

Aperçu quant au choix de certains paramètres de l'alternateur-moteur de la centrale de Veytaux

Autor(en): **Vesilgaj, F.**

Objektyp: **Article**

Zeitschrift: **Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins : gemeinsames Publikationsorgan des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins (SEV) und des Verbandes Schweizerischer Elektrizitätswerke (VSE)**

Band (Jahr): **58 (1967)**

Heft 24

PDF erstellt am: **15.08.2024**

Persistenter Link: <https://doi.org/10.5169/seals-916306>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Inhalten der Zeitschriften. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern. Die auf der Plattform e-periodica veröffentlichten Dokumente stehen für nicht-kommerzielle Zwecke in Lehre und Forschung sowie für die private Nutzung frei zur Verfügung. Einzelne Dateien oder Ausdrucke aus diesem Angebot können zusammen mit diesen Nutzungsbedingungen und den korrekten Herkunftsbezeichnungen weitergegeben werden. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Die systematische Speicherung von Teilen des elektronischen Angebots auf anderen Servern bedarf ebenfalls des schriftlichen Einverständnisses der Rechteinhaber.

Haftungsausschluss

Alle Angaben erfolgen ohne Gewähr für Vollständigkeit oder Richtigkeit. Es wird keine Haftung übernommen für Schäden durch die Verwendung von Informationen aus diesem Online-Angebot oder durch das Fehlen von Informationen. Dies gilt auch für Inhalte Dritter, die über dieses Angebot zugänglich sind.

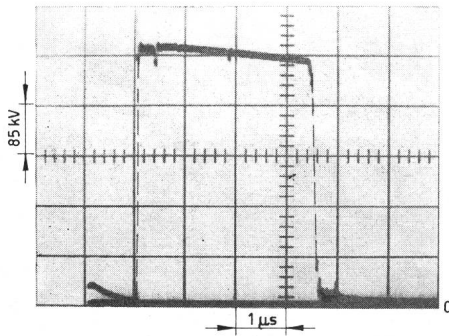


Fig. 19
Abgeschnittene Steilstoßspannung

Behandlung nur einen groben Schätzwert liefern kann, wurde der Stromverlauf des auf der Prüflingsseite kurzgeschlossenen, überkritisch bedämpften Nachkreises oszillographiert und daraus die verschiedenen Zeitkonstanten ermittelt. Das Verfahren ergab eine Induktivität von ca. 2,5 μH für den gesamten Nachkreis und weniger als 2 μH , wenn das Prüfobjekt unter Umgehung des äusseren Dämpfungswiderstandes direkt an die Zündfunkenstrecke gelegt wird.

Die praktische Erprobung des gebauten Geräts bewies, dass das gesteckte Ziel erreicht wurde. Bei der maximalen Amplitude von 700 kV weist die Steilstoßspannung u_2 an ca. 50 pF Belastungskapazität eine Stirnzeit von weniger als 20 ns auf; die mittlere Stirnsteilheit beträgt 41 MV/ μs , die maximale Steilheit mehr als 50 MV/ μs . Wurde das Prüfobjekt direkt an die Zündfunkenstrecke angeschlossen, so betrug die Stirnzeit 13,5 ns, die maximale Spannungsteilheit ca. 70 MV/ μs . Die Fig. 18 zeigt einen Steilstoss, der mit dem 750- Ω -Teiler aufgenommen wurde.

Betrieibt man die Anlage mit Abschneidefunkenstrecke, so erhält man, ähnlich wie bei Wanderwellenleitungen, jedoch mit wesentlich grösserer Amplitude, annähernd rechteckförmige Impulse variabler Dauer. Fig. 19 zeigt einen solchen Vorgang mit etwa 3,5 μs Impulsbreite.

Neben der bereits eingangs erwähnten Anwendung des Steilstossgenerators zur Untersuchung des Steilheitseinflusses auf das Ansprechverhalten von Funkenstrecken in gasförmigen, flüssigen und festen Dielektrika eignet sich der Nachkreis auch zum Studium des Entladungsmechanismus von Funkenstrecken. Da der Kreis induktivitätsarm aufgebaut ist, erlaubt er

einen Betrieb mit kleinem Dämpfungswiderstand. Dadurch erhält man eine im Rahmen der technischen Möglichkeiten optimale Stoßspannungsquelle zur Untersuchung von Vorprozessen und von Spannungszusammenbrüchen.

9. Schlussbemerkung

Die Arbeit wurde am Institut für Hochspannungs- und Anlagentechnik der Technischen Hochschule München ausgeführt.

