

Actuación anómala en la protección homopolar de motores de media tensión. Análisis y soluciones

Jorge Alonso, Jorge Fernández, Daniel Slomovitz (*)

RESUMEN

En el presente trabajo se analiza un caso de actuación anómala de relés de protección de una serie de motores de inducción de 6 kV y de potencias comprendidas entre 225 kW y 1800 kW. La anomalía consistía en la actuación de la protección homopolar en el momento del arranque de los motores, pese a no existir ningún problema relacionado con corriente homopolar real.

Se analizaron las causas del problema mediante un estudio teórico basado en el modelado del motor y de los transformadores de medida de corriente. Los resultados se verificaron mediante mediciones y ensayos de laboratorio y de campo.

Se detallan distintas soluciones y cuidados necesarios en el diseño de estas protecciones.

motores son de igual característica entre sí. Esta información proviene de las planillas de datos que acompañan el proyecto de instalación de la obra. Todos los motores están conectados en un sistema trifásico de 3 hilos.

De acuerdo a esta información, las corrientes de arranque estarían alrededor de 5 veces la nominal.

Relés

Los relés usados son de protección por sobrecorriente de fase y homopolar. Esta última se puede implementar con un transformador de corriente que abarque los 3 conductores, o usando los transformadores de cada línea.

Conexión

Inicialmente el sistema estaba cableado de forma que a cada relé, le llegaban las 3 corrientes de línea. No existía ningún transformador de corriente que abarcara los 3 cables a la vez.

Transformadores de corriente

Los transformadores de corriente usados en el sistema de protección, son del tipo 5P10, entre 5 VA y 15 VA [1]. El tipo es de aislación en epoxi, sin ventana accesible. De acuerdo a medidas realizadas

1. INTRODUCCIÓN

1.1 Descripción del sistema

Motores

Se trata de 9 motores de media tensión cuyas corrientes nominales, corrientes de arranque y tiempos de arranque se muestran en la tabla 1. Varios

TABLA 1

Potencia (kW)	Inominal (A)	Iarranque (A)	Tiempo arranque (s)
1550	177	975	20
810	97	533	22
520	75	300	2.5
1800	201	1105	1.5
225	28	154	2.5

(*) UTE. Administración Nacional de Usinas y Trasmisiones Eléctricas. Montevideo, Uruguay.

en algunas celdas, la carga real (principalmente por resistencia del cableado) es cercana a la nominal. No se encontró en ningún caso (dentro de las medidas) que se exceda la carga nominal.

Se realizaron ensayos en un transformador de corriente de la misma marca y modelo que los usados, de características 150A/5A, 5VA, 5P10. Se relevó las características de vacío y el ciclo de histéresis del hierro, de forma de contar con datos a ser usados en simulaciones por computadora. Por otro lado, se verifica que el máximo punto de trabajo (10 In) está todavía en la zona lineal.

Por otro lado se construyó un prototipo de transformador con iguales características de saturación, con el cual se estudió el comportamiento bajo ondas no sinusoidales. Esto fue necesario, pues por el tipo de onda, se requería que estuviera accesible una ventana central.

2. MEDICIONES

Las medidas corresponden a transitorios de arranque, donde fueron registradas las distintas corrientes. Por una parte, se registró corrientes de fase (del lado secundario de los transformadores de medida), y por otra la corriente diferencial que llegaba al relé.

En todos los casos se utilizó un osciloscopio digital marca Tektronix, modelo 11402A.

Se estudiaron dos motores de una central de generación térmica, uno de alimentación (1800 kW) y otro de extracción del condensado (225 kW).

En el motor de alimentación se realizaron tres arranques registrándose en dos oportunidades las corrientes de las tres fases. En la figura 1 se muestran las tres corrientes secundarias, medidas a través de transductores (transformadores y shunts) teniendo una relación de 5A/1V. Esto resulta en una constante de 25A/div para las tres corrientes. En un tercer arranque se midió la corriente de la fase R (figura 2). La constante para la corriente es de 10A/div. En la figura 3 se muestra la suma de las tres corrientes medida a través de una pinza de corriente. La constante es de 5A/div.

