motor : 220V, monofásico, 60Hz.
- Tensión bobina apertura : 110Vc.c
- Tensión bobina de cierre : 220 Vc.a
- Amplificador de control para el accionamiento de apertura y cierre del interruptor, 220 V c.a

2.2.4. Equipos de inspección de velocidad

Este sistema comprenderá lo siguiente:

- tres limitadores operados por imán permanente de las siguientes características:
 - un contacto normalmente abierto (NO)
 - Datos del contacto: 220 V c.a, 100 VA, 0.45 A

- nivel de vibración : máximo 35 g, a 50-500 Hz
- Maxima frecuencia de operación: 100 HZ
- Tiempo de cierre de contacto
- Tiempo de apertura de contacto
- dos imanes permanentes ensamblados en una base cada uno. Deberá tener una intensidad magnética suficiente para actuar los limitadores magnéticos separados del imán una distancia entre 40 a 100 mm. Sus dimensiones serán las siguientes: longitud 1000 mm, ancho 200 mm, y altura 121 mm.
- un tacogenerador de las siguientes características:
 - Máxima RPM : 4,000
 - Corriente máxima : 0.1 Amp
 - Tensión por RPM : 0.1 V
- Una caja conteniendo relés estáticos para sensar velocidades del orden de 30%, 55%, 80% y 115% de la velocidad plena de izaje, que corresponden respectivamente a 3.03, 5.6, 8.1 y 11.6 m/seg. La tensión nominal será de 220 V en corriente continua.

2.3.0. Especificaciones de montaje.

2.3.1. Panel del interruptor en 2.3 KV

Los cables de ingreso en 2.3 KV de 240 mm² deberán llegar a la celda del interruptor por la parte inferior con un radio de curvatura mínimo de 90 cms, y conectados a los polos del mismo con terminales de presión designados para 240mm² (500 MCM) o del tipo ajustable; la pantalla de cinta será conectada a un conductor de

tierra. Se emplearán conos de alivio con terminales de material termocontraible. Los cables de salida deberán seguir el mismo procedimiento indicado para los cables de llegada.

La celda del interruptor deberá ser alineada con las otras existentes, y las barras de cobre interconectadas de tal forma de tener una identificación clara de las denominaciones de fase.

2.3.2. Transformador

La celda del transformador juntamente con la estructura de soporte del transformador deberán ser ancladas en el piso mediante ángulos empernados, y conectados a tierra mediante un cable de cobre desnudo calibre 4/0 AWG. Los cables que se conectarán al lado de alta y baja del transformador deberán ingresar por la parte superior. Los cables en el lado de alta de 240 mm², 2.4 KV ingresarán uno por fase y tendrán la debida identificación y separación de los cables de baja en aproximadamente 15 cms. Los cables en el lado de baja, 3 conductores de 240 mm² por fase, deberán ser conectados alternativamente desde un cable tripolar. Los detalles de montaje se dan en el plano No. E-200-02.

2.3.3. Seccionador

El conjunto formado por tres seccionadores unipolares y montados sobre una misma base, deberán ser instalados a 1.50 m por encima del techo del transformador,

con una separación lateral de 1m.

2.3.4. Celdas del sistema de convertidores estáticos e interruptor en c.c

Estos serán instalados en la ampliación del cuarto de control, serán montados directamente sobre el piso terminado y alineados a lo largo del canal de alojamiento de cables de energía y control del sistema.

El ingreso de los cables de energía y control será por debajo de las celdas, teniendo c/u de ellas las marcas de grupo y unidad para una fácil identificación durante la instalación y después de la puesta en marcha.

Todas las celdas metálicas deberán ser conectadas a un cable común de tierra. Los detalles de montaje se indican en el plano No. E-200-02.

2.3.5. Equipos de protección de sobrevelocidad.-

La unidad de control será montado en la pared al frente de las celdas de convertidores, y los dispositivos sensores respectivamente en el cuarto de máquinas, último piso del castillo, y limitadores en el pique.

El tacogenerador irá montado sobre una base de posición ajustable para la regulación del acercamiento de la polea de jebe con uno de los cables de izaje. Los tres limitadores magnéticos serán montados en el orden y separación indicados en el plano No. E-200-03, los cables de control irán alojados en tubería conduit de 1/2" \emptyset para los correspondientes a limitador-

res magnéticos y tacogenerador y de 3/4" Φ o 1/2" Φ para el conjunto de cables de todos estos dispositivos hacia el cuarto de control.

El conjunto de barras magnéticas permanentes móviles irán montados verticalmente en cada balde, fijadas a la estructura de ellas mediante pernos de 1/2" Φ o 3/4" Φ . La separación de las barras magnéticas a los limitadores magnéticos será de 40 mm promedio a lo largo del pique con una tolerancia máxima de +/- 10 mm.

Los limitadores magnéticos serán montados sobre una base con ranuras de longitud de aproximadamente 50 cms para efectuar la regulación de actuación de los mismos, la base de estos serán fijadas en la cara posterior de las guías del pique en las posiciones indicadas en el plano No. E-200-03.

2.3.6. Cajas de conmutación en 2.3 KV y 0.65 KV del sistema Ward-Leonard/Convertidores estáticos.

El seccionador tripolar de conmutación será instalado en la parte posterior superior del segundo interruptor de operación C301. Los cables de llegada en 240mm² serán conectados mediante terminales de presión o ajustables de tornillo para capacidad de 240 a 300 mm².

Los terminales de cables serán del material de tipo termocontraíble para uso interior.

El seccionador de dos polos para conmutación del sistema WL/CONV en 650 Vc.c serán montados en una caja metálica por cada polo, asimismo la resistencia de me-

dición A50 reubicada, estas cajas serán instaladas en el túnel, montadas en la pared inferior adyacente a la ampliación del cuarto de control ubicado en la superficie, estarán comunicados por un canal para acceso de los cables de energía y control.

Sala de control

La sala actual deberá ser ampliada con la finalidad de alojar las nuevas celdas de: convertidores estáticos para los circuitos de armadura y de campo del motor principal, interruptor en 650 Vc.c, y equipo de protección de sobrevelocidad y límites de carrera, todas ellas montadas directamente en el piso terminado por lo que deberán ser alineadas y niveladas, dejando espacios a los lados como mínimo de 70 cms y a los frentes como mínimo de 1.50 m, la unidad de protección de velocidad será apoyada en la pared que da frente a los instrumentos de medición del convertidor de campo.

El interruptor extrarápido será montado sobre una estructura metálica anclada que permita absorber las vibraciones durante las maniobras de apertura y cierre de este interruptor. Los cables de interconexión del circuito de fuerza y control deberán tenderse utilizando canales de paso en el piso, y ordenados de tal forma que permita una fácil identificación. Estos canales estarán cubiertos con planchas metálicas y protegidas con una cubierta de materia aislante.

CAPITULO III
C A L C U L O S

3.1.0. Potencia de cortocircuito en barras de 50 KV, 12 KV y 2.3 KV de la S.E Paragsha, Cerro de Pasco.

3.1.1. Generalidades

Para calcular la potencia de cortocircuito, en 50 KV, 12 KV y 2.3 KV de la S.E Paragsha, se tomaron los datos del estudio sobre planeamiento eléctrico de Centromin Perú y Proyecto de interconexión que ha realizado la compañía consultora Ebasco de España, porque de otra manera hubiera significado efectuar el cálculo de cortocircuito de todo el sistema interconectado de Centromin, que es materia de otro trabajo.

3.1.2. Metodología.- Valores p.u

En el cálculo de las corrientes de cortocircuito se ha empleado el método por unidad (p.u), por lo que se estableció como bases cuatro magnitudes: la potencia aparente base NB, la tensión base VB y la corriente base IB e impedancia base ZB obtenidas en función de las dos primeras.

La corriente base IB dada por la expresión:

$$IB = \frac{NB}{\sqrt{3} VB} \quad A$$

La impedancia base Z_B dada por la expresi3n:

$$Z_B = \frac{(V_B)^2}{NB} \times 1000 \quad \text{Ohms}$$

donde:

NB = Potencia aparente base expresado en KVA

V_B = Tensi3n base expresado en KV

Las magnitudes de corriente en p.u y de la impedancia en p.u se obtienen de la siguiente forma:

$$I(\text{p.u}) = \frac{I}{I_B}$$

$$z(\text{p.u}) = \frac{Z}{Z_B}$$

donde I y Z son magnitudes reales que se quiere transformar en p.u. Cuando se tienen dos sistemas de bases diferentes como V_{B1} y N_{B1} en el sistema 1; y V_{B2} y N_{B2} en el sistema 2 se aplican las expresiones siguientes:

$$\begin{array}{l} \text{SISTEMA BASE 1} \\ Z_{B1} = \frac{(V_{B1})^2}{N_{B1}} \quad \text{Ohm} \end{array}$$

$$I_{B1} = \frac{N_{B1}}{\sqrt{3} V_{B1}} \quad \text{A}$$

$$I_1(\text{p.u}) = \frac{I}{I_{B1}}$$

$$\begin{array}{l} \text{SISTEMA BASE 2} \\ Z_{B2} = \frac{(V_{B2})^2}{N_{B2}} \quad \text{Ohm} \end{array}$$

$$I_{B2} = \frac{N_{B2}}{\sqrt{3} V_{B2}} \quad \text{A}$$

$$I_2(\text{p.u}) = \frac{I}{I_{B2}}$$

$$z1(p.u) = \frac{Z}{ZB1} \qquad z2(p.u) = \frac{Z}{ZB2}$$

Cuando se hace el cambio de base del sistema 1 al sistema 2, las magnitudes en p.u de la corriente e impedancia se calculan mediante las expresiones.

$$I2(p.u) = I1(p.u) \frac{IB1}{IB2} = I1(p.u) \frac{NB1}{NB2} \times \frac{VB2}{VB1}$$

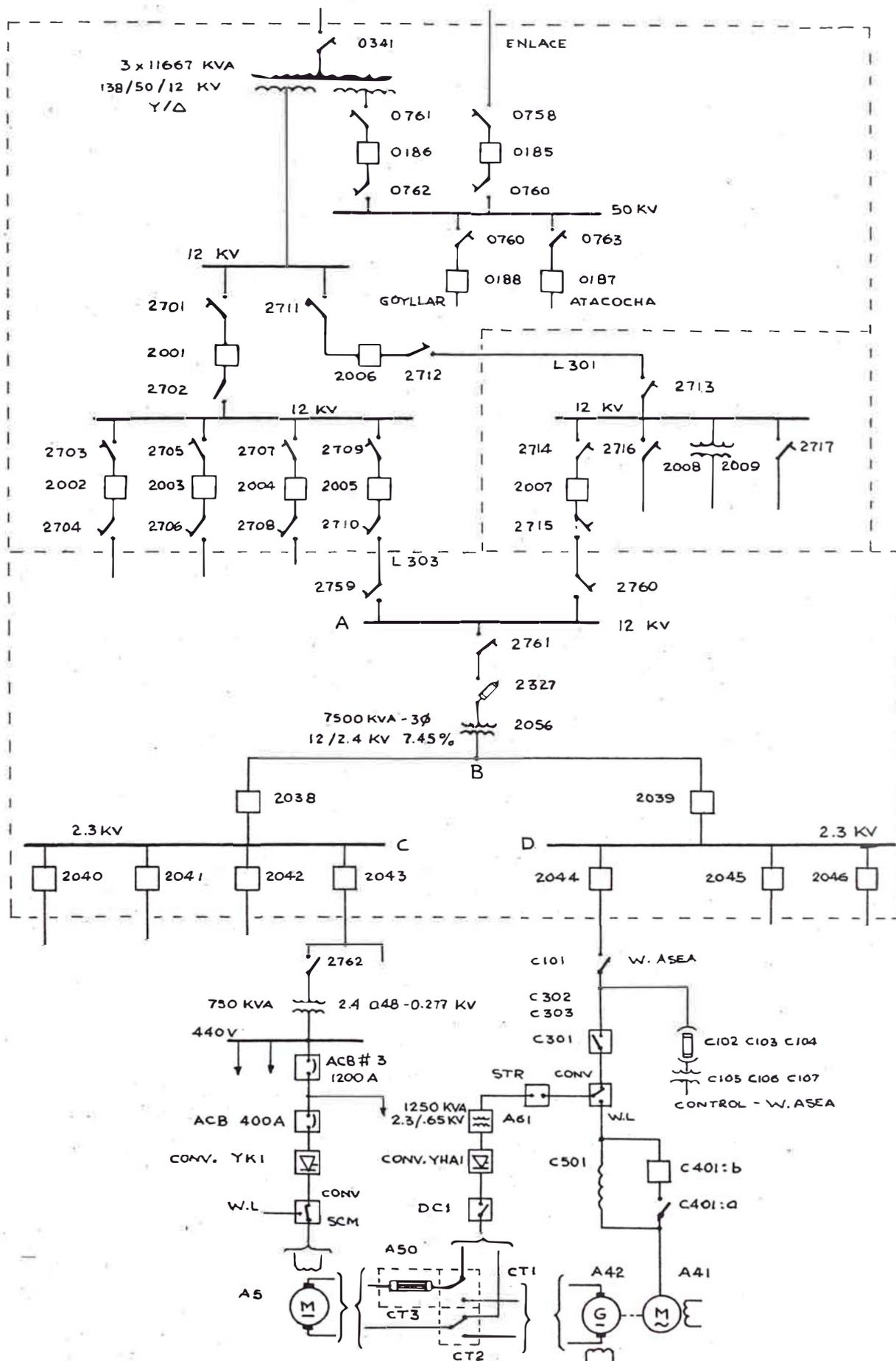
$$z2(p.u) = z1(p.u) \frac{ZB1}{ZB2} = z1(p.u) \frac{NB2}{NB1} \times \frac{VB1}{VB2}$$

Donde el sistema de base 1 comprende la base propia de la máquina o elemento del circuito en estudio y la base 2 comprende la base general del sistema en estudio.

3.1.3. Diagrama unifilar y diagrama de impedancias.

El sistema en estudio comprende motores síncronos y asíncronos que contribuyen en la corriente de cortocircuito, transformadores de dos arrollamientos y cables de energía, Fig.7 y 8; las reactancias de los motores síncronos cambian en magnitud según el tiempo considerado desde el inicio del cortocircuito, lo que daría lugar a considerar los cálculos en estado subtransitorio, transitorio y permanente. Se tomará en cuenta además las diversas magnitudes de resistencia y reactancia de los elementos considerados en los cálculos de cortocircuito trifásico, cortocircuito de dos fases, de dos fases a tierra y de una fase a tierra.

FIG.9 DIAGRAMA DE DISTRIBUCION ELECTRICA EN 50 KV, 12 KV Y 2.3 KV - CERRO DE PASCO



A continuación se dan pautas para el cálculo de impedancias de diversos elementos del sistema en estudio

a) Motores síncronos

Todos los motores síncronos del sistema, son de polos salientes y con devanados amortiguadores.

Cuando ocurre un cortocircuito los motores síncronos son considerados como generadores síncronos.

En los cálculos se ha considerado los valores intermedios de los datos en la Tabla 1., estos están dados en la base propia de la máquina por lo que se reflejan en la base general del sistema. La resistencia de los motores síncronos se calcula mediante la expresión siguiente: $R_m = 0.07 X''_d$, para potencias nominales de 100 MVA, condición que cumplen todos los motores considerados; X''_d es la reactancia subtransitoria.

b) Motores asíncronos

En los cortocircuitos trifásicos se considerará la contribución de los motores asíncronos sólo en la formación del impulso de la corriente de cortocircuito, dejándose de lado en el cálculo de la corriente de ruptura y de la corriente permanente de cortocircuito. En cortocircuitos bipolares y unipolares si se considerará la contribución de estos motores en la corriente de ruptura, en cuyo cálculo la reactancia de cortocircuito de los motores asíncronos será despreciada en el sistema directo, pero se tomará en cuenta en el sis

TABLA 1. CARACTERISTICAS DE LAS MAQUINAS SINCRONAS.-

Impedancias y constantes de tiempo	Generadores de polos salientes con arro- llamiento amortiguador		Generadores de polos salientes sin arrolla- miento amortiguador	
	Alta veloc $2p < 16$	Baja veloc $2p > 16$	Alta veloc $2p < 16$	Baja veloc $2p > 16$
Reactancia subtransit. (sat) $X'_{d}(\%)$	15 - 25	18-30	20-30	25-45
Reactancia transitoria (sat) $X'_{d}(\%)$	20 - 30	25-40	20-30	25-45
Reactancia síncrona (sat) $X_{d}(\%)$	80 - 140	70-130	80-140	70-130
Reactancia inversa $X_{2}(\%)$	15 - 25	18-30	30-60	35-65
Reactancia homopolar $X_{0}(\%)$	3 - 15	3-15	4-25	4-25
Constante de tiempo subt. T'_{d}	0.04-0.08	0.04-0.08
Constante de tiempo trans. T'_{d}	0.7-2.5	0.9-2.5	0.7-2.5	0.9-2.5
Constante de tiempo c.c T_{g}	0.1-0.3	0.1-0.3	0.15-0.5	0.2-0.5

Nota: - Las constantes de tiempo están dadas en segundos
 - p = pares de polos

tema inverso. La reactancia de los motores síncronos se estima en 20%, en base propia de cada máquina.

c) Transformador de dos arrollamientos

Resistencia óhmica (RT)

$$RT = \frac{Ur \cdot Vt^2}{Nt} \text{ Ohm/fase}$$

donde:

NT = Potencia nominal del transformador, MVA

VT = Tensión nominal del transformador, KV

Ur = Caída relativa de tensión óhmica, p.u

RT = Resistencia óhmica

Reactancia inductiva (XT)

$$XT = \frac{Ux \cdot Vt^2}{Nt}$$

$$Ux = \sqrt{Uk^2 - Ur^2}$$

donde:

Ux = Caída relativa de tensión inductiva, p.u.

UK = Tensión relativa de cortocircuito, en p.u. Cuando este valor es mayor de 0.05 se admite que Ux=UK

Impedancias homopolares

Las magnitudes de impedancias homopolares de los transformadores, necesarias para determinar las corrientes de cortocircuito unipolar a tierra, depende del tipo de conexión y de la constitución del transformador.

En transformadores de conexión delta/estrella de baja potencia:

$$R_{ot} = R_t$$

$$X_{ot} = (0.93 \text{ a } 1.0) X_t$$

y en los transformadores de gran potencia:

$$R_{ot} = R_t$$

$$X_{ot} = (0.85 \text{ a } 1.0) X_t$$

En transformadores de conexión estrella/delta:

$$R_{ot} = R_t$$

$$X_{ot} = (0.70 \text{ a } 0.90) X_t$$

R_{ot} = Resistencia de secuencia cero del transformador

X_{ot} = Reactancia de secuencia cero del transformador.

Cálculo de impedancias

Para los cálculos en valores p.u se tomará como base de potencia NB=150 MVA, potencia de cortocircuito del sistema actual y NB=168 MVA la potencia de cortocircuito para el sistema interconectado, en las barras A, de 12 KV, Fig.8.

Impedancia de la red externa

<u>Sistema actual</u>	<u>Sistema interconectado.</u>
NB = 150 MVA	168 MVA
VB = 12 KV	12 KV
$Z_s(p.u) = 150/150 = 1 p.u$	$168/168 = 1 p.u$
$Z_B = 12 / 150 = 0.96$	$12 / 168 = 0.8571 \text{ Ohm}$
$Z_{red} = 0.96 \text{ Ohm}$	0.8571 Ohm
asumiendo que $X_s/R_s = 10:$	
$Z_{red} = 0.09552 + j0.9552$	$Z_{red} = 0.08529 + j0.8529$

Impedancia ZT1

$$NT = 7,500 \text{ KVA}$$

$$VP = 12 \text{ KV}$$

$$VS = 2.4 \text{ KV}$$

$$\% VCC = 7.45 \%$$

$$ZT = 0.0745 \times (2.4/7.5) = 0.05722 \text{ Ohms}$$

$$\text{Siendo } \%Vcc > 5\% : X_t = Z_t = 0.05722 \text{ Ohm y } R_t = 0$$

La reactancia del transformador de secuencia cero se calcula por la siguiente expresión:

$$X_{ot} = (0.93 \text{ a } 1.0) X_t$$

Y tomando 0.95 como factor se tiene

$$X_{ot} = 0.95 \times 0.05722 = 0.05436 \text{ Ohm.}$$

Impedancias: ZL1 Y ZL2

Las impedancias ZL1 y ZL2 están constituidas por dos cables tripolares de energía de 250 MCM(120 mm) cuyos datos son los siguientes:

$$r \text{ (Ohm/Km)} = 0.092$$

$$x \text{ (Ohm/Km)} = 0.095$$

$$\text{Longitud} = 0.040 \text{ Kms}$$

Luego:

$$R'L1 = R'L2 = 0.092 \times 0.040 = 0.00368 \text{ Ohm.}$$

$$X'L1 = X'L2 = 0.095 \times 0.040 = 0.00380 \text{ Ohm.}$$

y el equivalente de los dos cables en paralelo:

$$RL1 = RL2 = 0.00184 \text{ Ohms.}$$

$$XL1 = XL2 = 0.00190 \text{ Ohms.}$$

$$ZL1 = ZL2 = 0.00184 + j 0.0090 \text{ Ohms}$$

TABLA 2. MAGNITUDES DE IMPEDANCIA DE MOTORES SINCRONOS Y ASINCRONOS.-

NOMBRE DE LA MAQUINA	TIPO DE MOTOR	POT HP	POT KVA	COSO	VELOC RPM	TENS KV	CORR. A
COMPRESORAS:							
No . 1	M.SINCR	700	700	0.8	180	2.2	183.6
No . 2	M.ASINC	600	542	0.83	3575	2.3	136
No . 3	M.SINCR	532	425	1.0	164	2.2	111.5
No . 4	M.SINCR	500	400	1.0	180	2.2	105
No . 5	M.SINCR	400	385	0.8	514	2.3	101
No . 6	M.SINCR	400	385	0.8	514	2.3	101
No . 7	M.SINCR	400	385	0.8	514	2.3	101
No . 8	M.ASINC	600	542		3575	2.3	136
ELEVADORES:							
W. ASEA	M.SINCR	1000	1250	0.8	900	2.3	313.8
W.Lourdes 1	M.ASINC	1400	1204	0.86	710	2.2	316

TABLA 3. IMPEDANCIA EQUIVALENTE DEL SISTEMA Y CORRIENTE INICIAL DE CORTOCIRCUITO EN LS BARRAS D EN 2.4 KV PARA DIFERENTES TIPOS DE FALLA.

IMPEDANCIA ZB1=0.0384 zb2=0.03429 NB1=150 MVA NB2=168 MVA		MOTORES SINCRONOS DE LAS COMPRESORAS					
		C1	C3	C4	C5	C6	C7
Rg	Ohms	0.097	0.159	0.169	0.221	0.221	0.221
	p.u(1)	2.53	4.14	4.4	5.76	5.76	5.76
	p.u(2)	2.83	4.64	4.93	6.45	6.45	6.45
X''d	%	20	20	20	23	23	23
	Ohms	1.383	2.278	2.42	3.160	3.160	3.160
	p.u(1)	36.02	59.3	63.0	82.3	82.3	82.3
	p.u(2)	40.3	66.4	70.6	92.2	92.2	92.2
X'd	%	29	29	29	26	26	26
	Ohms	2.01	3.30	3.51	3.57	3.57	3.57
	p.u(1)	52.3	86.0	91.4	93.0	93.0	93.0
	p.u(2)	58.6	96.3	102.3	104.2	104.2	104.2
Xd	%	100	100	100	110	110	110
	Ohms	6.91	11.39	12.1	15.11	15.11	15.11
	p.u(1)	180	297	315	394	394	394
	p.u(2)	202	332	353	441	441	441
X2	%	21	21	21	20	20	20
	Ohms	1.45	2.39	2.54	2.75	2.75	2.75
	p.u(1)	37.8	62.3	66.2	71.6	71.6	71.6
	p.u(2)	42.3	69.8	74.1	80.1	80.1	80.1
Xo	%	12	12	12	12	12	12
	Ohms	0.83	1.37	1.45	1.65	1.65	1.65
	p.u(1)	21.6	35.6	37.8	42.9	42.9	42.9
	p.u(2)	24.2	40	42.3	48.1	48.1	48.1
MOTORES ASINCRONOS							
IMPEDANCIA ZB1=0.03840 ZB2=0.03429		COMPRESORA No.2	COMPRESORA No.8	W.LOURDES No.1			
X''d	%	20	20	20			
X2	Ohms	1.952	1.952	0.804			
	p.u(1)	50.8	50.8	20.9			
	p.u(2)	56.9	56.9	23.5			

Impedancias de los motores síncronos y asíncronos

En la impedancia de cada motor síncrono se considera su resistencia y reactancia, aunque la componente resistiva es despreciable y no afecta apreciablemente los resultados; en la Tabla 2. se muestran las características de los motores síncronos y asíncronos, en la Tabla 3. los valores de impedancia en % en la base propia de cada motor los valores reales y en p.u para las potencias base: 150 y 168 MVA que son las potencias de cortocircuito en las barras de 12 KV de la S.E Paragsha, Fig.9, para las condiciones del sistema actual e interconectado respectivamente, Tabla 4. Los diagramas de impedancias de la red para los sistemas directo y homopolar se muestra en la Fig.10

3.1.4. Corrientes de cortocircuito en barras de 2.4KV

Cortocircuito tripolar en barras de 2.4 Kv de la S.E

Casa de Compresoras

Las corrientes de cortocircuito en barras de 2.4 KV tiene dos fuentes, la de la red externa y la que corresponde a la contribución de las máquinas síncronas y asíncronas. La Fig.9 muestra el diagrama de impedancias de la red en el sistema directo con magnitudes de impedancia de motores síncronos y asíncronos en el estado subtransitorio para el cálculo del valor inicial de la corriente subtransitoria de cortocircuito I''_c . En la determinación de la magnitud de impedancia de la red externa en las barras A de 12 KV conociendo la po-

TABLA 4. MAGNITUDES DE CORRIENTE DE CORTOCIRCUITO EN EL SISTEMA EXISTENTE E INTERCONECTADO.

	S.E. PARAGSHA		S.E. EXCELSIOR	
TENSION EN BARRAS	I _{cc} KA	N _{cc} MVA	I _{cc} KA	N _{cc} MVA
138 KV	1.25	299	2.63	227.8
50 KV	2.25	260		
12 KV	7.2	150		
SISTEMA INTERCONECTADO				
138 KV	1.29	309	2.529	219
50 KV	2.63	228		
12 KV	8.08	168		

TABLA No.5 IMPEDANCIA EQUIVALENTE DEL SISTEMA Y CORRIENTE INICIAL DE CORTOCIRCUITO EN LAS BARRAS D DE 2.4 KV

TIPO DE FALLA	IMPEDANCIA EQUIV BARRA D Z _{es} (Ohms)	CORR. I'' _c KA	IMPULS CORTOC I _s -KA	CORR. RUPT I _a -KA	CORR. PERM. I _d -KA	PCC N'' _{cc} MVA
S I S T E M A E X I S T E N T E						
TRIPOLAR	0.06735/86.4	20.57	38.1	20.57	20.57	85.52
BIPOLAR S/T	0.13442/86.4	17.85				
BIPOLAR C/T	0.13442/86.4	17.85				
UNIPOLAR	Infinito	0	0	0	0	0
S I S T E M A I N T E R C O N E C T A D O						
TRIPOLAR	0.06539/86.5	21.19	39.4	21.19	21.19	88.09
BIPOLAR S/T	0.13052/86.5	18.39				
BIPOLAR C/T	0.13052/86.5	18.39				
UNIPOLAR	Infinito	0	0	0	0	0

FIG.10. DIAGRAMA DE IMPEDANCIAS DEL CIRCUITO DE DISTRIBUCION

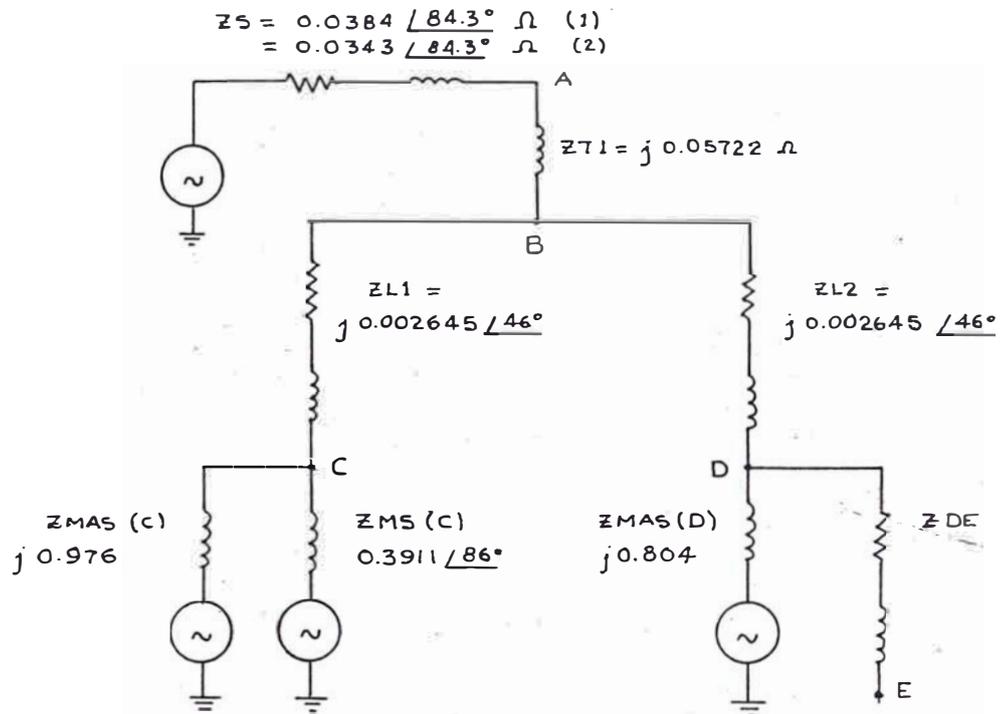


FIG.10a. DIAGRAMA DE IMPEDANCIAS DE SECUENCIA POSITIVA

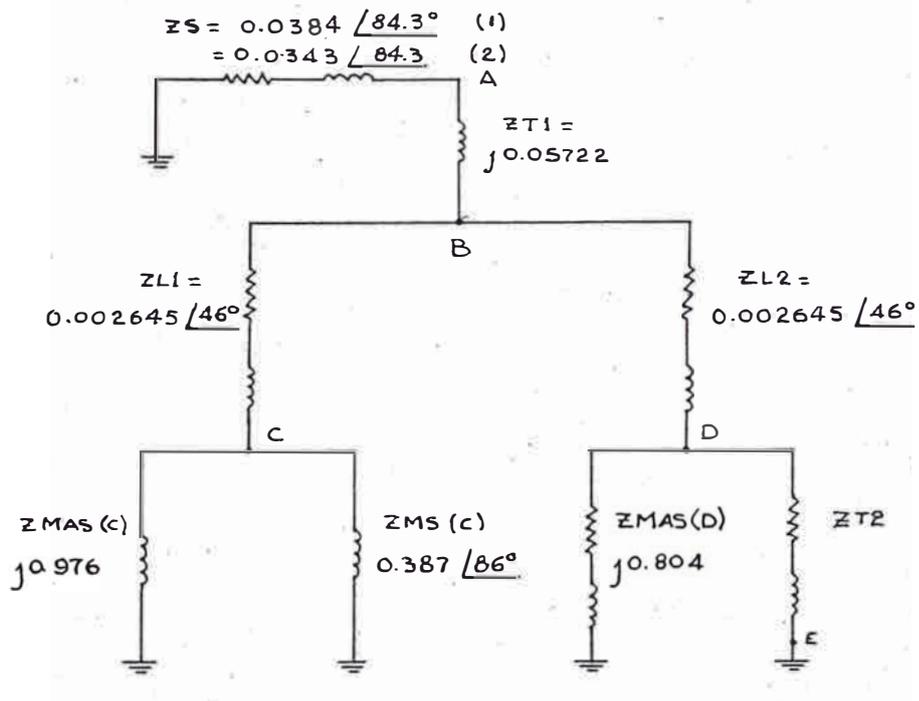


FIG.10b. DIAGRAMA DE IMPEDANCIAS DE SECUENCIA NEGATIVA

tencia inicial de cortocircuito y la tensión de las barras solamente, no es posible obtener conclusiones acerca de la impedancia de la fuente incluida en la misma, por lo tanto no es posible tampoco determinar la amortiguación de la corriente de cortocircuito. Por razones de seguridad se supone en estos casos que las magnitudes de corriente inicial subtransitoria de cortocircuito, de la corriente de ruptura y de la corriente permanente de cortocircuito son iguales, $I''_c = I_a = I_d$, es decir que la tensión de la fuente sea rígida.

La corriente inicial de cortocircuito tripolar, $I''_{cc-3\phi}$ en las barras D de 2.4 KV se obtiene aplicando la siguiente expresión :

$$I''_{cc-3\phi} = \frac{N''_{cc(D)}}{\sqrt{3} V_B} = \frac{\sqrt{3} V_B}{Z_{es}}$$

donde :

$N''_{cc(D)}$: Potencia inicial de cortocircuito tripolar en las barras (D) de 2.4 KV.

V_B : Tensión en las barras D, en 2.4 KV

Z_{es} : Impedancia equivalente del sistema, desde las barras D en 2.4 KV, secuencia positiva.

Las magnitudes de la corriente inicial de cortocircuito tripolar en barras D están dadas en la Tabla 5, para el sistema actual y sistema interconectado. La impedancia de la red externa se calcula con la siguiente expresión:

$$Z_s = \frac{V_B^2}{N^{\text{cc}}} \quad \text{Ohm/fase}$$

$$z_s = \frac{N_B}{N^{\text{cc}}} \quad \text{p.u.}$$

donde :

Z_s = Impedancia de la red externa en Ohms.

z_s = Impedancia de la red externa en p.u.

V_B = Tensión en barra, antes de ocurrida la falla, KV.

N_B = Potencia base en MVA.

N^{cc} = Potencia inicial subtransitoria de cortocircuito tripolar.

La corriente máxima de impulso $I_{s \text{ max-}3\phi}$ se calcula mediante la ecuación:

$$I_{s \text{ max-}3\phi} = \sqrt{2} \lambda I^{\text{cc-}3\phi}$$

donde:

λ = Factor de impulso que se obtiene conociendo la relación R/X de la impedancia equivalente del sistema en el punto de falla.

$I^{\text{cc-}3\phi}$ = Corriente inicial subtransitoria de cortocircuito tripolar.

Cortocircuito bipolar sin contacto a tierra en las barras D en 2,400 Voltios S.E. Compresoras

En el cálculo de la corriente de cortocircuito bipolar sin contacto a tierra se asume que las fases S y T están en cortocircuito, luego aplicando las ecuaciones de cálculo en componentes simétricas y simplificando

se obtiene la siguiente expresión :

$$\bar{I}''_s = -j \frac{\sqrt{3} \bar{E}}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_2}$$

$$\bar{I}_t = -\bar{I}_s$$

donde:

E = Tensión de fase en las barras D; $E = 2,400/\sqrt{3}$.