Literatur

- [1] Erzeugung und Messung von Hochspannungen, Teil 3: Bestimmungen für Erzeugung und Anwendung von Stoßspannungen und Stoßströmen für Prüfzwecke. VDE-Vorschrift 0433 Teil 3/4. 66.
- [2] K. Berger und E. Vogelsanger: Messungen und Resultate der Blitzforschung der Jahre 1955...1963 auf dem Monte San Salvatore. Bull. SEV 56(1965)1, S. 2...22.
- [3] J. Wiesinger: Stoßstromionisierte Funkenstrecken. Dissertation Technische Hochschule München, 1966.
- [4] J. H. Park and H. N. Cones: Surge Voltage Breakdown of Air in a Nonuniform Field. J. Res. Nat. Bur. Stand. 56(1956)4, S. 201...224.
- [5] J. Wiesinger: Einfluss der Frontdauer der Stoßspannung auf das Ansprechverhalten von Funkenstrecken. Bull. SEV 57(1966)6, S. 243...246.
- [6] W. Waste: Beanspruchung der Isolation durch Überspannungen. ETZ-A 87(1966)2, S. 56...64. Diskussionsbeitrag. ETZ-A 87(1966)2, S. 78.
- [7] M. Toepler: Funkenkonstante, Zündfunken und Wanderwelle. Arch. Elektrotechn. 16(1925)-, S. 305...318.
- [8] M. Toepler: Zur Bestimmung der Funkenkonstanten. Arch. Elektrotechn. 18(1927)-, S. 549...562.
- [9] B. Gänger: Der elektrische Durchschlag von Gasen. Berlin, Springer, 1953.
- [10] W. Weizel und R. Rompe: Theorie des elektrischen Funkens. Annalen der Physik 6/1(1947)6, S. 285...300.
- [11] B. Gänger: Der Stossdurchschlag in Luft bei Unterdruck nach Reihenschaltungen mit dem Kathodenstrahl-Oszillographen. Arch. Elektrotechn. 39(1949)8, S. 508...534.
- [12] H. W. Dommel: A Method for Solving Transient Phenomena in Multiphase Systems. In: Proceedings of the Power System Computation Conference Stockholm 1966, Part 3, Report 5.8, S. 1...23.
- [13] W. Weizel: Berechnung des Ablaufs von Funken mit Widerstand und Selbstinduktion im Stromkreis. Zeitschr. Physik 135(1953)5, S. 639...657.
- [14] W. Weizel: Durchführung von experimentellen Untersuchungen über den zeitlichen Ablauf von Funken in komprimierten Edelgasen sowie zu deren mathematischen Berechnung. Forschungsberichte des Wirtschafts- und Verkehrsministeriums Nordrhein-Westfalen, Nr. 103. Köln/Opladen, Westdeutscher Verlag, 1954.
- [15] J. Hak: Eisenlose Drosselspulen. Leipzig, Kohler, 1938.
- [16] W. Grover: Inductance Calculations. Working Formulas and Tables. New York, Van Nostrand, 1947.
- [17] H. Prinz: Feuer, Blitz und Funken. München, Bruckmann, 1965.
- [18] H. Schering und W. Raske: Ein kleiner Steilwellengenerator für 500 kV. ETZ 56(1935)27, S. 751...753.
- [19] H. Winkelkemper: Die Aufbauzeit der Vorentladungskanäle im homogenen Feld in Luft. ETZ-A 86(1965)20, S. 657...663.
- [20] R. Elsner: Die Erzeugung sehr hoher Gleichspannungsstöße mit der Marxschen Vervielfachungsschaltung. Arch. Elektrotechn. 29(1935)10, S. 655...682.
- [21] H. Kläy: Stoßspannungen grosser Steilheit. Bull. SEV 32(1941)11, S. 242...245.
- [22] W. Zaengl: Das Messer hoher, rasch veränderlicher Stoßspannungen. Dissertation Technische Hochschule München, 1964.

Adresse des Autors:

Dr.-Ing. Hermann Kärner, Dekan-Bohrer-Strasse 12, D-8672 Selb/Ofr.

Aperçu quant au choix de certains paramètres de l'alternateur-moteur de la centrale de Veytaux

Par F. Vesligaj, Lausanne

621.313.32

1. Préambule

A la centrale de Veytaux des Forces Motrices de l'Hongrin-Léman S.A. les 73 % de l'énergie totale produite, en une année moyenne, proviennent d'une valorisation d'énergie de déchet par cycle de pompage-turbinage. En telle occurrence, la capitalisation des pertes des machines tournantes et des transformateurs revêt une importance tout à fait particulière et mérite un examen approfondi.

En ce qui concerne la machine synchrone du groupe, fonctionnant tantôt en moteur pour le pompage, tantôt en alternateur lors du turbinage, cet examen conditionne le choix de certains paramètres et le but de cet article est de donner une justification des valeurs adoptées pour ceux-ci.

