

Komplexe Leistungs- bzw. Drehmomentziffern zur Behandlung von Pendlungen von Synchron- und Asynchronmaschinen

Autor(en): **Canay, M.**

Objektyp: **Article**

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

Band (Jahr): **57 (1966)**

Heft 26

PDF erstellt am: **15.08.2024**

Persistenter Link: <https://doi.org/10.5169/seals-916664>

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.

weiteres vernachlässigt werden, so ist dies bei 220 kV und höheren Spannungen nicht mehr zulässig. Zu hohe Masten wirken bei raschem Stromanstieg zuerst als Wellenwiderstand; erst nach einigen Mastlaufzeiten sinkt dieser Wert auf den Masterdungswiderstand ab. Die Messungen haben gezeigt, dass für den 1/100- μ s-Stoss bei einer Masthöhe von 20 m bereits mit dem Erdungswiderstand allein gerechnet werden darf. Dieser Widerstand erhält somit eine ausschlaggebende Bedeutung. Eine Grenze der Transformatorüberspannung von 700 kV erfordert den maximalen Masterdungswiderstand von $\leq 10 \Omega$ (Ableiterrestspannung 590 kV).

Die Höhe des zweiten und der folgenden Masten vor dem Kabelendverschluss ist nicht mehr ausschlaggebend, indem bei grosser Blitzstromsteilheit weitere Funkenstrecken zwischen Einschlagspunkt und Kabelendverschluss ansprechen und dadurch die Überspannung senken. Für eine Transformatorüberspannung unter 700 kV sind die folgenden maximalen Masterdungswiderstände zulässig:

- $\leq 10 \Omega$ für Maste, die innerhalb der doppelten Kabellänge vom Endverschluss aus stehen;
- $\leq 20 \Omega$ für die folgenden.

Diese für einen Blitzstrom von 100 kA notwendigen Werte sind als Ersatzwiderstände der Mastfüsse gegenüber Stossvorgängen zu verstehen.

Der weitaus häufigste Fall wird jedoch der *entfernte Blitzeinschlag* sein. Gerade hier ist aber die einfachste Massnahme äusserst wirkungsvoll: Werden die drei letzten Masten vor dem Kabelendverschluss mit den heute üblichen Funkenstrecken (im 220-kV-Netz 1,05 m Schlagweite) ausgerüstet, so lässt sich die Überspannung am Transformator auf 700 kV begrenzen. Dies ist auch dann möglich, wenn die Masterdungswiderstände nicht die vorher geforderten, tiefen Werte aufweisen. Die weitest entfernte Funkenstrecke spricht bei hohen einlaufenden Spannungen an, die nahen Funkenstrecken schützen bei kleiner Wellenspannung. Nur im zweiten Fall kann der Ableiter, sofern die Restspannung wesentlich unter 700 kV liegt, die

Spannung am Transformator noch etwas tiefer senken als die Funkenstrecke. In den andern Fällen spricht der Ableiter gar nicht mehr an, die Funkenstrecken übernehmen die volle Schutzfunktion.

Literatur

- [1] *W. Waste*: Überspannungsbeanspruchung von Stationen bei Kabeleinführungen. Deutsche Studiengesellschaft für Hochspannungsanlagen, Technischer Bericht Nr. 192, Nellingen/Esslingen a/N. 1959.
- [2] *J. A. Giaro*: Surtensions aux extrémités d'un câble raccordé à une ligne aérienne frappée de coups de foudre au delà de la zone critique. Rapport CIGRE 310, 1964.
- [3] *M. Christoffel, E. Fischer und G. Hosemann*: Überspannungsschutz von Transformatoren mit direkt eingeführtem Kabel bei Blitzschlag in die vorgelagerte Freileitung. ETZ-A 83(1962)23, S. 761...772.
- [4] *U. Burger*: Elektrische Wirkung von Erdseilen, ihre Berechnung und Nachbildung im Modell. Dissertation der ETH Nr. 3472, Zürich 1964.
- [5] *U. Burger*: Nahzonenerdseile zum Schutze von Überspannungsableitern gegen Blitzstrom-Überlastungen. Bull. SEV 55(1964)12, S. 578...585.
- [6] *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.
- [7] *M. Ozkaya*: Die Stoskennlinie von trockenen und berechneten Isolieranordnungen mit Stoßspannungen verschiedener Steilheit. Deutsche Studiengesellschaft für Hochspannungsanlagen, Technischer Bericht Nr. 209, Nellingen/Esslingen a/N. 1965.
- [8] *L. V. Bewley*: Traveling Waves on Transmission Systems. Trans. AIEE 50(1931)2, S. 532...550.
- [9] *M. A. Mauduit*: Méthode graphique de Bergeron pour l'étude de la propagation des ondes le long des lignes électriques. Rev. gén. Electr. 63(1954)4, S. 191...221.
- [10] Recommandations pour les parafoudres. Première partie: Parafoudres à résistance variable. Commission Electrotechnique Internationale, Publication 99-1, Genève 1958.
- [11] Regeln für Überspannungsableiter. Publikation des SEV 3004.1960, Zürich 1960.
- [12] Regeln für Transformatoren. Publikation des SEV 0189.1956, Zürich 1956.
- [13] *F. Schwab*: Blitzsichere Freileitungen. Bull. SEV 55(1964)3, S. 87...90.
- [14] *K. Berger*: Elektrische Anforderungen an Höchstspannungs-Leitungen. Bull. SEV 54(1963)18, S. 749...755.