Z1 = Impedancia equivalente del circuito eléctrico en el sistema directo, en las barras D, en Ohms.

Z2 = Impedancia equivalente del circuito eléctrico en el sistema inverso, en las barras D, en Ohms.

Is = Corriente inicial de cortocircuito bipolar sin contacto a tierra (KA), en la fase S.

It = Corriente inicial de cortocircuito bipolar sin contacto a tierra (KA), en la fase T.

Se efectúan las reducciones del circuito en el sistema directo y sistema inverso de las Figs.9a y 9b, luego se aplica la ecuación anterior, los resultados se muestran en la Tabla 3. para el sistema actual y el sistema interconectado.

Cortocircuito bipolar con contacto a tierra en barras D en 2,400 Volts de la S.E Casa de Compresoras

De las simplificaciones de las ecuaciones de las corrientes de las componentes simétricas al asumir que las fases S y T están cortocircuitadas se obtiene:

$$\bar{I}''_s = \frac{-j \sqrt{3} \bar{E}_y [(1+a^2) \bar{Z}_2 + \bar{Z}_0]}{\bar{Z}_1 \bar{Z}_2 + \bar{Z}_2 \bar{Z}_0 + \bar{Z}_0 \bar{Z}_1}$$

$$\bar{I}''t = \frac{j \sqrt{3} \bar{E}_y [(1+\bar{a}) \bar{Z}_2 + \bar{Z}_0]}{\bar{Z}_1\bar{Z}_2 + \bar{Z}_2\bar{Z}_0 + \bar{Z}_0\bar{Z}_1}$$

donde :

$$\bar{a} = - 1/2 + j 0.866 = 1 \angle 120^\circ$$

$$\bar{a}^2 = - 1/2 - j 0.866 = 1 \angle 240^\circ$$

Z_0 = Impedancia equivalente, del circuito eléctrico en sistema homopolar, en barras D en 2,400 Volts.

En el sistema en estudio $Z_0 = \infty$, luego simplificando respectivamente las dos ecuaciones anteriores :

$$\bar{I}_s = \frac{\sqrt{3} \bar{E}}{\bar{Z}_1 + \bar{Z}_2}$$

$$\bar{I}t = - \bar{I}_s$$

Los resultados de las corrientes de cortocircuito bipolar con contacto a tierra en barras D de 2,400 voltios en sistema actual y en el sistema interconectado se muestran en la Tabla 4.

Cortocircuito unipolar a tierra

Dado que el transformador T1 de 12/2.4 KV tiene la conexión estrella en el primario y delta en el secundario, no presentará continuidad para la circulación de la corriente homopolar.

3.2.0. Programa computacional para cálculos en sistemas de izaje del tipo de fricción.

Este programa fue elaborado con la finalidad de simplificar los cálculos y cubrir diversas alternativas de análisis de comportamiento del sistema electromecánico frente a cambios impuestos por motivos de operación y sus efectos derivados en la red eléctrica, con el fin de determinar una solución óptima frente a perturbaciones perniciosas en la red eléctrica.

Este programa efectúa el cálculo de diversas características electromecánicas del elevador durante un ciclo de izaje y son las siguientes:

- a) Velocidad del balde vs tiempo durante el izaje.
- b) Torque, potencia mecánica, corriente y tensión en el motor principal del elevador.
- c) Potencia activa, potencia reactiva y factor de potencia en la red de alimentación.
- d) Corrientes armónicas generadas por el convertidor estático.
- e) Angulos de disparo y de conmutación del convertidor
- f) Factores de distribución de corriente armónica en la red, sin filtro y con filtro de compensación de potencia reactiva y reducción de armónicos.
- g) Evaluación del comportamiento de un banco de condensadores de compensación de potencia reactiva y filtro de armónicos.

El diagrama de bloques correspondiente del sistema electromecánico es el que se muestra en la Fig.10, en el que se representan esquemáticamente los componentes mecánicos y eléctricos del sistema en estudio.

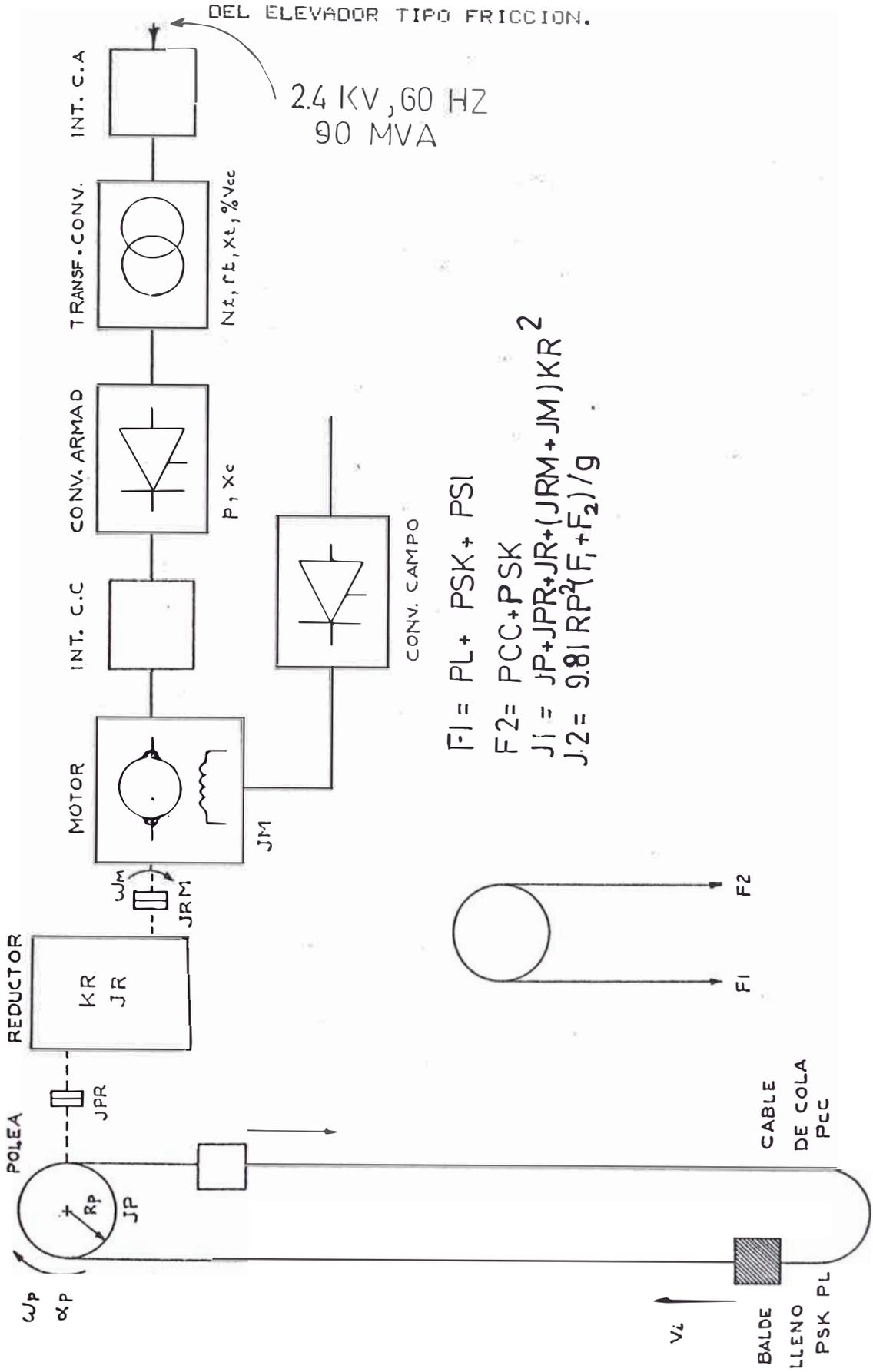
Las ecuaciones derivadas de este modelo se desarrollan a través de los puntos 3.3.0 a 3.5.0, en que se considera sólo el comportamiento en condiciones normales de estado estable por lo que se tendrán pocas ecuaciones para análisis en estado transitorio. Al final del capítulo se muestra el diagrama de flujo para la elaboración del programa computacional, se emplea el lenguaje BASIC para las microcomputadoras de marca COMMODORE modelo 64, y modelo 128 pudiéndose procesar en máquinas de otra marca cambiando sólo algunos comandos simples, que no son compatibles, que realmente son muy pocos. El programa está estructurado en bloques relacionados entre si para el proceso de cálculo, se tienen diferentes opciones de cálculo para los cuales se tiene un proceso interactivo que permite además modificar los datos que se requieran.

3.2.1. Modelo matemático.

El modelo empleado para el proceso de cálculo se muestra en la Fig.11, donde intervienen los componentes mecánicos y eléctricos del sistema de izaje.

El trabajo del sistema de izaje durante los regímenes transitorios, en los casos de arranque, frenado y regulación de velocidad, depende del cambio del momento de

FIG. 11 DIAGRAMA DE BLOQUES DEL SISTEMA ELECTROMECHANICO



rotación del motor y del par resistente del mecanismo al variar la velocidad.

El diagrama de carga del sistema electromecánico, implica la dependencia entre su par de resistencia y el tiempo, es decir: $M_{res} = F(t)$. En un caso particular, para el movimiento permanente, cuando $dw/dt=0$, la ecuación del movimiento del accionamiento eléctrico tiene la forma siguiente: $M=M_{res}$, en este caso coincide el diagrama de carga del mecanismo impulsado (polea, reductor, etc), y el del accionamiento eléctrico. Para efecto de simplificación, todos los cálculos de torques (momentos) se reducen a un solo eje, el del motor de accionamiento de la polea del elevador.

El cambio de carga, la conexión del motor a la red o su desconexión, la variación de la tensión suministrada, etc, hacen que el accionamiento se desacelere o se acelere. En este caso el accionamiento trabaja en régimen transitorio y $dw/dt \neq 0$, y la ecuación del movimiento tiene la forma:

$$M = M_{res} + J \, dw/dt \quad (1)$$

donde: $M = K_f I_f I_a \quad (2)$

M_{res} = par resistente del mecanismo a la velocidad w

J = Momento de inercia

El torque puede ser expresado en términos de la interacción del flujo de eje directo en el entrehierro por polo θ_d y la componente fundamental F_a , de la onda de f.m.m de armadura

$$T = (\pi/2)(p/2) \Phi_{sr}^2 Fr \sin \delta_r \quad (3)$$

donde:

Φ_{sr} = Valor medio del flujo resultante producido por el efecto de las f.m.m del estator y rotor.

Fr = Valor pico de la onda de f.m.m del rotor

δ_r = Ángulo descrito por la f.m.m resultante del estator y rotor con la f.m.m del rotor

p = Número de polos del motor

Con las escobillas en el eje en cuadratura el ángulo $\delta_r = 90^\circ$, la inductancia mutua entre el circuito de campo y armadura es cero, luego

$$T = (\pi/2)(p/2) \Phi_d Fa_1 \quad (4)$$

donde:

Fa_1 = f.m.m fundamental espacial $= (1/2)(Z_a/p)(i_a/a)$

a = Número de circuitos en paralelo en el devanado de armadura

Z_a = Número total de conductores en el devanado de armadura

p = Número de polos

i_a = Corriente de armadura

Reemplazando Fa_1 se tiene:

$$T = [(p Z_a) / (2 \pi a)] \Phi_d i_a = K_a \Phi_d i_a \quad (5)$$

$$K_a = p Z_a / (2 \pi a) \quad (6)$$

constante fijada por el diseño del devanado

$$e_a = [p Z_a / (2 \pi a)] \Phi_d \omega_m = K_a \Phi_d \omega_m \quad (7)$$

Considerando despreciable la saturación magnética del campo, el flujo de eje directo en el entrehierro Φ_d es

linealmente proporcional a la corriente de campo i_f

$$\Phi_d = K i_f \quad (8)$$

$$T = K_a \Phi_d i_a = K_f i_f i_a \quad (9)$$

$$e_a = K_a \Phi_d \omega_m = K_f i_f \omega_m \quad (10)$$

$$K_f = K_a K = \text{constante} \quad (11)$$

La ecuación de tensión para el circuito de campo es:

$$V_f = L_{ff} \frac{di_f}{dt} + R_f i_f = L_{ff} p i_f + R_f i_f \quad (12)$$

donde V_f , i_f , R_f , y L_{ff} son la tensión en los terminales, corriente, resistencia e inductancia propia del circuito de campo respectivamente y $p = d/dt$ operador derivada.

Para las direcciones indicadas en el diagrama esquemático del motor, la ecuación de tensión para el circuito de armadura es:

$$V_{ta} = e_a + L_{aq} p i_a + R_a i_a \quad (13)$$

$$= e_a + (L_{aq} p + R_a) i_a \quad (14)$$

$$= K_f i_f \omega_m + (L_{aq} p + R_a) i_a \quad (15)$$

donde: V_{ta} , i_a , R_a y L_{aq} son: la tensión terminal, corriente, resistencia, e inductancia propia respectivamente del circuito de armadura. El subíndice q es usado con la inductancia porque el eje de la f.m.m de armadura es el eje en cuadratura. La inductancia L_{aq} incluye el efecto de cualquier devanado estatórico de eje en cuadratura en serie con la armadura, tal como interpolos y devanados de compensación utilizados para mejorar la conmutación.

Para un motor la ecuación dinámica para el sistema mecánico es:

$$T = K_f i_f i_a = J p \omega_m + T_L \quad (16)$$

donde J es el momento de inercia incluyendo el de la carga; y T_L es el torque de la carga mecánica

Las ecuaciones 8 y 9 con las ecuaciones diferenciales del movimiento del sistema mecánico, ecuaciones de tensión y corriente para los circuitos de armadura y campo, y la curva de magnetización describen el comportamiento del sistema.

El motor aplicado es de corriente directa, de excitación separada, cuyas fuentes de alimentación al circuito de armadura y de campo consisten en convertidores estáticos, siendo el primero de tensión variable. La velocidad es controlada por variación de la tensión aplicada a los terminales de armadura. El análisis luego involucra los transitorios eléctricos en el circuito de armadura y la dinámica de la carga accionada por el motor. La corriente de campo del motor I_f es constante por lo que:

$$T = K_m I_a \quad \text{N-m} \quad (17)$$

$$K_m = K_f i_f = \text{cte} \quad \text{N/A} \quad (18)$$

$$e_a = K_m \omega_m \quad \text{V} \quad (19)$$

en términos de la curva de magnetización: $K_m = e_{a0}/\omega_{m0}$; donde e_{a0} es la f.e.m generada a la corriente de campo I_f y a la velocidad ω_{m0} (rad/seg).

Se trata de investigar la respuesta del motor a los cambios en la fuente de tensión y los efectos del torque de la carga.

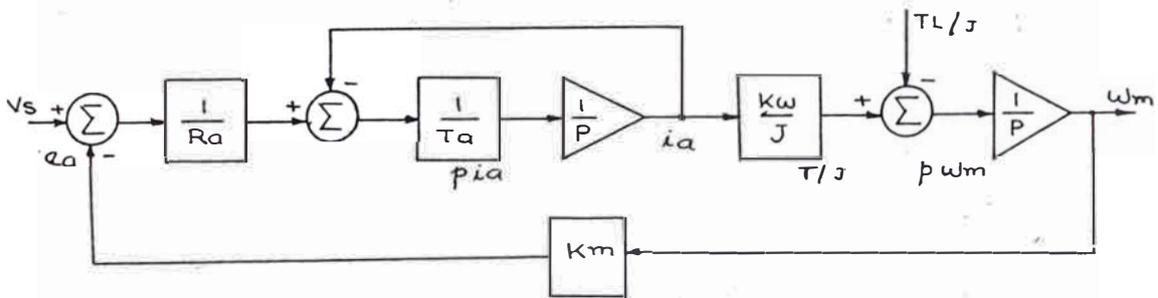
Dividiendo la ecuación (12) por R_a :

$$(L_a/R_a)p i_a = t_a p i_a = (v_s - e_a)/R_a - i_a \quad (20)$$

donde v_s es la tensión de la fuente, e_a es la tensión de armadura, R_a y L_a incluye la resistencia serie e inductancia del circuito de armadura y de la fuente; $t_a = L_a/R_a$ es la constante eléctrica de tiempo del circuito de armadura.

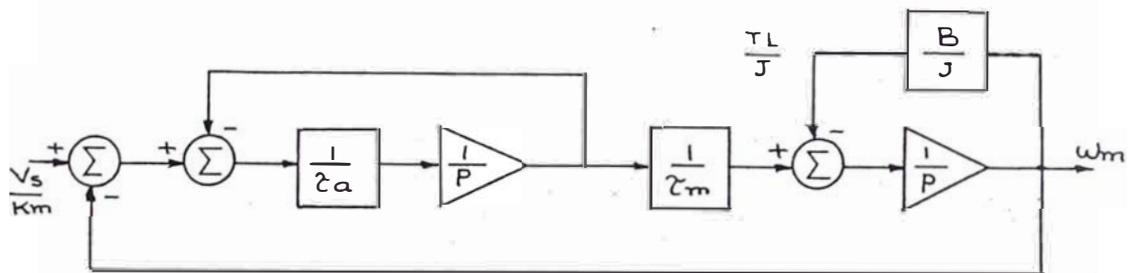
$$T = K_m i_a = J p \omega_m + T_L \quad (21)$$

$$p \omega_m = T/J - T_L/J = (K_m i_a)/J - T_L/J \quad (22)$$



El diagrama de bloque que representa a las ecuaciones 15, 16, 17, 19 y 21 se muestra en el diagrama anterior en términos de las variables i_a y ω_m con v_s y T_L/J como entradas.

Dividiendo la tensión de entrada v_s por K_m y efectuando la combinación de las constantes del circuito se obtiene el siguiente diagrama:



donde:

$t_m = (J R_a)/K_m$ es la constante de tiempo inercial
 $v_s/K_m =$ es la velocidad sin carga en estado estable
correspondiente a una tensión $V_{c.c}$ de entrada constante.

En general el torque de la carga es una función de la velocidad. Se asume algunas veces que este torque es proporcional a la velocidad, luego:

$$T_L = B \omega_m \quad \text{o} \quad T_L/J = (B \omega_m)/J \quad (23)$$

donde B es la pendiente de la curva torque-velocidad en el punto de operación y puede ser asumido constante para pequeños cambios. El parámetro J/B es la constante de tiempo de la carga τ_l que describe la tasa que el motor alcanza cuando su circuito de armadura está abierto y B/J es el correspondiente factor de amortiguamiento.

Regimen transitorio del accionamiento eléctrico

El regimen transitorio está definido como el regimen de trabajo al pasar de un estado estacionario del accionamiento a otro, cuando varian la velocidad, el par y la corriente. Las causas que lo originan son: la variación de la carga que en el caso en estudio varia muy poco, el proceso de arranque, frenado, inversión de marcha, etc, tambien forman parte las alteraciones de las condiciones normales de suministro de energia eléctrica, por ejemplo la variación de la tensión, asimetría de la tensión, variación de la frecuencia, etc.

Esta consideración es muy importante puesto que se puede definir en forma correcta la potencia de los motores eléctricos, el cálculo de los circuitos de control la disminución del consumo de energía, el cálculo de los circuitos de control, la disminución del consumo de energía durante el arranque y frenado, etc. El estudio del régimen transitorio y de la influencia en éste régimen de los diversos parámetros mecánicos y eléctricos como tensión, resistencia, momento giratorio, velocidad, etc, es necesario también para la elección debida del procedimiento de mando y cálculo de circuitos. Se ha obtenido ecuaciones que definen el comportamiento dinámico del trabajo del motor eléctrico y del sistema electromecánico involucrado en el accionamiento.

Fuerzas y momentos en el accionamiento eléctrico

A un movimiento de traslación la fuerza activa o motriz F siempre se equilibra con la fuerza de resistencia de la máquina F_{res} y con la fuerza de inercia $m dv/dt$ originada al variar la velocidad.

Según lo expuesto la ecuación de equilibrio de fuerzas en caso de movimiento de traslación es:

$$F - F_{res} = m \, dv/dt \quad (N) \quad (24)$$

y análogamente la ecuación de equilibrio de los momentos para el movimiento de rotación, ecuación del movimiento del accionamiento, tiene la forma siguiente:

$$M - M_{res} = J \, d\omega/dt \quad (N-m) \quad (25)$$

donde $J \, dw/dt$ es el momento de inercia.

Al estar en movimiento los baldes del elevador, se tiene que las masas en movimiento son constantes, aún los cables en movimiento ya que están compensados por el cable de cola como se observa en la Fig.11.

El momento de inercia del accionamiento se define como

$$J_1 = \sum m_i \rho_i^2 = \sum G_i D_i^2 / (4g) \quad \text{Kg-m}^2 \quad (26)$$

donde G_i es la fuerza de gravedad (N) ejercida en cada masa i del accionamiento: polea, reductor, motor, etc $g=9.81 \text{ m/seg}^2$, D_i diametro de inercia (m) de cada masa i , en movimiento rotativo, ρ_i el radio de inercia, y la inercia de las masas con movimiento transversal se define de la siguiente forma:

$$J_2 = \sum F_i R_p^2 / g \quad \text{Kg-m}^2 \quad (27)$$

donde: F_i representa cada fuerza actuante i suspendidas de la polea con radio R_p , con movimiento giratorio; estas masas corresponden a los dos baldes, cables de izaje, y cable de cola, suspendidas a ambos lados de la polea, tambien se incluyen las fuerzas de rozamiento de los baldes con las guias del pique durante el movimiento de traslación.

Las fuerzas actuantes, la inercia de los componentes del sistema de izaje se definen en (a) y (b) de 3.3.5.

De la ecuación (1) se puede deducir lo siguiente:

- 1) cuando $M > M_{res} \rightarrow dw/dt > 0$ es decir, se tiene

aceleración del accionamiento

2) Cuando $M < M_{res} \rightarrow dw/dt < 0$ es decir, se tiene desaceleración del accionamiento.

3) Cuando $M = M_{res} \rightarrow dw/dt = 0$, se tiene que el accionamiento trabaja en régimen permanente

Según el ciclo de izaje se tiene diversos regímenes de trabajo que están comprendidos en los tres casos mencionados, como se puede observar en la Fig. 15

Los segmentos 1-2, 5-6, 9-10, y 13-14 cumplen el caso 1, el segmento 3-4 el caso 2, y los segmentos 7-8 y 11-12 el caso 3.

Las ecuaciones para el cálculo de torque están definidos en la parte (c) de 3.3.5.

El torque de rotación desarrollado por el motor durante el trabajo se acepta como positivo, es decir durante el izaje de mineral, cuando el torque va dirigido en sentido del movimiento del accionamiento. Se considera negativo si su dirección es contraria al movimiento del accionamiento.

El par resistente en el eje de la polea consta de dos componentes correspondientes al trabajo útil y al de rozamiento.

El trabajo de rozamiento que se realiza en el mecanismo del elevador se considera en función del rendimiento de los acoplamientos mecánicos del accionamiento, en este caso se considera 80% de rendimiento (η_R) para el reductor visto en 3.3.6. Además se tienen otras pérdidas por efectos de las fuerzas de rozamiento en

las guías del pique contra los baldes en movimiento.

Los torques de resistencia pueden dividirse en dos categorías: a) torques de reacción y b) torques activos o potenciales. En la primera categoría están los pares de resistencia de rozamiento en las guías que obstaculizan el movimiento del accionamiento y que cambia su signo en caso de variar el sentido de rotación.

En la segunda categoría entran los momentos originados por la fuerza de gravedad, así como la tracción de los cuerpos elásticos como los cables de izaje. Estos torques pueden ser llamados potenciales, ya que están relacionados con la variación de la energía potencial de distintos elementos del accionamiento. Los torques potenciales pueden ser negativos si frenan el movimiento del accionamiento y positivos si facilitan su movimiento, a diferencia del torque de reacción estático el torque activo conserva su signo en caso de cambiar el sentido de rotación del accionamiento, por ejemplo el torque originado por la carga del elevador conserva su signo tanto durante su elevación como su descenso, por consiguiente, en el caso dado, el momento activo estático obstaculiza el movimiento durante la elevación, mientras que en el descenso lo facilita.

El torque de inercia dinámico $J \frac{dw}{dt}$ segundo componente de la ecuac.(1) aparece sólo durante los regímenes transitorios, cuando varia la magnitud de la velocidad del accionamiento. En caso de aceleración del accionamiento este momento va dirigido en sentido contrario

al del movimiento, al tiempo que en el de frenado, mantiene el movimiento. La elección de los signos ante los valores de los torques depende del regimen de trabajo del motor, según el ciclo de izaje de la Fig.15 y del caracter de los torques de resistencia.

La ecuación del movimiento del accionamiento permite determinar en regimenes transitorios, las dependencias entre el torque, la corriente, la velocidad, el recorrido de los baldes y el tiempo del ciclo de izaje.

Conociéndose las magnitudes de velocidades segun el ciclo de izaje de la Fig.15 con las ecuaciones dadas en 3.3.3 y 3.3.4, y las magnitudes de torque se calculan las magnitudes de potencia en el eje del motor según las ecuaciones dadas en 3.3.6.

El cálculo de corriente consumida por el motor durante el izaje se efectúa mediante la ecuacion: $IM(J)=T(J)/K$ dado en 3.3.7, donde la variable J representa el punto de cambio de regimen indicado en el diagrama de izaje.

El cálculo de potencia activa, reactiva y factor de potencia en la red se hace con las ecuaciones dadas en 3.3.8, asimismo las consideraciones para la compensación de potencia reactiva dadas en 3.4.0

Los componentes armónicos de tensión y corriente como sus factores de distribución se calculan con las ecuaciones dadas en 3.4.1 y 3.4.2 respectivamente.

Finalmente se tiene un subprograma para la evaluación del comportamiento de la red para el caso de tener un banco de condensadores de compensación de potencia reactiva y para el caso de tenerse esta compensación y reducción de armónicos.

3.2.2. Diagramas de flujo y resultados de cálculo.

Los resultados de la corrida del programa se muestran a continuación, donde las dos primeras páginas corresponden a datos del sistema, y las siguientes a resultados de las características electromecánicas mencionadas al inicio de 3.2.0. Al final de las hojas de resultados se muestra el diagrama de flujo, y el listado del programa.

DATOS DEL ELEVADOR TIPO FRICCIÓN DE CERRO DE PASCO

J CICLO DE IZAJE.

- 1 Recorrido/inicio velocidad reducida constante $Do(2)=5.18m$
- 2 Velocidad inicial y de acercamiento $Vo(2) = 0.5 m$
- 3 Velocidad máxima $Vo(4) = 10.1 m/seg$
- 4 Velocidad reducida $Vo(8) = 2.5 m/seg$
- 5 Velocidad de acercamiento $Vo(12) = 0.5 m/seg$
- 6 Recorrido/velocidad reducida cte 1a.retardación $Do(10)=5m$
- 7 Recorrido/fin de ciclo/veloc.reducida cte $Do(14) = 5.18m$
- 8 Recorrido total/ciclo $Do(15)= 593 m$
- 9 Tiempo de carguio/tiempo muerto $To(15) = 10 seg$
- 10 Aceleración del elevador $Ao = 0.835 m/seg^2$
- 11 Retardación del elevador $Do = 0.835 m/seg^2$
- 12 Aceleración de la gravedad $g = 9.81 m/seg^2$

CARGAS SUSPENDIDAS.

- 13 Capacidad del balde(skip) $Co = 6,800 Kg$
- 14 Peso del balde lado 1, $F1 = 6,800 Kg$
- 15 Carga útil del elevador $F2 = 6,800 Kg$
- 16 Peso del cable de izaje/lado $F3 = 6,800 Kg$
- 17 Peso del balde lado 2, $F4 = 6,800 Kg$
- 18 Peso del cable de cola/lado, $F5 = 6,800 Kg$

POLEA.

- 19 Radio de la polea $Ro = 1.09 m$
- 20 Velocidad de la polea $Wo = 87.9 m$

INERCIA.

- 21 Inercia de la polea $Jo = 12,000 Kg-m^2$
- 22 Inercia del acoplamiento: polea/reductor $J1 = 60 Kg-m^2$
- 23 Inercia del reductor $J2 = 6,200 Kg-m^2$
- 24 Inercia del acoplamiento: reductor-motor $J3 = 2 Kg-m^2$
- 25 Inercia del motor $J4 = 780 Kg-m^2$

DATOS DEL PIQUE-CONSTANTES DE PERDIDAS.

- 26 Constante de pérdidas por fricción, $K1= 0.005$
- 27 Constante de pérdidas por fricción, $K2= 0.02$
- 28 Area seccion transversal, compartimiento del skip, $A=5m^2$

REDUCTOR.

- 29 Constante de reducción de velocidad $K2 = 8.419$
- 30 Eficiencia del reductor $N2 = 98\%$

MOTOR.

- 31 Potencia nominal, $P_4 = 875 \text{ Kw}$
- 32 Velocidad nominal, $\omega_4 = 740 \text{ RPM}$
- 33 Tensión nominal, $E_4 = 650 \text{ Vd.c}$
- 34 Eficiencia, $\eta_4 = 95 \%$
- 35 $\%$ nominal de caída de tensión, $V_4 = 3\%$

CONVERTIDOR ESTÁTICO.

- 36 Potencia nominal, $P_6 = 2,950 \text{ Kw}$
- 37 Numero de pulsos, $NP = 6$
- 38 Corriente nominal, $I_6 = 2,000 \text{ A}$
- 39 Caída de tensión/tiristor ($/V$), $V_6 = 3V$
- 40 Eficiencia nominal, $\eta_6 = 98\%$

TRANSFORMADOR DEL CONVERTIDOR.

- 41 Potencia nominal, $P_8(1) = 1,250 \text{ KVA}$
- 42 Tensión devanado primario, $E_9 = 2,300 \text{ V}$
- 43 Tensión devanado secundario, $E_8 = 650 \text{ V}$
- 44 Impedancia de cortocircuito, $Z_8 = 6.7 \%$
- 45 Pérdidas en el cobre, $P_8(2) = 8.6 \text{ Kw}$
- 46 Pérdidas en el hierro, $P_8(3) = 2.46 \text{ Kw}$
- 47 Factor de tensión, $F_8 = 1$

CONSTANTES DE CÁLCULO DE POTENCIA RMS.

- 48 Constante K_1 , $L_1 = 0.5$
- 49 Constante K_2 , $L_2 = 0.2$

DATOS DE LA RED.