2. Caractéristiques principales

Préalablement nous rappelons ci-dessous les caractéristiques principales de la machine synchrone triphasée, à axe horizontal et 10 pôles [1]¹). Ces caractéristiques sont celles qui figuraient dans la proposition des constructeurs adjudicataires, soit Sécheron-Brown Boveri travaillant en consortium:

$$S_n = 75 \text{ MVA}; U_n = 9,5 \pm 8 \% \text{ kV}; I_n = 4560 \mp 8 \% \text{ A};$$

$$n_n = 600 \text{ tr/min}; n_e = 1100 \text{ tr/min}; f = 50 \text{ Hz};$$

$$J = 87,5 \text{ t} \cdot \text{m}^2 \text{ (tol. } -10 \% \text{)}$$

$$\text{soit } PD^2 = 350 \text{ Mp} \cdot \text{m}^2 \text{ (tol. } -10 \% \text{)}$$

¹) Voir bibliographie à la fin de l'article.

D'autre part, nous avons:

Alésage du stator	$D = 2,64 \text{ m}$
Longueur du fer, canaux de ventilation compris	$l = 2,74 \text{ m}$
Entrefer minimum	$\delta = 24 \text{ mm}$
Facteur d'utilisation	$C = 390 \text{ kVAs} \cdot \text{m}^{-3}$ $(= 6,5 \frac{\text{kVA}}{\text{m}^3 \cdot \text{tr/min}})$
Densité de courant linéaire pour I_n : A_1	$= 72,2 \text{ kA} \cdot \text{m}^{-1}$
Nombre d'encoches par pôle et par phase	$q = 4,4$
Facteur de raccourcissement	$\beta = 0,833$
Rapport du poids de l'enroulement amortisseur à celui du Cu du rotor	$k_a = 0,10$
Nombre de barres d'amortissement par pôle	$n_a = 10$
Poids spécifique (excitatrice, alter-nateur auxiliaire, paliers, plaques de fondation, tôles, réfrigérants avec tuyauterie inclus)	$3,2 \text{ kp/kVA}$

Réactances, résistances et constantes de temps en valeurs p. u. resp. en s (à 75 °C):

$x_d \leq 1,45$	$x_q \leq 0,85$	$x'_{d_{in}} \leq 0,28$
$x''_{d_{in}} = 0,16$	$x''_{q_{in}} = 0,29$	$x_{2_{in}} = 0,23$
$x_{0_{in}} = 0,07$	$r_a = 2,4 \cdot 10^{-3}$	$r_1 = 4,27 \cdot 10^{-3}$
$r_{fd} = 0,61 \cdot 10^{-3}$	$r_{cd} = 15,3 \cdot 10^{-3}$	$r_{cq} = 12,4 \cdot 10^{-3}$
$\tau_{d0} = 7,8 \text{ s}$	$\tau'_d = 1,5 \text{ s}$	$\tau''_d = 0,025 \text{ s}$
$\tau_a = 0,25 \text{ s}$		

2.1 Choix de la tension et de sa marge de réglage

Comme il s'agit ici d'un couplage bloc pur entre le transformateur et la machine synchrone, la valeur de la tension statorique de cette dernière a été laissée au choix du constructeur, qui a recherché ce qu'il convient d'appeler la « tension économique », à savoir celle qui conduit au minimum de pertes sans trop affecter le prix de la machine.

Ce choix de la tension nominale est d'ailleurs en plein accord avec le résultat des recherches que publie le rapport No 127/1966 de la CIGRE [2]. On y relève que, pour une machine de 50 MVA, $2p = 10$ et avec un enroulement statorique à 2 circuits parallèles, le domaine de tension correspondant au minimum de pertes se situe entre 9,5 et 11 kV. Mais comme la valeur inférieure est, de plus, favorable au prix de la machine, c'est celle qui a été choisie en définitive.

Par suite de la tension du réseau, qui peut varier de 240...260 kV, et des divers modes de fonctionnement de la machine (turbinage, pompage et compensateur de phase), à des puissances et $\cos \varphi$ différents, on a été amené à choisir une marge de réglage de $U_n \pm 8\%$, soit de 8,75...10,25 kV, qui reste cependant dans la zone des pertes minimales. De plus, à 8,75 kV, la stabilité statique de la machine est encore suffisamment grande, aussi bien en turbinage qu'en pompage.

En revanche, le transformateur-bloc n'a qu'une possibilité de réglage de $U_n \pm 4\%$, ajustable hors tension.

Notons que, par suite de ces particularités, les barres de connexion en aluminium entre la machine synchrone et le transformateur sont dimensionnées pour un niveau de tension de 24 kV et un courant permanent voisin de 5000 A, respectivement un courant de court-circuit de choc dont la valeur de crête est de 125 kA environ.

2.2 Facteur de puissance

Le facteur de puissance variera avec le mode de fonctionnement de la machine. A cet égard, remarquons que la puissance mécanique moyenne livrée par l'ensemble des quatre turbines sous la chute nette la plus fréquente, soit 840 m, est de 240 MW, c.-à-d. 60 MW par groupe. Compte tenu de la puissance réactive demandée par le réseau à certains moments de la journée, on a choisi $\cos \varphi = 0,8$ (surexcité) soit une puissance apparente nominale de 75 MVA, ce qui peut paraître somme toute assez conventionnel. Remarquons cependant que si un seul groupe est en service alors que le bassin supérieur est à sa cote maximale, la turbine peut développer, à l'accouplement et en régime de surcharge, une puissance de 68,5 MW, ce qui correspond à $\cos \varphi = 0,9$ environ, compte tenu des pertes.