Adresse des Autors:

Dr. sc. techn. *U. Burger*, Forschungskommission des SEV und VSE für Hochspannungsfragen, Seefeldstrasse 301, 8008 Zürich.

Komplexe Leistungs- bzw. Drehmomentziffern zur Behandlung der Pendelungen von Synchron- und Asynchronmaschinen

Von *M. Canay, Birr*

1. Einleitung

Eine am periodisch schwankenden Netz laufende Synchron- bzw. Asynchronmaschine führt unter elektrischen und mechanischen Anregungen erzwungene Schwingungen aus. Als Folge dieser Schwingungen wird in der Maschine ein zusätzliches Drehmoment elektrischer Herkunft hervorgerufen, welches die Amplituden der schwankenden elektrischen und mechanischen Grössen stark beeinflusst. Dieses Drehmoment wird z. B. bei Synchronmaschinen mit der sog. «komplexen Synchronisierziffer» berechnet [1]¹⁾. Im vorliegenden Aufsatz werden die Gleichungen zur Bestimmung von pendelnden Leistungen (bzw. vom Drehmoment) ganz allgemein sowohl für den Synchron- als auch für den Asynchronbetrieb abgeleitet und damit «komplexe Leistungs- bzw. Drehmomentziffern» definiert.

Der Berechnung liegt die Zwei-Achsen-Theorie mit per-unit-Grössen in komplexer Darstellung zugrunde [2]. Die Lage

621.3.016.1 : 621.313.3

des Spannungszeigers \underline{U} soll im Polradkoordinatensystem mit dem bekannten Polradwinkel δ beschrieben werden²⁾

$$\underline{U} = jU e^{j\delta} \quad \delta = \delta_0 - s\omega t \quad (1)$$

worin δ_0 den stationären Lastwinkel im Synchronbetrieb bzw. dessen Anfangswert im Asynchronbetrieb und s den mittleren Schlupf darstellen (Fig. 1). Wie üblich ist $s > 0$ für den motorischen Asynchronbetrieb und $s = 0$; $\delta = \delta_0 > 0$ für den generatorischen Synchronbetrieb.

Sowohl die tatsächlichen Spannungsschwankungen (Amplituden-, Frequenzschwankungen) als auch die mechanischen Polradpendelungen können auf die Mitwirkung einer zusätzlichen Spannung mit dem Schwingungszeiger $\underline{\varepsilon}$ zurückgeführt werden (Fig. 1). Der Spannungszeiger \underline{U} wird also im Falle

¹⁾ Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

²⁾ Fette Buchstaben stellen komplexe Zahlen als Zeiger (Phaseur) dar.

282-283

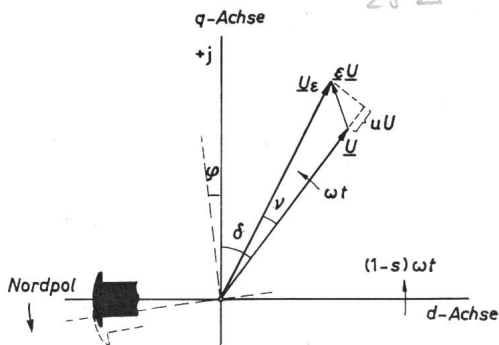


Fig. 1

Spannungszeiger der pendelnden Maschine

q Querachse (Imaginär); d Längsachse (Reell); \underline{U} Spannungszeiger; \underline{U}_e Spannungszeiger während der Pendelung; u Amplitudenschwankung; s Schlupf; φ Polradschwungwinkel; δ Lastwinkel; ν Frequenzschwankung; ω Kreisfrequenz; $\underline{\varepsilon}$ allgemeiner Schwingungszeiger; t Zeit

einer Pendelung in \underline{U}_e übergehen. Der Index ε soll auf den Pendelungszustand hinweisen.

$$\underline{U}_\varepsilon = \underline{U} + \underline{\varepsilon} \underline{U} \quad (2)$$

Im allgemeinen kann der Schwingungszeiger $\underline{\varepsilon}$ aus einer Anzahl von i -Teilschwingungen bestehen.

$$\underline{\varepsilon} = \sum_i \underline{\varepsilon}_i = \sum_i \varepsilon_i e^{j(\lambda_i \omega t + \alpha_i)} \quad (3)$$

Hier bedeutet ε_i die Amplitude, $\lambda_i \omega$ die Frequenz und α_i die Phasenlage der einzelnen Schwingungszeiger $\underline{\varepsilon}_i$.

Bei reinen Amplitudenschwankungen fallen \underline{U} und \underline{U}_e zusammen. Die Spannung U ändert sich nur in der Grösse mit der Frequenz $\lambda \omega$ periodisch zwischen $U - Uu$ und $U + Uu$. Dann gilt:

$$\underline{\varepsilon}_{\text{Ampl.}} = \frac{1}{2} (\underline{u} + \underline{u}^*) \text{ mit } \underline{u} = u e^{j(\lambda \omega t + \alpha)} \quad (3a)$$

Das daraufgesetzte «*»-Zeichen stellt den konjugierten Zeiger dar.

