

LA TEORÍA PARA LAS EXPERIENCIAS DE LA MÁQUINA

SINCRÓNICA – CENTRAL MICROHIDRÁULICA

Contenido

1. Los generadores sincrónicos	2
1.1 Introducción	2
1.2. La máquina de polos salientes	3
1.2.1. Principios de funcionamiento	3
3.2.2. Potencia entregada	7
1.3. La máquina de rotor cilíndrico	8
1.4. Capacidad de los generadores sincrónicos	9
1.5. Control del generador sincrónico dentro de un sistema	9
1.6. Los diagramas de operación	11
1.6.1. Diagrama de operación de la máquina de rotor cilíndrico	11
1.6.2. Diagrama de operación de la máquina de polos salientes	13
1.7. Ejemplo	16
1.7.1. Solución	17
2. Centrales hidroeléctricas	18
2.1 Introducción	18
2.2 Las turbinas hidráulicas	19
2.3 Clasificaciones de turbinas hidráulicas	20
2.4 Turbinas pelton	20
2.4.1. Inyector	21
2.4.2. Rodete	21
2.4.1. Triángulo de velocidad de entrada	23

1. Los generadores sincrónicos

1.1 Introducción

En este capítulo se hará un breve repaso de la representación de los generadores sincrónicos, válida para el caso de procesos cuasi-estacionarios (flujos de potencias, regulación de tensión, etcétera). El análisis se hará solo desde el punto de vista del SEP, sin entrar en detalles propios del diseño o mantenimiento de máquinas. Como el tema se supone conocido y estudiado anteriormente por el lector, los resultados solo se justificarán someramente.

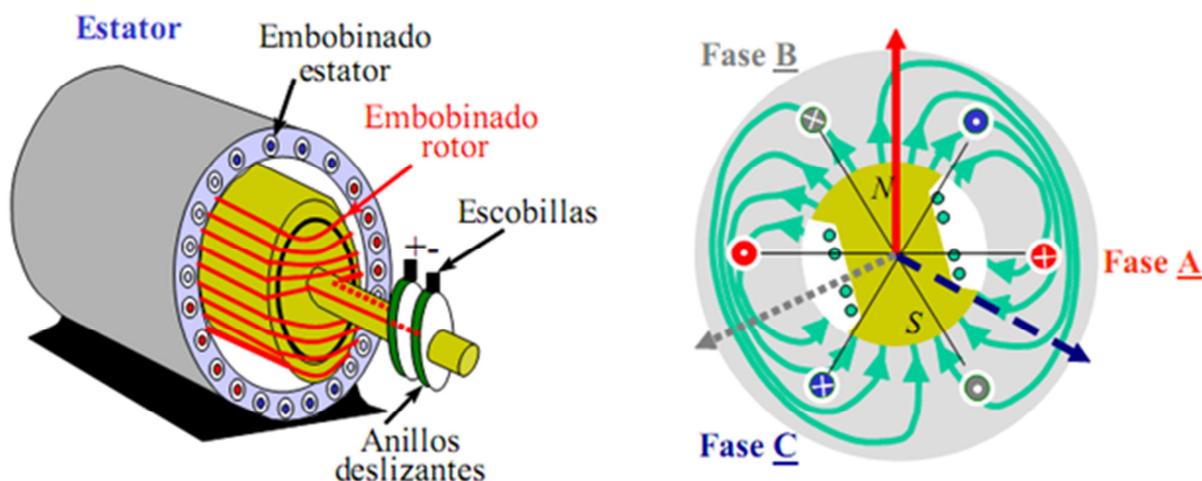


Figura 3.1: Esquema simplificado de máquina sincrónica bipolar

Para obtener los modelos se adoptará el enfoque clásico de flujos magnéticos, corrientes y f.e.m en los enrollados, que permite aclarar el comportamiento físico de los equipos.

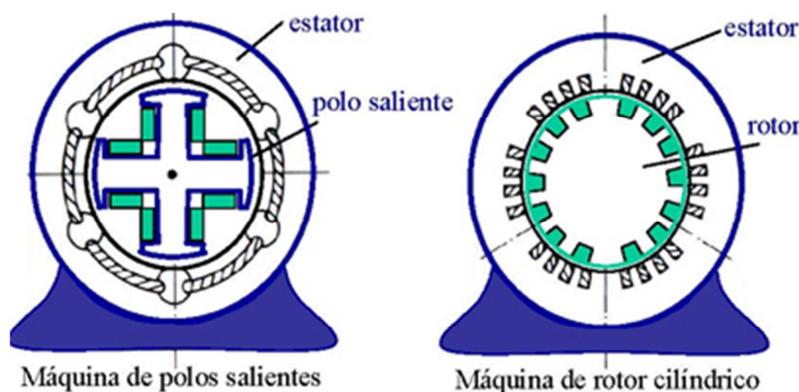


Figura 3.2: Formas constructivas de generadores sincrónicos

Desde el punto de vista del desempeño del generador en un sistema de potencia, es preciso hacer presente que, aparte de la tarea fundamental de entregar la potencia activa requerida por los consumidores, cumple otras no menos importantes, como participar en el control primario de las tensiones en el sistema. Otra actividad de importancia, relacionada con la regulación de tensión, es la entrega de

potencia reactiva a los consumos. En este sentido, los generadores térmicos, que a menudo están ubicados en las cercanías de los consumos, presentan un factor de potencia más bajo (80 a 90 %), lo que les permite entregar más potencia reactiva. Los generadores hidroeléctricos, en cambio, que están más alejados de los consumos, presentan normalmente un factor de potencia nominal más alto (90 a 95 %), ya que no requieren entregar tantos reactivos.

En la Figura 3.1 se muestra un esquema simplificado de una máquina síncrona teórica con un par de polos.

Las formas constructivas más comunes del generador síncrono son: la máquina de polos salientes (utilizada para velocidades bajas, ver Figura 3.2 izquierda) y la de rotor cilíndrico (utilizada para velocidades altas, donde la forma de polos salientes no es factible, ver Figura 3.2 derecha).

1.2. La máquina de polos salientes

1.2.1. Principios de funcionamiento

La forma constructiva de los generadores síncronos que se emplean en las centrales hidroeléctricas es la de polos salientes, razón por la cual es de gran importancia para los países latinoamericanos.

El devanado de campo o de rotor consiste en N_1 **espiras concentradas** en torno de los polos del rotor. El devanado del **inducido, armadura o estator**, en cambio, consiste en tres enrollados de N_2 espiras cada uno, ubicados en la periferia del estator y separados entre sí por 120 grados. El rotor es alimentado con corriente continua i_{exc} (excitación) a través del colector, desde la excitatriz. Existen diversas alternativas tecnológicas para la excitatriz, como máquinas de corriente continua, rectificadores controlados o convertidores de corriente continua, que consumen del orden del 0,5% de la potencia nominal del generador (por ejemplo, cada unidad de la central Rapel en Chile tiene un generador de 70 MW y una excitatriz con potencia del orden de 400 kW).

Por la circulación de corriente continua se crea un flujo $\Phi_c = k * i_{exc}$ que circula por el hierro del rotor y luego pasa al estator a través del entrehierro o separación de aire. k es una constante solo dentro de cierto rango que, en el caso más general, se representará por la curva de saturación del circuito magnético.

Al girar el rotor (campo) con velocidad n (*rev/min*), movido por la turbina o máquina motriz, se inducirán tensiones instantáneas en los conductores de la armadura, de acuerdo con la relación $e = N_2 d\phi_c / dt$. Dada la forma del entrehierro (variable entre un mínimo en el centro de los polos del rotor y un máximo entre dos polos consecutivos), y la disposición de los conductores de armadura, estas tensiones serán sinusoidales y de frecuencia $f = n/60$ [Hz] para el caso de una máquina de dos polos. Ello implica que para obtener una frecuencia de 50 Hz, este rotor debería girar a la elevada velocidad de 3000 *rev/min* (para lograr 60 Hz, a 3600 *rpm*). Este es el caso, en Chile, de la central térmica de ciclo combinado Nueva Renca, de 379 MW. Sin embargo, tal velocidad es imposible para las máquinas hidroeléctricas, que operan en el rango de 100 a 500 *rpm*.

La solución en tales casos es aumentar el número de polos del rotor, repitiendo el ciclo sinusoidal de la tensión e un mayor número de veces por vuelta del rotor. Si se designa por p el número de pares de polos, o por $p' = 2p$ el número de polos, se tendrá que:

$$f = \frac{p * n}{60} = \frac{p' * n}{120} \quad (3.1)$$

de manera que los 50 Hz se podrán conseguir con 6 a 30 pares de polos (7 a 36 pares en 60 Hz). Como ejemplo, en Chile, la central Ralco emplea máquinas de 285 MW y 32 polos (187,5 *rpm*) y la central Pangue tiene generadores de 225 MW y 48 polos (125 *rpm*).

Es importante mencionar que con el aumento del número de polos aparece una distinción entre los **ángulos eléctricos**, correspondientes al ciclo de repetición de la onda de tensión e, y los **ángulos mecánicos**, que corresponden a la repetición de los giros del rotor:

$$\angle_{\text{eléctrico}} = p * \angle_{\text{mecánico}} \quad (3.2)$$

Este texto ocupará solo los ángulos eléctricos, que en general se medirán en radianes, salvo para el cálculo de funciones trigonométricas, en las que a menudo se prefiere usar los grados.

Al aumentar el número de polos del rotor hay que aumentar también el número de bobinas por fase en la armadura. Las bobinas del rotor y de cada fase del estator se conectan respectivamente en serie, de acuerdo con lo mostrado en la Figura 3.3, para el caso de dos pares de polos.