- 50 Tensión en barras, $V_0 = 2.3 \text{ KV}$
- 51 Potencia de cortocircuito, $N_0 = 90 \text{ MVA}$
- 52 Ángulo de la impedancia de la red, $\theta_0 = 85 \text{ g.e}$

TABLA 6 CICLO DE IZAJE

#	TIEMPO ACUMUL. (SEG)	TIEMPO EMPLEADO (SEG)	DISTANCIA RECORRIDA (METROS)	VELOCIDAD DEL SKIP (M/SEG)
1	.00	.00	.00	.50
2	10.36	10.36	5.18	.50
3	10.36	10.36	5.18	.50
4	22.45	12.03	66.26	10.10
5	22.45	12.03	66.26	10.10
6	67.55	45.03	521.73	10.10
7	67.55	45.03	521.73	10.10
8	76.65	9.10	579.07	2.50
9	76.65	9.10	579.07	2.50
10	78.65	2.00	584.07	2.50
11	78.65	2.00	584.07	2.50
12	81.64	2.99	587.82	.50
13	81.64	2.99	587.82	.50
14	92.00	10.36	593.00	.50

* PRODUCCION EN T.M/H = 239.98
 * PRODUCCION EN SKIP/H = 35.29

DISTANCIAS DEL CICLO DE IZAJE EN METROS

D1= 5.18 D2= 61.08 D3= 455.47 D4= 57.34
 D5= 5 D6= 3.74 D7= 5.17

TIEMPOS DEL CICLO DE IZAJE EN SEGUNDOS

T1= 10.35 T2= 12.03 T3= 45.03 T4= 9.1
 T5= 2 T6= 2.99 T7= 10.35 TM= 10

DIAGRAMA DE IZAJE

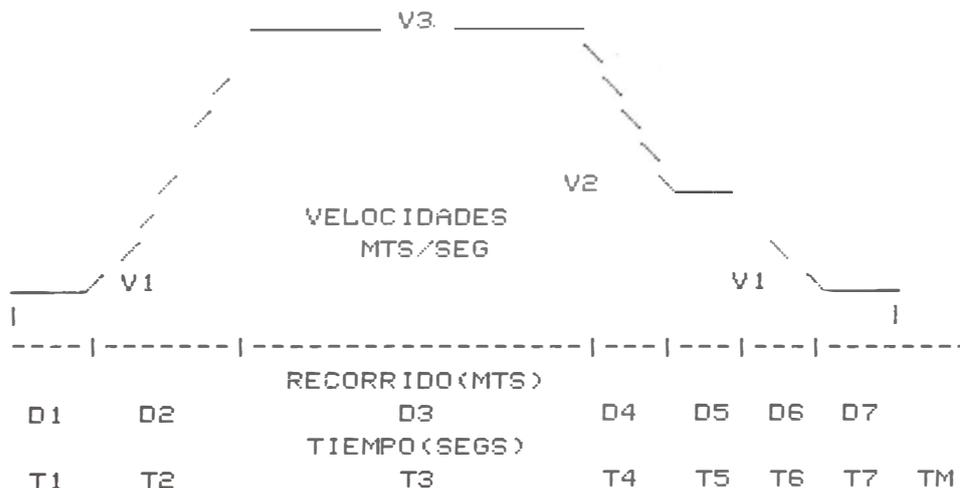


TABLA 7. CARACTERISTICAS DE TRABAJO: TORQUE, POTENCIA
CORRIENTE Y TENSION DEL MOTOR

#	TAC SEG	T SEG	TM KNM	PM KW	IM AMP	VM VOLT
1	1.00	3.30	165.19	.00	2462.41	33.88
1	3.30	3.30	165.43	426.76	2466.04	206.99
1	6.60	3.30	166.16	857.29	2476.93	380.19
1	9.90	3.30	167.38	1295.36	2495.09	553.50
1	13.20	3.30	.00	.00	.00	.00
2	12.09	12.09	168.46	1592.89	2511.19	668.87
3	12.09	12.09	81.07	766.56	1208.49	650.94
4	57.19	45.09	81.07	766.56	1208.49	650.94
5	57.19	45.09	6.32	59.75	94.20	633.01
6	66.29	9.10	9.39	21.98	139.99	155.08
7	66.29	9.10	78.00	182.55	1162.70	173.00
8	68.29	2.00	78.00	182.55	1162.70	173.00
9	68.29	2.00	9.39	21.98	139.99	155.08
10	71.28	2.99	9.58	4.48	142.86	29.43
11	71.28	2.99	77.80	36.42	1159.83	47.36
12	92.00	20.72	77.80	36.42	1159.83	47.36
PROMEDIO (RMS)			83.358	600.85	1242.54	

CAPACIDAD DEL MOTOR:

* CON VENTILACION NATURAL PM(RMS)= 746.09 KW

CONSTANTES EMPLEADAS:

K1= .6 K2= .2

* CON VENTILACION FORZADA PM(RMS)= 600.84 KW

TABLA 8. CARACTERISTICAS DE TRABAJO: POTENCIA ACTIVA Y REACTIVA, FACTOR DE POTENCIA EN LA RED

#	TAC SEG	T SEG	PA KW	COSFI	QR KVAR
1	.00	3.00	117.71	.051	2295.09
1	3.30	3.00	544.80	.240	2196.69
1	6.60	3.00	976.32	.430	2046.65
1	9.90	3.00	1416.05	.621	1786.91
1	13.20	3.00	.00	.000	.00
2	12.09	12.09	1715.06	.748	1518.16
3	12.09	12.09	798.63	.719	769.98
4	57.19	45.09	798.63	.719	769.98
5	57.19	45.09	57.42	.691	59.98
6	66.29	9.10	19.59	.171	112.64
7	66.29	9.10	212.55	.197	1056.86
8	68.29	2.00	212.55	.197	1056.86
9	68.29	2.00	19.59	.171	112.64
10	71.28	2.99	2.09	.034	60.31
11	71.28	2.99	66.29	.060	1101.95
12	92.00	20.72	66.29	.060	1101.95
PROMEDIO (RMS)			638.93	.522	919.38

TABLA 9. CORRIENTES FUNDAMENTAL Y ARMONICAS

T SEG	I1 AMPS	I5 AMPS	I7 AMPS	I11 AMPS	I13 AMPS	I17 AMPS
.00	542.59	107.96	76.73	48.11	40.30	30.06
3.30	543.39	108.08	76.80	48.11	40.28	29.99
6.60	545.79	108.46	76.99	48.10	40.19	29.79
9.90	549.79	109.00	77.20	47.89	39.83	29.17
13.20	.00	.00	.00	.00	.00	.00
12.09	553.33	109.26	77.09	47.26	38.99	27.96
12.09	266.29	53.11	37.83	23.88	20.10	15.16
57.19	266.29	53.11	37.83	23.88	20.10	15.16
57.19	20.75	4.15	2.96	1.88	1.59	1.22
66.29	30.84	6.16	4.40	2.80	2.37	1.81
66.29	256.20	51.17	36.51	23.15	19.54	14.86
68.29	256.20	51.17	36.51	23.15	19.54	14.86
68.29	30.84	6.16	4.40	2.80	2.37	1.81
71.28	31.48	6.29	4.49	2.86	2.42	1.85
71.28	255.56	51.05	36.42	23.10	19.50	14.83
92.00	255.56	51.05	36.42	23.10	19.50	14.83

TABLA 10 CARACTERISTICAS DE TRABAJO
DEL CONVERTIDOR ESTATICO

T SEG	ANGULO U (G.S)	ANGULO ALFA (G.S)	ANGULO FI (G.S)
.00	4.01	85.78	87.06
12.09	6.34	37.07	41.51
12.09	2.94	40.47	43.95
57.19	2.94	40.47	43.95
57.19	.22	43.64	46.24
66.29	.23	79.72	80.13
66.29	1.93	77.55	78.62
68.29	1.93	77.55	78.62
68.29	.23	79.72	80.13
71.28	.23	87.98	88.01
71.28	1.89	85.85	86.55
92.00	1.89	85.85	86.55

TABLA 11 CAIDAS DE TENSION EN LA RED

T SEG	VX VOLTS	VRT VOLTS	VRM VOLTS	VT VOLTS
.00	17.74	9.91	33.88	64.55
12.09	18.10	10.11	34.55	65.77
12.09	8.71	4.86	16.63	33.20
57.19	8.71	4.86	16.63	33.20
57.19	.67	.37	1.29	.64
66.29	1.00	.56	1.92	.49
66.29	8.38	4.68	16.00	32.06
68.29	8.38	4.68	16.00	32.06
68.29	1.00	.56	1.92	.49
71.28	1.02	.57	1.96	.57
71.28	8.36	4.67	15.96	31.99
92.00	8.36	4.67	15.96	31.99

FLUCTUACION DE TENSION EN LAS BARRAS DE 2.3 KV SIN
FILTRO Y SIN BANCO DE CONDENSADORES

R/X= .087 ANG.= 85 NCC= 90 MVA VS= 2.3 KV

T SEG	$\Delta U/U$ %	Q KVAR	P KW
.00	2.56	2295.09	117.71
10.36	1.85	1518.16	1715.06
10.36	.93	769.98	798.63
22.45	.93	769.98	798.63
22.45	.06	59.98	57.42
67.55	.12	112.64	19.59
67.55	1.19	1056.86	212.55
76.65	1.19	1056.86	212.55
76.65	.12	112.64	19.59
78.65	.06	60.31	2.09
78.65	1.23	1101.95	66.29
81.64	1.23	1101.95	66.29

FLUCTUACION DE TENSION EN LAS BARRAS DE 2.3 KV SIN
FILTRO Y SIN BANCO DE CONDENSADORES

R/X= .087 ANG.= 85 NCC= 100 MVA VS= 2.3 KV

T SEG	$\Delta U/U$ %	Q KVAR	P KW
.00	2.30	2295.09	117.71
10.36	1.66	1518.16	1715.06
10.36	.83	769.98	798.63
22.45	.93	769.98	798.63
22.45	.05	59.98	57.42
67.55	.11	112.64	19.59
67.55	1.07	1056.86	212.55
76.65	1.07	1056.86	212.55
76.65	.11	112.64	19.59
78.65	.06	60.31	2.09
78.65	1.10	1101.95	66.29
81.64	1.10	1101.95	66.29

C A S O I

COMPENSACION DE LA POTENCIA REACTIVA
 MEDIANTE UN BANCO DE CONDENSADORES
 ALTERNATIVAS DE UTILIZACION

- * ALTERNATIVA 1 = 600 KVAR 5 KV
- * ALTERNATIVA 2 = 650 KVAR 5 KV
- * ALTERNATIVA 3 = 700 KVAR 5 KV
- * ALTERNATIVA 4 = 750 KVAR 5 KV
- * ALTERNATIVA 5 = 800 KVAR 5 KV
- * ALTERNATIVA 6 = 850 KVAR 5 KV

CARACTERISTICAS DE LOS CONDENSADORES
 TENSION DE LA RED VB= 2.3 KV

ALTERNATIVA NO. 1 QC= 600 KVAR

$\frac{\%VB}{\%}$	QC (GENER) KVAR	CF FD*E-3	IC AMP	XCF OHMS
110	153.62	.052	35.0	41.66
108	148.08	.054	34.4	41.66
106	142.65	.056	33.7	41.66
104	137.31	.058	33.1	41.66
102	132.08	.061	32.5	41.66
100	126.96	.063	31.8	41.66
98	121.93	.066	31.2	41.66
96	117.00	.069	30.5	41.66
94	112.18	.072	29.9	41.66
92	107.45	.075	29.3	41.66
90	102.83	.078	28.6	41.66

ALTERNATIVA NO. 2 QC= 650 KVAR

$\frac{\%VB}{\%}$	QC (GENER) KVAR	CF FD*E-3	IC AMP	XCF OHMS
110	166.42	.056	37.9	38.46
108	160.42	.059	37.2	38.46
106	154.53	.061	36.5	38.46
104	148.76	.063	35.9	38.46
102	143.09	.066	35.2	38.46
100	137.54	.068	34.5	38.46
98	132.09	.071	33.8	38.46
96	126.75	.074	33.1	38.46
94	121.53	.078	32.4	38.46
92	116.41	.081	31.7	38.46
90	111.40	.085	31.0	38.46

ALTERNATIVA NO. 3 QC= 700 KVAR

<u>%VB</u> <u>%</u>	<u>QC (GENER)</u> <u>KVAR</u>	<u>CF</u> <u>FD*E-3</u>	<u>IC</u> <u>AMP</u>	<u>XCF</u> <u>OHMS</u>
110	179.22	.061	40.8	35.71
108	172.76	.063	40.1	35.71
106	166.42	.066	39.4	35.71
104	160.20	.068	38.6	35.71
102	154.10	.071	37.9	35.71
100	148.12	.074	37.1	35.71
98	142.25	.077	36.4	35.71
96	136.50	.080	35.6	35.71
94	130.87	.084	34.9	35.71
92	125.36	.087	34.2	35.71
90	119.97	.091	33.4	35.71

ALTERNATIVA NO. 4 QC= 750 KVAR

<u>%VB</u> <u>%</u>	<u>QC (GENER)</u> <u>KVAR</u>	<u>CF</u> <u>FD*E-3</u>	<u>IC</u> <u>AMP</u>	<u>XCF</u> <u>OHMS</u>
110	192.02	.065	43.8	33.33
108	185.10	.068	43.0	33.33
106	178.31	.070	42.2	33.33
104	171.64	.073	41.4	33.33
102	165.11	.076	40.6	33.33
100	158.70	.079	39.8	33.33
98	152.41	.082	39.0	33.33
96	146.25	.086	38.2	33.33
94	140.22	.090	37.4	33.33
92	134.32	.094	36.6	33.33
90	128.54	.098	35.8	33.33

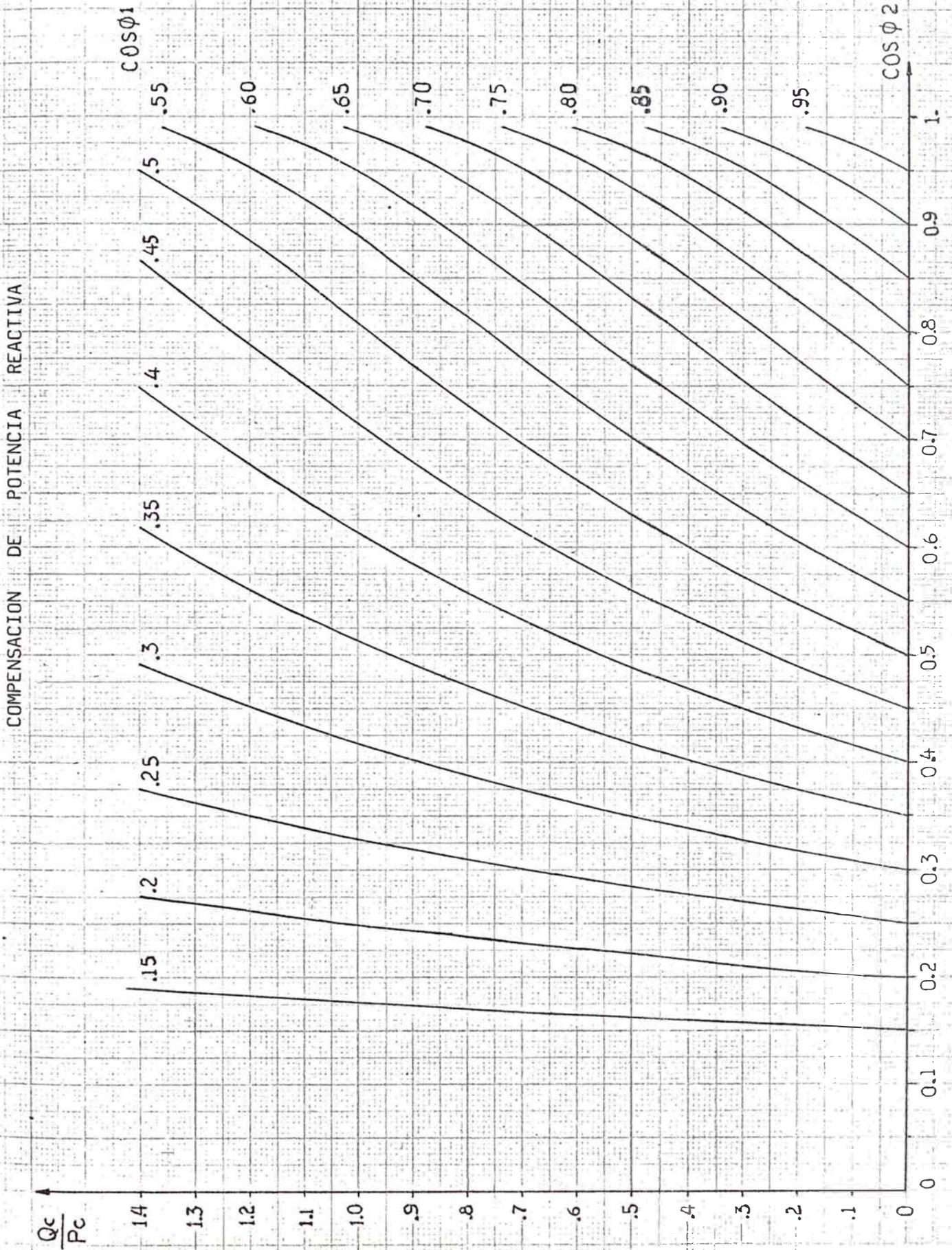
ALTERNATIVA NO. 5 QC= 800 KVAR

<u>%VB</u> <u>%</u>	<u>QC (GENER)</u> <u>KVAR</u>	<u>CF</u> <u>FD*E-3</u>	<u>IC</u> <u>AMP</u>	<u>XCF</u> <u>OHMS</u>
110	204.82	.070	46.7	31.25
108	197.44	.072	45.8	31.25
106	190.20	.075	45.0	31.25
104	183.09	.078	44.1	31.25
102	176.11	.081	43.3	31.25
100	169.28	.084	42.4	31.25
98	162.57	.088	41.6	31.25
96	156.00	.092	40.7	31.25
94	149.57	.096	39.9	31.25
92	143.27	.100	39.0	31.25
90	137.11	.104	38.2	31.25

ALTERNATIVA NO. 6 QC= 850 KVAR

<u>%VB</u> <u>%</u>	<u>QC (GENER)</u> <u>KVAR</u>	<u>CF</u> <u>FD*E-3</u>	<u>IC</u> <u>AMP</u>	<u>XCF</u> <u>OHMS</u>
110	217.63	.074	49.6	29.41
108	209.78	.077	48.7	29.41
106	202.09	.080	47.8	29.41
104	194.53	.083	46.9	29.41
102	187.12	.086	46.0	29.41
100	179.86	.090	45.1	29.41
98	172.73	.093	44.2	29.41
96	165.75	.097	43.3	29.41
94	158.92	.102	42.4	29.41
92	152.23	.106	41.5	29.41
90	145.68	.111	40.6	29.41

FIG. 12 COMPENSACION DE POTENCIA REACTIVA - $\cos\phi_1/\cos\phi_2$ vs Q_c/P_c



D A T O S

Tension VB en barras, KVolts VB = 2.3
Relacion de impedancia de la red Kxr=x/r= 10
Potencia de cortocircuito en MVA Ncc = 30
Potencia reactiva Qc en MVar Qc = .6
Factor de amortiguamiento <=0.05 Eps-s= 0 Asumido

R E S U L T A D O S

Magnitudes de impedancia a la frecuencia fundamental

Impedancia de la fuente de suministro:

Zs= .0587699999 <_ 84.289 Ohm
Rs= 5.83999999e-03 Ohm
XS= .0584799999 Ohm
Ls= 1.5513e-04 Henrys

Impedancia del filtro:

Factor de sintonizacion Ks= 11
Reactor:
Xlf= 72.865 MiliOhms
Lf = .193 Milihenrys
Rlf = 0 MiliOhms
Impedancia del banco de condensadores

Xcf= 8.816 Ohms
Cf = 300.85 Microfaradios

Factores de distribucion

Resonancia Paralelo sin filtro

Frecuencia de resonancia/paralelo= 734.84 Hz
Orden de armonico Kp = 12.24
Rhos= 9.999 <_-90.001 p.u
Rhof= 10.049 <_ 84.289 p.u
Resonancia Paralelo con filtro sintonizado

Frecuencia de resonancia/paralelo= 491.57 Hz
Orden de armonico Kp = 8.19
Rhos= 9.938 <_-92.842 p.u
Rhof= 10.037 <_ 81.448 p.u

Factores de amortiguamiento:

Fact. amortig. paralelo EPS-P= .085
Fact. amortig. serie EPS-S= 0 asumido

TABLA 14

FILTRO NO SINTONIZADO - RESONANCIA PARALELO

Orden de armonico resonante= 12.2474487 <> 734.84 Hz

Banco de condensadores= .6 MVar MVAcc= 90 MVA

Tension en barras= 2.3 KV Angulo= 84.289

FACTORES DE DISTRIBUCION DE CORRIENTE ARMONICA.-

K	FREC.	RHO-F	ANG RHOF	RHO-S	ANG RHOS	Zcf	ZR	ZT
P.U	Hz	P.U	GR.S.	P.U	GR.S.	Ohm	Ohm	Ohm
1.00	60	.006	174.250	1.00	-.038	8.81	.05	61.58
2.00	120	.027	174.132	1.02	-.157	4.40	.11	30.70
3.00	180	.064	173.923	1.06	-.365	2.93	.17	20.37
4.00	240	.119	173.604	1.11	-.684	2.20	.23	15.17
5.00	300	.200	173.143	1.19	-1.145	1.76	.29	12.03
6.00	360	.317	172.480	1.31	-1.808	1.46	.35	9.92
7.00	420	.486	171.511	1.48	-2.777	1.25	.40	8.39
8.00	480	.745	170.032	1.73	-4.256	1.10	.46	7.23
9.00	540	1.171	167.593	2.15	-6.695	.97	.52	6.32
10.00	600	1.970	162.979	2.94	-11.310	.88	.58	5.57
11.00	660	3.869	151.641	4.77	-22.648	.80	.64	4.96
12.00	720	9.276	106.909	9.61	-67.380	.73	.70	4.43
13.00	780	6.679	35.941	5.89	-138.347	.67	.76	3.98
14.00	840	3.939	17.367	2.99	-156.921	.62	.81	3.58
15.00	900	2.887	10.988	1.91	-163.300	.58	.87	3.23
16.00	960	2.359	7.866	1.37	-166.422	.55	.93	2.91
17.00	1020	2.045	6.034	1.05	-168.254	.51	.99	2.63
18.00	1080	1.839	4.837	.84	-169.451	.48	1.05	2.37
19.00	1140	1.694	3.998	.70	-170.291	.46	1.11	2.13
20.00	1200	1.587	3.379	.59	-170.909	.44	1.16	1.91
21.00	1260	1.505	2.906	.50	-171.382	.41	1.22	1.70
22.00	1320	1.441	2.534	.44	-171.754	.40	1.28	1.51
23.00	1380	1.389	2.235	.39	-172.053	.38	1.34	1.33
24.00	1440	1.346	1.989	.34	-172.299	.36	1.40	1.16
25.00	1500	1.311	1.785	.31	-172.503	.35	1.46	1.00
26.00	1560	1.281	1.612	.28	-172.676	.33	1.52	.85
27.00	1620	1.255	1.465	.25	-172.823	.32	1.57	.70
28.00	1680	1.233	1.338	.23	-172.950	.31	1.63	.56
29.00	1740	1.214	1.228	.21	-173.060	.30	1.69	.42
30.00	1800	1.197	1.132	.19	-173.157	.29	1.75	.30
31.00	1860	1.182	1.047	.18	-173.242	.28	1.81	.17
32.00	1920	1.169	.971	.17	-173.317	.27	1.87	.05
33.00	1980	1.157	.904	.15	-173.384	.26	1.93	.06
34.00	2040	1.147	.844	.14	-173.444	.25	1.98	.17
35.00	2100	1.137	.790	.13	-173.498	.25	2.04	.28
36.00	2160	1.129	.741	.13	-173.547	.24	2.10	.39
37.00	2220	1.121	.697	.12	-173.592	.23	2.16	.49

TABLA 15

FILTRO SINTONIZADO PARA EL ARMONICO 11
 Banco de condensadores = .6 MVar MVAcc = 90 MVA
 Tension en barras = 2.3 KV Angulo = 84.289 Eps-s = 0

FACTORES DE DISTRIBUCION DE CORRIENTE ARMONICA.-

K P.U	FREC. Hz	RHO-F P.U	ANG RHOF GR.S.	RHO-S P.U	ANG RHOS GR.S.	Zcf Ohm	ZR Ohm	ZT Ohm
1.00	60	.006	174.250	1.00	-.038	8.81	.05	17.50
2.00	120	.028	174.126	1.02	-.162	4.40	.11	8.66
3.00	180	.069	173.891	1.06	-.397	2.93	.17	5.67
4.00	240	.140	173.486	1.14	-.803	2.20	.23	4.15
5.00	300	.267	172.765	1.26	-1.523	1.76	.29	3.21
6.00	360	.520	171.318	1.51	-2.970	1.46	.35	2.57
7.00	420	1.214	167.349	2.20	-6.940	1.25	.40	2.09
8.00	480	6.962	130.434	7.64	-43.854	1.10	.46	1.72
9.00	540	2.509	8.748	1.52	-165.540	.97	.52	1.42
10.00	600	1.346	1.988	.34	-172.300	.88	.58	1.17
11.00	660	1.000	.000	.00	-174.289	.80	.64	.95
12.00	720	.835	-.939	.16	-175.228	.73	.70	.76
13.00	780	.741	-1.480	.25	-175.769	.67	.76	.59
14.00	840	.680	-1.830	.32	-176.119	.62	.81	.43
15.00	900	.637	-2.073	.36	-176.362	.58	.87	.29
16.00	960	.606	-2.250	.39	-176.539	.55	.93	.16
17.00	1020	.583	-2.384	.41	-176.673	.51	.99	.03
18.00	1080	.564	-2.489	.43	-176.778	.48	1.05	.07
19.00	1140	.550	-2.572	.45	-176.861	.46	1.11	.18
20.00	1200	.538	-2.640	.46	-176.930	.44	1.16	.29
21.00	1260	.528	-2.697	.47	-176.986	.41	1.22	.39
22.00	1320	.520	-2.744	.48	-177.033	.40	1.28	.48
23.00	1380	.513	-2.784	.48	-177.073	.38	1.34	.58
24.00	1440	.507	-2.818	.49	-177.107	.36	1.40	.67
25.00	1500	.501	-2.847	.49	-177.136	.35	1.46	.75

D A T O S

Tension VB en barras, KVolts VB = 2.3
Relacion de impedancia de la red $K_{xr}=x/r=10$
Potencia de cortocircuito en MVA Ncc = 90
Potencia reactiva Qc en MVar Qc = .6
Factor de amortiguamiento ≤ 0.05 Eps-s = 0 Asumido

R E S U L T A D O S

Magnitudes de impedancia a la frecuencia fundamental

Impedancia de la fuente de suministro:

Zs = .0587699999 \angle 84.289 Ohm
Rs = 5.83999999e-03 Ohm
Xs = .0584799999 Ohm
Ls = 1.5513e-04 Henrys

Impedancia del filtro:

Factor de sintonizacion Ks = 13
Reactor:
Xlf = 52.169 MiliOhms
Lf = .138 Milihenrys
Rlf = 0 MiliOhms
Impedancia del banco de condensadores

Xcf = 8.816 Ohms
Cf = 300.85 Microfaradios

Factores de distribucion

Resonancia Paralelo sin filtro

Frecuencia de resonancia/paralelo = 734.84 Hz
Orden de armonico Kp = 12.24
Rhos = 9.999 \angle -90.001 p.u
Rhof = 10.049 \angle 84.289 p.u
Resonancia Paralelo con filtro sintonizado

Frecuencia de resonancia/paralelo = 535.57 Hz
Orden de armonico Kp = 8.92
Rhos = 9.938 \angle -92.842 p.u
Rhof = 10.037 \angle 81.448 p.u

Factores de amortiguamiento:

Fact. amortig. paralelo EPS-P = .093
Fact. amortig. serie EPS-S = 0 asumido

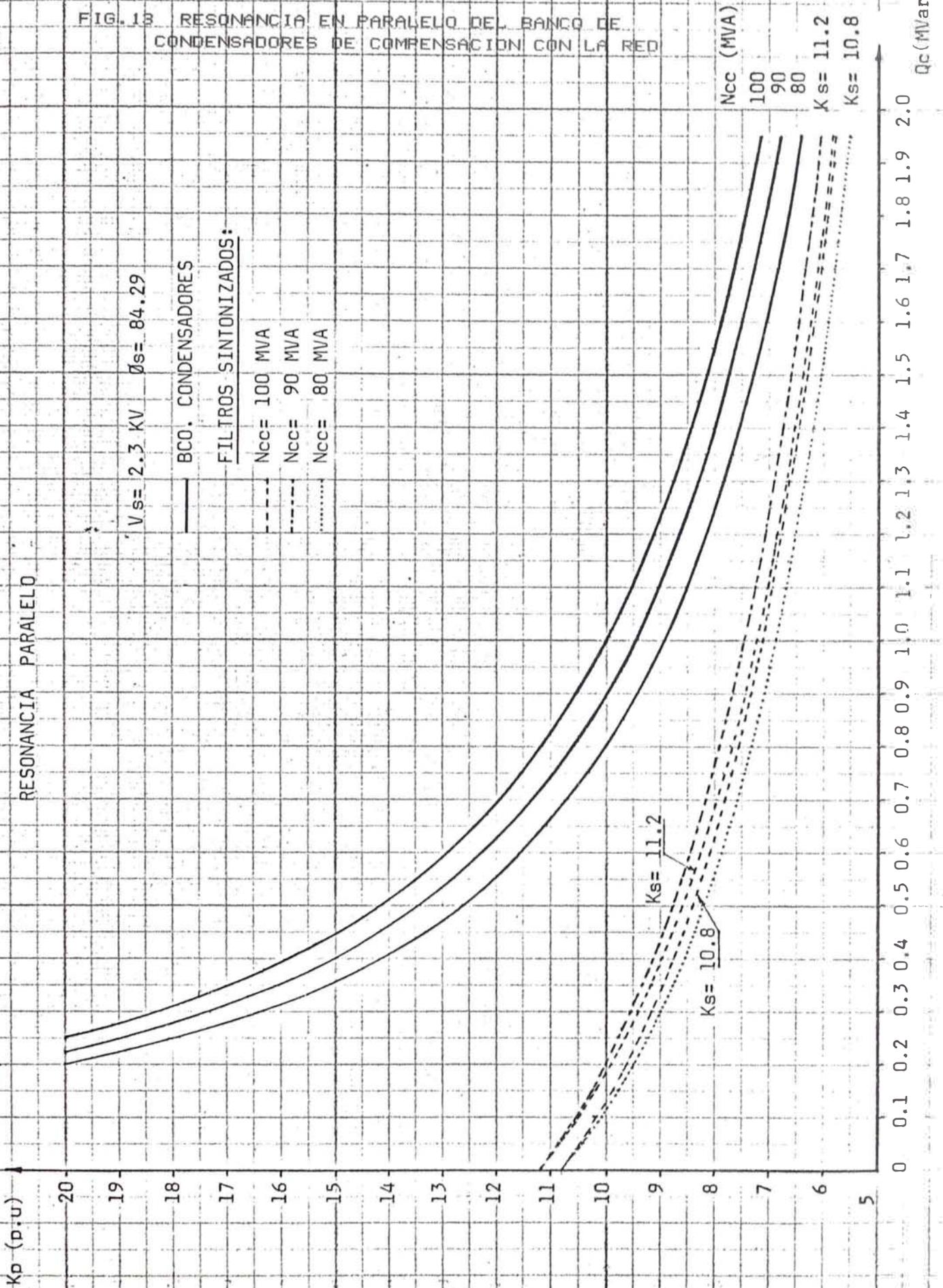
TABLA 16

FILTRO SINTONIZADO PARA EL ARMONICO 13
 Banco de condensadores = .6 MVar MVAcc = 90 MVA
 Tension en barras = 2.3 KV Angulo = 84.289 Eps-s = 0

FACTORES DE DISTRIBUCION DE CORRIENTE ARMONICA.-

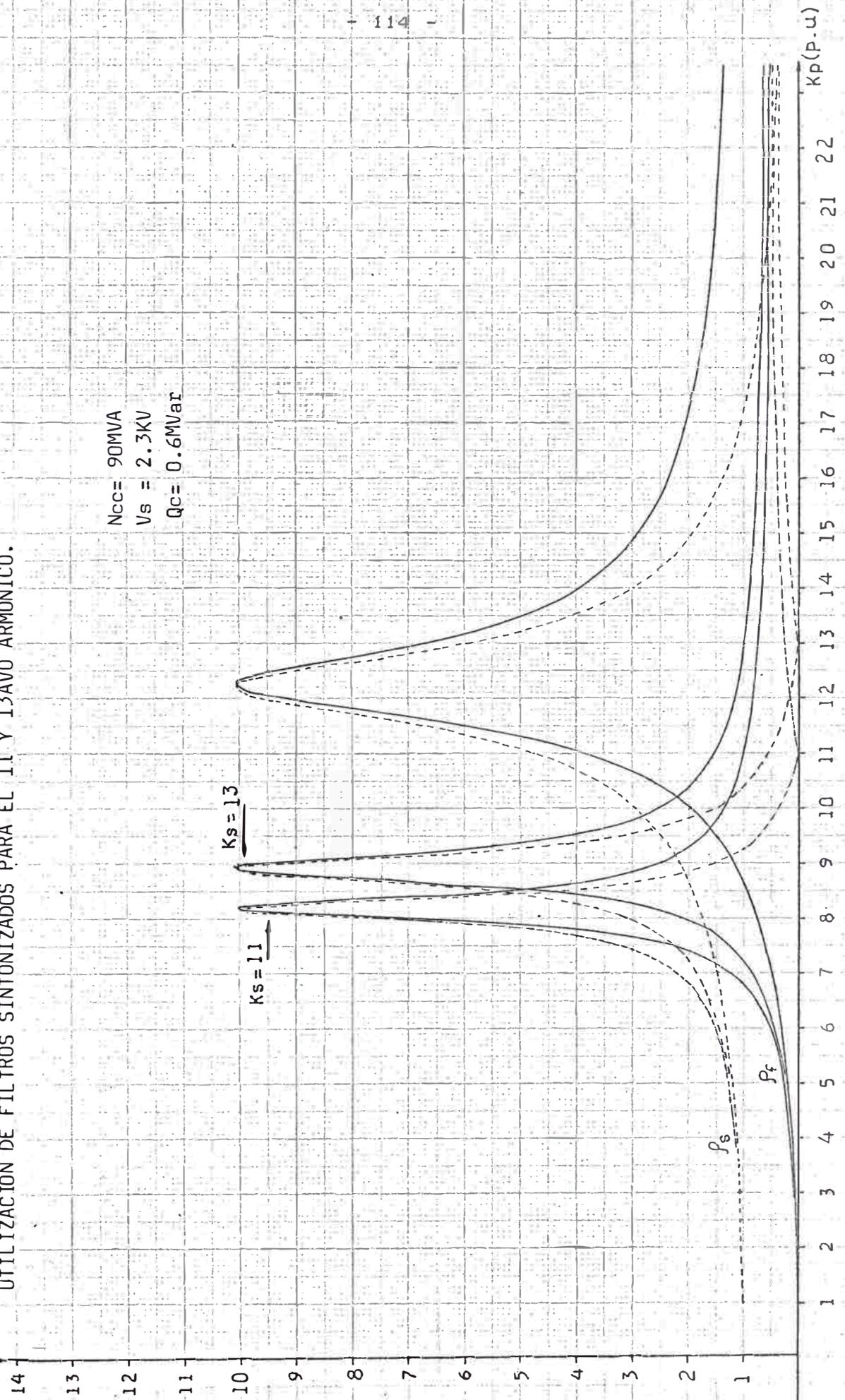
K p.u	FREC. Hz	RHO-F p.u	ANG RHOF GR.S.	RHO-S p.u	ANG RHOS GR.S.	Zcf Ohm	ZR Ohm	ZT Ohm
1.00	60	.006	174.250	1.00	-.038	8.81	.05	26.33
2.00	120	.028	174.128	1.02	-.161	4.40	.11	13.08
3.00	180	.067	173.901	1.06	-.387	2.93	.17	8.62
4.00	240	.134	173.523	1.13	-.765	2.20	.23	6.36
5.00	300	.244	172.896	1.24	-1.393	1.76	.29	4.98
6.00	360	.440	171.776	1.43	-2.512	1.46	.35	4.04
7.00	420	.853	169.418	1.84	-4.870	1.25	.40	3.36
8.00	480	2.151	161.924	3.11	-12.364	1.10	.46	2.83
9.00	540	9.464	64.631	9.08	-109.657	.97	.52	2.40
10.00	600	2.510	8.757	1.53	-165.532	.88	.58	2.05
11.00	660	1.532	3.063	.53	-171.225	.80	.64	1.75
12.00	720	1.179	1.031	.18	-173.257	.73	.70	1.49
13.00	780	1.000	.000	.00	-174.289	.67	.76	1.27
14.00	840	.891	-.618	.10	-174.907	.62	.81	1.06
15.00	900	.820	-1.028	.18	-175.317	.58	.87	.88
16.00	960	.769	-1.317	.23	-175.606	.55	.93	.71
17.00	1020	.732	-1.531	.26	-175.820	.51	.99	.55
18.00	1080	.703	-1.695	.29	-175.984	.48	1.05	.41
19.00	1140	.681	-1.824	.31	-176.113	.46	1.11	.27
20.00	1200	.662	-1.928	.33	-176.217	.44	1.16	.15
21.00	1260	.648	-2.013	.35	-176.302	.41	1.22	.02
22.00	1320	.635	-2.083	.36	-176.372	.40	1.28	.08
23.00	1380	.625	-2.143	.37	-176.432	.38	1.34	.19
24.00	1440	.616	-2.193	.38	-176.483	.36	1.40	.30
25.00	1500	.608	-2.237	.39	-176.526	.35	1.46	.40
26.00	1560	.602	-2.274	.39	-176.564	.33	1.52	.50
27.00	1620	.596	-2.307	.40	-176.597	.32	1.57	.60
28.00	1680	.591	-2.336	.40	-176.625	.31	1.63	.69
29.00	1740	.586	-2.362	.41	-176.651	.30	1.69	.78
30.00	1800	.583	-2.384	.41	-176.674	.29	1.75	.87
31.00	1860	.579	-2.405	.42	-176.694	.28	1.81	.96
32.00	1920	.576	-2.423	.42	-176.712	.27	1.87	1.04
33.00	1980	.573	-2.439	.42	-176.728	.26	1.93	1.13
34.00	2040	.570	-2.454	.43	-176.743	.25	1.98	1.21
35.00	2100	.568	-2.468	.43	-176.757	.25	2.04	1.29
36.00	2160	.566	-2.480	.43	-176.769	.24	2.10	1.37
37.00	2220	.564	-2.491	.43	-176.780	.23	2.16	1.45

FIG. 13 RESONANCIA EN PARALELO DEL BANCO DE CONDENSADORES DE COMPENSACION CON LA RED



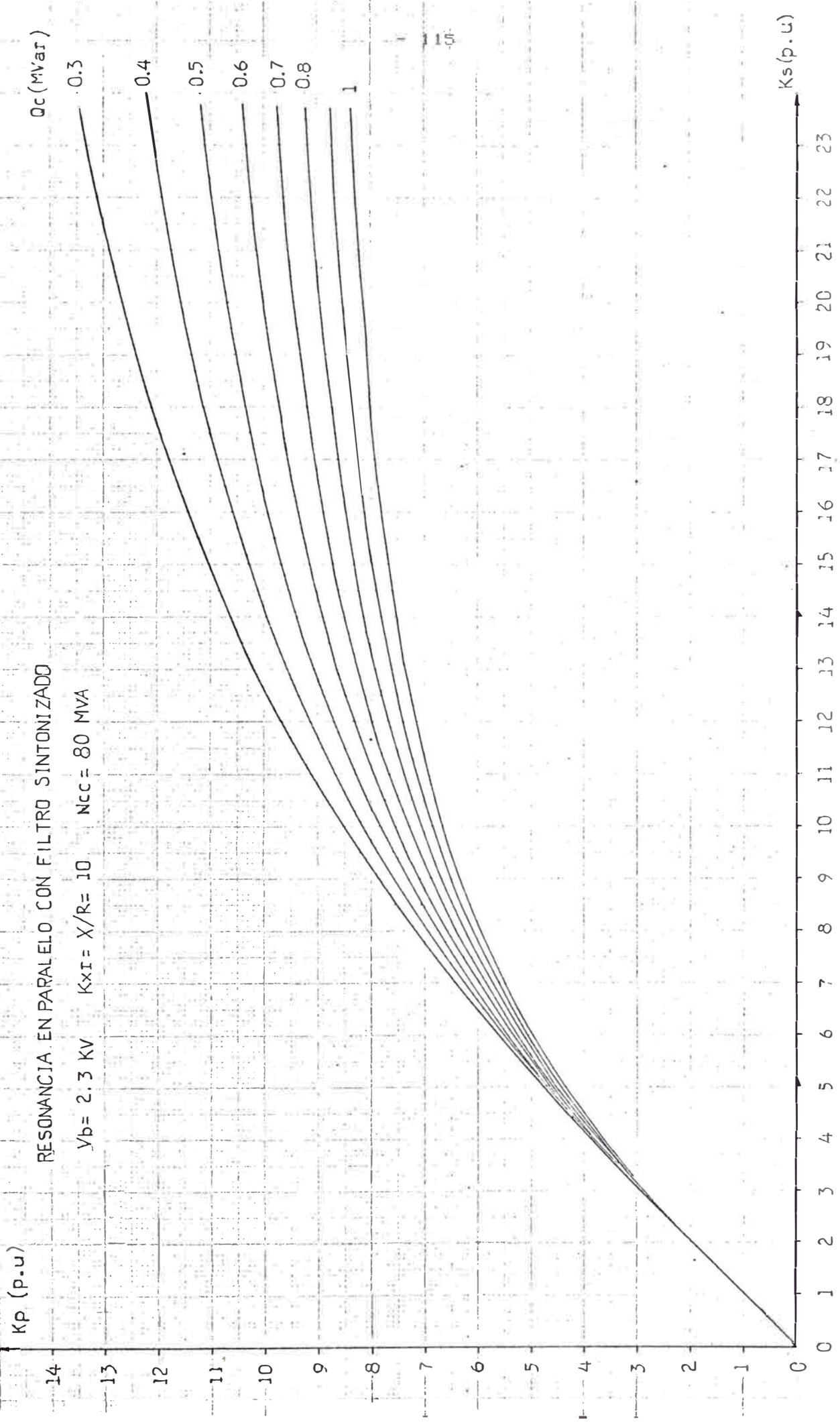
ρ (p.u.) FACTORES DE DISTRIBUCION DE CORRIENTE ARMONICA EN LA RED (ρ_s) Y BANCO DE CONDENSADORES (ρ_f).
 UTILIZACION DE FILTROS SINTONIZADOS PARA EL 11 Y 13AVO ARMONICO.