Bei reinen Frequenzschwankungen des Netzes ändert sich nur die Netzfrequenz, und zwar zwischen $\omega - \lambda \omega \nu$ und $\omega + \lambda \omega \nu$ mit der Schwingungsfrequenz $\lambda \omega$. Hier wird mit ν der Winkelausschlag des Spannungszeigers bezeichnet. Zur Berechnung der reinen Frequenzschwankungen mit kleinen Amplituden muss nun:

$$\underline{\varepsilon}_{\text{Freq.}} = \frac{j}{2} (\underline{\nu} + \underline{\nu}^*) \text{ mit } \underline{\nu} = \nu e^{j(\lambda \omega t + \beta)} \quad (3b)$$

eingesetzt werden. Die Voraussetzung kleiner Schwingungen ist hier notwendig, um die Gleichungen zu linearisieren.

Bei reinen Polradpendelungen ändert sich wiederum nur das Argument des Spannungszeigers, aber diesmal infolge der Schwingung φ des Polrades. Der Polradwinkel δ wird grösser, wenn das Polrad schneller läuft. Daraus folgt:

$$\underline{\varepsilon}_{\text{Polrad.}} = -\frac{j}{2} (\underline{\varphi} + \underline{\varphi}^*) \text{ mit } \underline{\varphi} = \varphi e^{j(\lambda \omega t + \gamma)} \quad (3c)$$

Der Momentanwert des Polradwinkels beträgt nun:

$$\delta_\varepsilon = \delta + \text{Re}[\underline{\varphi} - \underline{\nu}] \quad (4)$$

Daraus ist ersichtlich, dass der allgemeine Schwingungszeiger $\underline{\varepsilon}$ nach Gl. (3) alle Schwingungsarten und ihre Kombinationen erfassen kann. Alle Pendelungen können somit auf die Speisung der Maschine mit einer zusätzlichen Spannung $\underline{\varepsilon} \underline{U}$ zurückgeführt werden [Gl. (2)].

2. Komplexe Leistungsziffern

Im folgenden soll gezeigt werden, dass die gesamten Wirk- und Blindleistungen und somit auch die Drehmomente im Falle einer Pendelung in der Form gemäss Gl. (5a) und (5b) ausgedrückt werden können:

$$\underline{P}_\varepsilon = P + \sum_i k_\varepsilon(\lambda_i) \cdot \underline{\varepsilon}_i \quad (5a)$$

$$\underline{Q}_\varepsilon = Q + \sum_i l_\varepsilon(\lambda_i) \cdot \underline{\varepsilon}_i \quad (5b)$$

Der reelle Anteil von $\underline{P}_\varepsilon$ bzw. $\underline{Q}_\varepsilon$ entspricht dem Momentanwert der abgegebenen Wirk- bzw. Blindleistung der Maschine. Im gewählten System ist die Leistung bzw. das Drehmoment positiv, wenn die Maschine als Generator, und negativ, wenn sie als Motor läuft. Die Faktoren k und l sind von der Frequenz der Pendelungen und von den Kenngrössen der Maschine abhängig. Sie sind im allgemeinen komplexe Zahlen der Form von $a + jb$, weshalb sie hier mit «komplexe Wirk- bzw. Blindleistungsziffer» benannt seien. Multipliziert man diese Faktoren mit dem Schwingungszeiger $\underline{\varepsilon}$, so ergibt sich $a \underline{\varepsilon} + \frac{b}{\lambda} \frac{d\underline{\varepsilon}}{dt}$. Daraus ist ersichtlich, dass der reelle Anteil der Leistungsziffern die Rolle einer Federkonstante spielt. Der imaginäre Anteil dagegen bildet ein Mass für den Einfluss der ersten Ableitung (Geschwindigkeit) des Schwingungszeigers auf die Leistung bzw. auf das Drehmoment, und deshalb darf er als eine Art Dämpfungskonstante angesehen werden.

Die Klemmenspannung der Maschine ist in Gl. (2) angegeben. Durch das Überlagerungsprinzip kann der gesamte Stromzeiger wie folgt ausgedrückt werden [2]:

$$\underline{I}_\varepsilon = \underline{I} - \underline{U} \sum_i [Y(s + \lambda_i) \cdot \underline{\varepsilon}_i - Y_R^*(s + \lambda_i) e^{j2\delta} \cdot \underline{\varepsilon}_i^*] \quad (6)$$

$$\underline{I} = \frac{E}{X_d} - \underline{U} [Y(s) - Y_R^*(s) e^{j2\delta}] \quad (6a)$$

Darin bedeuten:

E die EMK, entsprechend der Erregung;

$$Y(s) = \frac{1}{2j} \left[\frac{1}{X_d(j s)} + \frac{1}{X_q(j s)} \right]$$

bzw. $Y(s \mp \lambda_i)$ Direkt-Operator der Maschine

$$Y_R(s) = \frac{1}{2j} \left[\frac{1}{X_d(j s)} - \frac{1}{X_q(j s)} \right]$$

bzw. $Y_R(s \mp \lambda_i)$ Reaktions-Operator der Maschine

Ferner gilt für $\frac{1}{X_d(j s)}$ bzw. $\frac{1}{X_q(j s)}$:

$$\frac{1}{X_d(j s)} = \frac{1}{X_d} \cdot \frac{(1 + j s \omega T_{d0}') (1 + j s \omega T_{d0}'')}{(1 + j s \omega T_d') (1 + j s \omega T_d'')}$$

und

$$\frac{1}{X_q(j s)} = \frac{1}{X_q} \cdot \frac{1 + j s T_{q0}''}{1 + j s T_q''}$$

Bei Asynchronmaschinen ist $Y_R(s) = 0$. Für konjugierte Operatoren Y^* , Y_R^* gelten:

$$Y^*(s) = -Y(-s) \text{ bzw. } Y_R^*(s) = -Y_R(-s)$$

Um die Gleichungen zu vereinfachen, wurde hier der Ohmsche Statorwiderstand in den Operatoren Y und Y_R vernachlässigt. Es ist jedoch möglich, diesen Einfluss in der allgemeinen Schreibweise der Operatoren zu berücksichtigen [2].

Der gesamte Leistungszeiger wird nach der allgemeinen Gleichung:

$$N_{\varepsilon} = U_{\varepsilon} I_{\varepsilon}^* \quad (7)$$

ermittelt. Setzt man den Spannungszeiger U_{ε} aus Gl. (2) und den Stromzeiger I_{ε}^* aus Gl. (8) hier ein, so ergibt sich N_{ε} unter Vernachlässigung der Summanden mit höheren Potenzen von ε_1 zu:

$$N_{\varepsilon} = N + \sum_1 \{ [N + U^2 Y_R(s + \lambda_i) e^{-j2\delta}] \underline{\varepsilon}_1 - U^2 Y^*(s + \lambda_i) \cdot \underline{\varepsilon}_1^* \} = P_{\varepsilon} + jQ_{\varepsilon} \quad (8)$$

N stellt den Leistungszeiger der nicht pendelnden Maschine dar; er ist gegeben durch:

$$N = j \frac{EU}{X_d} e^{-j\delta} - U^2 [Y^*(s) - Y_R(s) e^{-j2\delta}] = P + jQ \quad (8a)$$

Nachdem man P_{ε} und Q_{ε} aus Gl. (8) ermittelt und in komplexer Form der Wechselgrößen ausgedrückt hat, kann man das Resultat mit den Gl. (5a) und (5b) vergleichen. Daraus ergeben sich die komplexen Leistungsziffern wie folgt:

$$k_{\varepsilon}(\lambda_i) = N - U^2 [Y(s + \lambda_i) - Y_R(s + \lambda_i) e^{-j2\delta}] \quad (9a)$$

$$l_{\varepsilon}(\lambda_i) = -jN - jU^2 [Y(s + \lambda_i) + Y_R(s + \lambda_i) e^{-j2\delta}] \quad (9b)$$

Diese Gleichungen gelten sowohl für den Synchron- als auch für den Asynchronbetrieb, wobei im zweiten Fall in Gl. (8a) $E = 0$ einzusetzen ist.

2.1 Komplexe Leistungsziffern

bei reinen Amplitudenschwankungen der Netzspannung

Durch die Anwendung der Gl. (3a) werden (5a) und (5b) zu:

$$P_{\varepsilon} = P + k_u(\lambda) \cdot u \quad (10a)$$

$$Q_{\varepsilon} = Q + l_u(\lambda) \cdot u \quad (10b)$$

worin die neuen Leistungsziffern für diesen speziellen Fall gegeben sind durch:

$$k_u(\lambda) = \frac{1}{2} [k_{\varepsilon}(\lambda) + k_{\varepsilon}^*(-\lambda)] = \quad (11a)$$

$$= P - \frac{U^2}{2} [Y(\lambda + s) - Y(\lambda - s) - Y_R(\lambda + s) e^{-j2\delta} + Y_R(\lambda - s) e^{j2\delta}]$$

$$l_u(\lambda) = \frac{1}{2} [l_{\varepsilon}(\lambda) + l_{\varepsilon}^*(-\lambda)] = \quad (11b)$$

$$= Q - \frac{jU^2}{2} [Y(\lambda + s) + Y(\lambda - s) + Y_R(\lambda + s) e^{-j2\delta} + Y_R(\lambda - s) e^{j2\delta}]$$

Definitionsgemäss sind k_u und l_u mit den in der Fachliteratur bekannten Schwankungskoeffizienten $-C_{pu}$ und $-C_{qu}$ identisch [3].