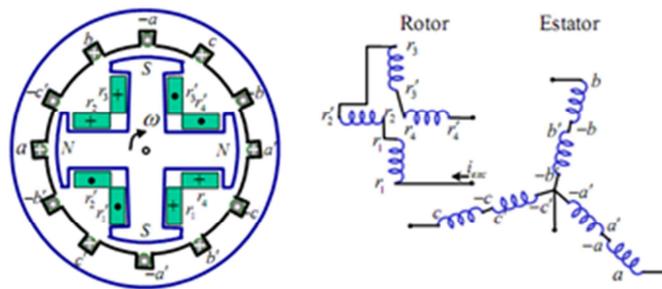


Figura 3.3: Conexión de bobinas en máquina sincrónica

Las tensiones e inducidas en cada fase están desfasadas en 90° con respecto al flujo magnético que las produce, y en 120° entre sí. Si las fases se conectan a un consumo externo equilibrado, circularán corrientes alternas por el inducido. La combinación de tres corrientes sinusoidales de frecuencia f, desplazadas en 120° tanto en el tiempo como en el espacio, origina un flujo magnético rotatorio Φ_{ra} que gira con velocidad n respecto de la armadura y que, por lo tanto, es estacionario respecto del rotor.

Definiendo un ángulo α a partir del eje de la fase a (no confundir con el ángulo entre E y V), y recordando que las tres fases están separadas constructivamente por 120 grados eléctricos en el espacio, se tendrá que la fmm resultante vale:

$$fmm = N * i$$

$$fmm = k * N_2 * I_a * \cos(\alpha) + k * N_2 * I_b * \cos(\alpha - 120) + k * N_2 * I_c * \cos(\alpha - 240)$$

Por otra parte, las corrientes presentan una variación sinusoidal en el tiempo. Tomando arbitrariamente como origen del tiempo el instante en que I_a es máxima, se tendrá:

$$I_a = I_m * \cos(\omega t)$$

$$I_b = I_m * \cos(\omega t - 120)$$

$$I_c = I_m * \cos(\omega t - 240)$$

de modo que:

$$f_{mm} = kN_2 I_m [\cos(\omega t) \cos(\alpha) + \cos(\omega t - 120) \cos(\alpha - 120) + \cos(\omega t + 120) \cos(\alpha + 120)]$$

$$f_{mm} = \frac{kN_2 I_m [\cos(\omega t + \alpha) + \cos(\omega t - \alpha) + \cos(\omega t + \alpha - 240) + \cos(\omega t - \alpha) + \cos(\omega t + \alpha + 240) + \cos(\omega t - \alpha)]}{2}$$

$$f_{mm} = \frac{3kN_2 I_m \cos(\omega t - \alpha)}{2} \quad (3.4)$$

La ecuación 3.4 representa una onda que rota a lo largo del entrehierro con velocidad angular ω y cuyo flujo reduce y desplaza angularmente al flujo principal, en lo que se denomina **reacción de armadura**.

Estando este flujo de reacción de armadura desfasado respecto del flujo principal, podrá descomponerse en dos partes: ϕ_{rad} según la línea que pasa por el centro de los polos, donde la reluctancia es mínima (**eje directo**), y ϕ_{raq} según la línea que pasa entre los polos, donde la reluctancia es máxima (**eje en cuadratura**). Cabe indicar que ambos flujos contendrán distorsiones de tercera armónica (saturación). Sin embargo, normalmente se suponen sinusoidales, asimilándolos a su componente fundamental que, en el caso de ϕ_{raq} , es pequeña (ver Figura 3.4).

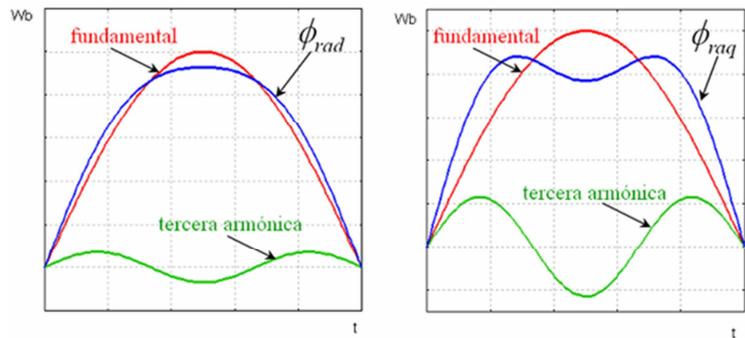


Figura 3.4: Reacción de armadura

Hay que considerar, además, que no todo este flujo de reacción enlaza al rotor, puesto que cierta proporción de él circula por el aire entre rotor y armadura (flujo de fuga Φ_f). En general, no se comete un gran error si se supone que las fugas son iguales según ambos ejes. En algunos casos es necesario considerar que el circuito de armadura posee cierta resistencia, que es usualmente pequeña (menor que el 1% en base propia).

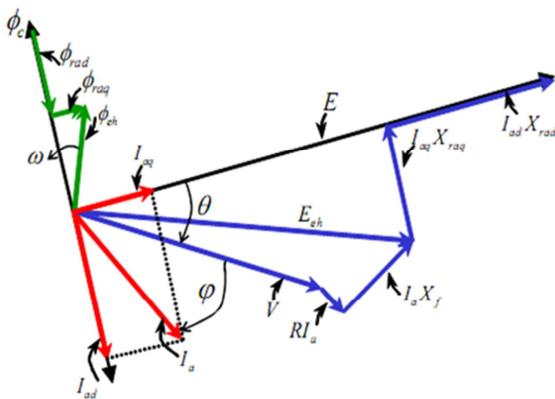


Figura 3.5: Diagrama fasorial, consumo inductivo

Diagrama fasorial

La operación de la máquina síncrona puede ser representada monofásicamente en un diagrama fasorial como el de la Figura 3.5 (consumo inductivo). Aunque los flujos son constantes, ya que I_{exc} es una corriente continua, se pueden representar como fasores al considerar que están sometidos a una rotación mecánica. El efecto de los enlaces de flujo ϕ_{rad} , ϕ_{raq} y Φ_f puede ser reemplazado por reactancias X_{rad} , X_{raq} y X_f respectivamente, si se supone linealidad en los circuitos magnéticos correspondientes.

Para simplificar el diagrama fasorial, suelen usarse $X_d = X_f + X_{rad}$ y $X_q = X_f + X_{raq}$ en vez de X_{rad} , X_{raq} y X_f , como se aprecia en la figura 3.6, que muestra los casos de consumos inductivos y capacitivos (izquierda y derecha, respectivamente).

El desfase θ entre V y E es llamado **ángulo de potencia**, y es positivo cuando E adelanta a V .

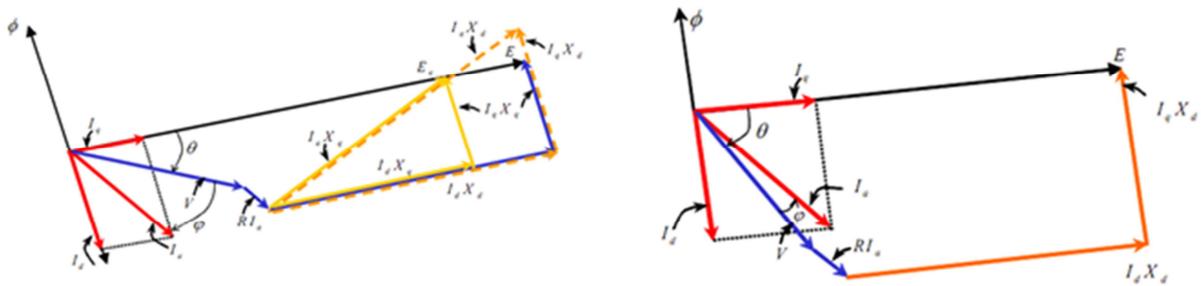


Figura 3.6: Diagrama fasor al, izquierda: consumo inductivo; derecha: consumo capacitivo

Las reactancias recién definidas presentan valores que se mantienen dentro de rangos no demasiado grandes para los distintos tipos de máquinas.

En la Tabla 3.1 se dan los rangos de variación típicos, incluyendo las máquinas de rotor cilíndrico, los compensadores sincrónicos y los motores. Para que el cuadro sea completo, se incluyen también las reactancias de secuencias x_j, x', x_2 y x_0 . Dada la amplitud del rango, no se hace distinción entre 50 y 60 Hz.

React.	Generador		Compensador sincrónico	Motor	
	Polos salientes	Rot. cilíndrico		Rápido	Lento
x_f	0,10-0,20	0,10	0,10	0,10	0,10
x_d	0,70-1,30	1,15-2,00	1,60-2,20	0,65-0,90	0,80-1,50
x_q	0,40-0,90	1,00-1,50	1,00-1,40	0,50-0,70	0,60-1,10
x'	0,20-0,40	0,15-0,35	0,40-0,60	0,30	0,35
x''	0,15-0,25	0,10-0,20	0,20-0,35	0,18	0,2
x_2	0,15-0,25	0,10-0,20	0,20-0,35	0,19	0,35
x_0	0,04-0,20	0,04-0,10	0,04-0,15	0,05	0,07

Tabla 3.1: Reactancias típicas (valores en p.u. base propia)

En algunos casos se reemplaza el dato de la reactancia por el de la **razón de cortocircuito** R_{ccc} , que es el cociente entre la excitación I_{f2} (que produce tensión nominal en vacío) y la excitación I_{f3} (que produce corriente nominal durante un cortocircuito en bornes).