En pompage, la puissance à l'arbre varie avec la hauteur de refoulement manométrique, dont les limites vont de 808...897 m ce qui correspond à des valeurs respectives de 60,5...58 MW. C'est en effet sous la hauteur la plus basse que la pompe débite le plus et absorbe la puissance la plus élevée. Mais on ne pompera que durant la nuit et les heures creuses de fin de semaine, alors que la demande en énergie réactive est faible, d'où il est à présumer un fonctionnement à $\cos \varphi = 1,0$ ou du moins très voisin. La stabilité statique de la machine, fonctionnant alors en moteur, est encore suffisante, comme on le voit au paragraphe 2.5.

Il résulte de ces caractéristiques qu'en régime de compensateur de phase (surexcité) on peut fournir 62 Mvar, cette limite étant conditionnée par l'échauffement du rotor.

Il est clair que, quelle que soit la demande générale de puissance réactive sur le réseau, la machine synchrone de Veytaux peut fonctionner sans préjudice entre $\cos \varphi = 0,8$ (surexcité) et 1,0, aussi bien en pompage qu'en turbinage. Dans ce dernier cas et $\cos \varphi = 1,0$, c'est dire que Veytaux ne participe pas à la fourniture de cette énergie réactive, ce qui peut être intéressant pour une centrale où l'énergie turbinée est de haute valeur.

Ajoutons encore qu'en passant de $\cos \varphi = 1,0$ à $\cos \varphi = 0,8$ (surexcité) pour la puissance mécanique nominale de la turbine, on augmente le prix de la machine synchrone de 8 % et qu'on est également conduit à une légère augmentation des pertes et de la réactance transitoire, toutes autres caractéristiques restant égales d'ailleurs.

2.3 Vitesse périphérique à l'emballlement

Le rotor (fig. 1) étant à pôles saillants feuilletés, afin de réduire les pertes additionnelles dans toute la mesure du possible, pourrait sans inconvénient supporter une vitesse périphérique de 160 m/s à l'emballlement maximum de la turbine, soit 1100 tr/min. En réalité, de par le choix du diamètre du stator et de la valeur de l'entrefer, celle-ci n'atteint pas tout à fait 150 m/s dans le cas particulier. Il en résulte que pour cet emballlement maximum les sollicitations mécaniques dans le rotor ne dépassent nulle part les 70 % de la limite élastique des matériaux utilisés.

Nous passons maintenant à l'examen successif des paramètres dont le choix revêtait une grande importance.

2.4 Moment d'inertie J

Contractuellement, la valeur du moment d'inertie du rotor de l'alternateur-moteur est de 87,5 tm², avec une tolérance de 10 % en moins. Lors des essais de ralentissement d'un rotor

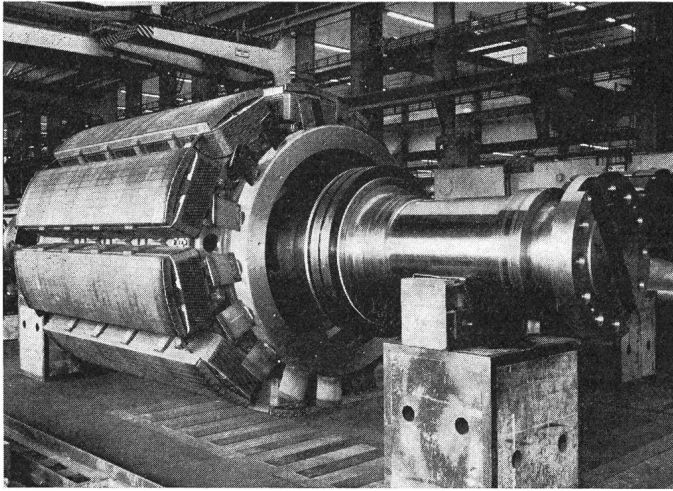


Fig. 1
Rotor de l'alternateur-moteur de 75 MVA
 Vitesse nominale 600 tr/min, emballement 1100 tr/min,
 exécution feuilletée des pôles avec enroulement amortisseur
 sans liaisons interpolaires

exécuté, on a effectivement mesuré 82,5 tm² environ ce qui reste dans la marge de tolérance.

Ajoutons incidemment qu'en turbinage, le moment d'inertie total des masses tournantes atteint 89 tm² et qu'en pompage, alors que la totalité des lignes d'arbre du groupe est en jeu, on bénéficie de 100 tm².