También se estudió el motor de la bomba de extracción del condensado realizándose dos arranques.

En los registros se ve la existencia de una onda de muy baja frecuencia, superpuesta a la onda de 50 Hz. La amplitud de la frecuencia de red es la esperada de acuerdo a los datos de la tabla 1. La amplitud de la onda de muy baja frecuencia es de un 10% aproximadamente. Esta amplitud decrece durante el período de arranque, por un transitorio de tipo exponencial. Todo el fenómeno dura 0.5 s aproximadamente.

Los transformadores de protección de corriente han sido previstos para soportar el transitorio de arranque. Sin embargo, la existencia de ondas de muy baja frecuencia afecta el comportamiento [2].

Para analizar este aspecto, se realizaron simulaciones de laboratorio y por computadora.

3. SIMULACIÓN CON ONDAS PROGRAMADAS

El ensayo consiste en la inyección de 2 corrientes superpuestas. Una de frecuencia de red y otra de 4 Hz (estimada a partir de los registros de campo). Por requisitos del equipamiento de ensayo, fue necesario que cada corriente se inyectara por separado. Esto no es posible en los transformadores instalados, por no poseer la ventana accesible desde el exterior. Para esto fue necesario construir un transformador de igual característica que el real, pero con ventana accesible.

Se analizó el comportamiento del transformador de prueba, inyectando en el primario ondas no sinusoidales, de formas similares a las encontradas en las mediciones de campo.

Básicamente, consisten en la superposición de ondas de 50 Hz con ondas de 4 Hz. La relación de amplitudes usada es de 10:1, similar a los valores relevados. Se cargó el secundario con la carga nominal y se aplicó un componente de 50 Hz de 5 veces la Inominal, y una componente de 4 Hz de 0.5 veces la Inominal.

En las figuras 4 y 5 se grafica respectivamente:

A) componente de 50 Hz x factor 0.1, B) corriente secundaria, C) corriente de error, D) componente de 4 Hz.

Los valores de amplitud son referidos al secundario. Escala en amplitud: 10A/div, el eje medio de cada onda corresponde a su valor cero.

En la figura 4 la corriente primaria es sinusoidal de 50A y 50 Hz y en la figura 5, la corriente primaria está compuesta por la suma de 50A, 50 Hz y 5A, 4 Hz, donde se observan picos en la corriente de error de hasta 6A.

Se observa que la componente de 4 Hz incide en forma importante en el grado de saturación, provocando corrientes de error de alto valor. Esto es previsible, dado que el flujo magnético depende de la amplitud y de la frecuencia de la onda. De esta manera, ondas de muy baja frecuencia pueden provocar la saturación del núcleo, aunque su amplitud sea pequeña. En este caso, con frecuencias 12 veces menores a la de la red, la incidencia en el flujo es 12 veces mayor.

Todos los ensayos de laboratorio, se realizaron en estado de régimen. En la realidad existe un componente transitorio de tipo exponencial, que no fue incluido, que agrava aún más el problema de saturación.

4. MODELADO MATEMÁTICO DE SIMULACIÓN DEL SISTEMA EN ESTUDIO

Se simula la corriente de entrada de un relé de sobrecorriente residual, cuya finalidad es la detección de puestas a tierra en el estator de un motor de inducción, durante maniobras de arranque de dicha máquina. Con este fin se determina un modelo de la máquina de inducción para obtener las formas de onda en función del tiempo de las corrientes estáticas durante el arranque. Se simula a su vez los transformadores de corriente de protección con el fin de determinar la corriente residual que mide el relé, la misma se obtiene por la suma de las corrientes secundarias de las tres fases.

4.1 Modelo de la generatriz asincrónica

La lista principal de símbolos utilizados.

- a, b, c fases del estator o ejes de las fases estáticas
- A, B, C fases del rotor o ejes de las fases rotóricas
- d índice que indica magnitudes según el eje directo
- i corriente
- J constante de inercia
- L inductancias
- P potencia, número de pares de polos
- p operador diferencial $p = d/dt$
- q índice que indica magnitudes según el eje en cuadratura
- r_1 resistencia estática por fase
- r_2 resistencia rotórica por fase referida al estator
- T_m par mecánico
- v voltaje
- θ ángulo eléctrico entre el eje de la fase A rotórica y el eje de la fase a estática
- ω velocidad angular

Los símbolos son usados junto con distintos subíndices.