En la Figura 3.7 se aprecia que $I_{f1} \approx I_{f2}$, lo que permite simplificar el cálculo de la razón de cortocircuito:

$$R_{ccc} \approx \frac{I_{f1}}{I_{f3}} = I_a [p.u.] = \frac{E [p.u.]}{x_d [p.u.]} = \frac{1}{x_d}$$

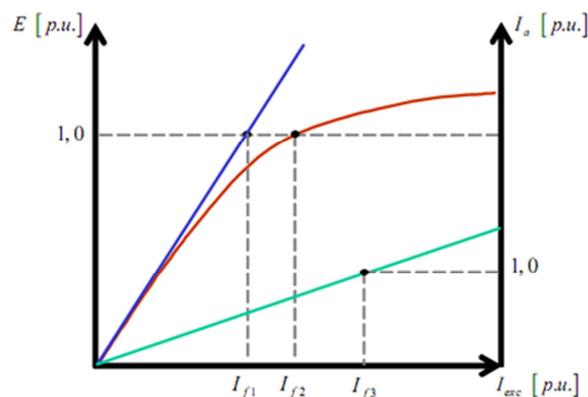


Figura 3.7: Razón de corto circuito

3.2.2. Potencia entregada

La potencia eléctrica que el generador entrega en sus bornes es $P = VI_a \cos(\varphi)$. A partir del diagrama fasorial de la Figura 3.5, es posible demostrar que $P = V(I_d \text{sen}(\theta) + I_q \cos(\theta))$. Despreciando el efecto de la resistencia R :

$$\begin{aligned} V \text{sen}(\theta) &= I_q x_q \\ V \cos(\theta) &= E - I_d x_d \end{aligned}$$

Relaciones que permiten reemplazar I_d e I_q en P :

$$\begin{aligned} P &= V[I_q \cos(\theta) + I_d \text{sen}(\theta)] \\ P &= V \left[\frac{V}{x_q} \text{sen}(\theta) \cos(\theta) + \frac{E - V \cos(\theta)}{x_d} \text{sen}(\theta) \right] \\ P &= \frac{V^2}{x_q} \text{sen}(\theta) \cos(\theta) + \frac{EV - V^2 \cos(\theta)}{x_d} \text{sen}(\theta) \\ P &= \frac{EV}{x_d} \text{sen}(\theta) + \frac{V^2(x_d - x_q)}{x_d x_q} \text{sen}(\theta) \cos(\theta) = \frac{EV}{x_d} \text{sen}(\theta) + \frac{V^2(x_d - x_q)}{2x_d x_q} \text{sen}(\theta) \quad (3.5) \end{aligned}$$

El segundo término de la forma final de la ecuación 3.5, llamado componente de reluctancia o de saliente, es pequeño en comparación con el primero (usualmente 10 a 20 %), por lo que, para excitaciones grandes, no se comete un error importante al despreciarlo. Se observa que este término no depende de la excitación E , por lo que existirá incluso si la corriente de excitación es nula. Se advierte también que para aumentar P hay que reducir la reactancia x_d (básicamente x_{rad}), es decir, aumentar el entrehierro de la máquina, lo que a su vez implica encarecer la excitatriz, que deberá ser más poderosa para mantener la densidad del flujo con una mayor reluctancia.

Si la máquina está conectada a un sistema relativamente grande, como ocurre en la mayoría de los casos, V será constante, o tendrá un rango de variación posible bastante estrecho. E , que depende de la corriente de excitación, también se mantendrá constante. Por lo tanto, para fines prácticos se puede considerar que P depende exclusivamente de θ .

De acuerdo con 3.5, se obtiene una potencia activa P positiva (generador) cuando $\theta > 0$, es decir, cuando E precede a V . Por otra parte, a un aumento de θ corresponde un aumento no proporcional de P , ya que el coeficiente de sincronización $dP/d\theta$ no es constante:

$$\frac{\partial P}{\partial \theta} = \frac{VE}{x_d} \cos(\theta) + \frac{V^2(x_d - x_q)}{x_d x_q} \cos(2\theta)$$

En consecuencia, existe un ángulo θ_s para el cual $dP/d\theta = 0$, es decir, para el cual se obtiene la máxima potencia activa compatible con los valores de V y E adoptados. A partir de este punto, todo aumento de θ implicará una reducción de P . Un desarrollo similar lleva a:

$$Q = \frac{EV}{x_d} \cos(\theta) - \frac{V^2}{x_d} \cos^2(\theta) - \frac{V^2}{x_q} \sin^2(\theta) \quad (3.6)$$

Finalmente, la interacción entre el campo creado por la corriente de armadura y el campo del rotor resulta en la aparición de un torque electromagnético en el rotor, que se opone a la acción del torque mecánico aplicado exteriormente por la máquina motriz:

$$T_e = \frac{P_e}{\omega_{mec}} = \frac{EI_a \cos(\theta + \varphi)}{2\pi n} = \frac{EV \sin(\theta)}{2\pi x_q} \quad (3.7a)$$

Si reemplazamos la expresión 3.5, despreciando su segundo término, en la ecuación 3.7a, se tiene que

$$T_e \approx \frac{Px_d}{2\pi x_q} \quad (3.7)$$

En consecuencia, cualquier variación de uno de los torques contrarios (mecánico aplicado en el eje, o consumo eléctrico en la armadura) traerá consigo una variación del ángulo θ .

1.3. La máquina de rotor cilíndrico

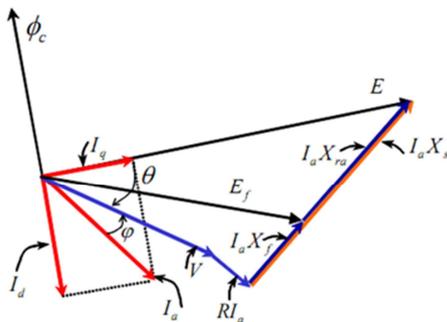


Figura 3.8: Diagrama fasorial, rotor cilíndrico

En esta solución constructiva, que es la empleada en los turboalternadores o máquinas termoeléctricas, el campo consiste en N_f **espiras distribuidas** en torno de la periferia del rotor. El diámetro del rotor es relativamente pequeño (entre 0,8 y 2 m, por ejemplo) y gira a velocidades altas (mayores que 1000 rpm). Por ello, no se requiere de tantos pares de polos como en las máquinas de polos salientes, usándose típicamente de 1 a 5.

El comportamiento eléctrico de la máquina de rotor cilíndrico es similar al estudiado para la máquina de polos salientes, con la salvedad de que, debido a la diferente configuración del circuito magnético, pueden hacerse importantes simplificaciones. En efecto, x_d y x_q resultan parecidos y, en primera aproximación, pueden suponerse iguales: $x_s = x_d = x_q$. Con ello se simplifican tanto el diagrama fasorial como las expresiones para las potencias, lo que conduce al diagrama de la Figura 3.8.

$$P = \frac{EV}{x_s} \text{sen}(\theta) \quad (3.8)$$

$$Q = \frac{EV}{x_s} \cos(\theta) - \frac{V^2}{x_s} = \frac{V}{x_s} [E \cos(\theta) - V] \quad (3.9)$$

$$T = \frac{P}{\omega_{mec}} = \frac{EV \text{sen}(\theta)}{2\pi n x_s} \quad (3.10)$$

El hecho de que este tipo de máquina predomine en los sistemas de la mayoría de los países industrializados, sumado a la mayor sencillez de las relaciones que rigen su comportamiento, hace que con mucha frecuencia se calcule cualquier máquina sincrónica como si fuera de rotor cilíndrico.

1.4. Capacidad de los generadores sincrónicos

La potencia que puede suministrar en forma permanente (sin alterar su vida útil), en condiciones de temperatura fijadas por la clase de aislamiento. En la realidad, esta potencia máxima está limitada por el calentamiento que producen las pérdidas. Es importante destacar que los calentamientos excesivos reducen la vida útil de la máquina al producir deterioros (químicos) irrecuperables en el aislamiento.

La clase de aislamiento fija la temperatura máxima que se puede alcanzar en su punto más caliente: 90°C si es clase O; 105°C si es clase A (la más usada); 130°C si es clase B; 180°C si es clase H.

Las pérdidas son básicamente de tres clases: óhmicas, por corrientes parásitas y de histéresis:

- Las pérdidas óhmicas en la armadura varían con el cuadrado de la corriente.
- Las pérdidas por histéresis dependen de la frecuencia f y del flujo ϕ elevado a un coeficiente empírico χ (coeficiente de Steinmetz), que varía entre 1,5 y 2 (se suele usar $\sqrt{3}$). Como el flujo depende de la corriente de excitación y esta a su vez de E/f , estas pérdidas dependen de E^χ / f^{x-1} .
- Las corrientes parásitas inducidas en el hierro dependen de f y del flujo ϕ , es decir, de la fem E .

Como consecuencia, las pérdidas, y por tanto la capacidad de una máquina, dependen tanto de la tensión como de la corriente. Más representativa de la capacidad es la carga total en MVA que la potencia activa en MW.

1.5. Control del generador sincrónico dentro de un sistema

Para operar dentro de un sistema eléctrico, un generador sincrónico deberá trabajar normalmente en paralelo con otros generadores, unidos a una barra de generación común si pertenecen a la misma central, o separados por alguna impedancia (líneas, transformadores), si pertenecen a centrales diferentes.

Antes de conectar un generador en paralelo con otros habrá que asegurarse de que este gire a la misma velocidad (frecuencia eléctrica) y en igual sentido que los otros (secuencia de fases). En caso contrario, se deberá modificar convenientemente el torque motor. También

se debe verificar que la tensión en bornes sea igual a la tensión existente en la barra a la cual se conectará. Si las tensiones son diferentes, se debe actuar sobre la excitatriz.

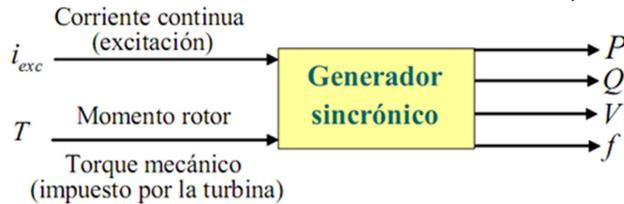


Figura 3.9: Variables de entrada y salida

Una vez conectado al sistema, los parámetros característicos de la operación de cada generador serán la magnitud de la tensión en bornes $|V|$, la frecuencia f y la potencia compleja $S = P + jQ$ que entrega. Estas cuatro **variables de salida** son controladas por solo dos **variables de entrada o de control**: el torque mecánico

en el eje T y la corriente de excitación i_{exc} , según se grafica en la Figura 3.9.