Für Synchronmaschinen ($s = 0$; $\delta = \delta_0$) erhält man nach einigen Umformungen aus (11a) und (11b):

$$k_u(\lambda)_{\text{syn}} = P - \frac{U^2}{2} \left[\frac{1}{X_d(j\lambda)} - \frac{1}{X_q(j\lambda)} \right] \sin 2\delta_0 \quad (12a)$$

$$l_u(\lambda)_{\text{syn}} = Q - U^2 \left[\frac{\cos^2 \delta_0}{X_d(j\lambda)} + \frac{\sin^2 \delta_0}{X_q(j\lambda)} \right] \quad (12b)$$

Für Asynchronmaschinen muss in Gl. (11a) und (11b) $Y_R = 0$ eingesetzt werden. Daraus folgt:

$$k_u(\lambda)_{\text{asyn}} = P - \frac{U^2}{2} [Y(\lambda + s) - Y(\lambda - s)] \quad (13a)$$

$$l_u(\lambda)_{\text{asyn}} = Q - j \frac{U^2}{2} [Y(\lambda + s) + Y(\lambda - s)] \quad (13b)$$

Bei sehr langsamen Pendelungen ($\lambda \ll s$) kann die Pendelfrequenz als eine kleine Änderung von s betrachtet werden. Mit diesem Kunstgriff ergibt sich aus Gl. (13a und 13b):

$$k_u(\lambda)_{\text{asyn}} \approx 2P - j\lambda \frac{\partial Q}{\partial s} \approx 2P = \frac{\partial P}{\partial U} U \quad (14a)$$

$$l_u(\lambda)_{\text{asyn}} \approx 2Q + j\lambda \frac{\partial P}{\partial s} \approx 2Q = \frac{\partial Q}{\partial U} U \quad (14b)$$

Die Asynchronmaschine verhält sich also bei sehr langsamen Spannungspendelungen fast wie eine passive Impedanz, welche die Leistung $P + jQ$ aufnimmt. Die Leistungsschwankungen hängen hauptsächlich von der Vorbelastung ab.

Bei grossen Pendelfrequenzen kann man s neben λ vernachlässigen. Es ergibt sich somit für $\lambda \gg s$ angenähert:

$$k_u(\lambda)_{\text{asyn}} \approx P + s \frac{\partial}{\partial \lambda} [P_{\lambda} - jQ_{\lambda}] \approx P \quad (15a)$$

$$l_u(\lambda)_{\text{asyn}} \approx Q + Q_{\lambda} + jP_{\lambda} \quad (15b)$$

P_{λ} bzw. Q_{λ} stellt hier die abgegebene Wirk- bzw. Blindleistung der Maschine beim Schlupf λ dar. Daraus ist ersichtlich, dass die Wirkleistungsschwankung auch in diesem Falle nur von der Vorbelastung abhängt. Dagegen wird die Blindleistungsschwankung ausser der Vorbelastung Q auch noch von $(Q_{\lambda} + jP_{\lambda})$ beeinflusst.

2.2 Komplexe Leistungsziffern

bei reinen Polrad- und Frequenzpendelungen

Wie aus Gl. (3b) und (3c) ersichtlich, unterscheiden sich die Polrad- und Frequenzpendelungen voneinander nur noch im Vorzeichen. Während der Polradwinkel δ grösser wird, wenn sich das Polrad beschleunigt, wird δ kleiner, wenn der Spannungszeiger schneller läuft. Deshalb hängen die Leistungsschwankungen nur von der Differenz $(\varphi - \nu)$ ab (Gl. 4). Für eine Pendelfrequenz $\lambda\omega$ erhält man aus Gl. (5a) und (5b):

$$P_{\varepsilon} = P + k(\lambda) \cdot (\varphi - \nu) \quad (16a)$$

$$Q_{\varepsilon} = Q + l(\lambda) \cdot (\varphi - \nu) \quad (16b)$$

Darin sind:

$$k(\lambda) = \frac{1}{2} [k_{\varepsilon}(\lambda) + k_{\varepsilon}^*(-\lambda)] = \quad (17a)$$

$$= Q + j \frac{U^2}{2} [Y(\lambda + s) + Y(\lambda - s) - Y_R(\lambda + s) e^{-j2\delta} - Y_R(\lambda - s) e^{j2\delta}]$$

$$l(\lambda) = \frac{1}{2} [l_{\varepsilon}(\lambda) + l_{\varepsilon}^*(-\lambda)] = \quad (17b)$$

$$= -P - \frac{U^2}{2} [Y(\lambda + s) - Y(\lambda - s) + Y_R(\lambda + s) e^{-j2\delta} - Y_R(\lambda - s) e^{j2\delta}]$$

Für den Synchronbetrieb, wobei man $s = 0$ und $\delta = \delta_0$ einsetzen muss, werden sich die Gleichungen vereinfachen. Nach einigen Umformungen erhält man:

$$k(\lambda)_{\text{syn}} = Q + U^2 \left[\frac{\sin^2 \delta_0}{X_d(j\lambda)} + \frac{\cos^2 \delta_0}{X_q(j\lambda)} \right] \quad (18a)$$

$$l(\lambda)_{\text{syn}} = -P + U^2 \left[\frac{1}{X_d(j\lambda)} - \frac{1}{X_q(j\lambda)} \right] \sin 2\delta_0 \quad (18b)$$

Erwartungsgemäss ist $k(\lambda)_{\text{syn}}$ nichts anderes als die bekannte «komplexe Synchronisierziffer» von Synchronmaschinen. Für die Einzelheiten der komplexen Synchronisierziffer sei auf die Literatur verwiesen [1].