El modelo se basa en las siguientes hipótesis:

- a. El entrehierro se supone de espesor uniforme y se desprecia el efecto del ranurado.
- b. Se supone distribución sinusoidal para las espiras de los devanados del estator y del rotor. (se desprecian los armónicos espaciales).
- c. Se desprecian los efectos de la saturación del circuito magnético, la histéresis y las corrientes de Foucault.
- d. La resistencia de los devanados no varía con la temperatura y se desprecia el efecto pelicular.
- e. Se desprecian los acoplamientos capacitivos entre los arrollamientos.

Consideramos la máquina trifásica, tanto en el estator como en el rotor. En la figura 6 se muestra un esquema de la máquina, donde están indicadas las tres fases del estator, las tres fases del rotor y los ejes magnéticos de cada bobinado, que se representan como bobinas concentradas.

A los efectos de obtener el sistema de ecuaciones

del modelo, se aplica la transformación de Park ortonormal a las variables rotóricas, mediante la cual el bobinado trifásico rotórico se sustituye por un bobinado bifásico equivalente solidario con el estator [3]. En la figura 7 se muestra el diagrama de la máquina equivalente.

El sistema de ecuaciones que constituye el modelo se indica a continuación .

Definiendo:

$$[A] = \begin{bmatrix} r_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & r_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \left(\frac{L_{12}}{\sqrt{2}}\right)\omega' & -\left(\frac{L_{12}}{\sqrt{2}}\right)\omega' & r_2 & (L_2 + L_1)\omega' & 0 \\ -\left(\frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}}\right)L_{12}\omega' & \left(\frac{L_{12}}{\sqrt{6}}\right)\omega' & \left(\frac{L_{12}}{\sqrt{6}}\right)\omega' & -(L_2 + L_1)\omega' & r_2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & r_2 \end{bmatrix}$$

y

$$[B] = \begin{bmatrix} L_1 + \frac{2L_{12}}{3} & -\frac{L_{12}}{3} & -\frac{L_{12}}{3} & \left(\frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}}\right)L_{12} & 0 & 0 \\ -\frac{L_{12}}{3} & L_1 + \frac{2L_{12}}{3} & -\frac{L_{12}}{3} & -\frac{L_{12}}{\sqrt{6}} & \frac{L_{12}}{\sqrt{2}} & 0 \\ -\frac{L_{12}}{3} & -\frac{L_{12}}{3} & L_1 + \frac{2L_{12}}{3} & -\frac{L_{12}}{\sqrt{6}} & -\frac{L_{12}}{\sqrt{2}} & 0 \\ \left(\frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}}\right)L_{12} & -\frac{L_{12}}{\sqrt{6}} & -\frac{L_{12}}{\sqrt{6}} & L_2 + L_1 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{L_{12}}{\sqrt{2}} & -\frac{L_{12}}{\sqrt{2}} & 0 & L_2 + L_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & L_2 \end{bmatrix}$$

se tiene en forma agrupada:

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \\ v_{2d} \\ v_{2q} \\ v_{2o} \end{bmatrix} = [A] \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_{2d} \\ i_{2q} \\ i_{2o} \end{bmatrix} + [B] p \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_{2d} \\ i_{2q} \\ i_{2o} \end{bmatrix}$$

Siendo i_{2d}, i_{2q}, i_{2o} , las componentes de Park de corrientes rotóricas y v_{2d}, v_{2q}, v_{2o} las correspondientes a las tensiones.

Para un motor la ecuación del movimiento resistente es:

$$\frac{d\omega'}{dt} = \left(\frac{P}{J}\right) \left\{ T_m + PL_{12} \left[\frac{i_{2d}}{\sqrt{2}} (i_a - i_c) + i_{2q} \left(-\frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} i_a + \frac{i_b}{\sqrt{6}} + \frac{i_c}{\sqrt{6}} \right) \right] \right\}$$

donde T_m es el par resistente que incluye la carga más las pérdidas mecánicas. Por convención T_m es negativo.