Por el comportamiento físico inherente a la máquina sincrónica (ecuaciones de P , Q , T), siempre habrá acoplamiento o interacción entre cada una de las dos variables de control y las cuatro variables de salida. Por lo tanto, una variación del torque o de la excitación implicará un cambio simultáneo en P , Q , f y $|V|$. La mayor o menor importancia de estos cambios dependerá del tamaño y estructura del sistema eléctrico completo (es decir, de las otras máquinas), lo que complica bastante el control de cada generador.

Afortunadamente, el grado de interacción se reduce en la medida en que crece el tamaño del sistema. En el límite, cuando un sistema es muy grande en relación con la máquina en estudio, se habla de **barra infinitamente poderosa** o, en forma abreviada, de **barra infinita**.

Al ser el sistema tan grande poseerá un momento de inercia también muy grande (infinito en el límite), por lo que la frecuencia podrá considerarse fija, ya que no se modificará al variar el torque de una máquina comparativamente pequeña. Además, la reactancia propia del sistema será pequeña (cero en el límite) y, por lo tanto, la tensión $|V| = E_{\infty}$ será constante y no variará aunque se modifique la excitación de la máquina.

En estas condiciones, las variables de salida de cada máquina se reducen solo a dos: P y Q . Si se supone constante la corriente de excitación (y por ende, la *fem* E), cualquier variación del torque motor T producirá una variación del ángulo de potencia θ ($T = k_1 \text{sen}(\theta)$). Si θ es inferior a 30° , como ocurre normalmente, $\cos(\theta)$ casi no variará al cambiar θ (por ejemplo, $\cos(0^\circ) = 1$; $\cos(15^\circ) = 0,966$; $\cos(30^\circ) = 0,866$) mientras que $\text{sen}(\theta)$ se modificará fuertemente (por ejemplo, $\text{sen}(0^\circ) = 0$; $\text{sen}(15^\circ) = 0,259$; $\text{sen}(30^\circ) = 0,5$). Como consecuencia, la potencia activa P , que depende de $\text{sen}(\theta)$, variará bastante, mientras que la potencia reactiva Q casi no cambiará. En consecuencia, se puede afirmar que la máquina motriz (a través el ángulo θ) controla básicamente la potencia activa que entrega el generador.

Es importante mencionar que existe un valor límite de θ (algo inferior a 90°), pasado el cual se pierde el sincronismo. En tal caso, con un aumento del torque motor (que hace crecer θ), no se produce ya un aumento sino una disminución de la potencia eléctrica de salida. La acción de los controles automáticos de la máquina, destinada a lograr un aumento de P aumentando θ , sigue su curso reiteradamente y $\theta \rightarrow \infty$. La Figura 3.10 resume esta situación para el caso de un generador sincrónico de polos salientes. Este tema es tratado en mayor detalle en la Sección 15.6.

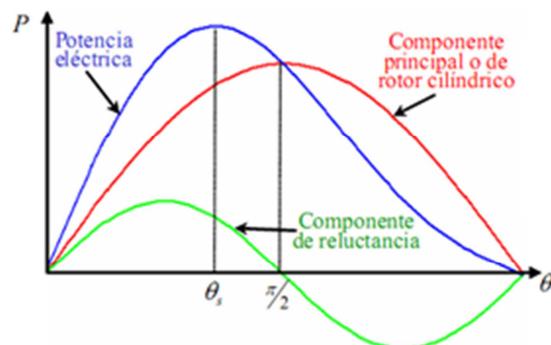


Figura 3.10: Curva potencia ángulo, polos salientes

Por otra parte, si se supone constante el torque motor T , cualquier variación de la corriente de excitación producirá también una modificación del ángulo de potencia θ , pero en sentido contrario al de la variación de dicha corriente ($T = kE \sin(\theta)$, de modo que $\sin(\theta) = kT/E$). Como el torque es constante, no se modificará P . En cambio, la potencia reactiva Q sí será modificada, no solo en magnitud sino que incluso en sentido. En efecto, Q será negativo, lo que equivale a decir que la máquina absorbe potencia reactiva, mientras

$$E < \frac{x_d V \sin^2(\theta)}{x_q \cos(\theta)} + V \cos(\theta) \quad , \quad \text{o sea, mientras la máquina esté **subexcitada**. Esto es válido$$

tanto para generadores como para motores, puesto que el valor de $\cos(\theta)$ no depende del

$$\text{signo de } \theta. \text{ Solo si } E > \frac{x_d V \sin^2(\theta)}{x_q \cos(\theta)} + V \cos(\theta) \quad , \quad \text{o sea, solo si la máquina está **sobreexcitada**,$$

habrá entrega de potencia reactiva al sistema. Se puede afirmar entonces que la corriente de excitación controla básicamente los reactivos que entrega la máquina.

Nótese que al reducir E con torque motor constante, crecerá θ , pudiéndose llegar en casos extremos a que se sobrepase θ_s y la máquina salga de sincronismo.

1.6. Los diagramas de operación

Los diagramas de operación se emplean para determinar gráficamente las condiciones de operación de un generador conectado a un sistema comparativamente grande. Son curvas de igual excitación, calculadas para una frecuencia y una tensión en bornes constantes y dibujadas en un sistema de ejes cartesianos

$P - Q$, en el cual se incluyen también los límites de la zona de operación. Por tratarse de generadores, solo se grafica el semiplano $P > 0$. Para fijar una escala en la excitación, se suele adoptar como corriente unitaria aquella que produce tensión nominal V en vacío.

1.6.1. Diagrama de operación de la máquina de rotor cilíndrico

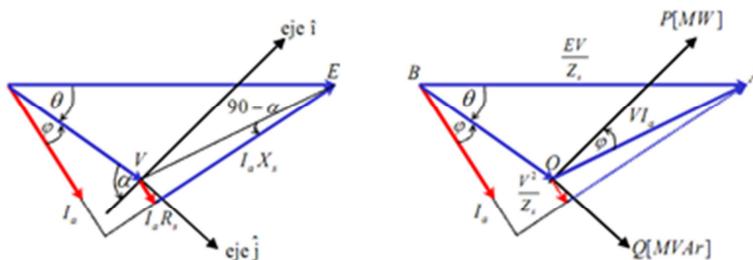


Figura 3.11: Diagrama de operación, rotor cilíndrico

Para llegar al diagrama de operación en su forma más general, se parte del diagrama fasorial de tensiones del generador, despreciando en primera aproximación los efectos de la saturación. Cuando $\varphi = 0$ solo se transmite potencia activa y el lugar geométrico de E define un eje \hat{i} que forma un ángulo $\alpha = \arctg(x_s/R_s)$ con el fasor V . Si $\varphi = 90^\circ$, se define un eje \hat{j} ortogonal al anterior. Amplificando los fasores de tensiones por V/z_s se obtiene un diagrama de potencias como el mostrado en la Figura 3.11.

Las curvas de E constante, despreciando la saturación, serán circunferencias de centro B , mientras que las de θ constante serán rayos con origen en B , que forman un ángulo θ con el segmento BO .

Fundamentalmente, se trata de determinar el lugar geométrico que describe el punto A (que representa la potencia X compleja o aparente que entrega el generador), al variar las distintas características de la máquina.

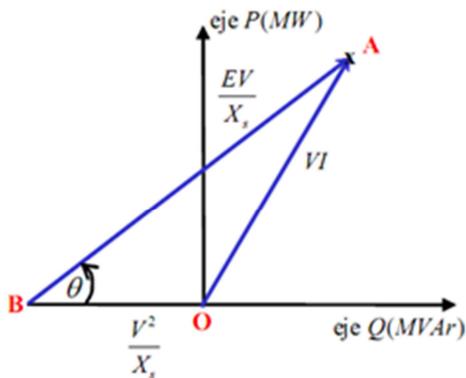


Figura 3.12: Diagrama de operación, rotor cilíndrico

Normalmente se adopta la simplificación adicional de suponer $R=0$, con lo cual $\alpha=90^\circ$. Lo anterior ubica al punto B en el eje Q y cambia los coeficientes EV/z_s y V^2/z_s por EV/x_s y V^2/x_s respectivamente. A este último resultado se llega en forma más directa representando en ejes P-Q las relaciones $P=EV\text{sen}(\theta)/x_s$ y $Q=EV\text{cos}(\theta)/x_s - V^2/x_s$ (ver Figura 3.12)

Entrega de potencia activa: Tratándose de un generador, $P \geq 0$, de modo que un límite de operación es el eje Q. Sin embargo, en las máquinas térmicas (que son las de rotor cilíndrico), el mínimo técnico de la turbina determina que este límite inferior esté bastante más arriba, típicamente en torno de un 30 % de la potencia nominal.

Máxima potencia activa: El lugar geométrico de los puntos de igual potencia activa P será una recta paralela al eje Q, que pasa por el punto A. La máquina motriz (turbina) presenta limitaciones propias que le impiden entregar más que cierta potencia máxima $P_{m\acute{a}x}$. En consecuencia, habrá un límite de operación para el generador que será una recta paralela al eje Q, trazada a una distancia $P_{m\acute{a}x}$ del origen.