Revenant à la machine synchrone, notons que la CIGRE, dans son rapport No 127/1966 [2], indique la formule suivante pour la détermination de la valeur naturelle du moment d'inertie de la machine synchrone à pôles saillants, donc indépendamment d'exigences de réglage particulières et de la question du rapport d'emballement, ce dernier variant généralement très peu pour des turbines Pelton.

$$J_n = \frac{PD_n^2}{4} = \frac{S_n^{1,25}}{220} 2p(2p-3) \quad (1)$$

où

- J_n valeur naturelle du moment d'inertie (tm²)
- PD_n^2 valeur naturelle du moment de giration (Mpm²)
- S_n puissance nominale apparente (MVA)
- $2p$ nombre de pôles

D'après l'équation (1) la valeur naturelle du moment d'inertie de la machine synchrone de Veytaux serait de 70,5 tm².

A de meilleures fins comparatives, nous allons introduire la notion d'inertie spécifique, appelée aussi parfois constante d'inertie ou temps d'accélération τ_J . Elle n'est pas autre chose que le temps nécessaire pour amener la machine synchrone du repos à la vitesse nominale en lui appliquant instantanément un couple d'accélération constant et égal au quotient de la puissance active nominale par la vitesse angulaire nominale. Il s'exprime par la relation:

$$\tau_J = \frac{J \omega_n^2}{P_n} \quad (2)$$

où

- τ_J temps d'accélération (s)
- J moment d'inertie (tm²)
- $\omega_n = \frac{\pi n_n}{30}$ vitesse angulaire nominale (s⁻¹)
- n_n nombre de tours nominal (tr · min⁻¹)
- P_n puissance active nominale (kW)

Remarquons que la valeur naturelle du moment d'inertie de 70,5 tm² trouvée au moyen de la formule (1) correspond à $\tau_{Jn} = 4,6$ s, alors que la valeur effectivement réalisée $J = 82,5$ tm² donne $\tau_J = 5,4$ s.

Pour des machines récentes à 10 pôles exécutées par l'industrie suisse et dont les puissances s'échelonnent de 30...100 MVA, τ_J se range entre les valeurs extrêmes de 4,7...7,5 s d'où l'on peut déduire que la formule (1) ci-dessus donne une valeur minimum. La valeur moyenne s'établit donc vers 6,1 s.

Il est vrai que ces valeurs se réfèrent à un certain nombre d'alternateurs verticaux, pour lesquels il est plus facile de réaliser un fort moment d'inertie. Si l'on s'en tient strictement à des groupes horizontaux connus équipés de turbines Pelton la moyenne est ramenée à la valeur $\tau_J = 5,3$ s. On peut encore se référer au tableau figurant plus loin sous paragraphe 2.5.

En conséquence la valeur effective de $\tau_J = 5,4$ s réalisée à Veytaux n'est pas particulièrement élevée. Elle est cependant correcte sous le rapport de la stabilité électrique et suffit à assurer un excellent réglage des turbines parce que, dans des centrales de pompage-turbinage, les conduites d'adduction et de refoulement sont forcément surdimensionnées comparativement à celles des centrales classiques ne comportant que des turbines. En effet, dans notre cas, les diamètres économiques de ces conduites ne dépendent pas que des débits maxima des machines, mais pour beaucoup aussi des volumes d'eau transités. Cette dernière particularité confère même à la centrale de Veytaux une remarquable aptitude au réglage. En réglage du type primaire, le taux de correction de charge de Veytaux en MW/s, pour un écart de fréquence donné, peut être fixé à une valeur relativement élevée. En réglage sous la dépendance d'un régulateur de réseaux, la réponse indicielle à un ordre peut s'opérer avec une constante de temps très favorable ou, en régime fluctuant, avec une moindre infidélité en module et en phase que dans certaines centrales classiques comparables.

Si l'on avait cherché à augmenter le moment d'inertie ($J = KD^4 l$) par le choix d'un plus fort diamètre — ce qui serait d'ailleurs permis selon ce qui est dit au dernier alinéa du paragraphe 1 — les conséquences en auraient été les suivantes:

- a) Augmentation du prix de la machine à raison de 0,15 % par pourcent d'augmentation du moment d'inertie.
- b) Augmentation des pertes, notamment de celles par ventilation, ce qui est aussi indésirable.
- c) Légère augmentation de la réactance transitoire x'_d .

Eu égard à la capitalisation des pertes, mieux valait donc ne rien forcer à cet égard.

2.5 Réactance synchrone longitudinale x_d

Etudier l'influence de la réactance synchrone longitudinale équivaut à étudier celle du rapport de court-circuit qui est, par définition, le rapport du courant d'excitation produisant la tension nominale à vide au courant d'excitation produisant le courant nominal en court-circuit triphasé. L'inverse de ce rapport donne la valeur saturée de la réactance synchrone. La valeur non-saturée que nous admettons ici est d'environ 10 % supérieure.

D'après le rapport de la CIGRE No 142/1964 [3], les constructeurs de machines proposent l'adoption d'un rapport de court-circuit $K_c = 0,65...0,8$ pour $2p = 8...14$.