$N_{cc} = 90\text{MVA}$
 $V_s = 2.3\text{KV}$
 $Q_c = 0.6\text{MVar}$



RESONANCIA EN PARALELO CON FILTRO SINTONIZADO

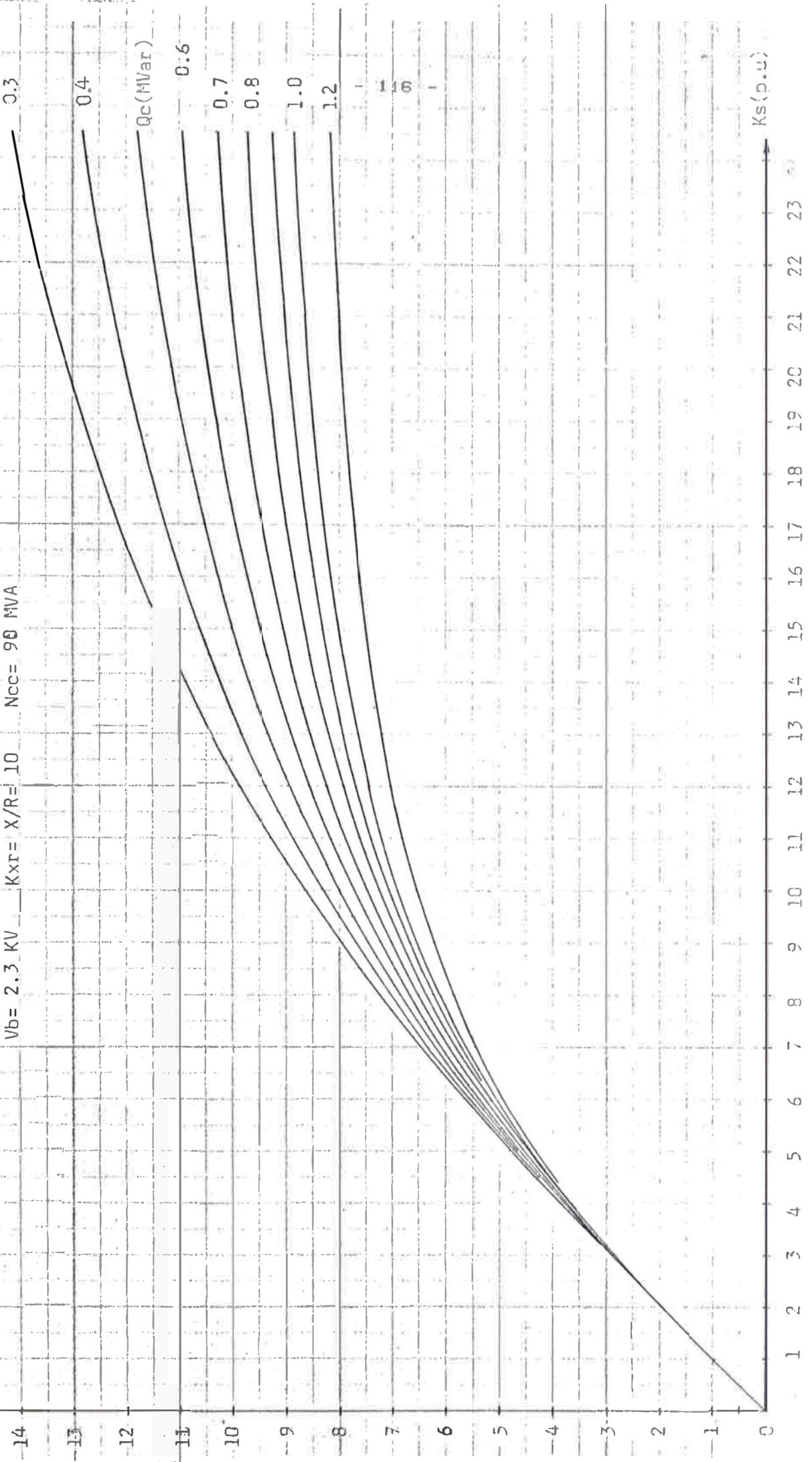
$V_b = 2.3 \text{ KV}$ $K_{XI} = X/R = 10$ $N_{CC} = 80 \text{ MVA}$



K_p (p.u.)

RESONANCIA PARALELO CON FILTRO SINTONIZADO

$V_b = 2.3$ KV $K_{xr} = X/R = 10$ $N_{cc} = 90$ MVA



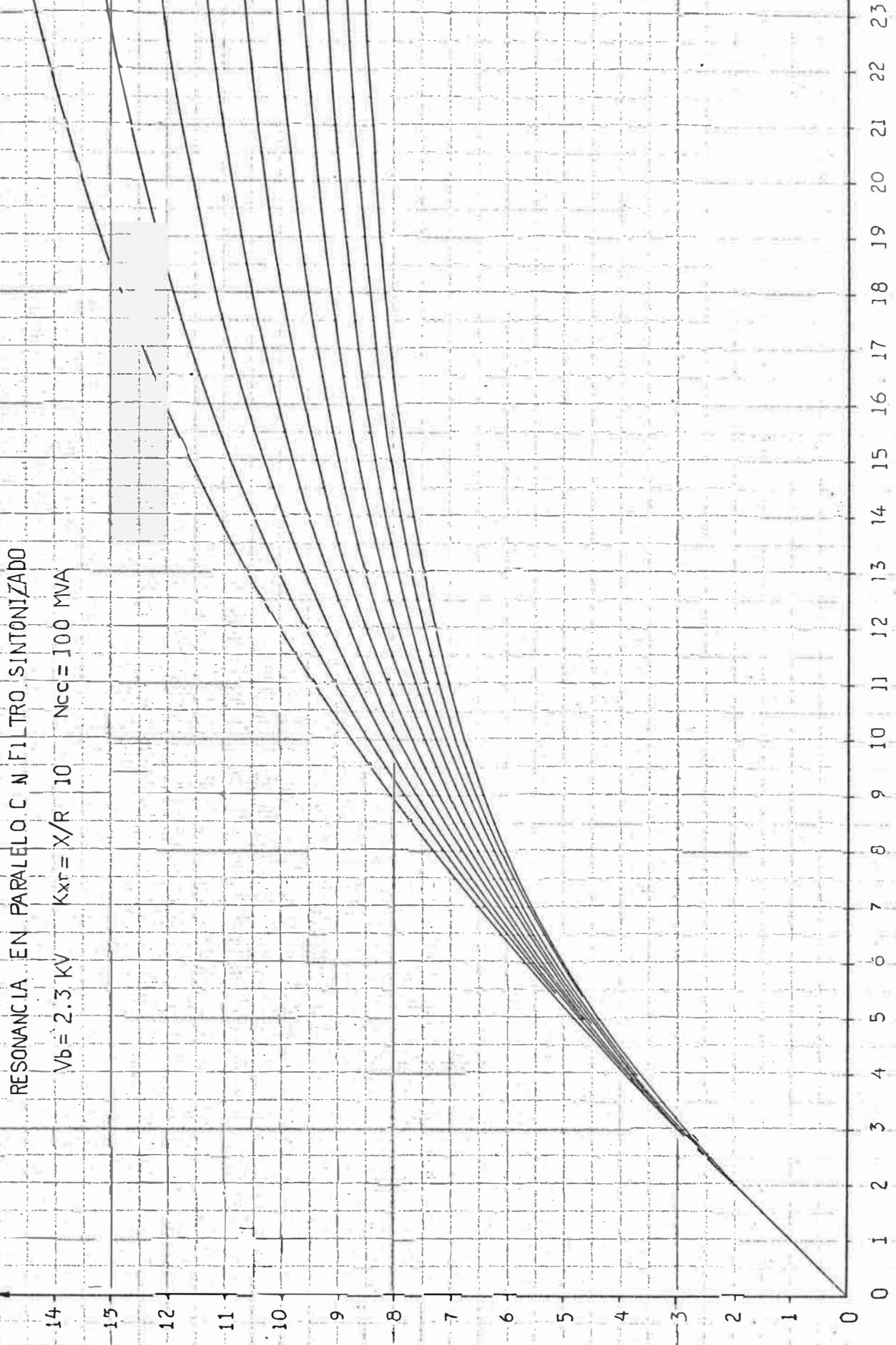
K_s (p.u.)

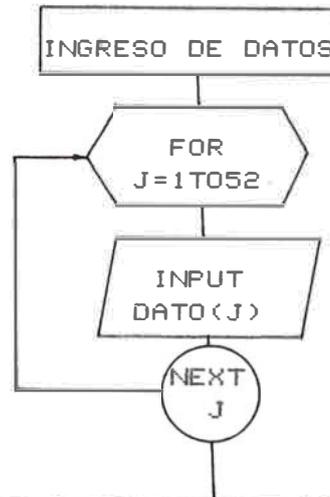
RESONANCIA EN PARALELO CON FILTRO SINTONIZADO
 $V_b = 2.3 \text{ KV}$ $K_{XF} = X/R = 10$ $N_{CC} = 100 \text{ MVA}$

$Q_c \text{ (MVar)}$
 0.3
 0.4
 0.5
 0.6
 0.7
 0.8
 0.9
 1.0
 1.1
 1.2

$K_p \text{ (p.u.)}$

$K_s \text{ (p.u.)}$





C A L C U L O S

1.- DIAGRAMA DE IZAJE: Velocidad, recorrido vs tiempo.

$V_0(1)=V_0(3)=V_0(2); V_0(5)=V_0(6)=V_0(7)=V_0(4); V_0(11)=V_0(10)=V_0(8)$
 $V_0(14)=V_0(13)=V_0(12); T_0(2)=D_0(2)/V_0(2); T_0(4)=V_0(4)/A_0; V=1000$
 $D_0(4)=V_0(4)/2*A_0; T_0(8)=(V_0(4)-V_0(8))/A_0; T_0(10)=D_0(10)/V_0(8)$
 $T_0(12)=V_0(8)/A_0; T_0(14)=D_0(14)/V_0(12); T_u(14)=T_0(14)+T_0(2)$
 $D_0(8)=(V_0(4)-V_0(8))/(2*A_0); D_9=D_0(15)-(D_0(2)+(D_0(2)+D_0(14)))$
 $T_0(6)=(D_9-D_0(10))/V_0(4); D_0(6)=D_9-D_0(10)-(V_0(4)/2)*(1/A_0+1/D_0)$
 $TT=T_0(2)+T_0(4)+T_0(6)+T_0(8)+T_0(10)+T_0(12)+T_0(14); T_1=T_0(4)+$
 $T_0(8)+T_0(12); T_2=T_0(10)+T_0(12)+T_0(14)+T_0(15); T_3=TT+T_0(15)$
 $T_u(12)=T_0(12)+T_0(14); P=3.6*Co/T_3; P_1=P/(Co/V); F_7=F_1+F_2+F_3$
 $F_9=F_4+F_5; J_8=J_0+J_1+J_2+(J_3+J_4)*K_2; J_9=(9.81/G)*(F_7+F_9)*R_0; E=100$
 $C_3=0.6*A*G; C_4=V*R_0*N_2; F_0=(C_1*(F_3+F_5)+C_2*(F_1+F_2+F_4))*9.81$
 $M_1=(J_8+J_9)*A_0/R_0; M_2=(F_7-F_9)*9.81*R_0; M_3=M_1+M_2; M_4=M_2-M_1$

2.- TORQUE EN EL EJE DEL MOTOR.

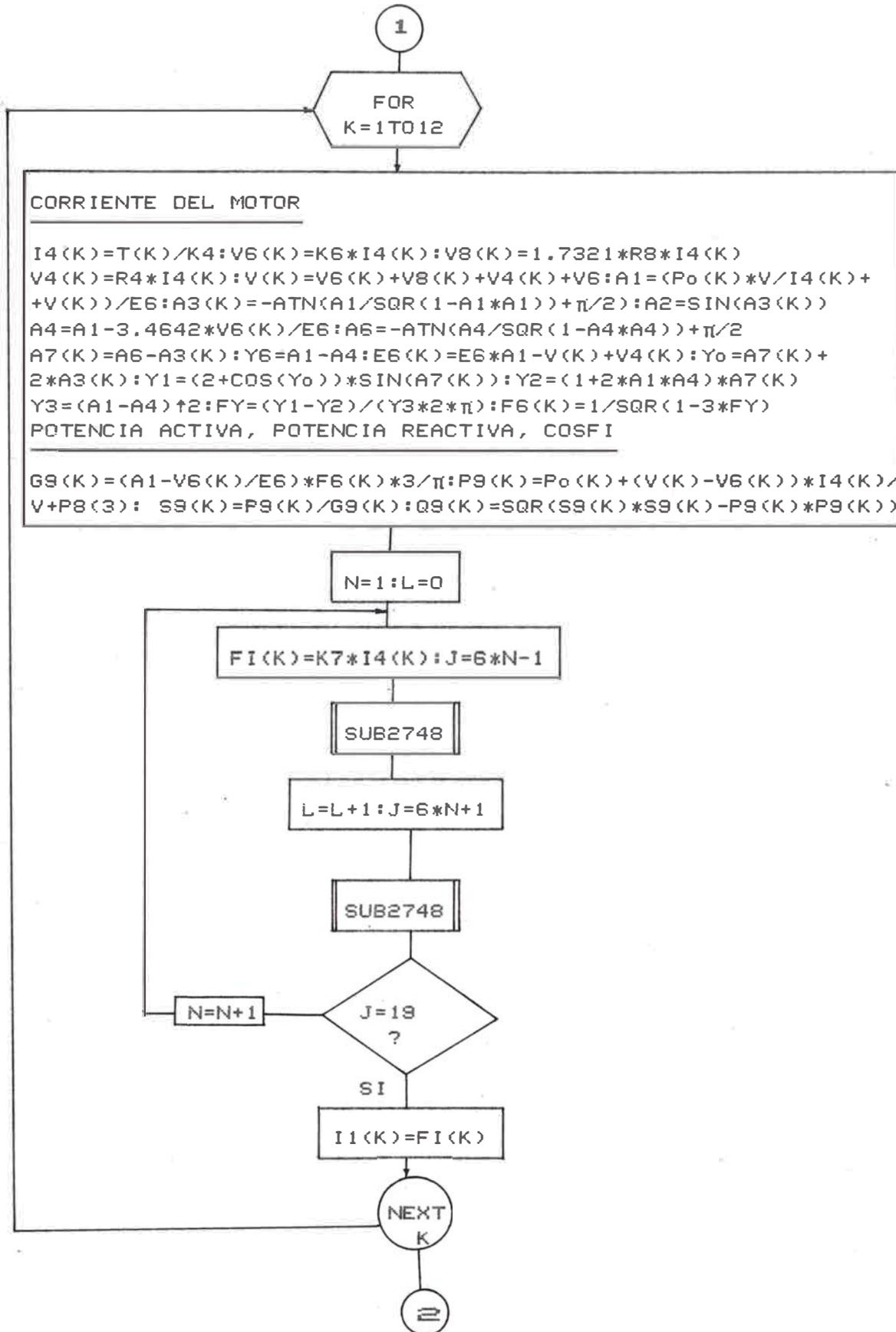
$T(1)=M_3+R_0*F_0; T(2)=M_3+R_0*F_0+C_3*V_0(4); T(3)=M_2+R_0*(F_0+$
 $C_3*V_0(4)); T(4)=T(3); T(5)=T(3)-M_1; T(6)=M_2-M_1+R_0*(F_0+C_3*V_0(8))$
 $T(7)=M_2+R_0*(F_0+C_3*V_0(8)); T(8)=T(7); T(9)=T(6); T(10)=M_2-M_1+$
 $R_0*(F_0+C_3*V_0(12)); T(11)=M_2+R_0*(F_0+C_3*V_0(12)); T(12)=T(11)$

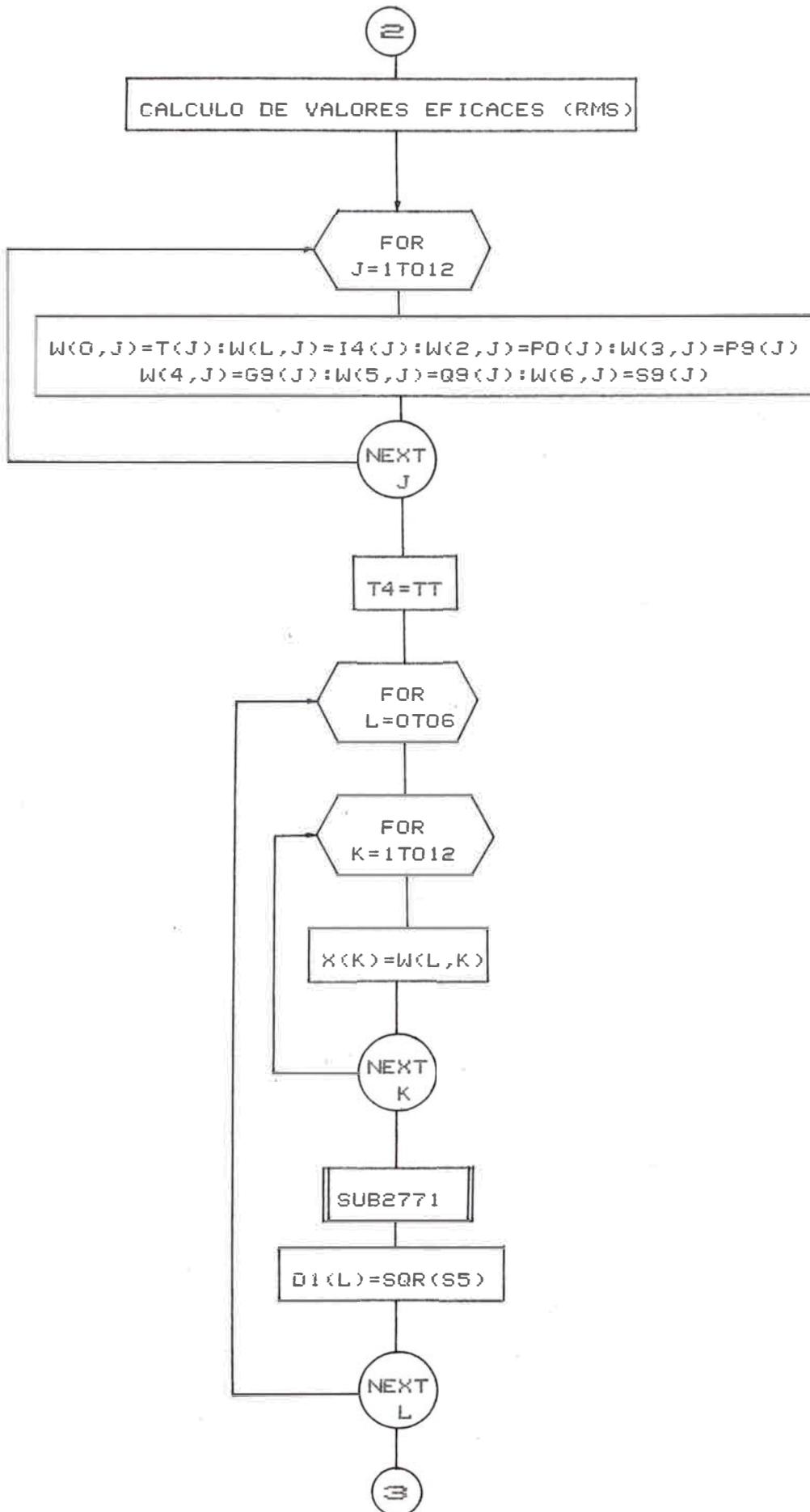
3.- POTENCIA MECANICA EN EL EJE DEL MOTOR

$P_0(1)=T(1)*V_0(0)/C_4; P_0(12)=T(2)*V_0(4)/C_4; P_0(3)=T(3)*V_0(4)/C_4$
 $P_0(4)=T(4)*V_0(4)/C_4; P_0(5)=T(5)*V_0(4)/C_4; P_0(6)=T(6)*V_0(8)/C_4$
 $P_0(7)=T(7)*V_0(8)/C_4; P_0(8)=T(8)*V_0(8)/C_4; P_0(9)=T(9)*V_0(8)/C_4$
 $P_0(10)=T(10)*V_0(12)/C_4; P_0(11)=T(11)*V_0(12)/C_4; P_0(12)=P_0(11)$

4.- PARAMETROS DEL CONVERTIDOR ESTATICO

$B_4=P_4*10/(E_4*N_4); T_5=V*P_4/(W_4*2*\pi/60); K_4=T_5*K_2/B_4; CP=\pi/180$
 $R_8=P_8(2)*V/((V*P_8(1)/E_8); X_6=28*(E_8/1.7321/(P_8(1)*10); PC=1/CP$
 $R_4=V_4*E_4/(100*B_4); E_6=1.35*F_8*E_8; K_7=SQR(6)*(E_8/E_9)/\pi$
 $K_6=3*X_6/\pi; Z_0=(V_0)/N_0; X_0=Z_0*\sin(O_0*CP); R_1=Z_0*\cos(O_0*CP)$

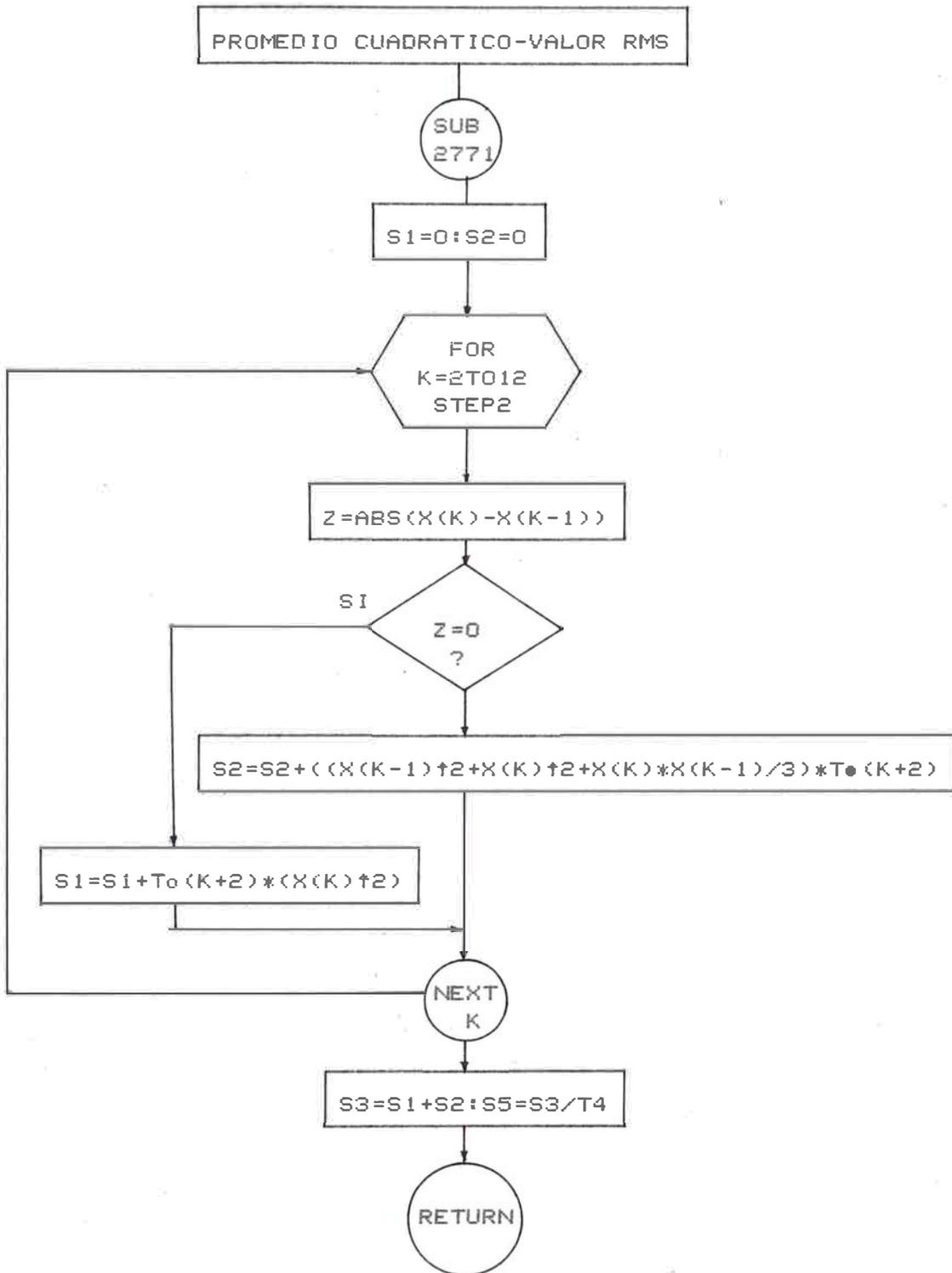






TABLAS DE RESULTADOS

- 1-Datos utilizados en los cálculos.
- 2-Constantes del sistema electromecánico.
- 3-Ciclo de izaje: recorrido, velocidad, vs tiempo
- 4-Características de trabajo del motor: corriente torque, potencia versus tiempo.
- 5-Potencia activa, factor de potencia, y potencia reactiva, reflejada en la red.
- 6-Caída de tensión en los diversos componentes de la red de suministro.
- 7-Parámetros del convertidor estático.
- 8-Componente fundamental y componentes de armónicos de corriente en la red.
- 9-Compensación de potencia reactiva mediante un banco de condensadores.
- 10-Filtros de reducción de componentes armónicos de corriente en la red de suministro.
- 11-Cálculos parciales de factor de potencia del sistema, compensación de potencia reactiva, cálculo de filtros de armónicos característicos.



SUB
2892

$Z2 = \text{SQR}(R5^2 + (W * X2 - XC(J) / W)^2) : CP = \pi / 180 : PC = 1 / CP$
 $Z4 = \text{SQR}((RS + R5)^2 + (W * (XS + X2) - XC(J) / W)^2)$
 $R6 = Z2 / Z4 : O4 = PC * \text{ATN}(W * (XS + X2) - XC(J) / W) / (RS + R5)$

RETURN

SUB
2900

$Z1 = \text{SQR}(Rs^2 + (W * Xs)^2) : R2 = Z1 / Z4$
 $O3 = PC * \text{ATN}(W * X2 - XC(J) / W) / Rs$
 $O2 = O3 - O4 : O1 = O - O4$

RETURN

SUB
3130

$Zo = (Vo^2) / No : CP = \pi / 180 : PC = 1 / CP$
 $Xo = Zo * \text{SIN}(Oo * CP) : R1 = Zo * \text{COS}(Oo * CP)$

RETURN

COMPONENTES ARMONICOS
DE CORRIENTE

SUB
2748

```
A8=J*A3(K):A9=J*A6:Y4=-J*A2*COS(A8)+  
A1*SIN(A8)+J*SIN(A6)*COS(A9)-A4*SIN(A9)  
Y5=A1*COS(A8)+J*A2*SIN(A8)-A4*COS(A9)-  
J*SIN(A6)*SIN(A9):G2=1/(J*(J+2-1))  
R=SQR(Y4+2+Y5+2):I(L,K)=K7*G2*R*I4(K)/Y6
```

RETURN

OBSERVACIONES.

1.- Los datos dados en la pag.97 corresponden a los de diseño del elevador con los que se obtiene los resultados tabulados en las páginas 99 a 112.

Los gráficos de la pags. 107 y 113 a 117 se obtienen con el programa computacional descrito en 3.2.0. Estos gráficos permiten efectuar diversos análisis en alternativas de aplicación de banco de condensadores y filtros.

2.- El cálculo de la potencia eficaz (RMS) normalmente se efectúa mediante la ecuación dada en la pag.139 cuyas constantes son $K1=0.75$ y $K2=0.5$, pero en el caso tratado en que los equipos involucrados de la marca ASEA de diseño europeo, la potencia eficaz se calcula mediante la siguiente expresión:

$$P(RMS) = \sqrt{\frac{\sum P_i t_i}{T}}$$

donde: $T=0.5T1+T0(6)+0.2(T2+0.5T1)$

Lo usual es que $T=TT$ definido en la pag.119; lo mismo $T1$, $T0(6)$ y $T2$; P_i y t_i están definidos en la pag.139

3.- Compensación de la potencia reactiva y reducción de componentes armónicos de corriente.

Caso I.-Banco de condensadores de compensación de potencia reactiva sin filtro de armónicos.

Para elevar el factor de potencia del sistema eléctrico del elevador de 0.55 a 0.9, ambos inductivos, se requeriría instalar un banco de condensadores de compensación de

potencia reactiva de 695 KVar, de acuerdo a los cálculos efectuados con el diagrama de la pag.107.

Aplicando un banco de condensadores de 700 KVar implica un orden de armónico de resonancia en paralelo de 11.3 p.u y aplicando un banco de condensadores de 600 Kvar el armónico de resonancia paralelo es 12.24, según el gráfico de la pag.114. Se observa que la capacidad del condensador de 600 KVar es el más conveniente de aplicar porque la resonancia en paralelo se produce en un valor alejado del armónico característico 11 p.u.

La resonancia en paralelo de la inductancia del sistema con la capacitancia del banco de condensadores a 734 Hz (12.24 p.u) implica factores de distribución ρ_f de 10 p.u a 84.3 y un ρ_s de 10 p.u a un ángulo de -90 . Se observa que estos valores están desfazados casi 180 , indicando un intercambio de energía entre los dos elementos de almacenamiento, el banco de condensadores y la inductancia del sistema. Si se presentara algún valor de corriente a 734 Hz, una magnitud de 10 p.u de corriente oscilará entre la inductancia del sistema y banco de condensadores. Normalmente no hay tal corriente presente en un sistema de potencia, no hay corriente oscilante a 734 Hz. Aunque a 660 Hz, el valor de ρ_f es 3.869 p.u a un ángulo de 151.6 y un valor de ρ_s de 4.77 p.u a un ángulo de -22.6 Significando que cualquier corriente armónica del 11avo orden presente excitará parcialmente el circuito resonante y oscilará entre la capacitancia y la inductancia del circuito.

Se observa que 4.77 p.u de corriente del 11avo armónico fluirá en el sistema. Asimismo los valores de ρ_f y ρ_s del 7o. armónico son respectivamente 0.486 p.u a un ángulo de 171.5 y 1.48 p.u a un angulo de -2.78. El valor de corriente de 1.48 p.u del 7o.armónico fluirá en el banco de condensadores y un valor de corriente de 1.19 p.u del 5o. armónico fluirá el sistema.

El motor consume una corriente máxima de 2511 Ac.c, reflejado en el lado de alta del transformador del rectificador de 6 pulsos significa una magnitud de corriente fundamental de 153 A, corrientes armónicas $I_5=31$ A, $I_7=22$ A, $I_{11}=14$ A, $I_{13}=11$ A, $I_{17}=8.5$ A, etc, luego la magnitud total de corriente será:

$$I_{total} = \sqrt{I_1^2 + I_5^2 + I_7^2} = 159 \text{ A.}$$

en el banco de condensadores que daría la capacidad nominal del banco de condensadores.