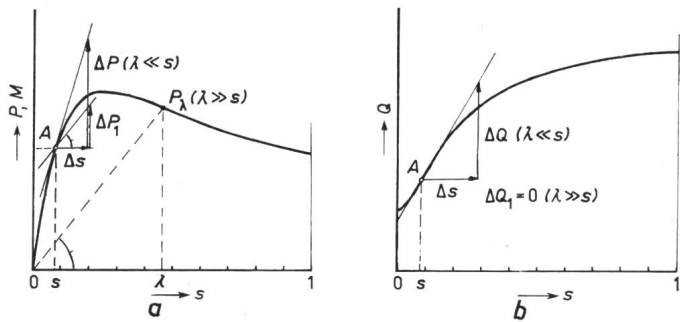


Fig. 2

Das Verhalten der Asynchronmaschine bei Polrad- bzw. Frequenzpendelungen
a Wirkleistung bzw. Drehmoment; *b* Blindleistung;
P Wirkleistung; *M* Drehmoment; *s* Betriebschlupf; *A* Arbeitspunkt;
Q Blindleistung; λ Pendelfrequenz

Die komplexen Leistungsziffern von Asynchronmaschinen erhält man aus (17a) und (17b) sofort, wenn man $Y_R = 0$ einsetzt.

$$k(\lambda)_{\text{asyn}} = Q + j \frac{U^2}{2} [Y(\lambda + s) + Y(\lambda - s)] \quad (19a)$$

$$l(\lambda)_{\text{asyn}} = -P - \frac{U^2}{2} [Y(\lambda + s) - Y(\lambda - s)] \quad (19b)$$

Diese Gleichungen gelten für jede beliebige Schwingungsfrequenz $\lambda \omega$. Jedoch ist es interessant zu wissen, wie sich die Asynchronmaschine bei sehr kleinen bzw. sehr grossen Schwingungsfrequenzen verhält.

In gleicher Weise wie im Abschnitt 2.1 erhält man für $\lambda \ll s$

$$k(\lambda)_{\text{asyn}} \approx -j\lambda \frac{\partial P}{\partial s} \quad (20a)$$

$$l(\lambda)_{\text{asyn}} \approx -j\lambda \frac{\partial Q}{\partial s} \quad (20b)$$

Da k und l imaginär sind, hängen die Leistungs- bzw. Drehmomentenschwankungen nur von $\frac{d}{dt}(\varphi - \underline{v})$, d. h. von der Änderung des Schlupfes ab. Es gibt also keine Federwirkung, jedoch eine grosse Dämpfung. Diese Gleichungen besagen, dass die neuen Leistungs-Schlupf- bzw. Drehmoment-Schlupf-Abhängigkeiten nicht anders als die Tangenten der ursprünglichen $P(s)$ und $Q(s)$ Funktionen beim Schlupf s sind (siehe Fig. 2). Das gilt aber, wie erwähnt, nur für $\lambda \ll s$, was eigentlich im normalen Betrieb nicht vorkommt.

Für $\lambda \gg s$ ergeben sich ganz andere Abhängigkeiten für k und l :

$$k(\lambda)_{\text{asyn}} \approx Q - Q_\lambda - j\lambda \frac{P_\lambda}{\lambda} \quad (21a)$$

$$l(\lambda)_{\text{asyn}} \approx -P - s \frac{\partial}{\partial \lambda} [P_\lambda - jQ_\lambda] \approx -P \quad (21b)$$

Wegen des imaginären Anteils $-jP_\lambda$ von k in Gl. (21a) wird die Wirkleistungs- bzw. Drehmoment-Schlupf-Abhängigkeit an dem Arbeitspunkt *A* wiederum eine Gerade. Die Neigung dieser Geraden $\arctg P_\lambda/\lambda$ ist aber kleiner als diejenige der Tangente (Fig. 2). Ferner wird die Wirkleistungsschwankung auch von der Blindleistungsdifferenz $Q - Q_\lambda$ beeinflusst. Da dieser Anteil reell ist, hängt die Wirkleistungsschwankung nicht nur von der Schlupfänderung $\frac{d}{dt}(\varphi - \underline{v})$, wie im Falle $\lambda \ll s$, sondern auch noch vom Ausschlag des Winkels $(\varphi - \underline{v})$ ab. Das bedeutet, dass es hier neben der Dämpfung auch eine Federwirkung gibt. Die Blindleistungsschwankungen werden

jedoch hauptsächlich von der Wirkleistung P beeinflusst [Gl. (21b)].

3. Bewegungsgleichung

Die Anregung für eine Pendelung kann entweder vom Netz als Frequenz- und Amplitudenschwankung der Netzspannung (\underline{v} , \underline{u}) oder von der Antriebs- oder Arbeitsmaschine durch Störmoment ΔM_m erfolgen. Im allgemeinen kann die Anregung periodisch, oder auch mehr oder weniger unregelmässig sein. Für die Rechnung lassen sich auch die unregelmässigen Anregungen meist genügend genau durch periodische ersetzen [3]. Läuft eine Synchronmaschine vorübergehend im Asynchronbetrieb (wofür ein wachsendes Interesse besteht), so wird diese durch das sog. Pendelmoment mit zweifacher Schlupffrequenz selbst als Anregungsquelle wirken. Unter diesen Anregungen führt das Polrad bzw. der Rotor erzwungene Pendelungen $\underline{\varphi}$ aus, und weitere Anregungen mit $4s\omega$, $6s\omega$ usw. können auftreten. Alle diese Pendelungen sind miteinander in der Bewegungsgleichung verknüpft.