Máxima corriente de armadura (calentamiento del estator): El lugar geométrico de los puntos de igual corriente de armadura (igual potencia aparente, si la tensión es constante) estará sobre una circunferencia de centro O y radio OA. Por otra parte, como existe un valor máximo posible de la corriente de armadura (impuesto por el calentamiento del estator y la vida útil del aislamiento), habrá otro límite para la operación del generador que será una circunferencia de centro O y radio $VI_{m\acute{a}x}$. Por razones económicas, y puesto que normalmente no se desea operar entregando pura potencia activa sino una combinación de P y Q, este límite es algo superior al de máxima potencia activa. En la intersección de ambos lugares geométricos se define el **cos(phi) nominal**. Cabe mencionar que, al ser este un límite por calentamiento (acumulado), puede ser sobrepasado por breves períodos de tiempo.

Máxima corriente de excitación (calentamiento del rotor): Como existe un valor máximo posible para la corriente de excitación, impuesto ya sea por el calentamiento del rotor o por las características propias de la excitatriz, habrá un límite para la operación del generador que será una circunferencia de centro B y radio $VE_{m\acute{a}x}/x_s$. Debido a las características normales de diseño económico de las excitatrices, este límite resulta inferior al de corriente de armadura solo para factores de potencia inductivos pequeños.

Mínima corriente de excitación (flujos residuales): En la práctica no es factible alcanzar el límite teórico por mínima excitación ($E = 0$), debido a que no es posible anular los flujos residuales en la excitatriz principal (máquina de corriente continua). Aunque se elimine la corriente de excitación, siempre aparecerá una *fem* E reducida. Lo usual es estimar $E_{m\acute{i}n}$ en un 5 a 10% de la excitación necesaria con carga nominal, es decir, un 10 a 15% de V. Para tener seguridad de no perder la excitación remanente, este valor suele ser incluso algo mayor. Habrá entonces un límite de operación del generador, dado por la circunferencia de radio $VE_{m\acute{a}x}/x_s$, que equivale aproximadamente a un 10 a 20% de la distancia al origen OB. En consecuencia, la potencia reactiva que puede absorber el generador, operando como compensador sincrónico, no es muy grande.

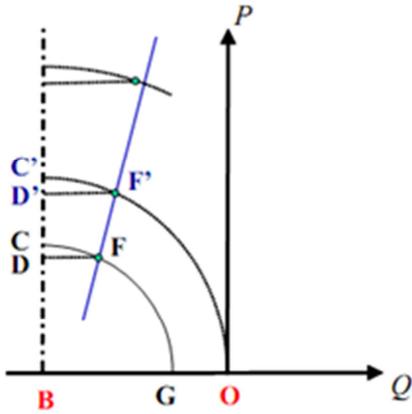


Figura 3.13: Límite práctico estabilidad

horizontalmente hasta la misma curva de excitación constante (arco CFG). El punto F así ubicado definirá el lugar geométrico del límite práctico de estabilidad, con una holgura del 10%. Dada la poca curvatura de este límite, se le suele aproximar por una recta que une el punto F sobre la circunferencia de mínima excitación con su homónimo F' sobre la circunferencia correspondiente a $E = 1 p.u.$

El límite de estabilidad permanente suele ser aproximado incluso por una recta con origen en el punto B y un ángulo arbitrario de 70° respecto del eje de la potencia reactiva Q.

En la Figura 3.14 se muestra un diagrama de operación típico, incluyendo los diversos límites que definen la zona operativa.

Se advierte que la potencia reactiva máxima que el generador puede entregar, operando a potencia activa máxima, es del orden del 50 al 70% de $P_{m\acute{a}x}$, según sea el factor de potencia nominal. Por otra parte, la potencia reactiva máxima que puede absorber es del orden del 30 al 40% de la potencia activa máxima.

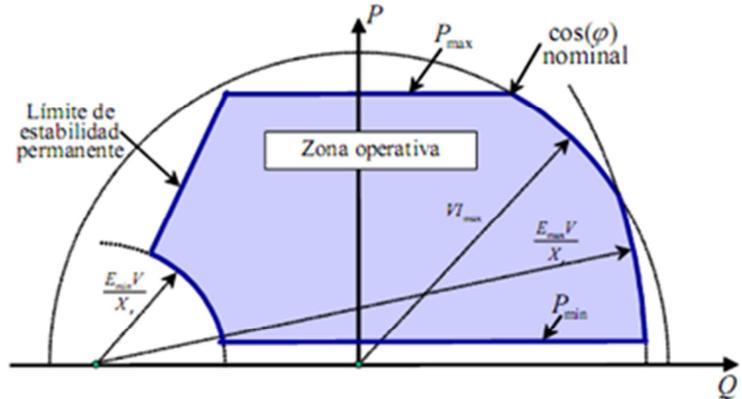


Figura 3.14: Diagrama de operación, rotor cilíndrico

1.6.2. Diagrama de operación de la máquina de polos salientes

Partiendo del diagrama fasorial de tensiones mostrado en la Figura 3.6 y amplificando por Figura 3.14: Diagrama de operación, rotor cilíndrico V/x_d , se obtiene el diagrama de operación de la máquina de polos salientes (Figura 3.15). El punto G se ubica como $OG = OB + BG$ y, puesto que $BG/OB = BF/OC$ (ya que $\triangle BOC \cong \triangle GBF$),

$$BG = \frac{V^2}{x_d} * \frac{VI_q(x_d - x_q)}{VI_q x_q} = V^2 \frac{x_d - x_q}{x_d x_q}, \text{ de donde resulta que } OG = V^2/x_q \sim 1,5 \text{ a } 1,6 OB \text{ e}$$

independiente de E y θ .

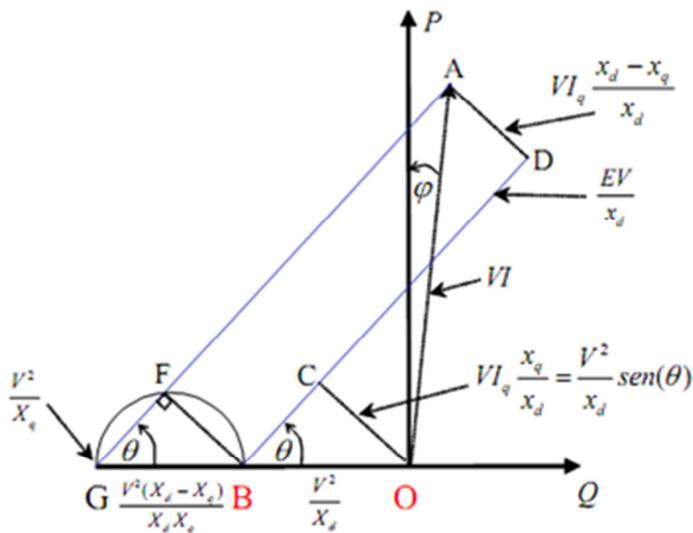


Figura 3.15: Diagrama potencias, polos salientes

De esta forma, el lugar geométrico de los puntos de igual ángulo θ será rayos de origen G , mientras que el lugar geométrico de los puntos de igual excitación E no será circunferencias, como en el caso de las máquinas de rotor cilíndrico, sino curvas que pertenecen a la familia de los caracoles de Pascal. En efecto, modificar θ manteniendo el segmento BD constante, equivale a desplazar el punto D sobre una circunferencia de centro B , pero no así A , que se mueve de forma que F quede sobre la circunferencia BFG (circunferencia de reacción de armadura) con el segmento FA constante.

Los límites de operación son similares a los de la máquina de rotor cilíndrico, con la salvedad ya mencionada de que las curvas de excitación constante no son circunferencias sino cardioides. Para excitaciones grandes, y en la zona de θ pequeño, las curvas se asemejan mucho a circunferencias. Para fines prácticos, entonces, es posible reemplazarlas por circunferencias centro G .

Como queda de manifiesto en la Figura 3.10, también son diferentes los límites de estabilidad permanente. El ángulo θ_s es en este caso inferior a 90° y función de las tensiones E y V . En efecto, a partir de la ecuación 3.5, se obtiene:

$$\begin{aligned} \frac{\partial P}{\partial \theta} &= \frac{EV}{x_d} \cos(\theta_s) + \frac{V^2(x_d - x_q)}{x_d x_q} \cos(2\theta_s) = 0 \\ \Rightarrow \frac{EV}{x_d} \cos(\theta_s) + \frac{V^2(x_d - x_q)}{x_d x_q} (2 \cos^2(\theta_s) - 1) &= 0 \end{aligned}$$

Resolviendo la ecuación cuadrática se obtiene $\cos(\theta_s) = -a \pm \sqrt{a^2 + 0,5}$, en que $a = Ex_q/4V(x_d - x_q)$. El lugar geométrico se obtiene reemplazando $E = \frac{V(x_d - x_q)}{x_q} * \frac{(1 - 2 \cos^2(\theta_s))}{\cos(\theta_s)}$ en la ecuación de P :

$$P_{\max} = V^2 \frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \text{sen}^2(\theta_s) \text{tg}(\theta_s)$$

Dado que el máximo de las cardioides es poco pronunciado, resulta difícil trazar en forma correcta este límite (ver Figura 3.16).

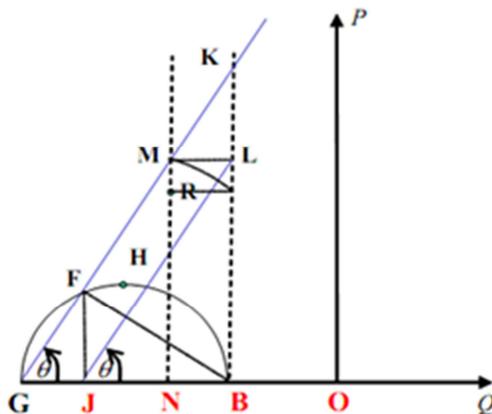


Figura 3.16: Determinación límite estabilidad

La curva comienza en el punto G, pasa por el vértice H de la semicircunferencia GHB, y es asintótica a una paralela al eje OP trazada por el punto B.