Los valores prácticos que podrían aplicarse serían:

$I_5=0.175I_1$, $I_7=0.111I_1$, $I_{11}=0.045I_1$, etc según las recomendaciones de IEEE dadas en (31).

Caso II.-Control del flujo de corrientes armónicas.

Utilizando la misma capacitancia del Caso I de compensación de potencia reactiva se aplica un filtro sintonizado para los armónicos 11 y 13 en forma separada con los que se obtiene efectos diversos en la red.

Para disminuir las oscilaciones de corrientes armónicas se aplican filtros para controlar estas corrientes. Las

tablas de las páginas 112 y 113 listan los valores de ρ_f y ρ_s para los armónicos $K=5$ hasta el orden $K=37$ sintonizados para los armónicos 11 y 13 respectivamente utilizando la misma capacitancia del condensador anterior de .6 MVar con un filtro para el 11avo armónico, los valores de ρ_f y ρ_s para las otras frecuencias características se reducen y el desfase entre ellos no es mayor de 180° , por lo tanto no hay corrientes oscilantes. Se observa que a las frecuencias sintonizadas estos dos parámetros están desfazados en aproximadamente 90° .

Con un filtro para el 13avo. armónico, los valores de ρ_f y ρ_s para las otras frecuencias características se reducen aun más con excepción del armónico 11avo que si se aplicara un filtro para el armónico 11.

Las características de comportamiento del banco de condensadores de .6 Mvar y de los filtro sintonizados correspondientes a los órdenes 11 y 13avo armónicos, se dan en las pags.109 a 113, donde se dan además las características de los reactores requeridos para los filtros en mención.

4.- A igualdad de potencia de cortocircuito y a mayor potencia de compensación de KVar el orden del armónico resonante disminuye. A igualdad de potencia de compensación y a mayor potencia de cortocircuito el orden del armónico resonante disminuye.

5.- La fluctuación de tensión para la misma carga conectada depende de la potencia de cortocircuito. La fluctuación es menor cuanto mayor es la potencia de cortocircuito.

3.3.0. Estudio de carga

3.3.1. Ciclo de izaje del elevador

El elevador trabaja en operación automática o manual de acuerdo a un ciclo de izaje, Fig.12 cuya duración comprende un tiempo de carrera y un tiempo muerto.

El tiempo de carrera comprende:

- el tiempo de aceleración (t1).
- el tiempo de velocidad máxima (t2).
- el tiempo de desaceleración (t3 = t'3 + t"3).

El tiempo muerto comprende:

- el tiempo de alejamiento de la zona de carguio (tm1)
- el tiempo de acercamiento a la zona de descarga (tm2)
- el tiempo de carga y descarga (tm3).

3.3.2. Relación entre producción requerida Pr, capacidad del balde Csk, y tiempo de carrera tc.

$$Pr(\text{Ton/H}) = Csk / (tc + tm)$$

donde:

Pr = Producción requerida en Toneladas por hora.

Csk = Capacidad del balde (skip) en toneladas.

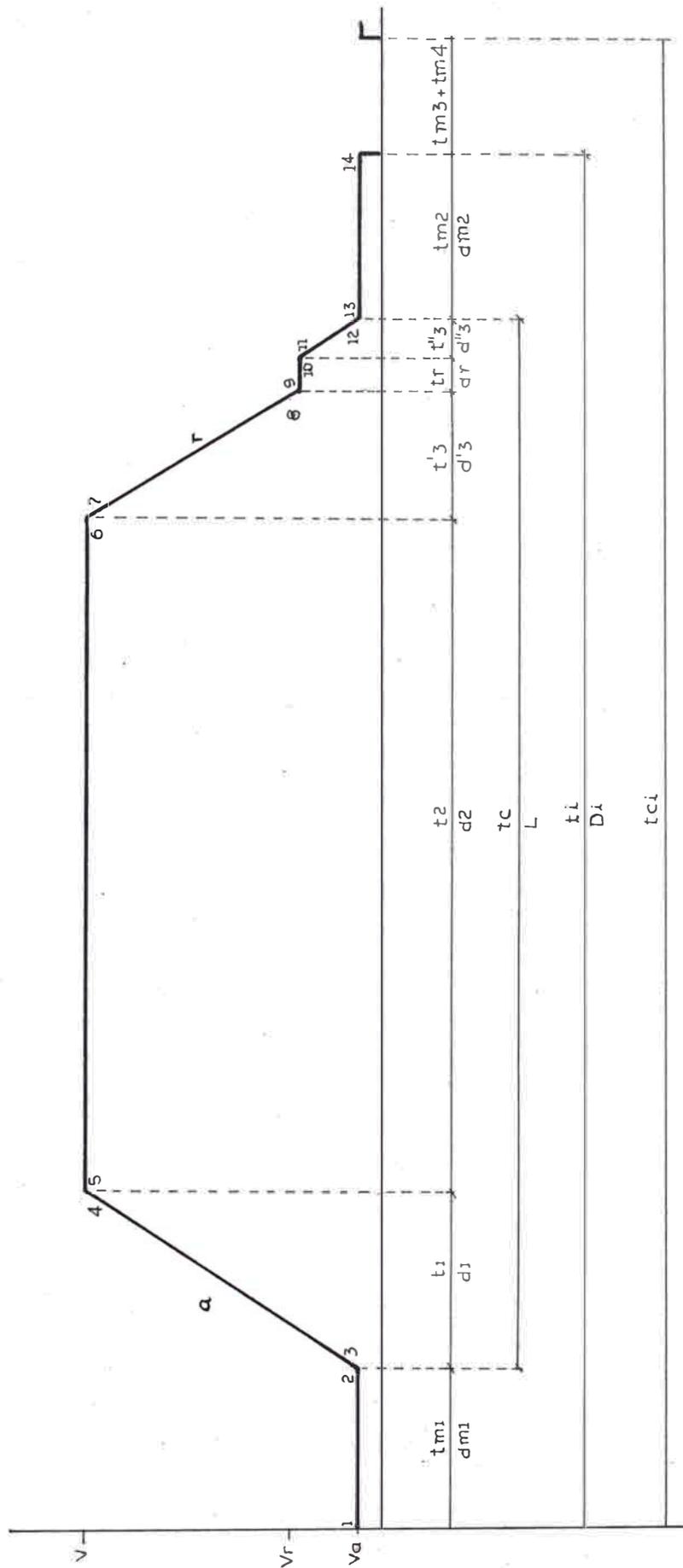
tc = Tiempo de carrera (seg) = t1+t2+t'3+t"3.

tm = Tiempo muerto (seg) = tm1+tm2+tm3.

despejando tc de la ecuación anterior:

$$tc = Csk / Pr - tm$$

Fig.12.- DIAGRAMA DE IZAJE DE UN ELEVADOR DE FRICCION



3.3.3. Relación entre velocidad máxima V, distancia de izaje (Di) y tiempo de carrera del balde (ti).

En el diagrama del ciclo de izaje que consiste en un diagrama de velocidad vs tiempo (ver Fig.12); se asume por motivos de simplificación que las velocidades de alejamiento y de acercamiento, de la zona de carguio y de la zona de descarga respectivamente, son despreciables. Se asumen como datos la velocidad máxima V, las magnitudes de aceleración (a) y desaceleración (r), la velocidad reducida de acercamiento (Vr) constante y la distancia de izaje (Di).

Aplicando los conceptos fundamentales de la cinemática se obtienen las siguientes ecuaciones:

$$t1 = V / a$$

$$d1 = V^2 / 2a$$

$$t3 = V / r$$

$$t3 = t'3 + t''3$$

$$t'3 = (V - Vr) / r$$

$$t''3 = Vr / r$$

$$d3 = V^2 / 2r$$

$$d3 = d'3 + d''3$$

$$d'3 = (V - Vr)^2 / 2r$$

$$d''3 = Vr^2 / r$$

$$tr = dr / Vr$$

$$t2 = (L - dr) / V - (V/2) \cdot (1/a + 1/r)$$

$$d2 = L - dr - (V/2) \cdot (1/a + 1/r) \cdot V$$

$$tci = (3,600 Csk) / Pr.$$

$$t_c = t_{ci} - t_m$$

$$t_m = t_{m1} + t_{m2} + t_{m3} + t_{m4}$$

$$t_i = t_{ci} - (t_{m3} + t_{m4})$$

$$D_i = L + d_{m1} + d_{m2}$$

Donde :

t_1 = Tiempo de aceleración en Seg.

d_1 = Distancia de aceleración en m.

t_3 = Tiempo de desaceleración en Seg.

d_3 = Distancia de desaceleración en m.

t_r = Tiempo de velocidad reducida constante en Seg.

t_2 = Tiempo de velocidad máxima en Seg.

d_2 = Distancia recorrida a velocidad máxima en m.

t_{ci} = Tiempo del ciclo de izaje en Seg.

t_c = Tiempo de carrera en Seg.

t_m = Tiempo muerto en Seg.

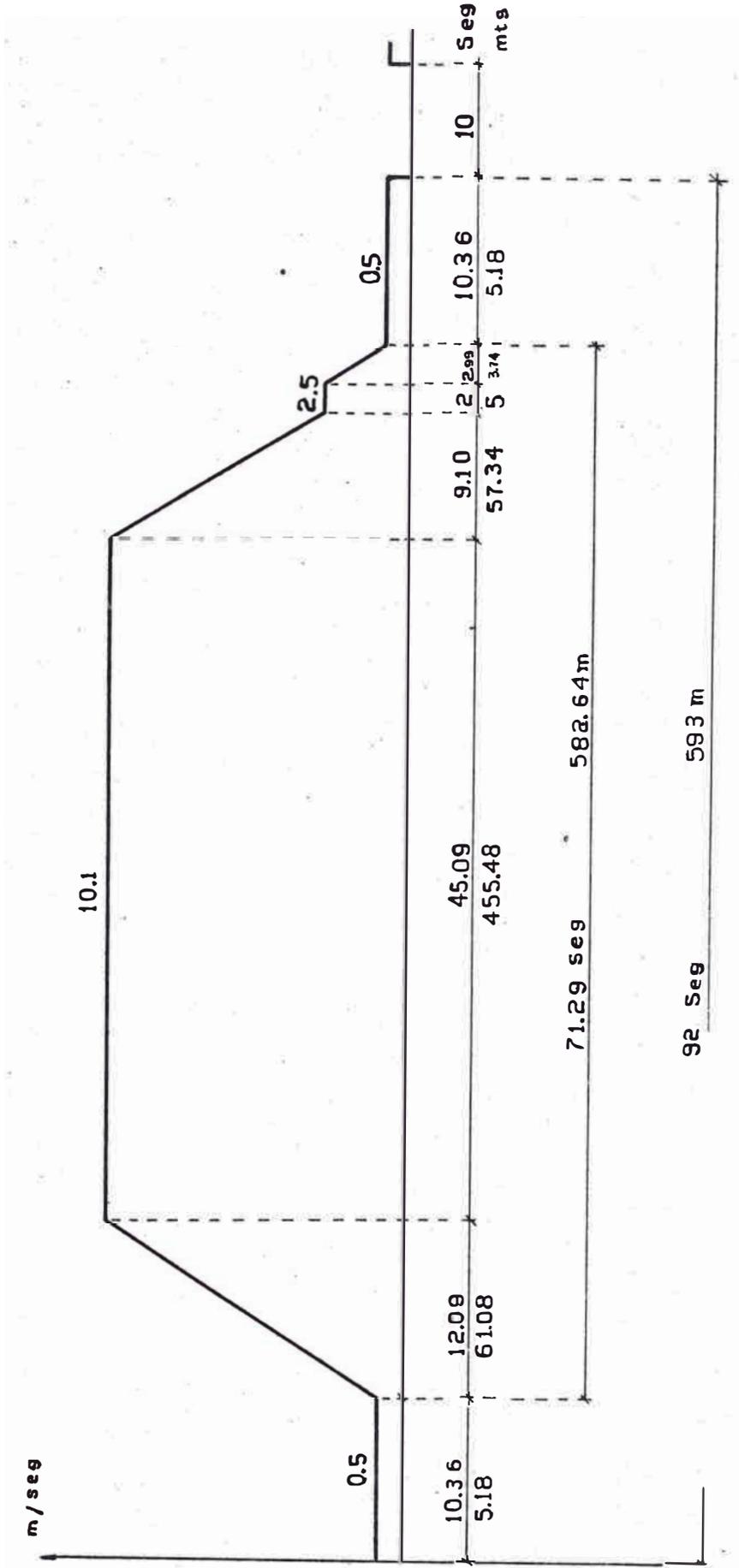
t_i = Tiempo de izaje en Seg.

D_i = Distancia de izaje en m.

3.3.4. Determinación del ciclo de izaje del elevador

El diagrama del ciclo de izaje del elevador es determinado empleando las expresiones matemáticas dadas en 3.3.3 y parámetros característicos como: carga útil, velocidad máxima, altura de izaje, tasa de aceleración y retardación, velocidades y tiempos en las zonas de acercamiento a niveles de carga y descarga de mineral. En la Fig.12, se muestra el diagrama de izaje del elevador de Cerro de Pasco, estos resultados se obtuvieron mediante el programa computacional descrito en

Fig 19. DIAGRAMA DE IZAJE DEL ELEVADOR DE CERRO DE PASCO



3.2.0. La Tabla 6. muestra los resultados de la corrida del programa, correspondientes al ciclo de izaje. La tasa de aceleración y retardación fueron fijadas a la misma magnitud de 0.835 m/seg²; según el principio de funcionamiento detallado en 1.3.2, esta magnitud puede cambiar dependiendo de las condiciones de operación, el coeficiente de fricción del inserto plástico de las ranuras de la polea, los cables de izaje, la capacidad y tiempo de frenado del sistema, para evitar deslizamientos que significa sobrepasar el límite de fricción μ y la relación de tensiones dinámicas $T1/T2$. La velocidad máxima del balde es de 10.1 m/seg durante 45 segundos, la aceleración, retardación y acercamiento toma aproximadamente 47 seg por viaje, y el tiempo muerto, tiempo que demora el proceso de carguio y descarga es de aproximadamente 10 seg. La altura total de izaje es de 593 metros, tomando el sistema 102 seg (1'42") por viaje, significando una producción de extracción de mineral de 35 baldes/hora ó 240 TM/hora.

3.3.5. Cálculo del torque requerido por el motor durante el ciclo de izaje

a) Fuerzas actuantes en la polea

$$F1 = P1 + Psk + Pci$$

$$F2 = Pcc + Psk$$

$$FPE = 9.81 \times \frac{1}{2} K1 (Pci + Pcc) + K2 (P1 + 2Psk)$$

$$Fpdi = Kfd \times Vi$$

$$Ftpi = FPE + Fpdi$$

donde:

F1 = Tensión estática del cable, lado carga, Kg-f

F2 = Tensión estática del cable, opuesto a F1, Kg-f

FPE = Fuerza de pérdida estática en el pique, Kg-f.

Fpd1 = Fuerza de pérdida dinámica en el pique, Kg-f.

Ftpi = Fuerza total de pérdida en el pique, Kg-f.

PL = Carga neta, Kg-f

PsK = Peso del balde (skip), Kg-f.

Pci = Peso del cable, lado de la carga neta, Kg-f.

Pcc = Peso del cable de cola, Kg-f.

K1 = Constante de fricción estática = 0.005 = .5% del peso del cable, ver ref.4.

K2 = Constante de fricción estática = 0.02 = 2% de la carga suspendida resultante, ver ref. 4.

Kfd = Constante de fricción dinámica. = $3 g \sqrt{A} / 5$

A = Area de la sección transversal del skip, de acuerdo a la referencia (9) : A = 5m² para elevadores de tamaño ordinario.

V1 = Velocidad del balde, m / seg, en un punto del ciclo de izaje.

b) Inercia de los componentes del sistema de izaje

$$J1 = JP + JPR + JR + (JRM + JM) \times KR^2$$

$$J2 = (F1 + F2) \times (3.81 RP)^2 / g$$

donde :

J1 = Inercia total de los componentes del sistema con movimiento giratorio, Kg - m²

J_2 = Inercia total de los componentes del sistema con movimiento rectilíneo, Kg-m²

J_P = Inercia de la polea, Kg-m²

J_{PR} = Inercia del acoplamiento polea-reductor, Kg-m².

J_R = Inercia del reductor, Kg-m²

J_{RM} = Inercia del acoplamiento reductor-motor, Kg-m².

J_M = Inercia del motor, Kg-m².

K_R = Constante del reductor. = ω_m / ω_p

ω_m = Velocidad plena del motor, RPM.

ω_p = Velocidad plena de la polea, RPM.

R_P = Radio de la polea, m.

g = Aceleración de la gravedad = 9.81 m/seg².

c) Cálculo del torque requerido por el motor durante el ciclo de izaje.

Se calcula el torque requerido por el motor en los vértices del diagrama de velocidades, ver Fig. 12, donde se producen los cambios de velocidad, las expresiones que se aplican para el cálculo son las que se dan a continuación, y los resultados en la Fig.12

$$T(1) = T_2 + R_P (F_{PE} + F_{PD1})$$

$$T(2) = T(1)$$

$$T(3) = T_3 + R_P (F_{PE} + F_{PD1})$$

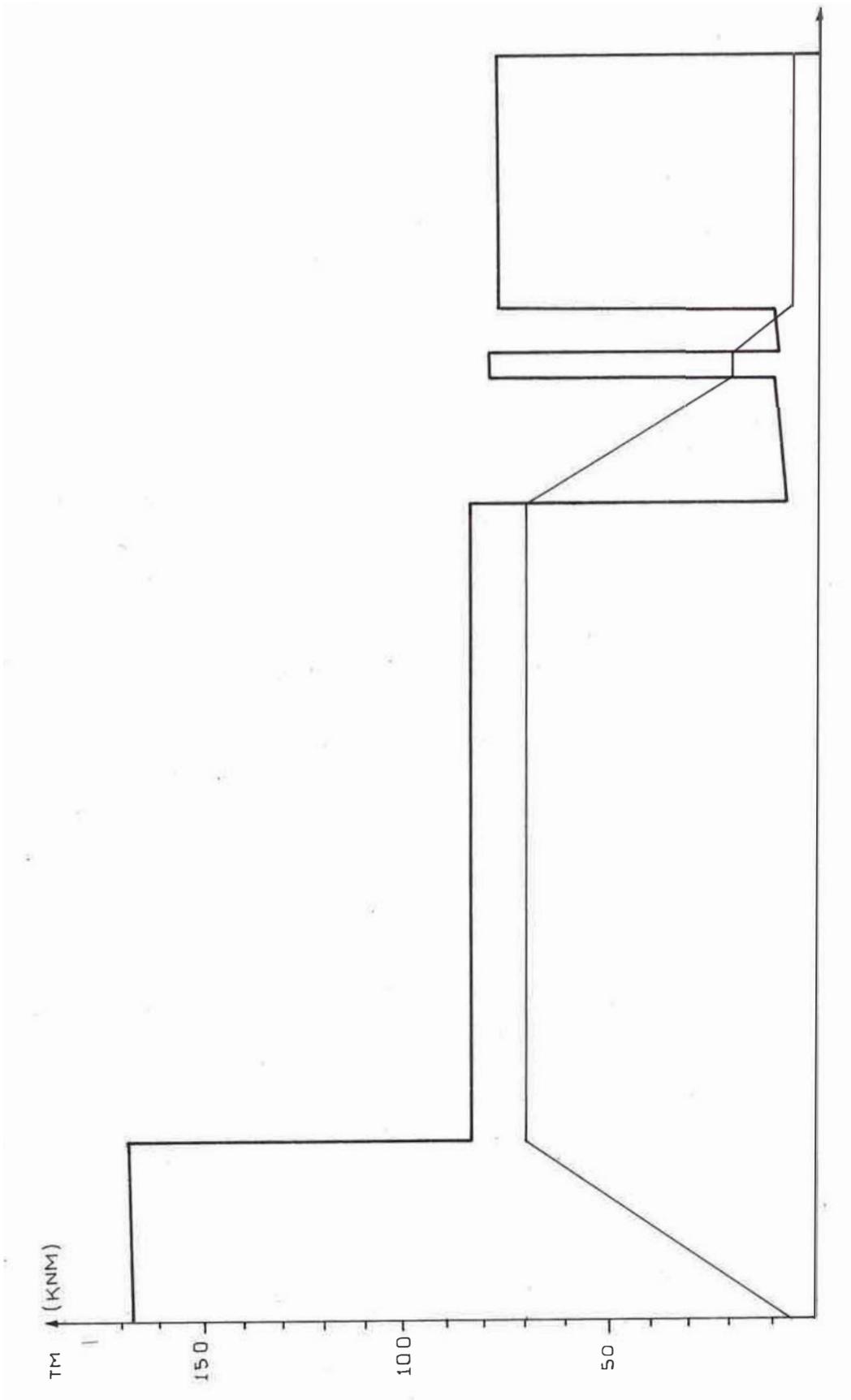
$$T(4) = T_3 + R_P (F_{PE} + F_{PD3})$$

$$T(5) = T_2 + R_P (F_{PE} + F_{D4})$$

$$T(6) = T(5)$$

$$T(7) = T_4 + R_P (F_{PE} + F_{D7})$$

FIG.20. DIAGRAMA DE TORQUE REFERIDO AL EJE DE LA POLEA DURANTE EL CICLO DE IZAJE.



$$T(8) = T4 + RP (FPE + FD8)$$

$$T(9) = T2 + RP (FPE + FD8)$$

$$T(10) = T(9)$$

$$T(11) = T4 + RP (FPE + FD11)$$

$$T(12) = T4 + RP (FPE + FD12)$$

$$T(13) = T2 + RP (FPE + FD12) = T(12) + T1$$

$$T(14) = T(13)$$

Donde :

$T(i)$ = Torque calculado en un vértice i del diagrama
del ciclo de izaje, N-m

$$T1 = \alpha (J1 + J2)$$

$$T2 = 9.81 RP \times (F1 - F2)$$

$$T3 = T1 + T2$$

$$T4 = T2 - T1$$

$$FPDi = 3 g Vi^2 \quad \text{para } i=1,2,3,\dots,14$$

$$\alpha = a/RP \quad \text{Rad/seg}^2$$

Los datos y los resultados se dan en las hojas de datos y la tabla 7., respectivamente, mencionados en 3.2.0

3.3.6. Cálculo de la potencia requerida por el motor durante el ciclo de izaje.

La potencia que consumiría el motor en cada punto del ciclo de izaje se obtiene multiplicando las magnitudes de torque por las magnitudes correspondientes de la velocidad del balde durante el izaje. Las fórmulas a aplicar son las siguientes:

$$P(1) = T(1) \times V1 / C4$$

$$P(2) = P(1)$$

$$P(3) = T(3) \times V1 / C4$$

$$P(4) = T(4) \times V3 / C4$$

$$P(5) = T(5) \times V3 / C4$$

$$P(6) = P(5)$$

$$P(7) = T(7) \times V3 / C4$$

$$P(8) = T(8) \times V5 / C4$$

$$P(9) = T(9) \times V5 / C4$$

$$P(10) = P(9)$$

$$P(11) = T(11) \times V5 / C4$$

$$P(12) = T(12) \times V7 / C4$$

$$P(13) = T(13) \times V7 / C4$$

$$P(14) = P(13)$$

$$C4 = 1,000 RP \times \eta R$$

Donde:

C4 = Constante

RP = Radio de la polea, m

ηR = Eficiencia del reductor

P(i) = Potencia consumida por el motor en un punto i del diagrama de izaje, KW. i=1,2,3,4,.....14.

T(i) = Torque requerido, para un punto determinado del diagrama de izaje, está referido al eje de la polea, N-m. i=1,2,3,4,.....14

Vi = Velocidad del balde en un punto determinado i del ciclo de izaje, m/seg. i=1,2,3,4,.....14.

Potencia media cuadrática o potencia eficaz del motor

La potencia media cuadrática (RMS) se calculará de acuerdo a las expresiones dadas a continuación, empleando las magnitudes de potencia y tiempo del diagrama de izaje durante un ciclo.

a) Para motor con ventilación forzada:

$$PM(RMS) = \sqrt{\frac{\sum P_i^2 t_i}{T}}$$

$$T = \sum t_i$$

b) Para motor con enfriamiento natural:

$$PM(RMS) = \sqrt{\frac{\sum P_i^2 t_i}{(k_1 T_1 + k_2 T_2 + T_3)}}$$

donde:

PM(RMS) = Potencia media cuadrática o potencia equivalente del motor, KW

P_i = Potencia del motor en un punto determinado i del ciclo de izaje.

t_i = Tiempo que toma P_i en el ciclo de izaje, seg.

T = Periodo correspondiente a un ciclo, seg

k₁ = % de tiempo de aceleración y retardación

k₂ = Porcentaje de tiempo durante la velocidad de acercamiento, alejamiento y reposo del motor.

T₁ = Tiempo de aceleración y retardación.

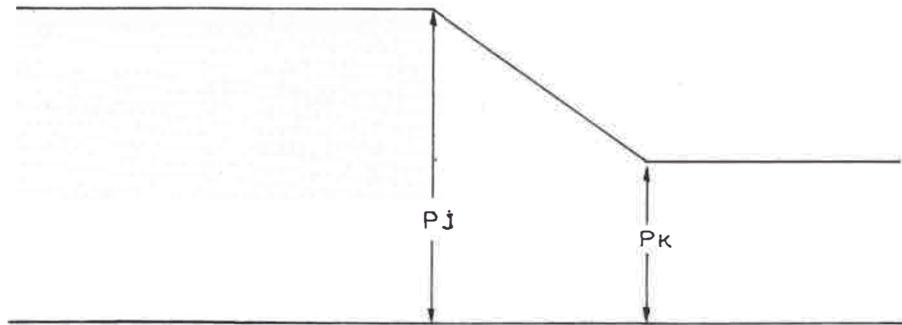
T₂ = Tiempo de acercamiento, alejamiento y reposo.

T₃ = Tiempo de velocidad constante.

A continuación se dan las fórmulas que simplifican el cálculo de la potencia RMS, cuando la curva de potencia está dividida en una o dos porciones.

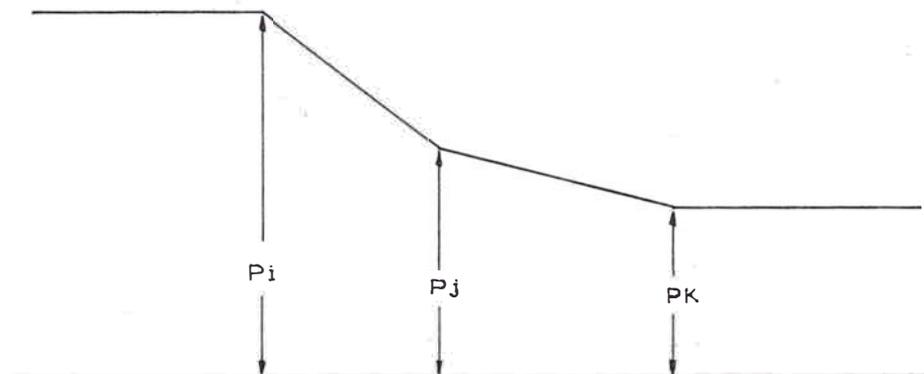
a)

$$Pe'q = \sqrt{\frac{(P_j^2 + P_k^2 + P_j P_k)}{3}}$$



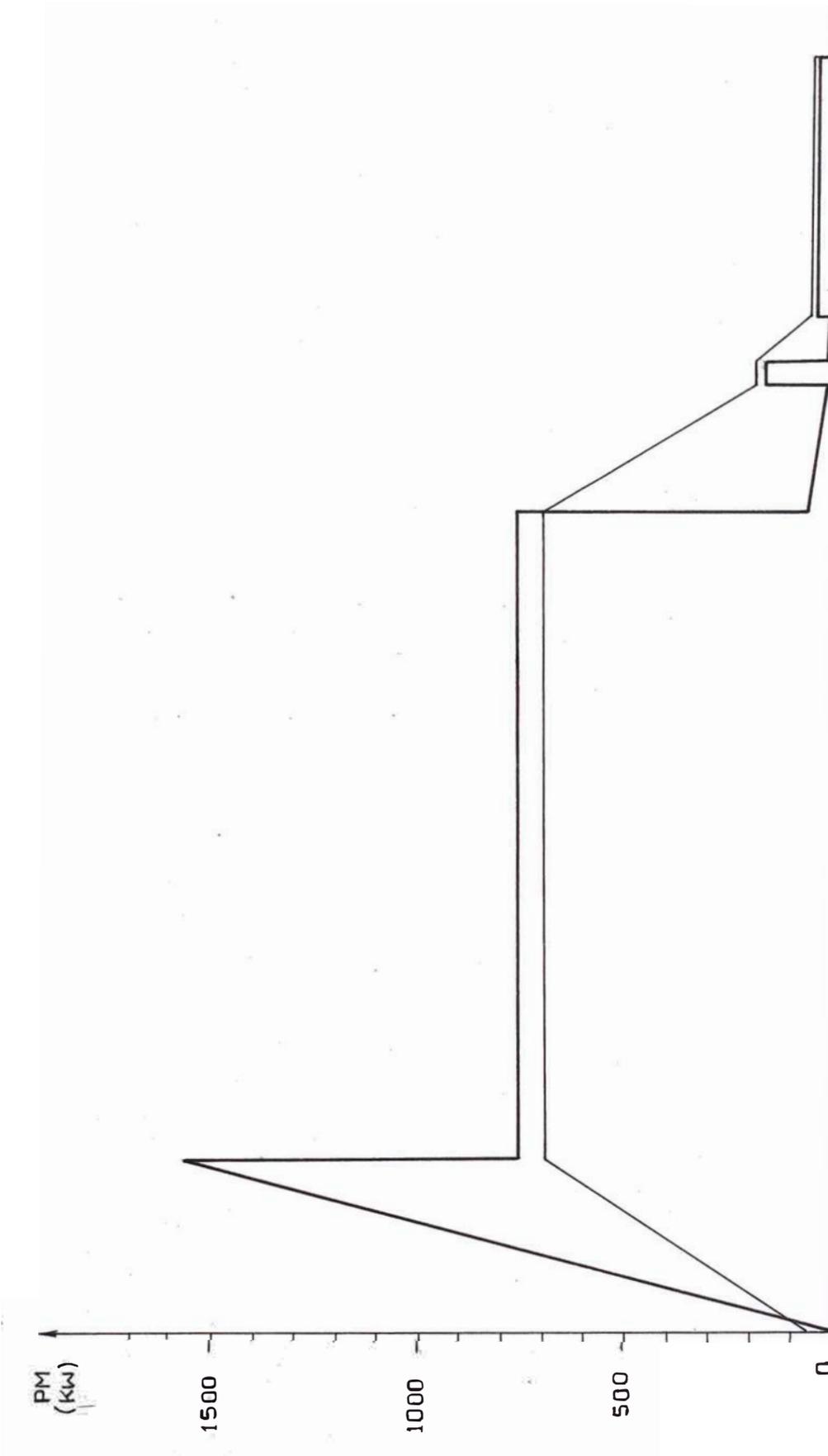
b)

$$Pe'q = \sqrt{\frac{(P_i^2 + P_j^2 + P_i P_j) t_i + (P_j^2 + P_k^2 + P_j P_k) t_j}{3 (t_i + t_j)}}$$



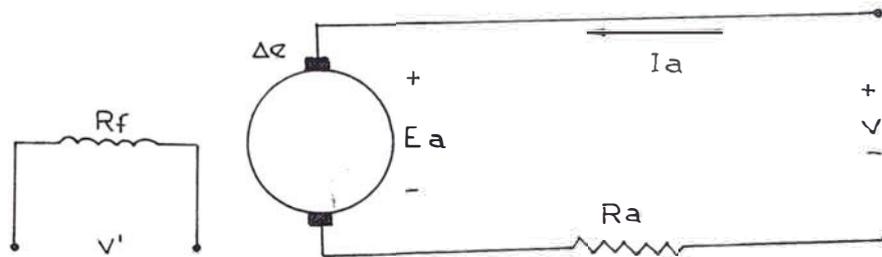
Aplicando las expresiones de potencia se tienen los resultados que se dan a en la Tabla 7. y en la Fig.12

FIG.21 . DIAGRAMA DE POTENCIA REQUERIDA POR EL MOTOR DURANTE EL IZAJE DE MINERAL.



3.3.7. Cálculo de la corriente consumida por el motor durante el ciclo de izaje.

Aplicando la 2a. Ley de Kirchhoff al circuito de armadura del motor, como se muestra en el diagrama:



$$V = E_a + I_a R_a + \Delta e$$

y escribiendo esta ecuación de otra manera:

$$V - \Delta e = V_a = E_a + I_a R_a$$

expresa la tensión real en bornes del inducido (V_a).

Despejando en la ecuación anterior, E_a e I_a se tiene respectivamente:

$$E_a = V_a - I_a R_a$$

$$I_a = (V_a - E_a) / R_a$$

Puesto que:

$$E_a = (p/a) \Phi n Z = Z' n \Phi$$

$$Z' = (p/a) \times Z$$

donde despejando n : $n = E_a / (\Phi Z')$

y reemplazando la expresión de E_a :

$$n = E_a / (\Phi Z') = (V_a - I_a R_a) / (\Phi Z')$$

y en la expresión de I_a :

$$I_a = (V_a - E_a) / R_a = (V_a - \Phi Z' n) / R_a$$

En la expresión:

$$V = E_a + I_a R_a + \Delta e$$

al multiplicarse ambos miembros por I_a :

$$V I_a = E_a I_a + R_a I_a^2 + I_a \Delta e$$

$$\text{donde: } E_a I_a = V I_a - (R_a I_a^2 + I_a \Delta e) = P$$

P es la energía mecánica desarrollada por el motor, que significa la diferencia entre la energía suministrada al inducido y las pérdidas óhmicas en el devanado del inducido y en los contactos de las escobillas. Despreciando las pérdidas mecánicas por fricción en las escobillas y de los cojinetes, la holgura y el efecto de fricción de la histéresis y corrientes de remolino en el núcleo del inducido y en las caras polares, se deduce:

$$P = E_a I_a = \Phi Z' n I_a$$
$$= 2 \pi n T \quad W$$

$$T = (\Phi Z' I_a) / 2 \pi \quad N\text{-m}$$

$$I_a = 2 \pi T / (\Phi Z') \quad A$$

Dado que el funcionamiento del motor es con $\Phi Z' = \text{constante (**)}$, se podrá calcular su magnitud de la siguiente forma:

$$(\Phi Z') / 2 \pi = K_m = T_{NM} / I_{NM}$$
$$= 9.55 V_{NM} \times \eta_M / \omega_{NM}$$

$$T_{NM} = 60 P_{NM} / (2 \pi \omega_{NM})$$

$$I_{NM} = P_{NM} / (V_{NM} \times \eta_M)$$

Luego la corriente de armadura del motor para diversos puntos del ciclo de izaje, se calculará dividiendo el

torque en el eje de la polea reflejado en el eje del motor, entre la constante K_m del motor, Tabla 7., Fig.8

Torque reflejado en el eje del motor:

$$T_M(j) = T(j) / K_R$$

Luego la corriente de armadura $I_M(j)$:

$$I_M(j) = T_M(j) / K_M = T(j) / (K_M K_R)$$

Haciendo: $K = K_M K_R \rightarrow I_M(j) = T(j) / K$

donde :

$I_M(j)$ = corriente de armadura del motor, para diversos puntos del ciclo de izaje.