Um die Schreibweise der Bewegungsgleichung zu vereinfachen, wird diese nur für eine einzige Pendelfrequenz $\lambda \omega$ statt für i -Pendelfrequenzen als Summe von i -Bewegungsgleichungen geschrieben. Ferner wird der Ohmsche Statorwiderstand R_a vernachlässigt. Somit entspricht die Wirkleistung P bzw. P_e dem elektrischen Drehmoment M bzw. M_e .

Im allgemeinen Fall lautet die Bewegungsgleichung für eine Pendelfrequenz $\lambda \omega$ wie folgt:

$$-2H\omega\lambda^2 \underline{\varphi} + k(\lambda) \cdot (\underline{\varphi} - \underline{v}) + k_u(\lambda) \underline{u} = M_m + \Delta M_m - P \quad (22)$$

Hierin bedeuten:

H	Trägheitskonstante des Polrades in kWs/kVA
M_m	Mechanisches Drehmoment
$\Delta M_m = \Delta M_m e^{j(\lambda\omega t + \eta)}$	Anregender mechanischer Drehmomentzeiger
$P = M$	Elektrisches Drehmoment ohne jegliche Pendelung nach Gl. (8a)

Wie bereits erwähnt, ist diese Gleichung für jede vorhandene Schwingungsfrequenz zu wiederholen.

Normalerweise ist $M_m = M$. Nur bei den asynchron betriebenen Synchronmaschinen kann das Polrad unter dem Einfluss des Pendelmomentes langsame Schwingungen mit zweifacher Schlupffrequenz ausführen. Deshalb entsteht auf der linken Seite der Gl. (22) ein konstantes Glied, durch dessen reellen Anteil $M_m \neq M$ wird. Der imaginäre Anteil dieses Gliedes hat keine Bedeutung. Diese Tatsache wurde sowohl durch die theoretischen Untersuchungen am Digitalrechner als auch durch die Versuche bestätigt [4].

In der Praxis kommt es oft vor, dass die Spannungs- und Frequenzschwankungen des Netzes voneinander nicht unabhängig sind. Sie werden durch eine einzige Spannung $\underline{\varepsilon} \underline{U}$ hervorgerufen [3].

$$\underline{\varepsilon} = \underline{u} = -j\underline{v} \quad (23)$$

In diesem häufig auftretenden Spezialfall wird die Bewegungsgleichung zu:

$$-2H\omega\lambda \underline{\varphi} + k(\lambda) \underline{\varphi} + k_\varepsilon(\lambda) \underline{\varepsilon} = M_m + \Delta M_m - P \quad (24)$$

Wenn die Anregung mechanischer Herkunft ΔM_m und diejenige elektrischer Herkunft $\underline{\varepsilon}$ (\underline{v} bzw. \underline{u}) bekannt sind, kann die Polradpendelung $\underline{\varphi}$ aus der Bewegungsgleichung oder

-Gleichungen ermittelt werden. Für einen zulässigen Betrieb sollte der Winkelausschlag der Polradpendelung φ im Synchronbetrieb $3,5^\circ$ nicht überschreiten [3]. Ist das nicht der Fall, so wird das GD^2 des Rotors (H) vergrößert. Auf diese Weise kann das erforderliche Schwungmoment bestimmt werden.

4. Zusammenfassung

Als Folge der Netz- und Polradpendelungen wird in der Maschine ein zusätzliches Drehmoment elektrischer Herkunft hervorgerufen. Die Amplituden der schwankenden elektrischen und mechanischen Grössen hängen sehr stark von diesem elektrischen Drehmoment ab.

In der vorliegenden Arbeit wurden sowohl für den Synchron- als auch für den Asynchronbetrieb «komplexe Leistungs- bzw. Drehmomentziffern» beschrieben und die Gleichungen zu ihrer Berechnung abgeleitet. Die komplexen Leistungsziffern ermöglichen, das Verhalten der Maschine bei den Pendelungen (Amplituden-, Frequenz-, Polradpendelungen) rechnerisch zu erfassen. Die erforderliche Bewegungsgleichung wurde eben-

falls gegeben. Ferner wurde das Verhalten der Asynchronmaschine diskutiert und gezeigt, dass das Drehmoment der Asynchronmaschine bei Pendelungen nicht nur vom Schlupf und dessen Änderung, sondern auch von der Grösse des Pendelwinkels abhängt. Mit Hilfe der hier gegebenen Gleichungen kann der Asynchronbetrieb von Synchrongeneratoren ebenfalls behandelt werden.