La réactance synchrone est de:

$$x_d = (1,08...1,12) \frac{1}{K_c} \approx \frac{1,1}{K_c} \quad (3)$$

Pour $2p = 10$: $K_c = 0,7$ d'où $x_d \approx 1,6$ p. u.

En revanche, les spécialistes du réseau désirent $K_c = 0,9$ ce qui donne $x_d \approx 1,25$ p. u.

Les valeurs respectives obtenues pour l'alternateur-moteur de Veytaux se situent entre ces deux limites. A titre comparatif on peut dresser le tableau I où figurent la réactance synchrone, la réactance transitoire longitudinale et le temps d'accélération.

Tableau I

Installation	S_n MVA	$\cos \varphi_n$	$2p$	x_d p. u.	x'_{dIn} p. u.	τ_J s
Fionnay	60	0,8	14	1,07	0,35	6,7
Nendaz	80	0,8	12	1,0	0,32	7,6
Tavanasa	60	0,7	14	1,3	0,35	7,3
Tierfeld	100	0,8	10	1,4	0,32	5,9
Veytaux	75	0,8	10	1,45	0,28	5,4

La réactance synchrone longitudinale peut être considérée, en calcul pratique, comme la somme des valeurs de la réactance de fuite du stator et de la réactance longitudinale du champ principal, soit $x_d = x_a + x_{ad}$. Mais, dans cette somme, la contribution de x_a est de l'ordre de 10 % du total seulement et il s'ensuit que pour réduire x_d il faut surtout diminuer la valeur de x_{ad} . Cette dernière s'écrit :

$$x_{ad} = K_d \frac{\tau_p}{\delta'} \cdot \frac{A_1}{B_{\delta_1}} \quad (4)$$

où τ_p est le pas polaire de la machine.

En choisissant τ_p plus faible, on est conduit à diminuer sensiblement la valeur du moment d'inertie J , ce qui n'est pas souhaitable. Si, en revanche, on adopte un rapport A_1/B_{δ_1} plus faible, on aboutit à une mauvaise utilisation électrique de la machine par augmentation de l'induction dans l'entrefer. C'est pourquoi le seul moyen efficace consiste à augmenter l'entrefer équivalent, $\delta' = k_c \delta$, mais cela revient à augmenter les pertes par excitation, ce qui n'est pas désirable.

Il appert ainsi que le choix de x_d est à lui seul un problème complexe, dans lequel il faut considérer, entre autres, son influence sur le prix de la machine, les pertes, le moment d'inertie et les problèmes de stabilité statique.

D'après le rapport CIGRE No 142/1964 [3], le prix de l'alternateur augmente de 0,25 % pour chaque pourcent de réduction de x_d .

Sous le rapport de la stabilité, la valeur $x_d \leq 1,45$ p. u. est tout à fait acceptable, mais il faut alors disposer d'un système d'excitation à action rapide, avec tension de plafond $u_e \geq 1,8$ p. u. et rapidité de réponse d'excitatrice $a \geq 1,0$ s⁻¹.

Dans notre cas, nous avons encore, lors du choix de x_d , contrôlé une exigence supplémentaire, pour le régime de pompage, selon les règles de l'ASE, [4] chiffre 15.1 où il est dit :

«Sous tension nominale à fréquence nominale et avec l'excitation nominale, les moteurs synchrones polyphasés à pôles saillants doivent développer un couple au moins égal à 1,5 fois le couple nominal, durant 15 s, sans décrocher.»

A cet égard, nous avons :

$$\frac{m_k}{m_n} \approx \frac{i_f}{i_{fc} \cos \varphi} \left(1 + \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{3}{2} \left(\frac{i_f}{i_{fc}} \right)^2}} \cdot \frac{i_{r0}}{6 i_f} \right) \approx \frac{1,05 \cdot i_f}{i_{fc} \cos \varphi} \quad (5)$$

où

i_f courant d'excitation pour une charge et un $\cos \varphi$ donnés

i_{fc} courant d'excitation correspondant à la caractéristique de court-circuit triphasé pour la valeur i du courant de charge

i_{r0} courant d'excitation correspondant à la caractéristique à vide pour la tension nominale

$\cos \varphi$ facteur de puissance

Par un traitement adéquat de la relation (5), on peut mettre en évidence l'incidence de x_d sur le rapport m_k/m_n des couples en question. En partant du diagramme de Potier, on peut exprimer i_f analytiquement ainsi :

$$i_f \approx \Delta i_f + i_{r0} \sqrt{1 + 2 i_{fc} \cdot \sin \varphi + \frac{i_{fc}^2}{i_{r0}^2}} \quad (6)$$

De la fig. 4 de [1] on peut tirer certaines grandeurs en valeurs p. u. pour la puissance apparente nominale $S_n = 75$ MVA :

à $\cos \varphi = 0,8$: $i_{fc} = 1,32$; $i_f = 2,22$; $m_k/m_n = 2,2$

à $\cos \varphi = 1,0$: $i_{fc} = 1,32$; $i_f = 1,73$; $m_k/m_n = 1,38$

Lors du fonctionnement en moteur la puissance à l'arbre ne peut guère dépasser 60 MW, à cause de la caractéristique de la pompe et on a ainsi à $\cos \varphi = 1,0$:

$i_{fc} = 1,05$; $i_f = 1,55$; $m_k/m_n = 1,55$

ce qui signifie que même en moteur et à $\cos \varphi = 1,0$ la machine satisfait aux règles de l'ASE.