$T(j)$ = Torque requerido en el eje de la polea durante el desplazamiento del balde, en diversos puntos del ciclo de izaje.

K = Constante de conversión = $K_M K_R$

K_M = Constante del motor.

K_R = Constante del reductor.

(**) se considera que el hierro correspondiente a los circuitos magnéticos de los campos principal y transversal no se satura en operación normal del motor, que significa que para una determinada fuerza magnetomotriz se produce un flujo proporcional.

V = Tensión en bornes del circuito de armadura, V.

E_a = Fuerza contraelectromotriz (f.c.e.m) inducida en el devanado de armadura, Volts.

I_a = Corriente de armadura, V.

R_a = Resistencia del circuito de armadura, no está considerada la resistencia de los polos y

devanados de compensación, Ohms.

Δe = Caída de tensión por contacto de escobillas,

$\Delta e = 2 - 3$ Voltios.

p = Número de polos.

a = Número de circuitos en paralelo o derivaciones

Z = Número total, conductores periféricos = $2 a z S$

z = Número de espiras por bobina.

S = Número de bobinas por circuito de inducido.

zS = Número de espiras por circuito.

azS = Número total de espiras del inducido = $Z/2$.

n = Revoluciones por segundo del inducido = $\omega_m/60$

= $2 \pi \omega_m / 60$ radianes por segundo del inducido

ω_m = Revoluciones por minuto del inducido.

Φ = Flujo por polo (Wb). = $(2 B_m D l) / p$

B_m = Valor medio de la densidad de flujo dentro de un paso polar.

D = Diámetro del inducido.

l = Longitud axial del conductor.

Datos del motor del elevador de fricción

$P_{NM} = 375$ KW (continua) $I_{NM} = 1420$ A (continua)

= 1,800 KW (instantánea) = 2940 A (instant.)

$V_{NM} = 650$ Vc.c

$\omega_{NM} = 740$ RPM = 77.49 rad/seg

$K_R = 8.419$

Aplicando las expresiones de torque del motor

$T_{NM} = 11,291.4$ N-m $K_M = 7.952$ N-m/A $K = 66.948$

Los resultados de corriente se da en Tabla7, y Fig.13.

3.3.8. Cálculo de la potencia activa total y factor de potencia durante el ciclo de izaje.

Para los cálculos mencionados se utilizan los valores de corriente $I_m(j)$ y potencia $P_m(j)$ de los diagramas de izaje correspondientes dados en las Figs.8 y 9, calculados de acuerdo al diagrama de izaje del elevador. La potencia activa total consumida de la red, por el motor D.C del elevador, visto en el lado de alta del transformador es la suma de la potencia neta consumida por el motor más las pérdidas en el motor, las pérdidas en los cables de alimentación y en el transformador. Las reactancias del transformador y de los cables de alimentación originan pérdidas de potencia reactiva muy significativas que dan lugar a un factor de potencia promedio bastante bajo.

Además de los datos de corriente y potencia del motor, se emplean los siguientes datos:

Transformador

SNT = Potencia nominal del transformador en KVA

V_{st} = Tensión nominal del secundario del transformador

$\%Z_{cc}$ = Porcentaje de la impedancia de cortocircuito.

P_{cu} = Pérdidas en el cobre del transformador, en KW

P_o = Pérdidas en el nucleo del transformador, en KW

MOTOR

P_{Nm} (KW) = Potencia nominal del motor.

V_{Nm} (V) = Tensión nominal del motor.

η_M (%) = Porcentaje de rendimiento del motor.

% Vn = Caída de tensión en %, a la corriente nominal

CONVERTIDOR

p = Número de pulsos del convertidor.

Vtir = Caída de tensión en el elemento rectificador, V

Para el cálculo de la potencia activa total y factor de potencia del sistema eléctrico del elevador durante el ciclo de izaje se aplican las expresiones:

$$I_{Nst} = 1000 S_{Nt} / (\sqrt{3} V_{st}) \quad A$$

$$I_{Nm} = 1000 P_{Nm} / (\eta_m V_{nm}) \quad A$$

$$X_c = \%Z_{cc} V_{st}^2 / (100 S_{Nt}) \quad Ohms$$

$$E_{do} = (\sqrt{2} p / \pi) V_{st} \sin(\pi/p) = 1.35 V_{st} \quad Volts$$

$$P(j) = P_m(j) + \Delta P_o + \Delta P_{cu}(j) + \Delta P_m(j) + \Delta P_{Tir}(j) \quad Kw$$

$$\Delta P_{cu}(j) = (I_m(j) / I_{Nst}) P_{Ncu} \quad Kw$$

$$\Delta P_m(j) = P_{Nm} (I_m(j) / I_{Nm}) \quad Kw$$

$$\Delta P_{Tir}(j) = \Delta V_{Tir} I_m(j) \quad Kw$$

$$\cos \varphi(j) = (1/E_{do}) [P_m(j) / I_m(j) + I_m(j) P_{Nm} / I_{Nm} + I_m(j) P_{cu} / I_{Nst} + \Delta V_{Tir}]$$

$$u = \arccos [\cos \alpha(j) - 2\sqrt{3} \Delta E_x / E_{do}]$$

$$f(\mu, \omega) = (1/2 + \cos(\mu + 2\omega)) \left[\text{sen} u - \mu \left[1 + 2\cos \omega \cos(\mu + \omega) \right] \right] / [2\pi(\cos \omega - \cos(\mu + \omega))]^2$$

$$\Delta E_x(j) = p X_c I_M(j) / 2\pi$$

$$\cos \phi = 3(\cos \omega - \Delta E_x / E_{do}) / [\pi \sqrt{1 - 3f(\mu, \omega)}]$$

$$S(j) = P(j) / \cos \phi(j)$$

$$Q(j) = S(j) \text{sen} \phi(j)$$

donde:

I_{Nst} = Corriente nominal del transform., lado secund. A

I_{Nm} = Corriente nominal del motor, A

X_c = Reactancia de conmutación, Ohm.

E_{do} = Tensión directa teórica o tensión D.C promedio sin traslape $\mu=0^\circ$ sin regulación de fase $\omega=0^\circ$ y con $\Delta V_{Tir}=0$ en el elemento rectificador.

$\Delta P_{cu}(j)$ = Pérdidas en el cobre de los devanados del transformador, para una corriente $I_M(j)$.

$\Delta P_m(j)$ = Pérdidas en el motor, para la corriente $I_m(j)$

$\Delta P(J)$ = Potencia activa total, visto en lado de alta del transformador, en KW

$\Delta P_{Tir}(j)$ = Pérdidas en el convertidor para una $I_M(j)$.

$\omega(j)$ = Angulo de regulación de retardo o adelanto del inicio de conducción.

$\mu(j)$ = Angulo de traslape o ángulo de conmutación

FIG.22. DIAGRAMA DE POTENCIA ACTIVA DEL ELEVADOR

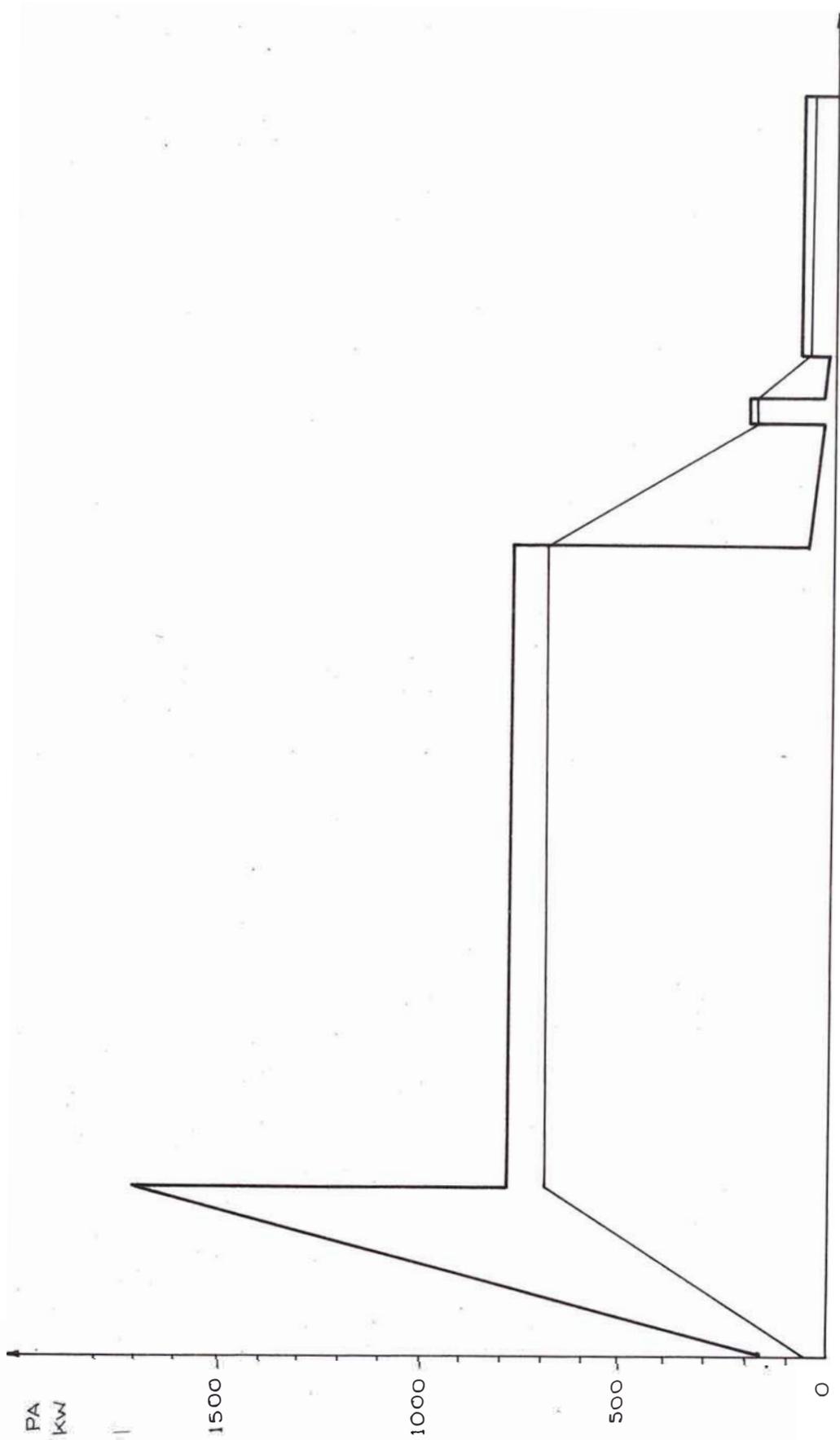


FIG.23. DIAGRAMA DE FACTOR DE POTENCIA DEL ELEVADOR

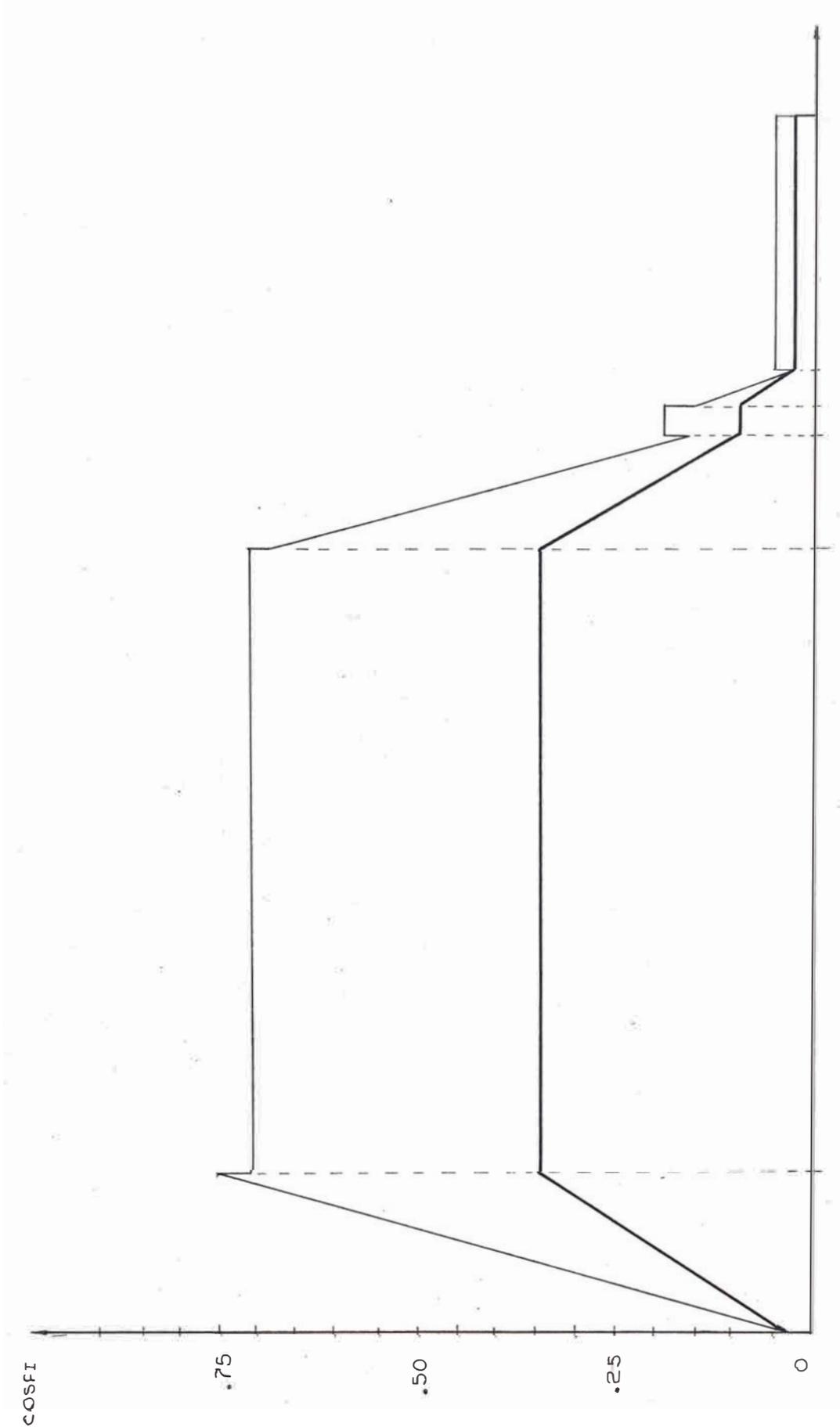
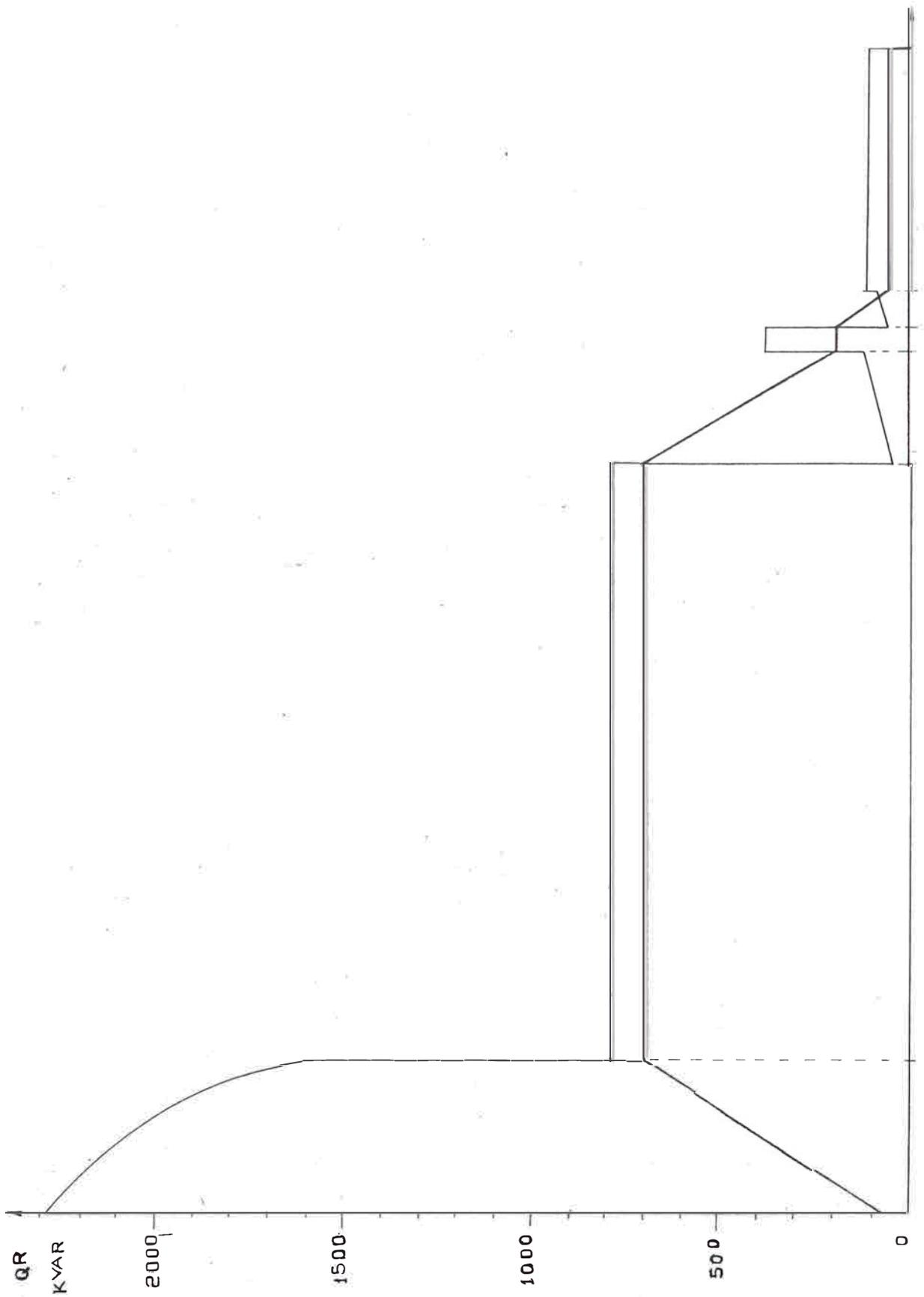


FIG.24. DIAGRAMA DE POTENCIA REACTIVA DEL ELEVADOR



$\Delta E_x(j)$ = Caída de tensión D.C, originado por la X_c .

$\cos(\phi(j))$ = Factor de potencia.

$S(j)$ = Potencia aparente en alimentador del elevador

$Q(j)$ = Potencia reactiva en alimentador del elevador

DATOS DEL TRANSFORMADOR Y CONVERTIDOR

$S_{nt} = 1,250 \text{ KVA}$	$V_{pt}/V_{st} = 2,300/650 \text{ V}$
$I_{Nst} = 1,110 \text{ KVA}$	$P_N = 2,460 \text{ W}$
$P_{cu} = 8,600 \text{ W}$	$X_c = 0.02265 \text{ Ohm}$
$E_{do} = 1.35 V_{st}$	$E_{Tir} = 3 \text{ V}$
$= 877.5 \text{ V}$	$V_n = 3\% V_{Nm}$
$\%V_{cc} = 6.7 \%$	$= 19.5 \text{ V}$
$I_{Nm} = 1,420 \text{ A}$	

Aplicando las expresiones de potencia, factor de potencia, potencia aparente y potencia reactiva, se dan los resultados en la Tabla 8. y diagrama de la Fig.22

3.4.0. Compensación de la potencia reactiva y reducción de los componentes armónicos de corriente y tensión

En el sistema de convertidores estáticos durante el arranque del motor se origina un valor pico de potencia reactiva que puede causar fuertes fluctuaciones de tensión; la compensación de la potencia reactiva mediante un banco de condensadores apropiado eliminaría o reduciría estas fluctuaciones a niveles tolerables, pero los armónicos generados durante la rectificación pueden causar problemas de resonancia en paralelo en-

tre la reactancia del sistema de potencia y la reactancia del banco de condensadores de compensación de potencia reactiva, para eliminar estos problemas se diseña un sistema de filtros que consiste en uno o más bancos de condensadores conectados en serie con reactores sintonizados a una o diferentes frecuencias de armónicos característicos del sistema en estudio que son del orden 5o., 7o., 11avo., 13avo., etc.

El factor de potencia de un convertidor es máximo 0.9 inductivo a tensión plena y disminuye a tensiones menores, su factor de potencia promedio depende del ciclo de carga o ciclo de izaje del elevador.

Los armónicos de corriente son componentes cuya magnitud máxima teórica es la magnitud fundamental dividido por el orden de armónico, su frecuencia es un múltiplo entero, igual al orden de armónico, de la frecuencia fundamental. En el caso que se estudia se trata de armónicos causados por la impedancia no lineal del convertidor estático de tiristores, significando que la aplicación de una tensión senoidal no refleja una corriente senoidal a través del convertidor. Los tiristores con regulación de fase requieren una corriente reactiva proporcional a la magnitud del ángulo de regulación de fase. Los convertidores generan armónicos del orden $pk \pm 1$, p es el número de pulsos y $n=1,2,3$.

El convertidor para el sistema de izaje de Cerro de Pasco es de 6 pulsos, luego generará armónicos del 5o., 7o., 11avo., 13avo., 17avo., etc., orden. Los armónicos de

orden $pK + 1$ son armónicos de secuencia positiva y los de orden $pK - 1$ son armónicos de secuencia negativa. El acoplamiento inductivo entre una línea de transmisión de potencia y una línea de telefónica induce tensiones armónicas en el sistema telefónico los cuales pueden causar niveles de ruido tan altos que imposibilitaría la comprensión de los mensajes transmitidos. Las corrientes armónicas pueden originar calentamiento excesivo en máquinas rotativas, operación errónea en sistemas de regulación, control y dispositivos de medición, interferencias en las señales de video de TV, etc. Si se encuentra instalado en el sistema un banco de condensadores sin reactores sintonizados, puede ocurrir problemas de resonancia en paralelo con la reactancia de la fuente de suministro para un orden y magnitud de armónico característico, que podría ocasionar dificultades muy serias en la instalación.

3.4.1. Compensación de la potencia reactiva.

El valor medio cuadrático del consumo de potencia reactiva inductiva es 1,207 KVar con un factor de potencia medio cuadrático de 0.550 inductivo.

Considerando un factor de carga de 1.0 para elevar el factor de potencia de 0.550 ($\phi_1 = 56.63^\circ$) a 0.9 inductivo ($\phi_2 = 25.84^\circ$) el banco de condensadores será calculado de la siguiente forma:

$$Q_c = P (\tan \phi_1 - \tan \phi_2)$$

$$Q_c = 695.7 \text{ KVar}$$

donde:

$P = 684.4 \text{ Kw}$, valor medio cuadrático (RMS) del diagrama de carga.

$\Phi_1 =$ Angulo de la potencia aparente, RMS, del sistema sin compensación, obtenido del diagrama de carga.

$\Phi_2 =$ Angulo de la potencia aparente del sistema compensado, para un $\cos\Phi=0.9$ corresponde un $\Phi_2=25.8$.

$Q_c =$ Potencia, banco de condensadores de compensación.

Partiendo de este valor de $Q_c=695.7 \text{ KVar}$ se considera tres alternativas de bancos de condensadores con sus reactores respectivos, que actuarán de filtros de las corrientes armónicas de orden once cuya magnitud máxima corresponde al inicio de la aceleración como se observa en la Tabla4 y los componentes armónicos correspondientes al inicio de la aceleración en la Tabla5.

Con los bancos de condensadores de las tres alternativas se analizará el comportamiento del sistema con los condensadores solamente y luego con reactores sintonizados para la resonancia serie del 11avo. armónico, que constituirán un filtro para el armónico 11avo. ya que su magnitud es bastante apreciable y se quiere reducir a un valor aceptable. Se analizará el efecto del filtro para el 11avo. armónico con un factor de sintonización de 11.9 para las frecuencias de 600 Hz, 420 Hz, 660 Hz, 780 Hz, 1,020 Hz, y 1140 Hz, variando la tensión desde 94% a 106% de la nominal con un incremento del 2%, se calcularán los factores de distribución de

corriente armónica para determinar las magnitudes de las corrientes que ingresan al sistema de potencia y al filtro. Las mayores magnitudes de corriente se obtienen al inicio de la aceleración y son las que se utilizarán en los cálculos mencionados.

3.4.2. Cálculo de los componentes armónicos de corriente y tensión durante el ciclo de izaje

a) Cálculo de los componentes armónicos de corriente

La corriente de fase del transformador del convertidor controlado tipo puente tiene una forma como la que se muestra en la Fig.19-a, esta puede descomponerse en dos como se muestra en la Fig.19-b y Fig.19-c respectivamente y sus expresiones matemáticas corresponden a una función senoidal que son los componentes de la corriente de fase del transformador.

Sea :

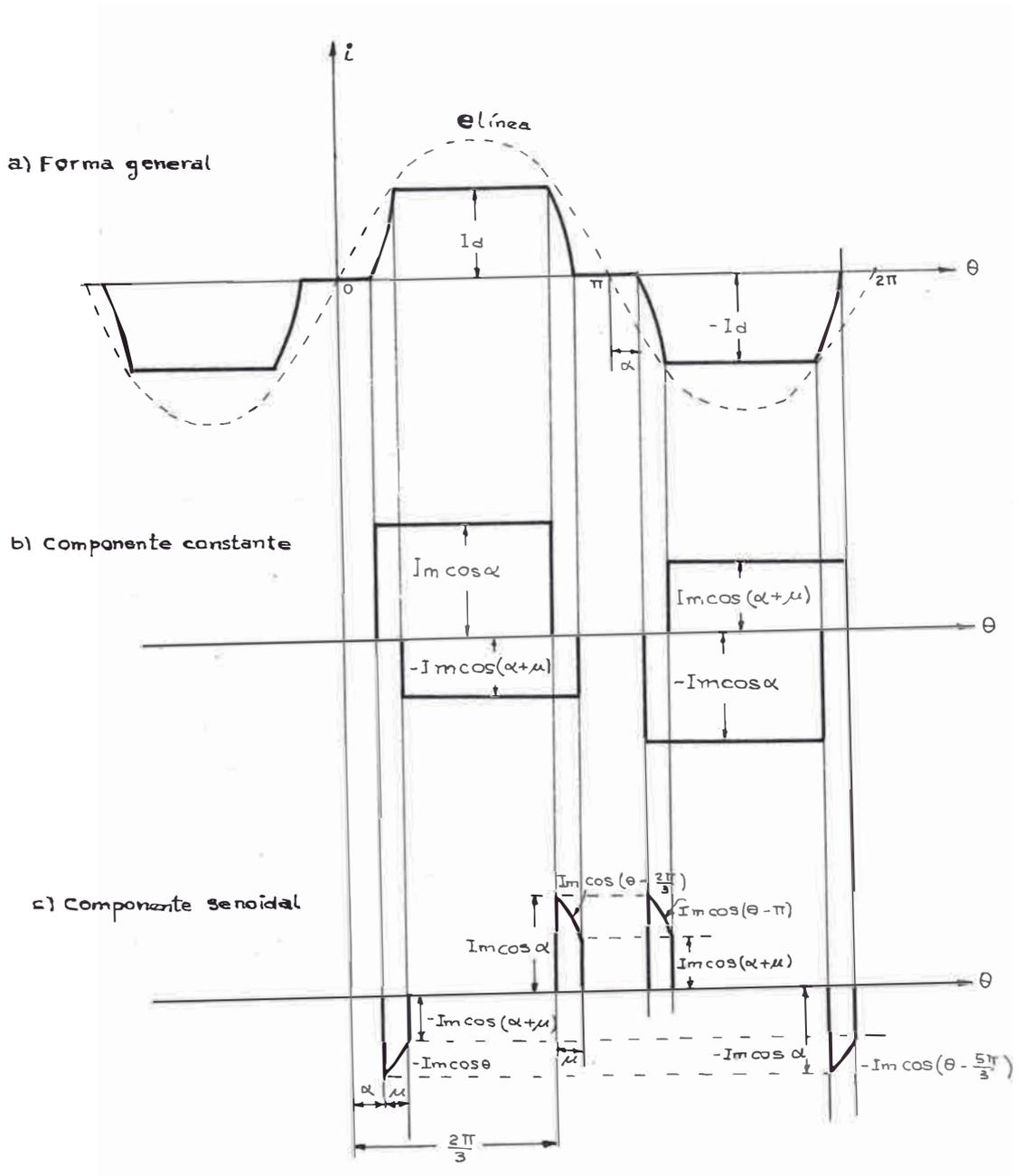
$$I_K = I_{1K} + I_{2K}$$

dónde:

I_K =Corriente de fase del transformador para un orden de armónico K .

I_{1K} =Componente constante de la corriente de fase del transformador para un orden de armónico K .

FIG.25 COMPONENTES DE LA ONDA DE CORRIENTE DE FASE DEL TRANSFORMADOR DEL CONVERTIDOR



I_{2K} = Componente senoidal de la corriente de fase del transformador para un orden de armónico K .

$$I_{1K} = \left[\frac{1}{j K \pi} \right] \sum_{i=1}^n d_{1,i} e^{-jK\theta_i}$$

$$I_{2K} = \left[\frac{1}{\pi (1 - K^2)} \right] \sum_{i=1}^n [d'_{2,i} + jKd_{2,i}] e^{-jK\theta_i}$$

$$d_{1,i} = i_1(\theta_i + 0) - i_1(\theta_i - 0)$$

$$d_{2,i} = i_2(\theta_i + 0) - i_2(\theta_i - 0)$$

$$d'_{2,i} = i'^2(\theta_i + 0) - i'^2(\theta_i - 0)$$

$d_{1,i}$, $d_{2,i}$, $d'_{2,i}$ son las magnitudes de los saltos de las funciones $i_1(\theta_i)$, $i_2(\theta_i)$, e $i'^2(\theta_i)$ respectivamente en un punto de discontinuidad i .

$i(\theta_i - 0)$ e $i(\theta_i + 0)$ son las magnitudes de la función $i(\theta_i)$ a la izquierda y derecha respectivamente del punto de discontinuidad i , donde $1 \leq i \leq n$
 n = Número de discontinuidades de la función.

Durante el primer semiperiodo la corriente de fase del transformador $i(\theta)$ se describe mediante las siguientes ecuaciones :

$$i(\theta) = I (\cos \alpha - \cos \theta) \quad \alpha \leq \theta \leq \alpha + \mu$$

$$i(\theta) = I [\cos \alpha - \cos(\alpha + \mu)] = I d$$

$$\alpha + \mu \leq \theta \leq 2\pi / 3 + \mu$$

$$i(\theta) = I [\cos(\theta - 2\pi / 3) - \cos(\alpha + \mu)]$$

$$\alpha + 2\pi / 3 \leq \theta \leq 2\pi / 3 + \alpha + \mu$$

donde :

$i(\theta)$ = Corriente instantánea de fase del transformador.

I = Valor pico de la onda de corriente A.C de línea.

I_d = Valor promedio de la corriente D.C de carga
suministrado por el convertidor.

α = Angulo de regulación, ángulo de retardo o adelanto
de la conducción del tiristor.

μ = Angulo de traslape o conmutación

Los saltos o discontinuidades de la componente constante de la corriente de fase del transformador (Fig.19), están dados por las siguientes expresiones :

$$d_{1,1} = I \cos \alpha \qquad \theta_1 = \alpha$$

$$d_{1,2} = -I \cos(\alpha + \mu) \qquad \theta_2 = \alpha + \mu$$

$$d_{1,3} = -I \cos \alpha \qquad \theta_3 = \alpha + 2\pi / 3$$

$$d_{1,4} = I \cos(\alpha + \mu) \qquad \theta_4 = \alpha + \mu + 2\pi / 3$$

Las discontinuidades de la componente constante para el segundo semiperiodo son de la misma magnitud que las descritas pero de signos opuestos.

Las discontinuidades de la función de la componente senoidal y de su primera derivada son como sigue :

$$\begin{aligned}
 d_{2,1} &= -I \cos \alpha & \theta_1 &= \alpha \\
 d'_{2,1} &= I \sin \alpha & \theta_1 &= \alpha \\
 d_{2,2} &= I \cos(\alpha + \mu) & \theta_2 &= \alpha + \mu \\
 d'_{2,2} &= -I \sin(\alpha + \mu) & \theta_2 &= \alpha + \mu \\
 d_{2,3} &= -I \cos \alpha & \theta_3 &= \alpha + 2\pi/3 \\
 d'_{2,3} &= -I \sin \alpha & \theta_3 &= \alpha + 2\pi/3 \\
 d_{2,4} &= -I \cos(\alpha + \mu) & \theta_4 &= \alpha + \mu + 2\pi/3 \\
 d'_{2,4} &= I \sin(\alpha + \mu) & \theta_4 &= \alpha + \mu + 2\pi/3
 \end{aligned}$$

Reemplazando las expresiones restantes de $d_{1,i}$, $d'_{2,i}$ y $d_{2,i}$ en un periodo igual a 2 en las ecuaciones de I_{1K} e I_{2K} y simplificando se tiene :

$$\begin{aligned}
 I_K &= 2\sqrt{3}I e^{-jk\alpha} e^{+j\pi/6} [(\cos \alpha + j K \sin \alpha - [\cos(\alpha + \mu) \\
 &\quad + j K \sin(\alpha + \mu)] e^{-jk\mu}] / (j K (1 - K^2) \pi)
 \end{aligned}$$

que es la forma compleja para determinar los componentes de la serie de Fourier. La amplitud de la resultante de cada armónico se calcula por la expresión :

$$I_K = (RI_1) / [K (K^2 - 1) [\cos \alpha - \cos(\alpha + \mu)]]$$

donde :

I_K = Amplitud de la resultante de la expresión de Fourier para un orden de armónico K .

K = Orden de armónico. $K = np \pm 1$

p = Número de pulsos del convertidor.

n = Número entero, $n = 1, 2, 3, 4, \dots$

I_1 = Valor pico de la componente fundamental
de la corriente de línea

I = Valor pico A.C de la onda de corriente de línea.

$$I_1 = \left(\frac{2\sqrt{3}}{\pi} \right) I$$

$$R = \sqrt{X^2 + Y^2}$$

$$X = \cos \alpha \operatorname{sen} K\alpha - K \operatorname{sen} \alpha \cos K\alpha + K \operatorname{sen}(\alpha + \mu) \cos K(\alpha + \mu) \\ - \cos(\alpha + \mu) \operatorname{sen} K(\alpha + \mu)$$

$$Y = \cos \alpha \cos K\alpha + K \operatorname{sen} \alpha \operatorname{sen} K\alpha - \cos(\mu + \alpha) \cos K(\mu + \alpha) \\ - K \operatorname{sen}(\alpha + \mu) \operatorname{sen} K(\mu + \alpha)$$

Las magnitudes de α y μ se calculan con las fórmulas dadas en 3.2.8

3.4.3. Factores de distribución de corriente armónica.

Cuando se conecta condensadores de potencia a un sistema de potencia para compensación de potencia reactiva, habrá una o más frecuencias en las cuales los condensadores estarán en resonancia en paralelo con la inductancia del sistema. Los armónicos "inyectados" al sistema en frecuencias coincidentes serán amplificados.