Los parámetros que aparecen en el sistema de ecuaciones, se determinan mediante los ensayos a vacío y cortocircuito (rotor bloqueado) de la máquina funcionando en régimen permanente sinusoidal. La información de las resistencias de los bobinados y de la constante de inercia global incluye la carga en su eje.

4.2 Modelo de la fuente de alimentación eléctrica

El sistema equivalente de la red eléctrica, a la que se encuentra conectada la máquina, se supone constituido por una fuente sinusoidal trifásica ideal, e_a , e_b , e_c , en serie con una resistencia R_N e inductancia L_N igual en las tres fases.

Siendo:

$$e_a = \sqrt{2}V \cos(\alpha t)$$

$$e_b = \sqrt{2}V \cos\left(\alpha t - \frac{2\pi}{3}\right)$$

$$e_c = \sqrt{2}V \cos\left(\alpha t - \frac{4\pi}{3}\right)$$

4.3 Condiciones de ligadura e iniciales

Se considera la máquina asincrónica con las bobinas estáticas conectadas en estrella, con el punto neutro accesible y aislado de tierra. Las bobinas rotóricas conectadas en estrella, en cortocircuito y con el neutro aislado de tierra.

Las ecuaciones de ligadura son:

$$v_{2d} = v_{2q} = 0$$

$$i_{2o} = 0$$

$$i_a + i_b + i_c = 0$$

$$v_a = e_a - (R_N + L_N p)i_a$$

$$v_b = e_b - (R_N + L_N p)i_b$$

$$v_c = e_c - (R_N + L_N p)i_c$$

Las condiciones iniciales son:

$$i_{a0} = i_{b0} = i_{c0} = 0$$

$$v_{a0} = v_{b0} = v_{c0} = 0$$

$$i_{2d0} = i_{2q0} = i_{2o0} = 0$$

$$\omega'_o = 0$$

T_{m0} = par de la carga que se considera nulo cuando se simula el arranque sin carga.

4.4 Modelo del sistema red-motor

El sistema de ecuaciones del modelo de la máquina asincrónica, junto con las ecuaciones de ligadura y las condiciones iniciales, constituyen el modelo del sistema máquina eléctrica-red.

4.5 Resolución numérica de las ecuaciones del modelo

Se ha desarrollado un conjunto de programas de cálculo, que permiten resolver numéricamente el sistema de ecuaciones diferenciales no lineales que constituyen el modelo. Se ha implementado el método

de Runge-Kutta de cuarto orden, con paso de integración fijo.

4.6 Resultados de la simulación de las magnitudes de arranque

El modelo fue oportunamente validado por intermedio de la comparación de los resultados del mismo con registros de laboratorio y campo de maniobras de arranque.

Se presentan los resultados de la simulación del arranque sin carga de un motor de la central de generación bajo estudio.

Los valores nominales de la máquina son:

520 kW, pf= .71, 6300 V, 72 A, 3 fases, 50 Hz, 296 rpm, 20 polos, estator en estrella y rotor de jaula.

Los parámetros de cortocircuito se han medido y calculados con los métodos convencionales. La reactancia de fugas del estator y la reactancia de fugas rotórica referida al estator se asumieron iguales.

Los parámetros referidos al estator, considerando el modelo en estrella, se indican a continuación:

$r_1 = .798$ ohm, $r_2 = 1.904$ ohm, $X_1 = L_1 \omega = X_2 = L_2 \omega = 7.09$ ohm, con $\omega = 314.16$ rad/s.

Se ha medido la curva de magnetización de la máquina y se dedujo para la zona lineal, la impedancia de vacío. La impedancia de vacío considerando el modelo en estrella se indica a continuación:

$X_{12} = L_{12} \omega = 85.227$ ohm, con $\omega = 314.16$ rad/s

Para la constante de inercia del sistema, se obtuvo el valor: $J = 60$ kgm².

En particular las figuras 8 y 9 muestran las formas de onda de la corriente estática de la fase b y la velocidad angular. Estas formas de onda se corresponden con los registros de campo efectuados.