C'est important car, en pompage de nuit, alors que la demande en puissance réactive est faible, le moteur fonctionnera pratiquement à $\cos \varphi = 1$, avec un minimum de pertes propres et en ligne et, malgré tout, avec un couple de décrochage suffisamment élevé. Lors du choix de x_d , il convient aussi d'examiner une exigence supplémentaire, à savoir l'aptitude de la machine à absorber de la puissance réactive lors d'un déclenchement brusque à l'extrémité des lignes 245 kV.

En période de turbinage, une décharge brusque totale entraîne une survitesse momentanée qui n'est que de 1,15 n_n , grâce au régulateur de vitesse de la turbine. Il s'ensuit qu'à la tension nominale et 10 % d'excitation à vide, sous l'action du régulateur de tension, la prise maximum de puissance réactive sans apparition d'auto-excitation est de :

$$p_c = -0,9 \frac{u^2}{1,15^2 x_d} = -0,47 \text{ p. u. resp. } 35 \text{ Mvar par machine.}$$

C'est la puissance capacitive de charge des lignes qui, pour 250 kV et une fréquence de $1,15 \cdot 50 = 57,5$ Hz, correspond à une longueur totale de ligne de 200 km. Cela signifie donc qu'une machine peut tenir à elle seule 200 km de ligne à vide sous contrôle de tension, lors d'une décharge brusque totale. C'est beaucoup plus qu'il n'en faut pour un réseau dont les lignes aboutissent d'une part à Chavalon et d'autre part à Romanel.

2.6 Réactance transitoire longitudinale x'_d

La proposition des constructeurs indiquait $x'_{dIn} \leq 0,28$ p. u. pour la réactance transitoire longitudinale non saturée. Sa valeur sera vérifiée lors de l'essai en court-circuit de choc triphasé, pour lequel on choisit préalablement une tension aux bornes telle que la composante transitoire du courant de court-circuit, y compris la valeur permanente de ce dernier, atteigne le courant nominal.

Cette réactance définit la stabilité dynamique de la machine synchrone. Plus la valeur de x'_{dIn} est petite plus cette stabilité est grande:

$$p_{dyn} = \frac{e' u}{x'_{dIn}} \cdot \sin \vartheta' + \frac{u^2}{2} \left(\frac{1}{x'_q} - \frac{1}{x'_{dIn}} \right) \sin 2 \vartheta' \quad (7)$$

où

- p_{dyn} rapport de la puissance limite de stabilité dynamique à la puissance nominale, valeur p. u.
- e' tension transitoire interne (derrière la réactance transitoire)
- u tension aux bornes de la machine synchrone
- ϑ' angle de la roue polaire
- x'_q réactance transitoire transversale (en général $x'_q \approx x_q$)

La valeur de x'_{dIn} est approximativement donnée par la relation:

$$x'_{dIn} \approx x_a + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_{fd}}} \quad (8)$$

dans laquelle

- x_a réactance de fuite du stator
- x_{ad} réactance longitudinale du champ principal
- x_{fd} réactance de fuite du rotor

La relation (8) montre que ce sont les valeurs de x_a et de x_{fd} qui influencent le plus celle de x'_{dIn} car $x_{ad} \gg x_a$ ou x_{fd} .

Une diminution de x'_{dIn} au moyen de x_a est à déconseiller, car il s'ensuit que la réactance subtransitoire x'_d diminue aussi, ce qui se traduit par une augmentation des sollicitations mécaniques de l'enroulement statorique en cas de court-circuit. C'est pourquoi les seuls moyens efficaces consistent à réduire x_{fd} par une construction appropriée du rotor (semelles polaires moins hautes et espaces interpolaire plus grands) ou par le choix d'un rapport A_1/B_{δ_1} approprié.

En diminuant x'_{dIn} on réduit aussi la réactance de Potier ($x_p \approx 0,75 \dots 0,85 x'_{dIn}$) d'où résulte de moindres pertes par excitation.

Ces considérations montrent bien qu'il faut prescrire la plus petite valeur possible de la réactance transitoire longitudinale.

Selon le rapport CIGRE No 142/1964 [3], les constructeurs de machines indiquent une valeur $x'_{dIn} = 0,28 \dots 0,32$ pour des alternateurs avec $2p = 8 \dots 14$, c'est-à-dire qu'à Veytaux ($2p = 10$) x'_{dIn} se situerait vers la valeur 0,3 p. u.