La fuente de armónicos se asume que es un generador constante de corrientes armónicas (i_n), cada una de las cuales puede ser calculada por análisis de Fourier o determinado por prueba.

Según el diagrama unifilar mostrado, la corriente armónica i_n se divide entre el condensador y la fuente de suministro, según la ecuación:

$$i_n = i_{sn} + i_{fn}$$

La impedancia de la rama del condensador a cualquier frecuencia es:

$$Z_f = Z_{fc} + Z_{fl}$$

Z_{fc} = Impedancia del condensador

Z_{fl} = Impedancia del reactor sintonizado, si es fijado

El subíndice f se refiere a la acción de filtrado de la rama del condensador.

La corriente i_n se divide entre el condensador y la fuente de suministro en proporción a la admitancia de estas ramas en paralelo. Si Z_s es la impedancia equivalente de la fuente, incluyendo el transformador de suministro mostrado en la figura, luego:

$$i_{fn} = \frac{Z_s}{Z_f + Z_s} i_n = \rho_f i_n$$

$$i_{sn} = \frac{Z_f}{Z_f + Z_s} i_n = \rho_s i_n$$

Si el factor de distribución ρ_f es grande a una frecuencia armónica particular coincidente con uno de los armónicos generado por las fuentes armónicas, luego ocurrirá la amplificación de la corriente armónica y las corrientes en el condensador y la fuente pueden ser excesivas. En particular si $Z_f + Z_s = 0$ en alguna frecuencia armónica, el sistema es resonante a esa frecuencia. Es muy importante evitar esta condición, en otras palabras se debe mantener un bajo ρ_s a las frecuencias armónicas.

La función del reactor sintonizado en serie con el condensador, ver Fig.20, es formar una rama de resonancia serie o filtro, para la cual $Z_f=0$ a la frecuencia de resonancia, esto significará que $\rho_s=0$ y por tanto la corriente armónica que ingrese a la fuente será reducida o eliminada; mientras que $\rho_f=1$ tal que $i_{fn} = i_n$ significando que toda la corriente armónica generada ingresa al filtro.

Se puede determinar la respuesta del sistema de potencia al flujo de corrientes armónicas mediante los parámetros ρ_f y ρ_s que describen las características de un sistema de potencia al flujo de corrientes armónicas.

ρ_f = Es la relación de la impedancia del sistema a la impedancia total incluyendo los condensadores, filtros
Es equivalente a la corriente p.u que fluye en los condensadores o filtros.

ρ_s = Es la relación de la impedancia del condensador, (filtro) a la impedancia total. Es equivalente a la corriente p.u que fluye en la impedancia del sistema, fuente de suministro.

A continuación se hará la deducción de los algoritmos para el cálculo de los factores de distribución de corriente estando el circuito considerado bajo dos condiciones o casos que corresponden a:

(1) Compensación de potencia reactiva utilizando sólo banco de condensadores lo cual hace que se tenga siempre un circuito resonante para un orden de armónico característico del convertidor que se puede modificar mediante la:

(2) Utilización de filtros para reducción de corrientes armónicas utilizando los mismos bancos de condensadores de (1).

La reactancia de un condensador para un orden de armónico n será:

$$X_{fc} = X_c/n = \frac{V_B^2}{n Q_c}$$

y para un reactor:

$$X_{fl} = nX_L = \frac{nV_B^2}{Q_L}$$

Luego la reactancia de la fuente de suministro será:

$$X_s = \frac{V_B^2}{n N_{cc}}$$

donde:

X_c = Reactancia del condensador a la frecuencia fundamental (Ohms).

n = Orden de armónico en p.u (5,7,11,13,17,19 etc).

X_{fc} = Reactancia del condensador para un orden de armónico n

V_B = Tensión en barras de la red de suministro (Kv).

Q_c = Potencia del banco de condensadores.(KVar).

X_L = Reactancia del reactor a la frecuencia fundamental (Ohms).

Q_l = Potencia del reactor (KVar).

X_s = Reactancia de la fuente de suministro, considerando el ángulo de la impedancia como θ_s luego:

$$K_{xr} = \tan \theta_s = X_s / R_s \rightarrow R_s = X_s / K_{xr}$$

N_{cc} = Potencia de cortocircuito en las barras de la fuente de suministro (MVA).

(1) Compensación de potencia reactiva mediante un banco de condensadores.

Los factores de distribución de corriente armónica luego de hacer los reemplazos respectivos de términos en las expresiones anteriores se tiene:

$$\bar{p}_f = \bar{Z}_s / (\bar{Z}_s + \bar{Z}_f) = \underline{Z}_s / \theta_s / \underline{Z}_t / \theta_t = p_f \angle \theta_{st}$$

$$\bar{p}_f = \frac{\sqrt{1 + K_{xr}^2}}{\sqrt{1 + \{K_{xr} (1 - N_{cc} / (n Q_c))^2\}}}} \angle \theta_{st}$$

$$\theta_{st} = \theta_s - \theta_t = \angle \arctg(K_{xr}) - \arctg \{K_{xr} (1 - N_{cc} / n Q_c)\}$$

$$\bar{p}_s = \bar{Z}_f / (\bar{Z}_s + \bar{Z}_f) = -j X_c / (R_s + j(X_s - X_c)) =$$

$$\bar{p}_s = \frac{K_{xr} N_{cc} / (n Q_c)}{\sqrt{1 + \{K_{xr} [1 - N_{cc} / n Q_c]\}^2}} \angle \theta_{ft}$$

$$\theta_{ft} = \angle -90^\circ - \arctg |K_{xr} (1 - N_{cc} / n Q_c)|$$

(2) Filtro de reducción de corrientes armónicas

Para un orden de armónico K_s de resonancia serie se tiene:

$$K_s X_{f1} = X_{fc}/K_s \Rightarrow X_{f1} = X_{fc}/K_s^2$$

Para un orden de armónico diferente a K_s :

$$X_{f1} = n X_{fc}/K_s^2$$

La resistencia en serie con la inductancia será:

$$R_{1f} = 2 \xi_s \sqrt{X_{fc} X_{1f}} = 2 \xi_s \sqrt{V_B^2 / (K_s^2 Q_c)}$$

$$\xi_p = \frac{R_s + R_{1f}}{2} \frac{1}{X_{cf}(X_s + X_{1f})}$$

Luego:

$$\bar{p}_f = \frac{1 + j K_{xr}}{(1+K_f)^2 + j K_{xr} [1 + (N_{cc}/Q_c)(n/K - 1/n)]^2}$$

$$\bar{p}_s = \frac{K_f + j (K_{xr} N_{cc}/Q_c)(1/K - 1/n)}{(1+K_f)^2 + j K_{xr} [1 + N_{cc}/(1/K - 1/n)/Q_c]^2}$$

$$K_f = \frac{2 \xi_s K_{xr} N_{cc}}{n K_s Q_c}$$

ξ_s = Factor de amortiguamiento de resonancia serie

ξ_p = Factor de amortiguamiento de resonancia paralelo.

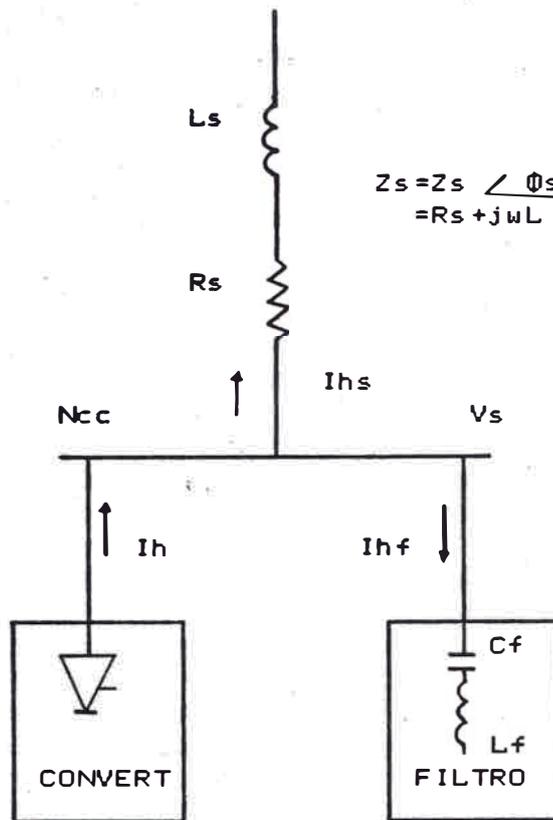
K_s = Factor de sintonización de resonancia serie.

R_{1f} = Resistencia en serie con el reactor del filtro.

X_{f1} = Reactancia del reactor del filtro.

x_{fc} = Reactancia del banco de condensadores.

FIG.26.-DISTRIBUCION DE CORRIENTES ARMONICAS EN LA RED EXTERNA, CONVERTIDOR ESTATICO Y FILTRO DE CORRIENTES ARMONICAS.-



$$\bar{Z}_s = (V_s / N_{cc}) \angle \phi_s = R_s + j\omega L_s$$

$$\bar{Z}_f = j (X_{lf} - X_{cf} / K) + R_f = R_f + j X_f$$

$$\bar{i}_h = \bar{i}_{hs} + \bar{i}_{hf}$$

$$\bar{i}_{hs} = \bar{\rho}_s \bar{i}_h$$

$$\bar{i}_{hf} = \bar{\rho}_f \bar{i}_h$$

$$\bar{\rho}_s = \bar{Z}_f / (\bar{Z}_s + \bar{Z}_f)$$

$$\bar{\rho}_f = \bar{Z}_s / (\bar{Z}_s + \bar{Z}_f)$$

$$\bar{\rho}_f + \bar{\rho}_s = 1$$

3.4.4. Comportamiento del sistema eléctrico ante las componentes de corriente armónica

Al elevar el factor de potencia de 0.55 a 0.8 con un banco de condensadores de 700 KVar se origina un armónico resonante de $K_p=11.3$ que implica una amplificación de 10 el valor de la corriente armónica del orden 11 que ingresa a la red.

Con un banco de condensadores de 600 KVar se consigue desplazar el orden del armónico resonante a $K_p=12.3$ la amplificación de corriente del armónico 11 que ingresa a la red es de 4.75 y del armónico 13 es 5.75 para los armónicos 7 y 5 son 1.5 y 1.2 respectivamente. Sintonizando este banco mediante un filtro para los órdenes 11 y 13 se observa que en este último orden el factor de amplificación del orden 7 disminuye de 2.2 a 1.85.

Dado que las magnitudes de las corrientes armónicas de orden 11 y 13 son pequeñas comparadas con los ordenes 7 y 5 convendría instalar un filtro sintonizado para el armónico 13avo, aunque de no instalarse este filtro sintonizado se observa que las oscilaciones o fluctuaciones de tensión estarán aun dentro de los límites permisibles.

Para un filtro sintonizado de orden K, a mayor factor de amortiguamiento serie implica una reducción de los factores de distribución.

A mayor factor de amortiguamiento e igual factor de sintonización, para las mismas condiciones se observa

que los factores de distribución no varían significativamente para los diferentes órdenes de armónicos que a mayor factor de sintonización e igual factor de amortiguamiento serie, el orden de armónico de resonante paralelo aumenta.

En las alternativas consideradas las corrientes armónicas características del orden mayor al 11 armónico que ingresa al sistema son despreciables observándose que no requiere filtro; las corrientes armónicas del orden 5o. y 7o llegan a ser del orden de 11% a 12% de la corriente nominal del motor.

Se podría utilizar un banco de condensadores de 600 a 700 KVar, con un reactor sintonizado para el 11avo armónico y un factor de amortiguamiento sería de .01-.02

3.4.5. Cálculo de fluctuaciones de tensión.

La caída de tensión causada por una cierta carga es aproximadamente:

$$\frac{\Delta V}{V} = \frac{Q_c}{N_{cc}} + \frac{R}{X} \cdot \frac{P}{N_{cc}}$$

donde:

Q_c = Carga reactiva en MVar

P = Carga activa en Mw

N_{cc} = Capacidad de cortocircuito de la red, en MVA

$R_s/X_s = 0.1-0.2$, donde R_s y X_s son respectivamente la resistencia y reactancia equivalente de la red. R_s/X_s depende del circuito de transmisión.

De la expresión anterior se puede decir lo siguiente:

- a) La caída de tensión es inversamente proporcional a la capacidad de cortocircuito.
- b) La caída de tensión es causada principalmente por la demanda de potencia reactiva. Como se observó anteriormente, la máxima demanda de potencia reactiva para un elevador de mina con un convertidor estático de 6 pulsos ocurre cuando el elevador inicia su aceleración.
- c) Un circuito con baja capacidad de cortocircuito tendrá una significativa caída de tensión e instantáneamente cada vez que el elevador es arrancado. La caída de tensión se reducirá gradualmente conforme la velocidad del elevador se incremente.
- d) Los armónicos de tensión generados por el convertidor se incrementa con la reducción de la capacidad de cortocircuito.

De acuerdo a la expresión dada al inicio de 3.4.5, la caída de tensión causada por una cierta carga tiene un valor máximo cuando se inicia el arranque del elevador efectuado el cálculo se obtiene que la máxima caída de tensión es 1.85% de la tensión nominal sin compensación de potencia reactiva y con compensación es 1.09%

en el mismo punto del diagrama de izaje. El número de fluctuaciones por hora es de 35.3 y según las curvas de visibilidad y de irritación, porcentaje de fluctuación de tensión VS fluctuaciones por unidad de tiempo del IEEE Std 141-1976, las fluctuaciones sobrepasan la curva de visibilidad pero no la de irritabilidad. Para 35.3 fluctuaciones de tensión por hora, la caída de tensión correspondiente en el borde de la curva de irritabilidad es de 2.1%

En la pag.101 se muestra la tabla de magnitudes de caída de tensión en función de la variación de carga durante el ciclo de izaje.

3.5.0. Cálculo de las características de trabajo de los convertidores estáticos y transformador.

Características nominales del transformador.

Cálculo de la potencia del transformador.

Del diagrama de carga en 3.3.6 el valor medio cuadrático de la potencia consumida por el motor es de 633 Kw, estimándose un 5% de esta potencia la pérdida total en el sistema de energía, y un factor de potencia de 0.55 que es el valor medio cuadrático en el sistema de izaje no compensado, se tiene que la potencia nominal (SNT) del transformador será:

$$SNT = \frac{P}{\cos\phi} = \frac{1.05 \times 633}{0.55} = 1,208 \text{ KVA}$$

Por lo que la potencia elegida del transformador auto-refrigerado será de 1,250 Kva. Este transformador será conectado en el lado de alta a 2,300 V y en el lado de baja a un convertidor de potencia de tiristores que a su vez alimentará a un motor de corriente continua del elevador. La capacidad de tensión del devanado primario será la tensión nominal de línea del sistema al cual se va a conectar $\pm 5\%$ de la tensión sostenida normal. La tensión nominal del secundario será el valor correspondiente bajo condiciones sin carga, 650V.

Para la compensación de pequeños cambios de tensión en la alimentación del transformador o para variar el nivel de tensión secundaria con cambios en los requerimientos de carga, el transformador contará con un conmutador de tomas del tipo de operación manual sin carga, de 4 etapas de 2.5% de variación de la tensión nominal

Las conexiones de los transformadores de potencia normalizados son de preferencia delta en el primario y estrella en el secundario especificado con un borne exterior neutro, conveniente para el establecimiento del sistema de tierra. El primario conectado en delta aísla los dos sistemas, del lado de alta y de baja, con respecto al flujo de corriente de secuencia cero resultante de la corriente de excitación del 3er armónico o falla del secundario a tierra. El grupo de conexiones del transformador será Dyn11 con neutro a tierra.

La tensión de cortocircuito del transformador será de 5.75% de acuerdo a las normas dadas en IEEE std. 141-1976 (Tabla 18), esta tensión tendrá una tolerancia de 7.5 % de su valor.

La selección del medio aislante está dado principalmente por la ubicación de la instalación y el costo. El transformador del convertidor será instalado en un local cerrado, por lo que será del tipo seco y autorefrigerado, esto significará menor costo de instalación, menor tiempo de inspecciones periódicas, menor costo de mantenimiento con respecto a un transformador sumergido en aceite, además no requiere cambios de aceite. Este tipo de transformador es muy confiable y de bajo costo entre las unidades a prueba de incendios que se disponen actualmente en el mercado.

El nivel básico de aislamiento (BIL) del devanado de un transformador define el diseño y capacidad de prueba de su aislamiento a descargas disruptivas o impulsos de sobretensiones .- El BIL está expresado en función de la cresta de la tensión de impulso con una onda nominal de $1.2 \times 50 \mu\text{Seg}$, como el descrito en 3.8 de ANSI standard C57.12.90-1973.

Para la tensión nominal del sistema 2.4KV y clase de aislamiento de 2.5Kv, el BIL es 20 KV y para 120-600 V y clase de aislamiento 1.2KV, el BIL es 10KV, en transformadores de tipo seco (Tabla 19).

Todos los transformadores secos de 30 KVA y mayores son fabricados con materiales aislantes de clase H, que permite una elevación de temperatura de 150 °C sobre una temperatura ambiente de 40 °C para el 100% de su capacidad nominal en trabajo.

La relación de las pérdidas en el cobre (Pérdidas de cortocircuito) a las pérdidas en vacío (Pérdidas en el núcleo) se tomara de 3 a 1; el rendimiento del transformador se utilizará la fórmula que se da a continuación con la que se obtendrá un resultado bastante aceptable para la especificación del transformador.

$$\eta_t = 100 - \frac{P_o + f_c^2 K}{f_c S_t \cos\phi + P_o} \times 100 \%$$

donde:

η_t = Rendimiento del transformador en %

P_o = pérdidas en vacío, KW

f_c = Factor de carga.

$$f_c = \frac{\text{Carga parcial (KVA)}}{\text{Potencia Nominal } S_t \text{ (KVA)}}$$

S_t = Potencia nominal del transformador, KVA

$\cos\phi$ = Factor de potencia de la carga

K = relación P_{cc}/P_o

Las pérdidas totales del transformador se dan por:

$$P_{tp} = P_o + f_c^2 P_{cu}$$

donde:

P_{tp} = Pérdidas totales en el transformador, KW

P_{cu} = Pérdidas en el cobre, Kw

P_o = Pérdidas en vacío, KW

f_c = Factor de carga

De la expresión de cálculo del rendimiento del transformador, se obtiene:

$$P_o = \frac{(1 - \eta_t) f_c S_t \cos \phi}{f_c k + \eta_t}$$

3.5.1. Comparación del consumo de energía entre convertidores estáticos y electromecánicos.

Consumo de energía del elevador.

El cálculo de la energía consumida en el eje del motor por tonelada de material izado, depende sólo de la distancia y eficiencia mecánica del sistema de izaje.

A continuación se hace un análisis paso a paso con referencia a la Fig.27 para demostrar lo dicho.

Los diferentes componentes que contribuyen al requerimiento de torque según la figura anterior son:

(a) La carga neta desbalanceada "WL" con el diagrama de velocidad mostrado en la figura, el diagrama de potencia de entrada tendrá una forma similar como se muestra en la otra figura. El área debajo del diagrama, representa el consumo teórico de energía $WL \times S$ para levantar WL toneladas la distancia S, que se comprueba con los cálculos siguientes. En el diagrama de velocidad se tiene:

$$t_a = t_r = \frac{V}{a} \quad \text{Seg}$$

$$T = t_c + (t_r + t_a)$$

De la ecuación anterior:

$$T = t_c + (V/a + V/a) = 2V/a + t_c \quad (1)$$

Dado que:

$$e_a = 1/2 a t_a^2 \quad \text{y} \quad e_r = 1/2 a t_r^2$$

$$\text{luego: } e_a + e_r = a t_a^2$$

$$S_c = S - (e_a + e_r) = S - a t_a^2$$

$$t_c = S_c/V = (S - a t_a^2)/V = S/V - V/a \quad (2)$$

Reemplazando (2) en (1):

$$T = V/a + S/V \quad (3)$$

En el diagrama de potencia de entrada la potencia a velocidad constante es:

$$P = V WL \text{ (Ton pies/seg)} \quad (4)$$

El area A seria:

$$A = V WL t_a/2 + V WL t_c + V WL t_r/2$$

$$= V WL [(t_a+t_r)/2 + t_c]$$

$$= V WL [V/a + (S/V - V/a)]$$

$$A = WL S \quad \text{Ton - pie} \quad (5)$$

El consumo de energia por tonelada de mineral es:

$$E = A / WL = (WL S)/WL = S \text{ (pies-Ton/Ton)} \quad (6)$$

Con la equivalencia:

$$1 \text{ Ton-pie} = 2000 \times 0.746 / (550 \times 3600) \quad \text{KWH/Ton}$$

$$\text{Luego: } E = 0.753 S/1000 \quad \text{KWH} \quad (7)$$

(b) Considerando la fricción en la ecuación de energia (E), se tiene que la potencia de entrada resultante es la suma de los componentes (a) y (b) considerando la fricción "f" como una fracción de la car-

ga neta desbalanceada se tiene que:

$$E = 0.753 (1+f) S/1000 \quad \text{KWH/Ton} \quad (8)$$

(c) La inercia requiere un torque positivo cuando el elevador es acelerado y produce un torque negativo cuando el elevador es retardado. En la Fig.21, el diagrama (a)+(b)+(c) muestra la potencia resultante de entrada para un elevador de fricción. El area debajo del diagrama es la misma que la calculada anteriormente (a)+(b) porque la energia perdida cuando el elevador es arrancado es recuperada cuando es parado el elevador.

(d) Para elevadores de tambor se añade la influencia de los cables desbalanceados y el diagrama final es designado como (a)+(b)+(c)+(d). Desde el punto de vista de consumo de energia, el area debajo de este diagrama es la misma como la designada como (a)+(b) y se puede concluir que en general ni la magnitud de la inercia, ni la magnitud de la carga del cable tendrá alguna influencia sobre el consumo de energia y el resultado será el mismo para todos los tipos de elevadores.

Consumo de energia de la linea versus accionamiento D.C

El procedimiento estandar para estimar los requerimientos de energia para cualquier elevador es calcularlo con referencia al eje del motor y añadir las pérdidas del motor A.C o D.C, más las pérdidas en las resistencias durante el arranque y parada en el caso de un ac-

cionamiento A.C o las pérdidas durante el mismo ciclo, incluido el tiempo de carga, en el conjunto convertidor Ward-Leonard en el caso de un accionamiento D.C. En elevadores de tambor el torque en algunos casos es negativo durante la retardación por la carga desbalanceada del cable. Esto no tendrá influencia sobre el consumo de energía para accionamientos D.C pero incrementará el consumo para accionamientos A.C con una cantidad que será calculada para cada caso individual. Si tales casos son exceptuados, una comparación general puede ser hecha entre accionamientos A.C y D.C con la ayuda de la relación V/V_0 . La máxima velocidad posible $V_0 = \sqrt{a s}$ esta determinada por la aceleración "a" y la profundidad del pique "s" como se muestra en la Fig.21 y "V" la velocidad máxima del elevador.

Considerando el consumo de energía en el caso de un accionamiento A.C de elevadores de fricción con un diagrama de trabajo como en el Fig.22-b. Este es el mismo diagrama como (a)+(b)+(c) en la Fig.21. El incremento durante la aceleración corresponde al decremento durante la retardación y el consumo de energía por tonelada de material izado es:

$$E_{ac} = (PAC/WL) t \quad (9)$$

PAC es la potencia calculada del diagrama (a)+(b) en la FIG.3 y η_{ac} la eficiencia del motor:

$$PAC = WL V (1+f)/\eta_{ac} \quad (10)$$

El tiempo total de izaje es:

$$\begin{aligned} t &= S/V + V/A = (S/V) [1 + V/(a s)] \\ &= (S/V) [1 + (V/V_0)^2] \end{aligned} \quad (11)$$

y calculando en KWH/Ton:

$$E_{ac} = 0.753(1+f)S [1 + (V/V_0)^2] / (1000 \eta_{ac}) \quad (12)$$

Para accionamiento D.C, según la fórmula (8):

$$E = 0.753 (1+f) S / 1000 \quad \text{KWH/Ton}$$

y considerando eficiencias η_{dc} del motor D.C y η_{conv} para el equipo convertidor:

$$E_{DC} = 0.753 (1+f) S / (1000 \eta_{dc} \eta_{conv}) \quad (13)$$

En la última ecuación se utiliza eficiencias "promedio", en los cálculos reales las eficiencias varían durante el ciclo de izaje. Las variaciones son generalmente pequeñas y para resultados más exactos la eficiencia promedio deberá ser calculado para cada aplicación específica. Para simplificación posterior del resultado de nuestro estudio, se asume que las eficiencias η_{AC} y η_{DC} de los motores AC y DC son las mismas. La comparación de los resultados (12) y (13) muestra:

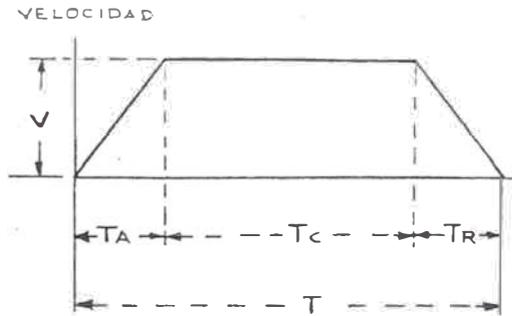
$$E_{ac}/E_{dc} = \eta_{conv} [1 + (V/V_0)^2] \quad (14)$$

La Fig.23, muestra la eficiencia del convertidor como una función de V/V_0 para igual consumo de energía:

$$1/\eta_{conv} = 1 + (V/V_0)^2 \quad (15)$$

Fig.21 Análisis paso a paso del consumo de energía.

S = DISTANCIA DE IZAJE
 V = VELOCIDAD
 A = ACELERACION
 R = RETARDACION = A



COMPONENTES DE TORQUE

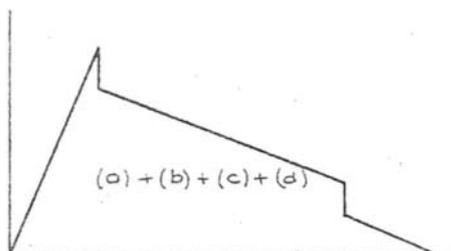
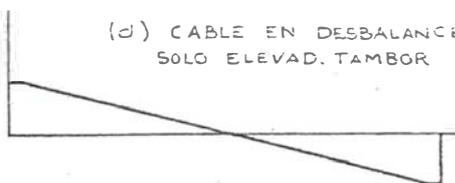
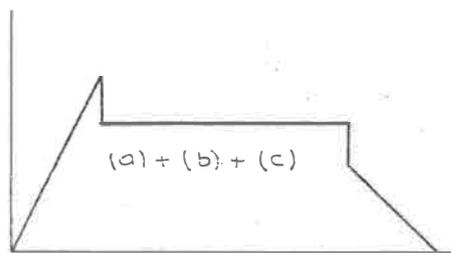
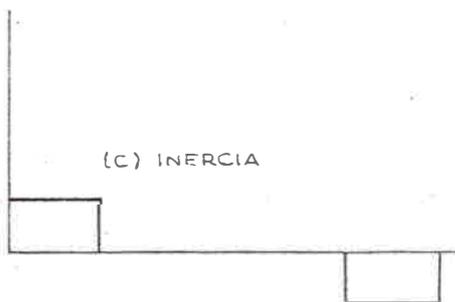
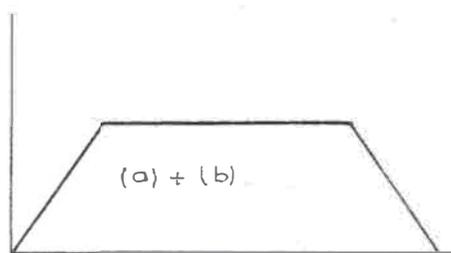
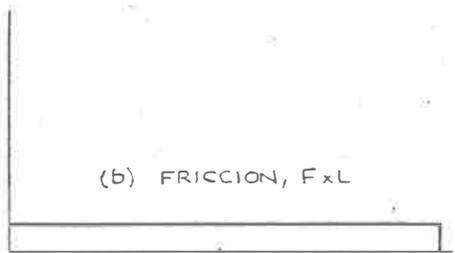
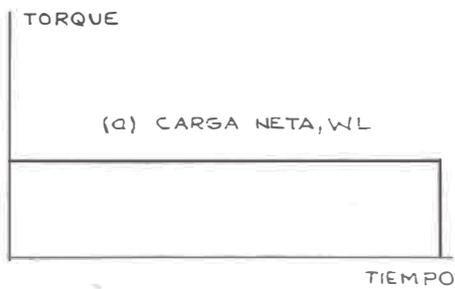


Fig. Relación entre velocidad, potencia y tiempo de izaje

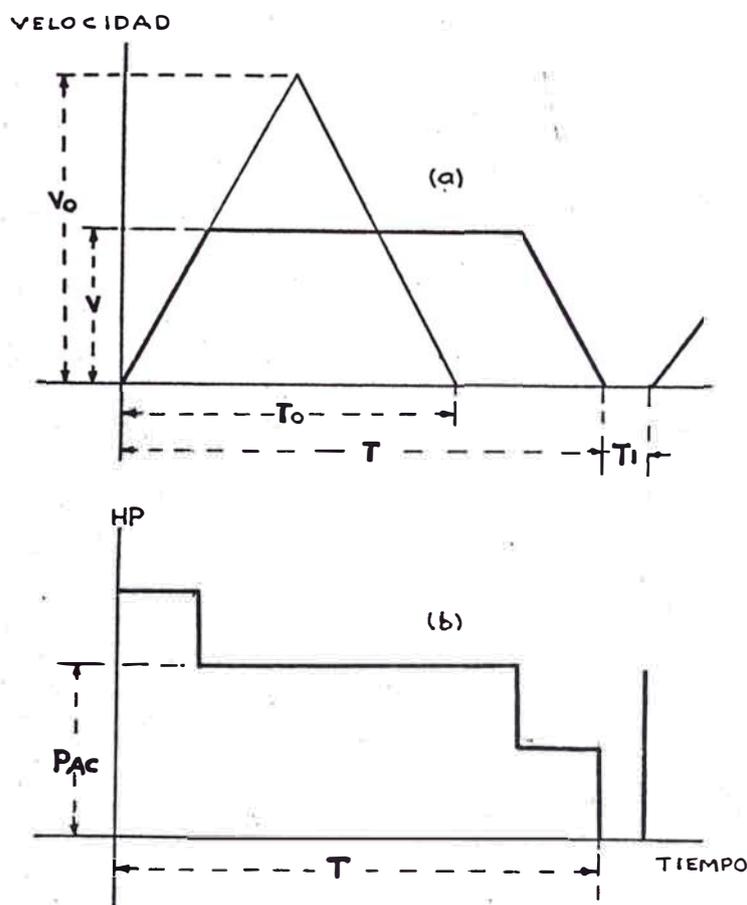
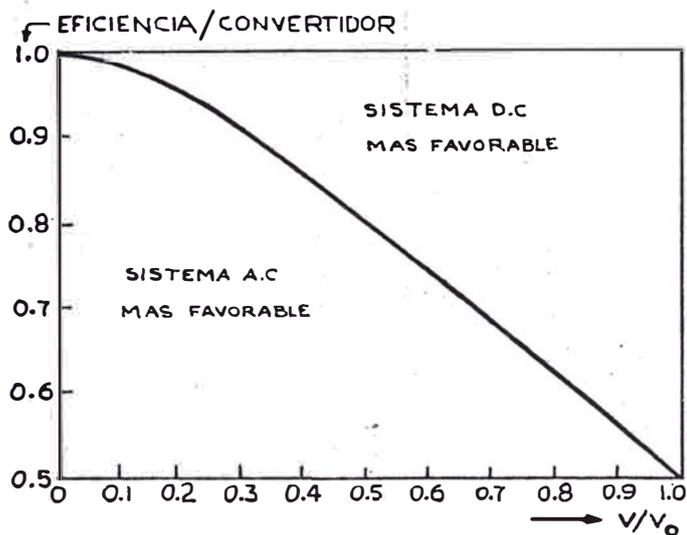


Fig. Condiciones de operación para un sistema AC vs Dc



3.6.0. Estudio de reemplazo de equipos.

La instalación del sistema de izaje del pique Lourdes de Cerro de Pasco data del año 1965, los equipos comprendidos en el sistema Ward-Leonard son obsoletos están prácticamente al final de su vida útil. Para evitar paradas prolongadas del sistema de izaje a causa de fallas por la antigüedad de los equipos se consideran dos alternativas de reemplazo de equipos, como las que se menciona a continuación:

- 1.- Alternativa I: Reemplazo de equipos del sistema Ward-Leonard existente por otros del mismo tipo.
- 2.- Alternativa II: Reemplazo del sistema Ward-Leonard por un sistema estático de tiristores.

3.6.1. Reemplazo del sistema existente Ward-Leonard por otro sistema similar.

Considera el reemplazo de todos los equipos electromecánicos ya obsoletos del sistema W-L existente por otros nuevos del mismo tipo. Aparte del reemplazo del motor síncrono cuya operación no es confiable, se reemplazarían todas las unidades del sistema W-L existente por razones de obsolescencia, sumándose a esto el envejecimiento de los devanados de las máquinas rotativas involucradas, así como el desgaste de los colectores respectivos que requerirían ser rectificadas o reemplazados, el no reemplazo implicaría paradas del sistema de izaje además de gastos elevados por reparación.

El reemplazo de equipos del sistema W.L por otros del

mismo tipo significa una fuerte inversión, con las desventajas de altos costos de operación y mantenimiento.

3.6.2. Reemplazo del sistema existente por uno estático.

Esta alternativa considera el reemplazo total del sistema W. L por un sistema de convertidores estáticos de tiristores para la alimentación de los devanados de armadura y de campo del motor del elevador, incluido el sistema de control automático de velocidad.

Con el nuevo sistema de convertidores estáticos se tendrá mayor confiabilidad de servicio permanente del elevador, si bien la inversión es mayor en esta alternativa frente a la anterior, los gastos menores de operación y mantenimiento y la ausencia de paradas intempestivas compensarán con este nuevo sistema en poco tiempo la diferencia del capital invertido frente a las otras alternativas consideradas.

3.6.3. Comparación de ventajas técnicas y económicas de las alternativas de reemplazo.

Las alternativas de reemplazo serán comparadas desde los siguientes puntos de vista:

A.- Costo inicial.