4.7 Modelo del transformador de corriente de clase de protección

El transformador de corriente se modela como un transformador convencional monofásico en donde la resistencia e inductancia de dispersión del bobinado primario se encuentran en serie con el circuito primario que se asume como una fuente de corriente, se considera que el bobinado secundario está uniformemente distribuido por lo cual su inductancia de dispersión es despreciable y se tiene en cuenta que la rama magnetizante no es una inductancia lineal. La característica de la rama magnetizante se deduce de la curva de excitación o vacío del dispositivo.

Las curvas de saturación de datos están constituidas en general por un número finito de puntos, mediante una tabla de valores. Las curvas por razones físicas son continuas. En el modelo no solamente se requiere una buena aproximación de las mismas, sino también de sus derivadas. Para su representación se utilizó el algoritmo de interpolación de Stirling con diferencias centrales de tercer orden.

4.8 Resultados de la simulación de las corrientes secundarias suministradas al relé de protección

Se presentan los resultados de la simulación de las corrientes secundarias en los transformadores de medida cuando las corrientes primarias se corresponden con los valores obtenidos en el arranque del motor de inducción. El transformador de corriente empleado se corresponde con el utilizado en el campo para el motor particular antes citado y tiene por características: relación de transformación 100/5 A, clase 5P10 y carga nominal 5 VA.

La carga en el circuito secundario de cada transformador de corriente se constituye de la carga de los cables de conexionado y lo que corresponde al relé de sobrecorriente residual. La carga medida en el campo se aproximó por una resistencia de valor .2 ohm y una inductancia de .00031 henrios.

En las figuras 10, 11 y 12 se presentan las corrientes secundarias de cada una de las fases de los transformadores de medida y en la figura 13 la corriente residual que circula por el relé detector de puesta a tierra. Las citadas corrientes se expresan en amperios secundarios. Las formas de onda de las mismas son del mismo estilo que las medidas en sitio.

La corriente que circula por el relé es tal, en función de los ajustes del mismo, que se explica su disparo durante las maniobras de arranque. Ajuste que tiene un umbral de corriente bajo tendiente a detectar puestas a tierra de elevada impedancia y cuyo tiempo de operación ajustable máximo es inferior a la duración del transitorio de arranque de un motor de mediana o elevada potencia.

Se simularon las corrientes que circularían por el relé en caso que la carga secundaria de los transformadores de corriente fuese menor, situación que se puede alcanzar aumentando la sección de los cables de conexión. Se observa la reducción de la corriente residual por el relé a medida que se disminuye el valor de la resistencia de carga.

Estos resultados permiten prever el comportamiento del sistema, en la etapa del proyecto.

5. CONCLUSIONES

Mediante las distintas técnicas de medida y simulación usadas, se concluye que el problema está causado por saturación de los transformadores de medida. Están diseñados para soportar adecuadamente el nivel de sobrecorriente transitoria (soportan 10 veces la Inominal, y la corriente real es de solo 5 veces la Inominal), siendo la carga menor a la nominal. Sin embargo, no fue tenido en cuenta la

existencia de ondas de muy baja frecuencia, durante el transitorio, que imponen un flujo excesivo para estos transformadores. Estas ondas aparecen en el estator por la incidencia de transitorios con componente continua en el rotor. Su magnitud y duración depende del tipo de motor usado y de la carga mecánica a la cual está conectado.

Finalmente, la saturación parcial de los transformadores de medida provoca diferencias en la suma de las 3 corrientes, vistas por el relé.

La simulación corrobora el transitorio que se establece durante el arranque del motor de inducción y los problemas que surgen al reproducir las corrientes de arranque a través de transformadores de medida, permitiendo explicar los accionamientos intempestivos del relé de detección de puesta a tierra estatórica.

Como alternativas de solución a este problema podría pensarse en un cambio de ajuste del citado relé, si éste lo permite, aumentando el umbral de operación de corriente o su retardo de operación. Sin embargo, ambas opciones degradarían la capacidad de detección de puestas a tierra de elevada impedancia.

Otra solución consiste en el uso de un solo transformador que abarque los 3 cables. Este transformador responde solo a la diferencia real de las 3 corrientes y está libre del problema analizado. De esta forma, es posible mantener los ajustes en alta sensibilidad, dado que no se introduciría corriente en el relé durante el arranque. Esta última opción fue la adoptada en esta situación particular.