Para obtener puntos entre H y la asintota, se marca la distancia $KM = FG$ sobre la recta GFK, a partir del punto K de corte con la asintota. M será un punto de la curva buscada, ya que

$$MN = BL = JB * \operatorname{tg}(\theta) = BF * \operatorname{sen}(\theta)\operatorname{tg}(\theta) = GB * \operatorname{sen}^2(\theta)\operatorname{tg}(\theta) = V^2 \frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \operatorname{sen}^2(\theta)\operatorname{tg}(\theta) = P_{\max}$$

Al igual que en el caso de la máquina de rotor cilíndrico, es posible reemplazar el límite por una recta que una H con un punto M que corresponda a $E = 1 \text{ p.u.}$ El límite práctico de estabilidad se obtiene restando a cada P_{\max} (representado por el segmento MN) el 10% de la capacidad nominal de la máquina, y trasladando el punto R resultante horizontalmente hasta la misma curva de excitación constante que pasa por M.

Aunque teóricamente la máquina hidráulica puede operar con potencias activas cercanas a cero, la aparición de vibraciones a bajos niveles de potencia suele ser una limitante práctica (mucho menor que en las máquinas térmicas).

En la Figura 3.17 se muestra un diagrama de operación típico, incluyendo los diversos límites.

Una comparación de este diagrama con aquel correspondiente a una máquina de rotor cilíndrico de iguales características (salvo $x_d = x_q$), hace ver que la diferencia principal (aparte de la pequeña variación en la forma de las curvas de excitación constante), radica en el límite de estabilidad permanente.

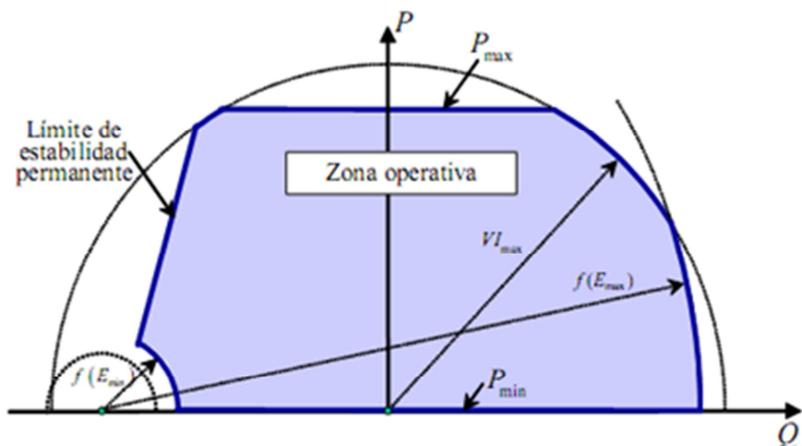


Figura 3.17: Diagrama de operación, polos salientes

En el caso de la máquina de polos salientes, este queda más a la izquierda, siendo el generador capaz de absorber una mayor potencia reactiva (70 a 90% de la potencia activa máxima). La diferencia resulta mayor cuanto menor sea la excitación.

En consecuencia, usar por simplicidad el diagrama de operaciones de la máquina de rotor cilíndrico para representar una máquina de polos salientes, equivale a emplear un coeficiente de seguridad mayor para el límite práctico de estabilidad.

Efecto de la saturación

En el análisis hecho hasta ahora se ha despreciado la saturación. El principal efecto de la saturación, que solo existe para corrientes de excitación altas, será la reducción del valor de X_d ($X_{dsat} \approx 0,6$ a $0,8X_d$), acercándolo al valor de x_q . Por otra parte, $x_{qsat} \approx x_q$, ya que está condicionado básicamente por el aire del entrehierro. En consecuencia, se reduce el diámetro de la circunferencia de reacción de armadura (B se acerca a G), y las curvas de igual excitación serán circunferencias con centro en el punto G .

Otro efecto de importancia de la saturación es la reducción relativa de la fem E a medida que crece la corriente de excitación (los aumentos de E serán menores que los de i_{exc}). Esta situación es variable con el factor de potencia, ya que mientras mayor el ángulo φ , más en fase queda V con I^*X_d y más grande el E correspondiente, por lo que más influye la saturación.

La principal consecuencia de estos fenómenos sobre el diagrama de operación será la modificación de los radios (VE/x_{dsat}) de las curvas de igual excitación. Usualmente será menor la variación relativa de E que la de x_{dsat} , por lo que los radios tenderán a crecer menos a medida que crece la corriente de excitación. Como resultado, se tendrá un acercamiento de las curvas de excitación en la zona $E > E_{nom}$.

1.7. Ejemplo

El diagrama de operación de un turboalternador de 76 MVA nominales, 13,2 kV, es el de la Figura 3.18 y ha sido dibujado para una tensión en bornes de 97,5%.

A la corriente máxima de excitación, que es de 1000 A, corresponde una fem $E_c = 1,7 pu$ base propia.

- Determinar la reactancia propia X_d de la máquina, el factor de potencia nominal, la mayor corriente de armadura admisible y la mínima corriente de excitación.
- Si se emplea el alternador como compensador síncrono, ¿cuáles son las potencias reactivas extremas que puede entregar y absorber?

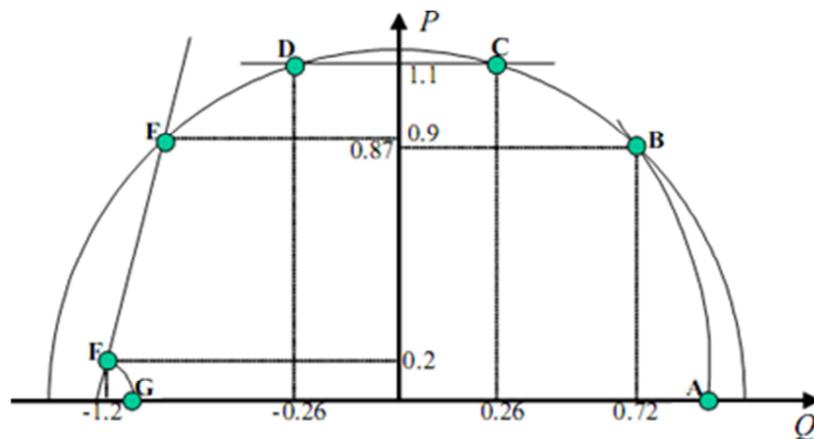


Figura 3.18: Diagrama de operación, turboalternador ejemplo

1.7.1. Solución

$$S_{nom} = 1,1 + j0,26 \Rightarrow |S_{nom}| = 1,1303 \quad (\text{para el punto C})$$

$$\cos(\varphi_{nom}) = \frac{1,1}{1,1303} = 0,973$$

$$I_{max} = \frac{1,1303}{0,975} * \frac{76 * 10^6}{13,2 * 10^3 \sqrt{3}} = 3853,6[A]$$

Para el punto B, se cumple la siguiente ecuación:

$$\begin{aligned} \left(\frac{EV}{x_d}\right)^2 &= \left(\frac{V^2}{x_d} + Q\right)^2 + P^2 \\ \Rightarrow \left(\frac{1,7 * 0,975}{x_d}\right)^2 &= \left(\frac{0,975^2}{x_d} + 0,72\right)^2 + 0,87^2 = \frac{0,975^4}{x_d^2} + 0,5184 + 1,44 * \frac{0,975^2}{x_d} + 0,7569 \\ \Rightarrow 1,2753x_d^2 + 1,3689x_d - 1,8436 &= 0 \\ \Rightarrow x_d &= \frac{-1,3689 + \sqrt{11,278}}{2,5506} = 0,78[p.u.] \\ \Rightarrow \frac{0,78 * (13,2 * 10^3)^2}{76 * 10^6} &= 1,79[\Omega] \end{aligned}$$

el centro O' corresponde a:

$$\frac{-V^2}{x} = \frac{0,975^2}{0,79} = -1,2[p.u.]$$

Para el punto F:

$$\begin{aligned} \left(\frac{0,975 * E_{min}}{0,78}\right)^2 &= (1,2 - 1,1)^2 + 0,2^2 = 0,05 \\ \Rightarrow 1,5235E_{min}^2 &= 0,05 \\ \Rightarrow E_{min} &= \sqrt{0,0328} = 0,181[p.u.] \end{aligned}$$

A partir de este resultado se puede hacer una regla de tres:

$$\frac{I_{exc\ min}}{1000[A]} = \frac{E_{min}}{1,7} \Rightarrow I_{exc\ min} = \frac{1000 * 0,181}{1,7} [A] = 107[A]$$

$$Q_{max\ entr} = \frac{1,7 * 0,975}{0,78} - 1,2 = 2,125 - 1,2 = 0,925 [p.u.]$$

$$\Rightarrow Q_{max\ entr} = 0,925 * 76 = 70 [MVAr]$$

$$Q_{max\ abs} = 1,2 - \frac{0,975 * 0,181}{0,78} = 0,974 [p.u.]$$

$$\Rightarrow Q_{max\ abs} = 0,974 * 76 = 74 [MVAr]$$

2. Centrales hidroeléctricas

2.1 Introducción

Una central hidroeléctrica es una instalación que permite la conversión de la energía disponible en un recurso hidráulico en energía eléctrica. El recurso hidráulico tendrá una energía dada por encontrarse a una cierta altura. Al descender, se convierte su energía potencial en energía cinética, que es aprovechada por una máquina capaz de convertir esa energía por la rotación de un eje. Esta máquina se denomina Turbina hidráulica. Desde el eje, se acopla el Generador, que es la máquina encargada de realizar la conversión de la energía disponible en el eje de la turbina en energía eléctrica. En la figura 2.1 se pueden observar las componentes principales de una central hidroeléctrica, que se describen a continuación:

- Estanque de regulación (obras de cierre): Salvo las centrales de pasada, en general cuentan con un estanque que permite almacenamiento de recurso hidráulico.
- Obras de captación: las que permiten llevar el recurso hasta la turbina. Típicamente se lleva el recurso en tuberías de presión.
- Sala de máquinas: aloja la turbina, generador, controladores, tablero, etc.
- Obras de distribución: permiten llevar la energía eléctrica a los puntos de conexión de consumo o la red. Corresponde por ejemplo a una línea de transmisión.