B.- Costo de instalación.

C.- Operación.

D.- Eficiencia.

E.- Mantenimiento.

F.- Repuestos.

G.- Influencia sobre la red de alimentación.

H.- Factor de potencia.

A.- Costo inicial.- Es el precio base de compra del sistema de operación. No incluye el costo de partes de repuesto, esto favorece al sistema estático, cuyo costo inicial es del orden del 85% al 110% del costo del sistema electromecánico.

B.- Costo de instalación.- El costo de instalación del sistema estático es menor que del sistema electromecánico W-L, porque no requiere cimentación ni alineamiento, se instalan sólo sobre el piso de la sala de máquinas, además tiene mucho menor peso que el W-L.

C.- Operación.- En ambos sistemas la velocidad del elevador se controla por variación de la tensión de armadura del motor de accionamiento de la polea. El proceso de control de los dos sistemas difieren sólo en el cambio entre el modo de accionamiento y el modo de frenado. En el sistema W.L el frenado se alcanza tan pronto como la f.e.m del motor de la polea exceda la tensión del generador W-L por lo tanto la corriente de armadura cambia de sentido; el frenado con sistemas convertidores y con inversión de armadura el frenado se efectúa de la misma forma. La inversión de la corriente de armadura en el sistema estático se alcanza en el orden de 10 mseg, tiempo despreciable, favorecido por el control que no tiene inercia. El frenado con convertidores simples y con inversión de campo ocurre cuando

la corriente de campo cambia de sentido, toma un tiempo más grande pero no es significativo en la retardo de la inversión de corriente; desde el punto de vista operativo ambos sistemas, son prácticamente equivalentes.

Los costos de operación son menores para el sistema estático porque las pérdidas en el equipo de conversión estática son mucho menores que las de un motogenerador

D.- Eficiencia.- El convertidor estático es más eficiente que el sistema Ward-Leonard.

Durante las pausas, las pérdidas en los devanados del transformador del convertidor es sólo una fracción de las pérdidas del motogenerador W-L, trabajando en vacío. La considerable reducción del rendimiento del sistema W-L se debe a la doble transformación de energía, de la energía eléctrica de corriente alterna en mecánica y de esta en energía eléctrica de corriente continua la cual resulta de la tensión regulada.

Comparando un convertidor estático con el tipo electro-mecánico de idénticas características de potencia y tensión: 800 Kw, 700 Vdc a 100% de carga, el primero tiene una eficiencia del 97% con 21 Kw de pérdidas y el segundo 88% de eficiencia y 96 Kw de pérdidas.

E.- Mantenimiento.- Los convertidores estáticos consisten de componentes de estado sólido, los cuales no tienen contactos por lo que no necesitan prácticamente ningún mantenimiento, requiere sólo algunas inspecciones y limpiezas ocasionales, por lo que son más

ra el caso de convertidores estáticos de 6 pulsos. El efecto de carga del convertidor en redes normales es insignificante y raramente influye con algún disturbio considerable. En ciertos casos pueden ocurrir problemas de resonancia, particularmente cuando se tiene conectado a la red algún banco de condensadores de compensación de potencia reactiva, luego en estos casos se requerirá de filtros especiales para eliminarlos. Raramente se experimentan disturbios por armónicos en otras cargas conectadas al convertidor.

H.- Factor de potencia.- El factor de potencia difiere significativamente para los dos sistemas porque el motor síncrono del sistema W-L, cuando es controlado apropiadamente a través de la excitación de campo, puede suministrar KVar en adelanto a la red.

El sistema estático esencialmente produce corriente, a la tensión nominal, en función de los requerimientos de torque, el factor de potencia de un convertidor estático es 0.9 inductivo como máximo a plena tensión y disminuye a tensiones menores, a bajas velocidades y altos requerimientos de torque, los KVA son altos aún cuando los KW de carga sean bajos. Su factor de potencia promedio depende de la naturaleza del ciclo de carga, el factor de potencia en un ciclo de izaje oscila desde un valor bajo como 0.1, durante la aceleración, a un valor alto como .85 en atrazo; el promedio es .7

Comparacion economica de los sistemas en estudio.

La tabla siguiente muestra la comparación de costos y operación del accionamiento W-L y convertidor estatico para un elevador de mina. El sistema motogenerador consiste en un generador de 500Vdc, un motor síncrono de 2.3KV, FdeP=0.8, el arrancador del motor incluye un regulador de FdeP para mantenerlo en 0.8 en atrazo. El sistema de tiristores es completo, comprende un transformador, un arrancador, y protección del alimentador.

	MOTOGENERADOR	ACCION.ESTAT
1.- Costo inicial del sistema	100%	85%-110%
2.- Costo de instalación	100%	70%-90%
3.- Costo de Operación, KWH/Ton	100%	90%-92%
4.- Factor de potencia (FdeP)	0.8 ad.	0.7 atr.
5.- Efecto de demanda (KW)	100%	92%
6.- Tiempo estimado de mantenimiento	100%	70%
7.- Tiempo estimado en reparaciones	100%	30%
8.- Características de operación:	sin diferencia apreciable	
9.- Competencia técnica requerida	100%	100%

En el proyecto de reemplazo de los equipos del sistema W-L del elevador marca ASEA del pique Lourdes de Cerro de Pasco, se considero tambien el reemplazo del interruptor principal en volumen reducido de aceite. Las cotizaciones recibidas de la firma ASEA de Suecia, comprendio dos alternativas que se dan a continuación:

ALTERNATIVA 1

Esta alternativa comprende:

- 1.- Convertidor para el devanado de armadura del motor
- 2.- Convertidor para el devanado de campo del motor
- 3.- Interruptor unipolar de alta velocidad, en 650 Vcc
- 4.- Transformador de 1,350 KVA, 2,300/650 Volts.
- 5.- Interruptor en volumen reducido de aceite, en 2.3KV

Precio FOB 705,000 Coronas suecas <> \$ 162,000

1\$=S/. 300 (Feb 1979)

Gastos flete 18,500 Coronas suecas

723,500 coronas suecas <> \$ 166,251

ALTERNATIVA 2

Esta alternativa consiste en el reemplazo del sistema W-L por otro similar, los equipos considerados son:

- 1.- Motor síncrono del sistema W-L
- 2.- Interruptor en 2,300 Va.c

Precio FOB 375,000 Coronas suecas <> \$ 86,200

Al comparar las alternativas se observa que el reemplazo del sistema W-L por convertidores estáticos es 1.88 veces más caro que solo el motor síncrono e interruptor en 2.3 KV del W-L, sin considerar el reemplazo posterior del generador y excitatrices que a mediano plazo resultaría mas caro, además si se toma en cuenta que los gastos de mantenimiento y reparación en el sistema W-L es más caro y de mayor duración que el sistema convertidor, lo más conveniente es adoptar la Alt.1 reemplazando el sistema existente por uno estático.

3.7.0. Selección de los cables de energía y control.

3.7.1. Capacidad de carga.

a) Corriente de carga.

Será calculada con la siguiente expresión:

$$I = \frac{P}{\sqrt{3} V \cos\phi} \quad \text{A}$$

donde:

I = Corriente de carga (A).

P = Potencia a transmitir (Kw).

V = Tensión de servicio (KV).

Cos ϕ = Factor de potencia.

b) Calentamiento del cable.

El calentamiento permitido en un cable se determina por la temperatura admisible de los conductores y la temperatura ambiente, excluyendo otras fuentes de calor(30).La corriente admisible se calcula por:

$$I = I_n \sqrt{\frac{\Delta t}{\Delta t_n}} \quad \text{A}$$

Para tendido bajo tierra: $\Delta t = \Delta t_n + 20^\circ - t$ ($^\circ\text{C}$)

Para tendido al aire libre: $\Delta t = \Delta t_n + 30^\circ - t$ ($^\circ\text{C}$)

donde:

I = Corriente admisible (A)

I_n = Corriente nominal en condiciones normales (A)

Δt_n = Incremento de la temperatura en condiciones normales. ($^\circ\text{C}$)

t = Nueva temperatura ambiente ($^\circ\text{C}$)

Δt = Incremento admisible de la temperatura ($^\circ\text{C}$)

Valores normales de la temperatura ambiente:

$t = 20^{\circ}\text{C}$ para tendido bajo tierra.

$t = 30^{\circ}\text{C}$ para tendido al aire libre.

El incremento admisible de temperatura Δt no debe exceder de los valores máximos admisibles indicados en la Tabla 18, es decir que la capacidad de carga no puede seguir aumentando al alcanzarse estos valores límites, ni siquiera cuando la temperatura ambiente sea más baja.

c) Temperatura de los conductores.

La temperatura de los conductores se elige considerando la duración del cable.

La máxima temperatura ambiente estimada es de 25°C . Bajo ciertas condiciones el calor generado por las pérdidas en los cables puede conducir a incrementar la temperatura ambiente, este es el caso principalmente en canalizaciones de cables.

3.7.2. Tendido de cables.

a) Tendido al aire.

El tendido de un cable al aire libre se considera "normal" en lo que se refiere al cálculo de la capacidad de carga. Se entiende por "tendido normal" el hecho de que las pérdidas de calor se transmiten libremente de la superficie del cable del medio ambiente por convección natural y radiación, excluyéndose otras fuentes de calor exteriores, sin que se modifique la temperatura ambiente (capacidad térmi-

ca infinita del medio ambiente).

Las condiciones para ello son:

- 1) La separación entre cables y paredes, suelo y techos tiene que ser como mínimo de 2 cms. En tendido horizontal y en disposición continua en una capa, la separación entre los cables no debe ser menor que dos veces el diámetro del cable.
- 2) En la misma disposición anterior, pero ordenados los cables en varias capas, la separación entre diversas capas deberá ser de 30 cms como mínimo.
- 3) Protección contra los rayos directos del sol, etc.
- 4) Recintos lo suficientemente grandes o ventilados para que no se incremente la temperatura ambiente debido a la disipación de calor de los cables

Al instalar cables directamente en paredes o en el suelo, debe reducirse la capacidad de carga en el factor 0.95, según las Tablas 2.15 y 2.16 de la refer. (30). En ellas se toma en cuenta el factor de 0.95 para la instalación directa sobre paredes, en caso necesario.

b) Tendido de cables en canales viables.

Los cables se fijan, bien directamente a las paredes del canal, usando abrazaderas, o se tiende sobre estructuras de acero o bandejas. La separación vertical entre estas depende de su ancho, pero debe ser como mínimo, de 300 mm. Además hay que mantener entre cables una separación constante e igual a su diámetro, para que resulte lo más baja posible la transmisión directa del calor entre ellos. La altu-

ra de los canales viables será como mínimo 2 m. El ancho se fija de tal forma que los pasillos sean al menos de 60-80 cms. Si la separación vertical es de unos 30 cms entre bandejas, debe limitarse su ancho a 50 cms para no dificultar el tendido de cables.

c) Canales no ventilados.

En canales cubiertos no ventilados, el calor generado en los cables se disipa sólo a través de las paredes del canal y en todas las direcciones. Se incrementa la temperatura del aire que rodea al cable dentro del canal, significando que la carga debe reducirse en comparación con la de los cables tendidos al aire libre. El calentamiento del aire del canal depende solamente de la magnitud de la potencia de disipación de los cables mientras que el número de cables y su disposición dentro del canal no ejerce influencia alguna.

En la Fig.2.2 de la ref.(30) se muestra el incremento de la temperatura del aire dentro del canal, en función de la potencia de pérdidas por metro de longitud de canal. Este diagrama junto con los valores de la capacidad de carga de cables instalados al aire libre, permiten calcular el incremento de temperatura de los cables si se conoce el número de ellos, la sección de los conductores, carga, y dimensiones del canal.

Al calcular el perímetro del canal se toma en cuen-

ta sólo las superficies de disipación de calor. Por ejemplo las paredes o los techos del canal que lindan con salas de máquinas, celdas de transformadores o lugares similares.

3.7.3. Solicitud en caso de cortocircuito.

a) Solicitaciones dinámicas.

Los esfuerzos a soportar son proporcionales al cuadrado del impulso de la corriente de cortocircuito. Esta es la razón por la cual quedan sometidos a esfuerzos mecánicos los cables y terminales. Para evitar calentamiento adicional se usan bridas no magnéticas o de acero con el circuito magnético abierto.

Las fuerzas F_s que actúan sobre los cables unipolares fijos y adyacentes en caso de cortocirto, pueden calcularse mediante las ecuaciones:

$$F_{s2} = 2.04 \frac{I_s^2}{a^{10}} \text{ Kp/cm}$$

Para cortocircuito tripolar:

$$F_{s3} = \frac{\sqrt{3}}{2} F_{s2} \text{ Kp/cm}$$

donde:

I_s = Magnitud del impulso de la corriente de cortocircuito, en KA (valor de cresta)

a = Separación entre ejes de cables, en cm.

El caso mas desfavorable se presenta cuando se produce un cortocircuito entre dos fases.

b) Solicitaciones térmicas.

Para la selección de cables se estudia principalmente las sollicitaciones de los conductores, en algunos casos también las de las envolturas y apantallamientos.

En caso de cortocircuito bipolar sin contacto a tierra y de cortocircuito tripolar, sólo quedan sometidos a los esfuerzos térmicos los conductores activos.

La intensidad inicial de la corriente de cortocircuito bipolar sin contacto a tierra es igual a la de cortocircuito tripolar multiplicada por el factor $\sqrt{3/2}$. En caso de cortocircuito entre fase y tierra, entre dos fases con contacto a tierra y de doble derivación a tierra, quedan afectados también los apantallamientos o las envolturas metálicas de los cables.

El calentamiento del conductor depende del valor eficaz y de la duración de la corriente de cortocircuito. Puesto que el periodo de calentamiento es muy breve y tiene lugar solamente en el caso excepcional de perturbación, son admisibles en el conductor temperaturas más elevadas que las de servicio normal, en caso de cortocircuito.

Duración del cortocircuito.

La duración del cortocircuito se determina por el tiempo de ajuste de la protección, considerándose el tiempo propio del interruptor y dispositivos de protección

Corriente media de cortocircuito.

El efecto térmico depende del valor eficaz medio I_{km}

alcanzado durante el cortocircuito en las condiciones más desfavorables que se presentan en caso de cortocircuito tripolar. Durante el periodo del cortocircuito, esta corriente I_{km} desprendería la misma cantidad de calor que la corriente que circularía realmente, variable respecto al tiempo, debido a la atenuación de las componentes de corriente continua (factor m) y de corriente alterna, factor n . Tomando en consideración estos factores, resulta el valor eficaz medio I_{km} :

$$I_{km} = I_k'' \sqrt{m + n} \quad \text{KA}$$

El factor m es función del tiempo de desconexión t y de la cifra de impulso λ .

El factor n es función del tiempo de desconexión t y de la relación I_k''/I_k . La cifra de impulso es:

$$\lambda = \frac{I_s}{\sqrt{2} I_k''}$$

donde:

I_s = impulso de la corriente de cortocircuito, en KA (valor de cresta)

I_k'' = Intensidad inicial de la corriente alterna de cortocircuito, en KA (valor eficaz).

I_k = Corriente permanente de cortocircuito, en KA.

Cálculo de la caída de tensión.

En las redes de baja tensión se comprueba si la sección elegida de acuerdo con la capacidad de carga, cumple las condiciones relativas a la caída de tensión.

La resistencia R (Ohm/Km) y la reactancia X_l (Ohm/Km), de un cable de longitud l (Km), por el que pasa una co

corriente I y la tensión U existente en el extremo del cable, resulta:

$$\Delta U = \sqrt{3} I l (R \cos\phi + Xl \sin\phi) \quad V$$

$$\Delta u = \frac{\Delta U}{U_n} 100 \%$$

Datos eléctricos de los cables.

Resistencia en corriente continua.

La resistencia en corriente continua de los conductores varia con la temperatura, segun la expresión:

$$R_o = R_{20}(1 + \alpha_{20} \Delta\phi) \quad \text{Ohm/Km}$$

donde:

R_o = Resistencia en corriente continua a la temperatura de servicio, Ohm/Km

R_{20} = Resistencia en corriente continua del conductor a 20°C

α_{20} = Coeficiente de temperatura de la resistencia a 20°C., en 1/grd.

para el cobre $\alpha_{20} = 0.00393$ 1/grd.

La resistencia adicional ΔR , que implica un incremento mensurable de la resistencia de los conductores, tiene en cuenta las pérdidas adicionales de los cables empleados en sistemas de corriente alterna monofásica y trifásica.

Las pérdidas adicionales son causadas por el desplazamiento de la corriente en el conductor (efecto de proximidad, efecto superficial), por las corrientes parásitas en la envoltura metálica y en la armadura, así co-

mo por la magnetización en esta última.

La resistencia efectiva R a la temperatura de servicio en sistemas de corriente alterna monofásica o trifásica está dada por la expresión:

$$R = R_0 + \Delta R \quad \text{Ohm/Km}$$

$$R = R_{20}(1 + \alpha_{20} \Delta \theta) + \Delta R \quad \text{Ohm/Km}$$

Efectuando los cálculos correspondientes se tiene:

a) La corriente de carga se obtiene con la expresión:

$$I_c = (P/\cos\phi) / (\sqrt{3} V_n)$$

$$P = 1.05*633 \text{ KW} \quad \cos\phi = 0.55 \quad V_n = 2.3 \text{ KV}$$

$$I_c = (1,203 \text{ KVA})/(\sqrt{3}*2.3) = 303.2 \text{ A}$$

Para la temperatura admisible del conductor de 70 °C, 240 mm² y 2.3 KV, la capacidad de corriente del cable con tendido aéreo por separado es de $I_n = 430 \text{ A}$ a 30°C de temperatura ambiente.

b) Para una temperatura ambiente mas baja el factor a ser aplicado es 1.06, para la temperatura ambiente de 25°C y del conductor de 70°C, según la ref.(30).

c) Para las peores condiciones de tendido del cable durante su recorrido implica un factor de reducción por agrupamiento de $f'=0.79$, para 6 cables tripolares tendidos sobre bandejas (3 en total), unos junto a otros, circulación de aire restringida.

d) Con 16 horas diarias de servicio, la media geométrica de las intensidades de los cables será:

$$I_q = \sqrt{\frac{I_1^2 * t_1}{t_1 + t_2}} = \sqrt{\frac{319^2 * 16/24}{24}} = 260 \text{ A}$$

Para las pérdidas se obtiene:

$$v = 20 \text{ W/m} * 0.97 = 19.4 \text{ W/m}$$

$$\Sigma v = 6 * 19.4 \text{ W/m} = 116.4 \text{ W/m}$$

Según la refer.(30), el calentamiento del aire en el canal es de 7.5°C para un perímetro interior de 7.4 m luego la temperatura del aire en el canal se eleva a: 25 + 7.5 = 32.5°C. El factor para los cables será:

$$f'' = \sqrt{\frac{40 + 30 - 32.5}{40}} = 0.9682$$

Se debe cumplir que: $I_n * f' * f'' \geq I_{deseada}$
Luego: $I_n * f' * f'' = 329 \text{ A}$ e $I_{deseada} = 303 \text{ A}$

Se comprueba que el cable de cobre de 240 mm² soporta las sollicitaciones térmicas debidas a un cortocircuito trifásico en las barras D del diagrama de la Fig.9, cuya magnitud inicial es de aprox. I"K = 22 KA.

Sea: $I_{km} = I''K \sqrt{m + n}$ donde I_{km} es el valor eficaz medio de la corriente de cortocircuito, m es el factor de atenuación de la componente de corriente continua y n en corriente alterna. Se asume que la corriente de cortocircuito permanente I_K equivale a su valor inicial por tanto n=1, además el factor de impulso $\lambda = 1.8$
Para un tiempo de desconexión t=0.5 seg y $\lambda = 1.8$ en la Fig.2.7 ref(30) se tiene que m=0.1, luego :

$$I_{km} = 22 \sqrt{0.1 + 1} = 23.1 \text{ KA. eficaz}$$

$$q = 8.6 \sqrt{t} I_{km} = 8.6 \sqrt{0.5} * 23.1 = 140 \text{ mm}^2 (90^\circ\text{C})$$

El cable de cobre de 240 mm², soportará un aumento de temperatura de 90°C debido a un cortocircuito.

CAPITULO IV
ASPECTOS ECONOMICOS

El empleo de un accionamiento eléctrico de corriente continua de convertidores estáticos con tiristores es el más adecuado economicamente y técnicamente en comparación con el de otros tipos de accionamiento en elevadores del tipo fricción.

Accionamientos en corriente alterna

El accionamiento en corriente alterna (c.a) para motor de inducción de rotor bobinado, contactores y banco de resistencias no se utiliza en esta aplicación porque es de una sola velocidad tiene además un costo de mantenimiento y reparación alto.

El accionamiento en c.a con convertidores estáticos se limita a pequeñas potencias. Este sistema utiliza un motor de inducción de rotor bobinado con rectificador de tiristores para el control de la tensión y velocidad del motor.

El cicloconvertidor es un accionamiento en c.a para motor de baja velocidad, que se controla por variación de la frecuencia en c.a. Este tipo de accionamiento es competitivo en precio para potencias del orden de 5.2-7.5 MW (7000-10000 HP).

Accionamientos en corriente continua

Este tipo de accionamiento es el más utilizado actualmente en elevadores de mina. Provee un control regulable de velocidad con mando manual o automático.

El sistema de motogenerador como del tipo Ward-Leonard, ha sido el proceso normal de conversión de energía de corriente alterna a corriente continua. Este sistema es caro comparado con el del tipo estático, como se observa en la sección 3.6.3

El sistema de convertidores estáticos de c.a a c.c con tiristores es el de menores costos: costo inicial, de instalación, operación, mantenimiento, repuestos, etc, visto en 3.6.3

El reemplazo del sistema de motogenerador (MG) por los convertidores estáticos originará diversos ahorros como en el costo inicial de aprox. 10%-15% con respecto al MG, en el costo de operación (KWH/Ton) de 8 a 10% por tener menores pérdidas, en tiempo de mantenimiento será de aprox. el 70% del empleado en el sistema WL, se tendrá menor costo por compra de repuestos.

En la determinación inicial de los costos de inversión se tienen los costos estimados de equipos mecánicos y eléctricos. El costo del sistema de accionamiento eléctrico representa el orden del 36 al 40% del costo total de equipos electromecánicos del elevador. El sistema de accionamiento eléctrico en corriente continua mencionado, comprende equipos de maniobra, transformador del rectificador, equipos de control y motor del orden de 800 KW de 600 a 700 Vc.c.

El costo del motor representa aprox. el 17% del costo total y el costo de convertidores y transformador el 19% del costo total, un juego de bobinas de repuesto para el estator representa el 3.4% del costo del motor.

El costo total del proyecto se estima en \$181,750, distribuido en diferentes rubros.

Los rubros considerados en este proyecto con sus respectivos costos estimados se muestran a continuación:

A.- Equipos		\$ 162,250
B.- Instalaciones electromecánicas materiales, mano de obra, etc.		8,000
C.- Obras civiles: trabajos preliminares y movimiento de tierra, cimientos, encerra- mientos y acabados.		2,000
D.- Ingeniería y supervisión: puesta en marcha del sistema y comisionado.		7,500
E.- Imprevistos		<u>2,000</u>
	Total	\$ 181,750

CONCLUSIONES.

- 1.- Los gastos de operación, mantenimiento y reparación serán reducidos porque no se harán los mismos trabajos que en el sistema electromecánico del motogenerador, se estima un ahorro de tiempo de mantenimiento del orden de 30%. Además el accionamiento de los convertidores de tiristores tiene un rendimiento mayor que el de los equipos electromecánicos. Las reparaciones mayores se reducen a un simple reemplazo de los tiristores de la unidad del rectificador de potencia.

- 2.- La tasa de producción calculada coincide con la tasa de producción existente que es de 35 baldes/hora que equivale a 240 TM/hora, para las condiciones dadas en la pag.97 este valor está limitado por la relación $T1/T2 = e^{\mu\theta} = 1.5$ para $\mu=0.2$ y $\theta = \pi$, para las condiciones de estado estático y dinámico, de la velocidad máxima de izaje 11.1 m/seg aceleración y retardación máxima de 1.1 m/seg² y máximo factor de seguridad del cable de 5.5. De acuerdo a los datos de diseño no es factible incrementar la tasa de producción por la limitación de la capacidad del motor aun siendo posible elevar la velocidad de 10.1 m/seg a 11 m/seg y la tasa de aceleración de 0.835 m/seg² a 0.95 m/seg² conservando las otras condiciones de diseño. Al aumentar la tasa de aceleración y/o retardación deberá

mantenerse en buen estado de conservación los insertos plásticos en las ranuras de la polea; significando mantener el coeficiente de fricción μ en un valor óptimo; para evitar además deslizamientos peligrosos de los cables de izaje durante el accionamiento del freno de emergencia.

3.- El consumo de potencia del motor de corriente continua con ventilación natural es de 746 Kw y con ventilación forzada 600 Kw, ambos valores considerados al nivel del mar, al ser afectados por los factores de eficiencia y altura de trabajo sobre el nivel del mar no difiere mucho de su valor nominal de 875 Kw con ventilación forzada.

4.- El valor eficaz de la corriente del motor durante el izaje es 1242 A, la corriente máxima es 2511 A y la tensión máxima requerida es 668 Va.c durante la aceleración y a plena velocidad es de 650 Vc.c, según sus datos de placa la corriente nominal es 1420 Ac.c y la corriente máxima momentánea es 2940 A, la tensión nominal es 650 Vc.c.

5.- En la tabla de la pag.99 se observa que el valor máximo de corriente del motor $I_m(A)$ se presenta durante la etapa de aceleración esto es durante los 12.09 seg. que dura esta etapa, tal corriente se incrementa desde el inicio del arranque hasta el final de la aceleración en que se consigue la velocidad máxima de 10.1 m/seg. La tensión aplicada a los bornes del motor, así como la potencia consumida por el mismo, tienen un valor máximo en este punto.

6.- La fluctuación de tensión en el sistema sin compensación sobrepasa las curvas de percepción e irritabilidad y en el sistema compensado, con un banco de condensadores de 600 KVar, sobrepasa sólo la curva de percepción, lo cual es aún aceptable.

7.- Compensación de potencia reactiva y reducción de armónicos, referencia Fig.13 pag.114

El factor de potencia de la carga consumida por el elevador es bajo por lo que debería requerirse un banco de condensadores de compensación de potencia reactiva, pero dado que la magnitud de potencia reactiva inductiva consumida es relativamente baja podría no utilizarse este banco de condensadores, considerándose además que las magnitudes de armónicos característicos y fluctuación de tensión no es muy significativo.

Al hablar de todo el sistema de distribución en 2.4 KV se tiene que considerar el consumo de potencia reactiva del conjunto que significa en motores síncronos 690 KVar capacitivo y en motores asíncronos 1690 Kvar que significaría un consumo resultante de 1000 KVar inductivo aprox. trabajando todos ellos simultáneamente a plena carga.

La compensación de potencia reactiva de la carga del elevador y máquinas síncronas y asíncronas conectadas a la red de 2.3 KV implica efectuar un estudio aparte que no es materia de este estudio.

A continuación se menciona el efecto de compensación de KVar en el circuito del elevador.

7.1.- La variación de potencia reactiva del banco de condensadores de compensación de 0.5 a 1 MVar implica una elevación del factor de potencia de 0.59 inductivo a 0.725 y 0.775 respectivamente. Esta misma variación de potencia reactiva implica una variación del armónico de resonancia en paralelo de la inductancia del sistema con la capacitancia del banco de condensadores de 13.45 p.u a 9.45 según la Fig.13 de la pag.114 significando que la frecuencia de resonancia en paralelo comprende dos armónicos característicos del orden 13 y 11.

Con 0.74 MVar de capacidad del banco de condensadores se tiene un armónico resonante con la red del 11avo orden y con 0.535 MVar de capacidad se tiene un armónico resonante con la red del 13avo orden.

7.2.- El banco de condensadores debería tener un valor de .59 a 0.65 MVar para que el sistema tenga una combinación alejada de los armónicos característicos 11 y 13; el valor recomendable es de 0.62 MVar que significaría un armónico resonante del 12avo orden, tomando en cuenta la no variación del valor de la potencia de cortocircuito (Ncc).

7.3.- En lo mencionado en 6.2 al tenerse una variación de la potencia de cortocircuito Ncc de la red, se tiene que para 0.62 MVar de compensación al aumentar Ncc de 90 a 100 MVA el orden del armónico resonante incrementa de 12 a 12.8 y si disminuye a 80 MVA el valor de Ncc, el orden de armónico resonante se decrementa de 12 a 11.3.

7.4.- Por lo observado en (7.3) la instalación de un banco de condensadores implica una revisión periódica de la instalación en lo que respecta a la variación de la potencia de cortocircuito puesto que una variación de esta magnitud podría originar la presencia de un armónico resonante característico.

B I B L I O G R A F I A

- 1.- MULTIROPE FRICTION HOISTING
D.J MURRAY Dept. of Mining Engineering, University of Toronto
The Canadian Mining and Metallurgical Bulletin for February, 1965, Montreal
- 2.- FRICTION HOIST DESIGN CONSIDERATIONS
G.L.TILEY, Applications Engineer, Canadian Westinghouse Company Limited, Hamilton, Ontario.
Canadian Mining and Metallurgical Bulletin
C.I.M, June 1957.
- 3.- Design principles for friction-drive hoists.
F. Landau, Industrial Engineering Dept., Mining and Industrial Transport Section.
Reprint for ASEA Journal 26 (1953) No. 11-12.
Vasteras 2. 1956 - Suecia
- 4.- Another viewpoint is presented on friction vs drum hoisting.
Franz Landau, Electrical Engineer and Manager Mine Hoist Department, ASEA, Vasteras, Sweden
E.G. Malmlow, President, Aros Electric Inc., New York, and Electrical Engineer, ASEA, Vasteras, Sweden.
Engineering and Mining Journal. Vol.156.No.10.-
October 1955.
- 5.- Select a level - mine hoist control
Westinghouse.
Tiley, Zucker - Trends in automatic hoist controls.
January 1959.
- 6.- How to select a mine hoist to fit your needs.
Gary BeerKircher, product manager, Rexnord Inc.
E/MJ - September 1977
- 7.- Basic factors of hoist design.
R.W. Latham B.Sc. Eng., C. Eng., M.I.E.E.
GEC Electrical Projects Ltd., Rigby, Warwickshire.
- 8.- Mine hoist drives - Present and future.
Clark B. Risler, Walter Thomas.
Technical information - Reprint 6174.
Westinghouse.
- 9.- CALCULATIONS OF STRENGTH OF MATERIALS
ASEA
Order : L5762.1032-1
Shaft : Cerro de Pasco, Peru
Type of hoists : HSCE 2.18
Type of current : D.C
Type of hoisting : Double

10.- CALCULATIONS OF STRENGTH OF MATERIALS

ASEA

Order : IMA 0739.1029 AA-1
Customer : CENTROMIN,PERU (CASAPALCA)
Type of Hoists : HSVE 3.72 m
Type of hoisting : Single Skip Hoist
Type of drive : D.C
1982

11.- Trends in automatic controls.

G. L Tiley.
Westinghouse.

12.- Network influence and filter dimensioning.

Casapalca mine skip and service hoist.
IMA 0739 1029-008 / 32-08-11 at 15.56
ASEA - Suecia

13.- Interruptores automaticos de pequeno volumen de aceite.
para interior, de tension media.

Stig Olof Andersson, seccion de productos para
transporte de energia-ASEA.
Boletin ASEA 1976 ANO 38 Numero 3

14.- Three-phase, dry-type transformers type TLH.

200 - 2500 KVA, 50 Hz.
ASEA - Catalogue LE 62-1 E. Part A.
January 1976 - Edition 1.

15.- Dry-type transformers type TLH, 200 to 2500 KVA.

Installation and maintenance.
ASEA - Instruction 0921327.

16.- Information YT 200-301 E

ASEA
YFB October 1977

17.- Information YT 000-303 E

ASEA
YFB Sep.1976

18.- Oil-minimun circuit breakers types HKK and HKM for
indoor installation

ASEA
Pamphlet LV 11-301 E Edition 2

19.- High voltage apparatus

ASEA
INFO. 5409 354E-4
LASA 1975-04-15

20.- CARACTERISTICAS DE LOS MOTORES EN EL ACCIONAMIENTO
ELECTRICO.

S. Veshenevski
Edit. MIR - MOSCU

- 21.- Principios de las maquinas de corriente continua.
A. Lansdorf
Sexta Edicion
Edit. Mc Graw Hill
1969
- 22.- Electric Machinery
A.E. Fitzgerald
- 23.- Modern control system
Richard Dorf
- 24.- Accionamientos electricos
M. Chiliken
- 25.- Analysis of rectifier circuits.
E.F. Christensen
C.H. Willis
C.C. Herskind
AIEE TRANSACTIONS
Volume 63, 1944
- 26.- Rectifier faults currents.
C. C. Herskind Member AIEE
H. L. Kellog Associate AIEE
Electrical Engineering - Transactions.
March 1945, volume 61.
- 27.- Rectifier fault currents-II
C. C. Herskind Fellow AIEE
A. Schmidt, Jr Member AIEE
C. E. Rettig Nonmember AIEE
AIEE Transactions - 1949, volume 68
- 28.- A simplified technique for analyzing the 3-phase
bridge rectifier circuit.
Allan Ludbrook, Member IEEE, and Robert M. Murray.
IEEE Transactions on Industry and General Applications.
May/June 1965.
- 29.- Electronica Industrial.
I.L. Kaganov
Edit. MIR
Moscu 1975
- 30.- INSTALACIONES ELECTRICAS.- TOMO I
Siemens A.G
- 31.- IEEE Recomend Practice for Electric Power distribu
tion for Industrial Plants
IEEE Std 141-1976

- 32.- Electrical Systems Analysis and Design for Industrial Plants
Irwin Lazar
Mc Graw-Hill Book Company
- 33.- Reactive compensation and harmonic suppression for Industrial Power Systems using Thyristor Converters
D.E. Steeper, R.P. Stratford
IEEE Transactions on Industry Applications
VOL IA-12, No.3, MAY/JUNE 1976
- 34.- Harmonic Pollution on Power Systems.- A Change in Philosophy.-
Ray P. Stratford
IEEE Transactions on Industry Applications
Vol. IA-16, No.5, September/October 1980
- 35.- Rectifier Harmonics in Power Systems
Ray P. Stratford
IEEE Transactions on Industry Applications
Vol. IA-16, No.2- March/April 1980.
- 36.- Reactive Power Control In Electric Systems
T.J.E. MILLER
General Electric Company
Corporate Research and Development Center
Schenectady, New York
Edit. John Wiley & Sons
- 37.- Las corrientes de cortocircuito en las redes trifasicas.
Richard Roeper - Siemens
- 38.- La ciencia de la puesta a tierra de sistemas de energia.
Dr. Dinkar Mukhedkar.