En casos donde esto no fuera posible, deberá estudiarse con más detalle el dimensionado de los transformadores de medida. Esto se realiza, ya sea por medidas en la instalación terminada, o por simulaciones por computadora previas al diseño. En este último caso, se requiere del modelo de los motores a proteger, el cual es posible calcularlo a partir de ensayos o de estimaciones de máquinas similares. En cuanto a los transformadores de corriente, se deben diseñar de forma que su potencia permita manejar los mayores flujos existentes.

6. REFERENCIAS

- [1] "IEC 185, Current transformers," 1987.
- [2] "Current instrument transformer error calculation," J. Meisel, IEEE, PAS, vol.82; pp.1082-1085, 1963.
- [3] "Introduction a l'Electrotechnique Approfondie," J. Lesenne, F. Notelet, G. Seguier, Technique et Documentation, París, 1981.

7. FIGURAS

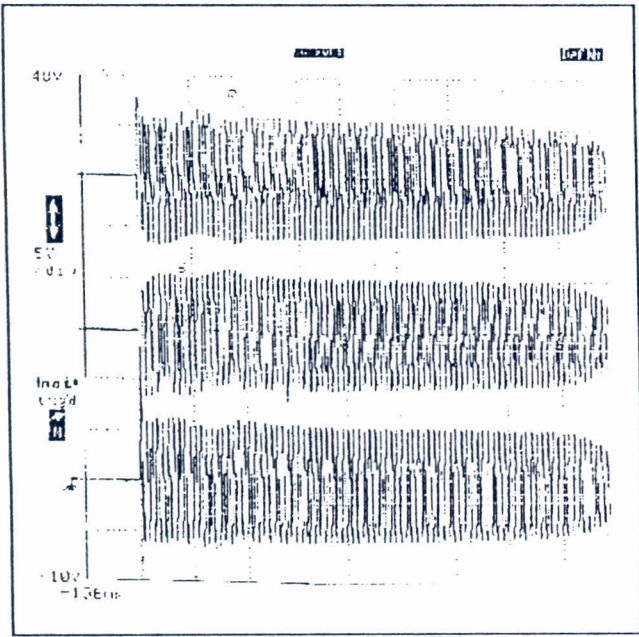


Fig. 1

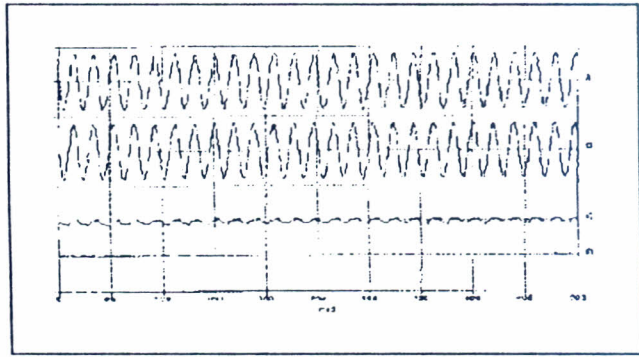


Fig. 4

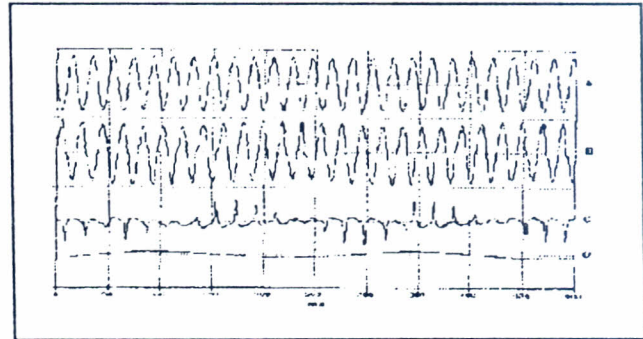


Fig. 5

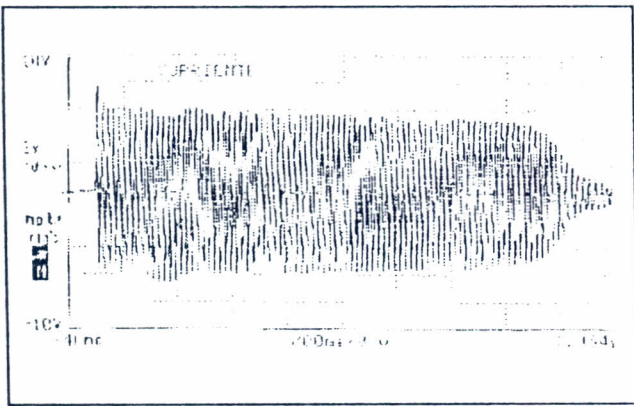


Fig. 2

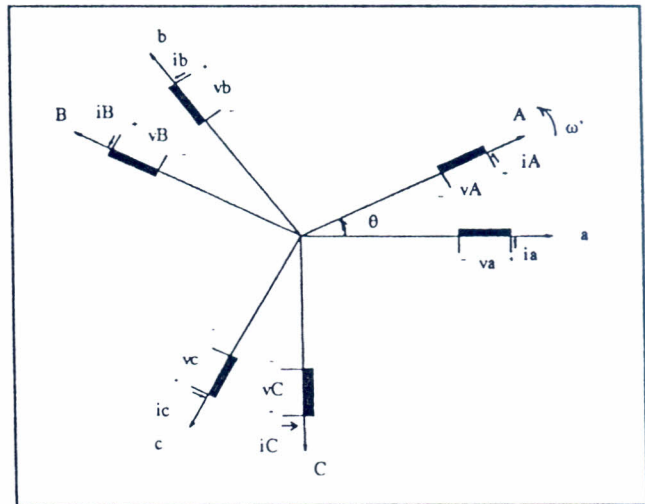


Fig. 6

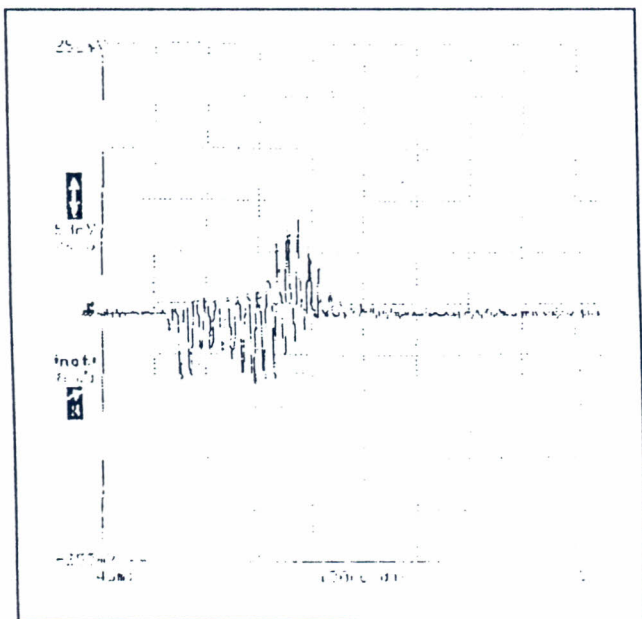


Fig. 3

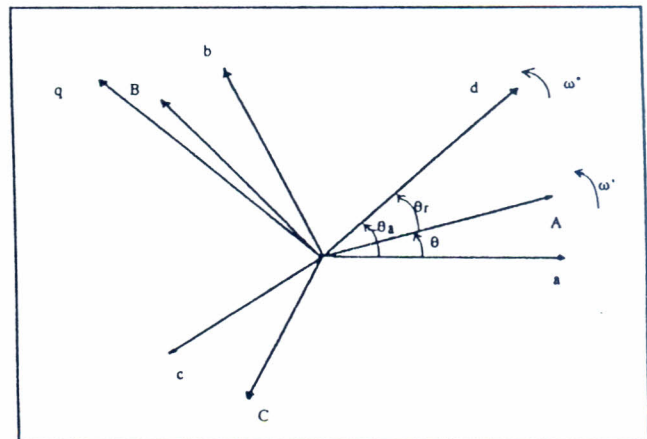


Fig. 7