Las centrales hidroeléctricas utilizan energía que cae en la categoría de energías renovables. Las energías renovables son aquellas que efectuada su transformación y aprovechamiento, no se consumen ni agotan en una escala humana. Otros ejemplos de energías renovables son la solar, eólica, geotérmica, la del océano y la proveniente de la biomasa.

La potencia que se puede obtener a partir de un recurso hidráulico depende de la altura de caída y el caudal, y se relaciona aproximadamente mediante la siguiente ecuación:

$$P_{gen} = 8,5 \cdot Q \cdot h$$

donde Q es el caudal en m³/s, h es la altura de caída en metros y P es la potencia generada en kW, donde se considera una eficiencia del conjunto turbina-generador de aproximadamente 87%.

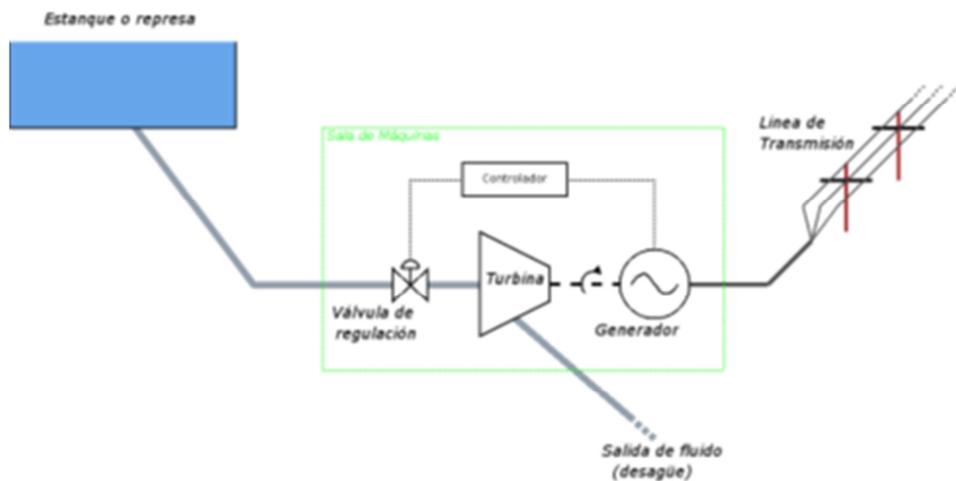
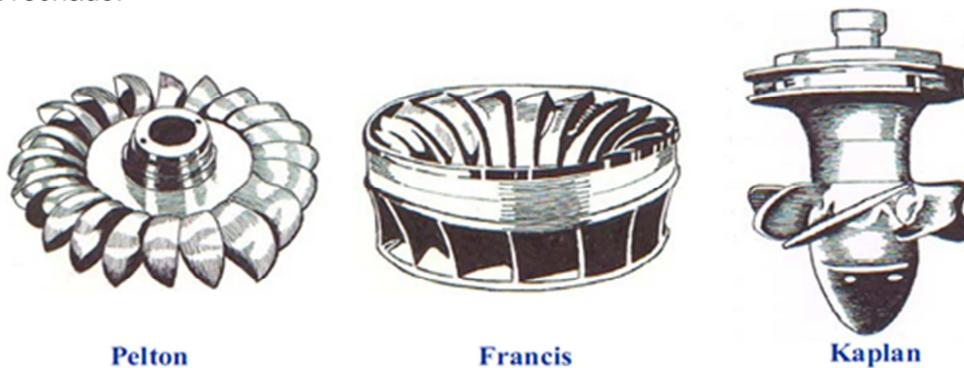


Figura 2.1: Esquema de una central hidráulica

2.2 Las turbinas hidráulicas

Las turbinas hidráulicas poseen características muy diferentes. En este caso de las centrales hidroeléctricas se distinguen las turbinas Pelton, Francis y Kaplan (Figura 2.2).

El tipo de turbina a utilizar dependerá de la altura de caída (m) y del caudal (m^3/seg) de agua aprovechado.



Pelton

Francis

Kaplan

Figura 2.2: Tipos de turbinas en centrales hidroeléctricas

La Figura 2.3 muestra los rangos de altura de caída y gasto de agua en que se emplean estas turbinas.

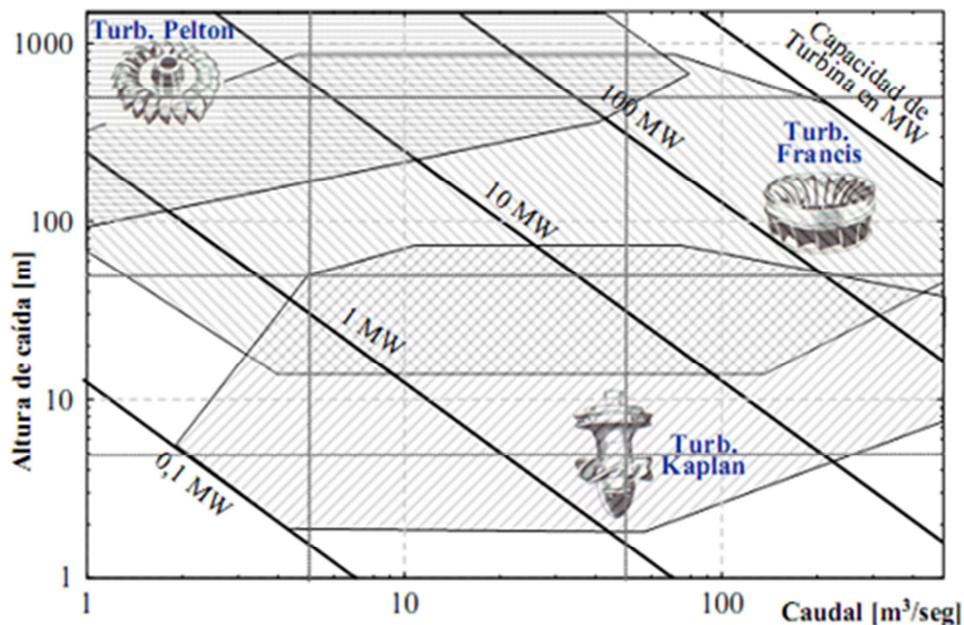


Figura 2.3: Ámbitos de aplicación de turbinas hidráulicas

Las turbinas térmicas, entre las que se distinguen las turbinas a vapor, las turbinas de gas y los motores diésel, giran a velocidades mayores que las turbinas hidráulicas.

2.3 Clasificaciones de turbinas hidráulicas

Una central micro-hidráulica es aquella que posee una potencia instalada menor a los 100[kW]. De acuerdo a su capacidad, las centrales se pueden clasificar como se muestra en la tabla 2.1.

Grandes centrales	Potencia superior a 5 [MW]
Pequeñas centrales	Potencia superior a 1 [MW] e inferior a 5 [MW]
Minicentrales	Potencia superior a 100 [kW] e inferior a 1 [MW]
Microcentrales	Potencia superior a 1,5 [kW] e inferior a 100 [kW]
Hidrocargadores	Potencia menor que 1,5 [kW], generan electricidad en corriente continua, la cual puede aprovecharse para cargar baterías

Tabla 2.1: Clasificación de centrales generadoras. Fuente: CNE

Las mini y micro centrales hidroeléctricas se consideran en la categoría de energías renovables no convencionales, dado su menor nivel de implementación, y es contemplado por la ley como un caso especial, en que una de las condiciones más destacables es su exención del pago de conexión a la red eléctrica.

Actualmente existen unas 110 instalaciones de pequeñas centrales hidráulicas en el país, destinadas principalmente a la electrificación rural de viviendas y a telecomunicaciones.

2.4 Turbinas pelton

Las turbinas Pelton están diseñadas para explotar grandes saltos hidráulicos de bajo caudal. Las centrales hidroeléctricas dotadas de este tipo de turbina cuentan, la mayoría de las veces, con una larga tubería llamada galería de presión para trasportar al fluido desde grandes

alturas, a veces de hasta más de doscientos metros. Al final de la galería de presión se suministra el agua a la turbina por medio de una o varias válvulas de aguja, también llamadas inyectores, los cuales tienen forma de tobera para aumentar la velocidad del flujo que incide sobre las cucharas.

2.4.1. Inyector

El inyector es una tobera diseñada para reducir hasta los valores deseados el caudal, y con ello las pérdidas de carga en la conducción. Las pérdidas de carga se producen por la fricción (rozamiento) del fluido con la superficie de la tubería de conducción forzada. Las pérdidas de carga dependen de la naturaleza de las paredes internas de dicha conducción, del caudal, de la sección y de la longitud de las mismas. A mayor caudal o menor sección (aumento de la velocidad del fluido) aumentan las pérdidas de carga. A mayor longitud de la tubería mayor son dichas pérdidas. Si el caudal se hace cero la pérdida de carga desaparece. El inyector lleva en su interior una aguja de regulación, que se desplaza entre dos posiciones límite de caudales nulo y máximo. Mandada por un servomotor, mediante aceite a presión, esta aguja ocupa en cada momento la posición correspondiente a la potencia exigida a la turbina.