Literatur

- [1] T. Laible: Die Theorie der Synchronmaschine im nichtstationären Betrieb. Springer, Berlin 1952.
- [2] M. Canay: Allgemeine Theorie der Synchron- und Asynchronmaschine in der Operator-Matrix-Darstellung. Arch. Elektrotechn. 46(1961)2, S. 83...102.
- [3] T. Laible: Das Verhalten der Synchronmaschinen, Induktionsmaschinen und Netze bei periodisch schwankender Spannung und Frequenz. Scientia electr. 1(1954)4, S. 129...151.
- [4] F. Maury: Essai de marche asynchrone sur turbo-alternateurs de 156 MVA. Résultats et interprétation. Rev. gén. Electr. 75(1966)1, S. 41...52.

Adresse des Autors:

M. Canay, dipl. Ingenieur, AG Brown, Boveri & Cie., 5242 Birr.

Einführung in den Entwurf der Sicherheitsvorschriften für Koch- und Heizapparate

Von A. Gugg, Schwanden

697.27.004.4

1. Einleitung

Mit der Einführung der gesetzlichen Prüfpflicht in der Schweiz für die meisten Koch- und Heizapparate im Jahre 1954 wurde die Sicherheit in Anlehnung an die vorwiegend in den Dreissigerjahren entstandenen Vorschriften und Regeln überprüft. Die Entwicklung der Sicherheitstechnik erforderte seither verschiedene Anpassungen und Ergänzungen. Es sei dabei nur an die Einführung der Hausinstallationsvorschriften Publ. 1000 des SEV mit den besonderen Kapiteln 36 3 und 47 3 im Jahre 1961 erinnert. So entstanden in der Folge die provisorischen Sicherheitsvorschriften der Technischen Prüfanstalten des SEV.

International wurde durch die CEE schon seit langer Zeit eine Vereinheitlichung der Sicherheitsvorschriften angestrebt mit den Anforderungen für Koch- und Heizapparate Publ. 11, Ausgabe 1954. Diese Anforderungen wurden jedoch nur von sehr wenigen Ländern übernommen. Nach der Bildung der EWG und EFTA und der folgenden Reduktion der Handelszölle wurde die Beseitigung anderer Hindernisse im Warenaustausch, wie die Unterschiede in den nationalen Sicherheitsvorschriften, immer dringender. Deshalb sind auch in der Schweiz nach den Richtlinien der massgebenden Instanzen bei der Erstellung von neuen Vorschriften die internationalen Empfehlungen möglichst ohne Abweichungen zu übernehmen. Bei der neuen Bearbeitung der Publ. 11 der CEE für elektrische Koch- und Heizapparate war es deshalb unerlässlich, dass sich die Schweiz an diesen Arbeiten aktiv beteiligte. Es ist bei einem Gemeinschaftswerk auf internationaler Basis verständlich, dass nie alle nationalen Wünsche erfüllt werden können. Über den Stand der Arbeiten wurde laufend im SEV-Bulletin durch die CEE-Tagungsberichte orientiert. In dieser Nr. des SEV-Bulletins¹⁾ sind nun die «Allgemeinen Bestimmungen» enthalten, denen bald die ersten «Sonderbestimmungen» für bestimmte Arten

¹⁾ Siehe S. 1258...1294 dieses Heftes.

von Koch- und Heizapparaten wie Bügeleisen, Kochherde usw., folgen werden. Ganz allgemein kann gesagt werden, dass die neuen Vorschriften wesentlich umfangreicher sind als die bisherigen provisorischen Vorschriften und generell im Mittel auch eine Erhöhung des Sicherheitsniveaus bringen werden. Da die Sonderbestimmungen auch Erleichterungen gegenüber den Allgemeinen Bestimmungen enthalten werden, kann das volle Ausmass der Veränderungen erst nach Vorliegen der Sonderbestimmungen richtig beurteilt werden.

2. Erläuterungen zu den neuen Anforderungen und Prüfbestimmungen

Einzelne der wesentlichen neuen Anforderungen und Prüfbestimmungen werden nachfolgend mit Hinweisen auf die entsprechenden Ziffern des Entwurfes kurz erläutert.

Schutzklassen 1.6.1:

Bezüglich Personenschutz werden die Apparate eingeteilt in die vier Schutzklassen 0, 0I, I und III, wobei die Einführung einer fünften Schutzklasse, Klasse II, noch in Vorbereitung ist. Die Klasse 0 bietet dabei den kleinsten Schutz, wird aber nach 1.21.1 auf wenige Anwendungsfälle eingeschränkt. Die Definitionen der Schutzklassen sind in 1.2.2.8...1.2.2.17 enthalten.

Instruktionsblatt 1.7.12 und 1.7.13:

Die Installation von stationären Apparaten (1.2.2.20) und Einbauapparaten (1.2.2.21) kann in der Regel nicht beliebig erfolgen, um die Sicherheit und auch die richtige Funktion zu gewährleisten. So müssen beispielsweise minimale Abstände von brennbaren benachbarten Gebäudeteilen beachtet oder Ventilationsöffnungen angebracht werden. Ein Instruktionsblatt, welches alle nötigen Angaben für die richtige Installation in der jeweiligen Sprache enthält, muss mit dem Apparat geliefert werden, und zudem ist eine Aufschrift auf dem Apparat notwendig, welche dauerhaft auf das Vorhan-