Dans le rapport CIGRE No 127/1966 [2], on relève une étude de l'influence de la valeur de la réactance transitoire longitudinale sur le prix d'une machine de 50 MVA, $2p = 10$.

Elle révèle qu'elle est pratiquement négligeable dans la zone $x'_{dIn} = 0,26 \dots 0,30$. En revanche, on constate qu'on ne doit pas aller dans le sens d'une très forte réduction: par exemple, pour $x'_{dIn} = 0,2$ p. u. le prix de la machine n'augmente que de 1 %, mais en revanche les pertes sont à nouveau plus fortes, à raison de 10 % d'augmentation environ, ce qui est hautement indésirable.

Pour sa part, le rapport No 142/1964 [3], maintes fois cité, indique une augmentation de prix de 0,4 % environ par pourcentage de diminution de x'_d .

Pour résumer, disons que la valeur choisie $x'_{dIn} \leq 0,28$ p. u. est correcte, en considération de la stabilité dynamique, du prix et des pertes de la machine.

2.7 Réactances subtransitoires x'_d et x'_q

La réactance subtransitoire longitudinale définit le courant de court-circuit de choc admissible. Selon les Règles de l'ASE (Chiffre 14.3) [4], toute machine synchrone doit subir une épreuve de résistance en court-circuit brusque sous $1,05 U_n$, sans aucune déformation permanente et ceci préalablement à l'essai diélectrique prévu. En revanche, les règles allemandes du VDE (0530/1...63; § 41) [5], se bornent à limiter le courant de court-circuit à 15 fois la valeur de crête du courant nominal. D'après cette exigence, la réactance subtransitoire longitudinale doit atteindre, pour la tension nominale, la valeur de:

$$x''_{dUn} \geq \frac{0,95 \cdot 2,0 \cdot 1,0}{15} \geq 0,127 \text{ p. u.}$$

Le facteur 0,95 dépend de la valeur de τ''_d (constante de temps subtransitoire longitudinale en court-circuit), et se situe usuellement entre 0,92 et 0,97.

Les constructeurs dans notre cas, ont indiqué une valeur de 0,16 p. u., qui est donc de 25 % supérieure à celle des règles VDE. La réactance subtransitoire longitudinale à courant nominal — soit la valeur non-saturée x''_{dIn} — atteint à cause du degré de saturation dans une machine à enroulement amortisseur incomplet, soit sans liaisons interpolaire, la valeur:

$$x''_{dIn} \approx 1,05 x'_{dIn} \approx 0,17 \text{ p. u.}$$

De leur côté, les constructeurs ont indiqué une réactance subtransitoire transversale $x''_{qIn} = 0,29$ d'où résulte un rapport:

$$x''_{qIn}/x''_{dIn} \approx 1,7$$

Or ce rapport se situe entre 0,9 et 1,3 quand le rotor est pourvu d'un enroulement amortisseur complet. Par conséquent, dans notre cas, cela conduit aux inconvénients suivants:

a) Surtension notable sur la phase ouverte lors d'un court-circuit biphasé brusque, en l'occurrence environ 2,4 fois la tension nominale de phase. De plus cette tension présente des harmoniques supérieurs, principalement de 3, 5 et 7^e ordre (ici $U_3/U_1 = 0,4$; $U_5/U_1 = 0,095$; $U_7/U_1 = 0,018$).

b) Couple plus élevé lors d'un court-circuit brusque bi- ou triphasé, d'environ 30 % dans le premier cas et 10 % dans le second.

c) En l'absence de liaisons interpolaire, le couple d'amortissement pour un petit glissement n'est que les 60...70 % de celui qu'on obtiendrait si elles étaient présentes.

Malgré les inconvénients précités la machine synchrone de Veytaux est exécutée avec un enroulement amortisseur partiel, car la fixation et la sollicitation des liaisons interpolaire pose déjà de sérieux problèmes d'ordre mécanique. A noter qu'il serait ici possible de les ajouter par la suite, si les expériences d'exploitation révélaient qu'elles sont indispensables.

Bibliographie

- [1] F. Vesligaj: L'équipement électrique de la centrale de Veytaux. Bull. ASE 58(1967)16, p. 734...743.
- [2] G. Ruelle, J. Dejeux et G. Kouskoff: Influence des divers paramètres dimensionnels sur le coût relatif des alternateurs hydrauliques. Rapport-CIGRE N° 127, (1966).
- [3] P. G. Laurent et L. Carpentier: Rapport sur les travaux du comité d'études des alternateurs. Rapport-CIGRE N° 142, (1964).
- [4] Règles pour les machines électriques tournantes. 2^e édition. Publ. de l'ASE N° 3009.1962.
- [5] Elektrische Maschinen. Teil 1: Allgemeine Bestimmungen. VDE-Vorschrift 0530 Teil 1/...63 (Entwurf 1).

Adresse de l'auteur:

F. Vesligaj, ingénieur-conseil, Société Générale pour l'Industrie, 12, Place de la Gare, 1003 Lausanne.