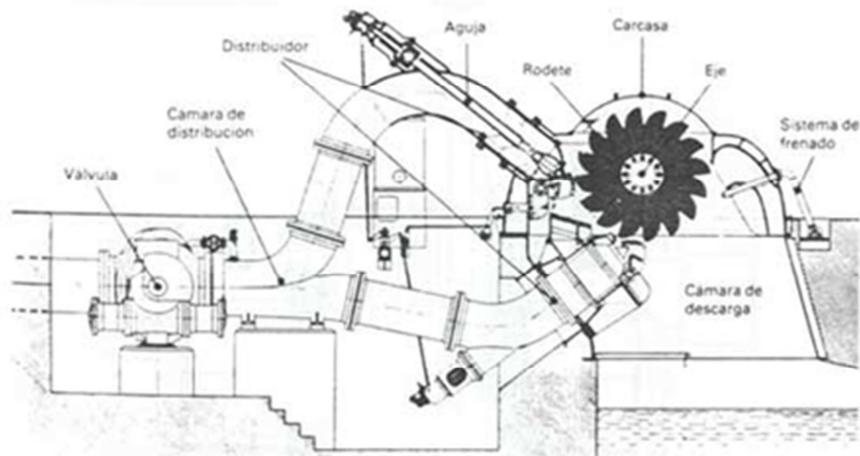


Figura 2.4: Esquema de la turbina pelton

Cuando disminuye la carga, hay que actuar sobre el caudal más rápidamente de lo que interesa a efectos del golpe de ariete. Un cierre rápido puede provocar una situación desastrosa. Para ello cada inyector lleva incorporado un deflector que intercepta el chorro inmediatamente parcial o totalmente, cerrando la aguja más lentamente y así no crear el golpe de ariete.

2.4.2. Rodete

Consta de una rueda con cucharas alrededor, a las que podemos llamar también alabes y/o cangilones, sobre las que actúa el chorro inyector. El tamaño y número de cucharas dependen de las características de la instalación y/o de la velocidad específica n_s . Cuanto menor sea el caudal y mayor la altura del salto, menor será el diámetro del chorro. Las dimensiones de la cuchara vienen ligadas directamente por el diámetro del chorro.

Cada vez que va a entrar una cuchara en el campo de acción del chorro sufriría un rechazo, por lo que a esta se le practica una mella de aproximadamente un 10% mayor a diámetro del chorro. La cuchara tiene forma elíptica dividida por una cresta afilada en dos partes simétrica. Al estar dividida en dos la componente axial de la fuerza se contrarresta y de

esta forma no sufren los cojinetes. La longitud de la cuchara es de 2,1 veces el diámetro del chorro y la anchura de la cuchara es de 2,5 veces el mismo diámetro.

A las cucharas y palas que mencionamos anteriormente se les nombran **ÁLABES**. El álabe tiene la forma de doble cuchara, con una arista diametral sobre la que incide el agua produciéndose una desviación simétrica en dirección axial, buscando un equilibrio dinámico de la máquina en esa dirección. En las siguientes imágenes veremos y analizaremos la forma del álabe.

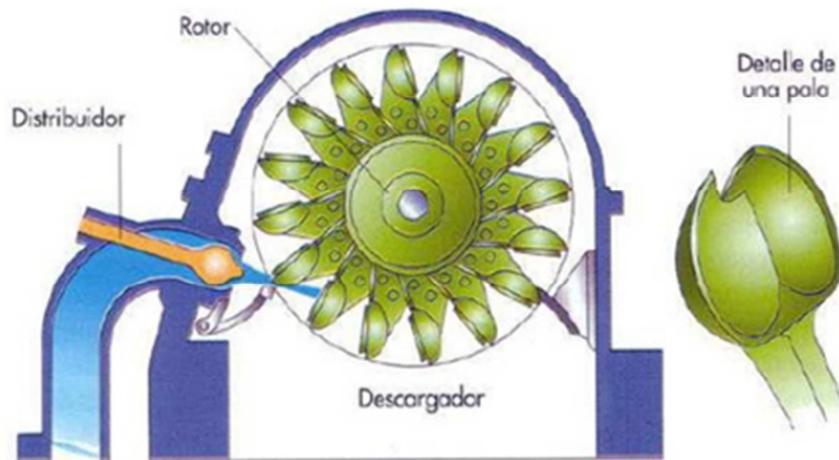


Figura 2.5: Esquema de la turbina pelton

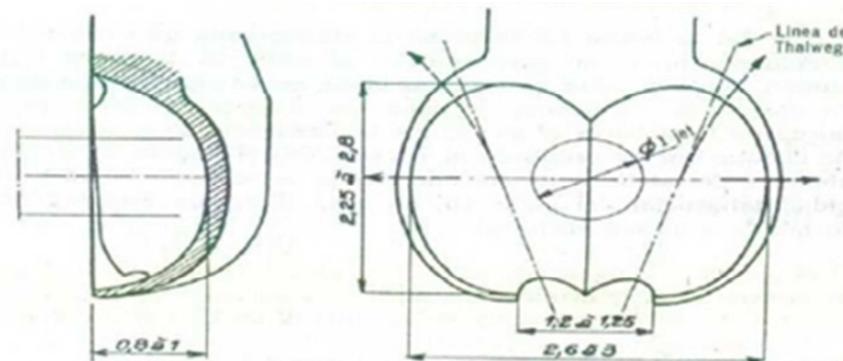


Figura 2.6: Álabe de la turbina

Las dimensiones del álabe son proporcionales al diámetro del chorro que impacta sobre él; el chorro a su vez está en función del diámetro de la rueda y de la velocidad específica. El diámetro de chorro (d_0) está entre el 5% y el 12% del diámetro de la rueda (D_p). En la siguiente figura se muestra a detalle la forma del álabe y sus variables correspondientes.

El ángulo α , ubicado entre las dos caras interiores del álabe es del orden de los 20° ; lo ideal sería que fuera igual a 0° , pero, de ser así, debilitaría la arista media donde pega el chorro y transmite la energía. El ángulo α , ubicado en la salida del álabe está entre los 8° y los 12° . Se debe de dar salida al agua con la propia forma de del borde de fuga, a la cual ayudan las líneas de "thalweg".

Los álabes deben estar colocados lo más cerca posible a los inyectores, debido a que la distancia hace decrecer la energía cinética del agua.

2.4.1. Triángulo de velocidad de entrada

Si tomamos como punto 2 el embalse y punto 1 la salida del inyector. La velocidad absoluta c_1 de entrada en el rodete es la velocidad V_1 de salida del inyector:

Para el desarrollo hemos tomado como masa la unidad. Como a la entrada (embalse) y a la salida de la tobera o inyector la presión es la atmosférica se anulan los términos de presión. Por otro lado la velocidad en el embalse V_2 la tomamos como nula:

$$E_2 = E_1$$

$$E = E_{\text{cinética}} + E_{\text{potencial}} + E_{\text{presión}}$$

$$E = \frac{1}{2}mv^2 + mgh + \frac{P}{\rho}$$

$$\frac{1}{2}m_2v_2^2 + m_2gH_2 + \frac{P_2}{\rho} = \frac{1}{2}m_1v_1^2 + m_1gH_1 + \frac{P_1}{\rho}$$

$$\frac{1}{2}v_2^2 + gH_2 + \frac{P_2}{\rho} = \frac{1}{2}v_1^2 + gH_1 + \frac{P_1}{\rho} \quad (\text{se tiene que } m_1 = m_2 = 1)$$

$$\frac{v_2^2}{2g} + H_2 + \frac{P_2}{\rho g} = \frac{v_1^2}{2g} + H_1 + \frac{P_1}{\rho g}$$

Si en la última ecuación consideramos que la presión atmosférica es igual tanto en el punto inicial como en el final de la caída de agua, se tiene que $P_2=P_1$. Además, se puede considerar que en el punto más alto de la caída de agua la velocidad v_2 es nula. Haciendo estas suposiciones, se puede despejar v_1 de la siguiente manera:

$$v_1^2 = 2g(H_2 - H_1)$$

$$v_1 = \sqrt{2g(H_2 - H_1)}$$

$$H = H_2 - H_1$$

$$v_1 = \sqrt{2gH}$$

Si tenemos que el rendimiento de la tobera es el cociente entre la altura efectiva (altura total menos las pérdidas dividido por el total) queda:

$$\eta_{\text{tobera}} = \frac{H - H_r}{H}$$

La expresión anterior puede escribirse como:

$$c_1 = v_1 = \sqrt{2g(H - H_r)} = \sqrt{2g\eta_{\text{tobera}} * H} = \sqrt{\eta_{\text{tobera}}} \sqrt{2gH}$$

Si se define $C_1 = \sqrt{\eta_{\text{tobera}}}$ como el factor de velocidad absoluta, la expresión anterior puede ser escrita como sigue:

$$c_1 = C_1 \sqrt{2gH}$$

El rendimiento de la tobera típicamente toma valores entre 0,94 y 0,98 por lo que los valores de C_1 varían entre 0,97 y 0,99. Tomaremos como valor, a falta de otra información, 0,98.

La altura disponible H a la entrada de la turbina, se mide con relación al punto tangencial del eje del chorro con el círculo correspondiente del rodete, es a lo que nos refiere como diámetro D del rodete.

La velocidad tangencial u_1 viene dada por la expresión:

$$u_1 = \frac{\pi * D * n}{60}$$

Como la distancia del eje del chorro al eje del rodete ($r = D/2$) es prácticamente al misma a la entrada y a la salida de la cuchara ($D_1 = D_2 = D$), se tiene que $u_1 = u_2 = u$. La velocidad tangencial a la hora de diseño se tomara como: $u = 0,46 c_1$

Fuente

1. Páginas 2 – 14, 16, 17: Ñ. Lufke, W. Brokering Christie, R. Palma Behnke, L. Vargas Díaz: “Los Sistemas Eléctricos de Potencia”, Pearson Educación, Primera Edición, 2008
2. Páginas 15 - 17: P. Mendoza: “Control electrónico de una central micro-hidráulica para su aplicación en generación distribuida”, Memoria de título, 2006
3. Pagina 18: <http://www.buenastareas.com/ensayos/Tipos-De-Turbinas/1439772.html>, Enero 2011
4. Páginas 18 – 21: <http://www.scribd.com/doc/28651102/turbinas-pelton>, Enero 2011