

**Zeitschrift:** Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins  
**Herausgeber:** Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätswerke  
**Band:** 61 (1970)  
**Heft:** 25

**Artikel:** Beitrag über den Asynchronbetrieb von Turbogeneratoren  
**Autor:** Canay, M.  
**DOI:** <https://doi.org/10.5169/seals-916008>

### **Nutzungsbedingungen**

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. [Mehr erfahren](#)

### **Conditions d'utilisation**

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. [En savoir plus](#)

### **Terms of use**

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. [Find out more](#)

**Download PDF:** 22.02.2026

**ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>**

# Beitrag über den Asynchronbetrieb von Turbogeneratoren

Von M. Canay, Baden

2045-2053

621.313.322—81: 621.3.018.53

Bei Ausfall der Erregung infolge eines Fehlers im Erregungssystem fällt eine Synchronmaschine ausser Tritt und läuft danach asynchron, solange die Maschine am Netz geschaltet bleibt.

Nachstehend wird über die Theorie dieses Sonderbetriebes von Turbogeneratoren berichtet und das Ergebnis der theoretischen und experimentellen Untersuchungen wiedergegeben.

Asynchroner Betrieb kann für einen Synchrongenerator ausserordentlich gefährlich sein, wenn der Schlupf ziemlich gross wird und demzufolge die Rotorverluste die zulässige Grenze überschreiten, die von der Ausführung des Rotors sowie der Dämpferwicklung abhängt. Aus diesem Grunde wurde bisher der Generator nach Ausfall der Erregung möglichst schnell vom Netz getrennt. Für den Kraftwerkbetrieb ist es jedoch wünschenswert und angenehmer, den Generator beim Ausfall der Erregung nicht sofort abzuschalten, sondern während begrenzter Zeit, in der der Fehler behoben werden kann, mit eventuell verminderter Wirkleistung asynchron am Netz zu lassen. Deshalb gewinnt diese Sonderbetriebsart vermehrtes Interesse, wobei allerdings begründete Angaben über die zulässige Dauer eines solchen Betriebes und Grösse der abgebbaren Wirkleistung erforderlich sind.

Um alle Fragen über den asynchronen Betrieb von Synchronmaschinen beantworten zu können, wurden bei der AG Brown, Boveri & Cie. seit längerer Zeit weitgehende experimentelle und theoretische Untersuchungen durchgeführt. Im vorliegenden Beitrag wird über zwei Versuche und allgemeine Merkmale eines asynchronen Betriebes berichtet. Sie können über folgende Fragen Aufschluss geben:

- Grösse des mittleren Schlupfes und der Rotorverluste in Abhängigkeit von der abgegebenen Wirkleistung.
- Erwärmung des Rotors.
- Grösse und Form der Schwankungen des Statorstromes.
- Grösse und Form der induzierten Spannung bzw. des Stromes in der Erregerwicklung.
- Pendelungen und Eigenschwingungen des Rotors im Asynchronbetrieb.
- Form und Beträge der vorgenannten Grössen bei Maschinen mit Gleichrichtererregung.

Um das Verhalten des Turbogenerators im asynchronen Betrieb besser erläutern zu können, soll zuerst der theoretische Fall mit konstantem Schlupf beschrieben werden.

## Symbolverzeichnis

$D_i = D_r + \delta_L$	mittlerer Durchmesser des Luftspaltes [cm]
$D_r$	Rotordurchmesser [cm]
$d_n$	Eindringtiefe bei Nennfrequenz [cm]
$f$	Nennfrequenz [1/s]
$H$	Trägheitskonstante [s]
$i, \dot{i}$	Strom und Stromzeiger [pu]
$k_D$	Faktor zur Berücksichtigung der Endpartien des Rotors
$l_i, l_r$	ideelle Länge und Rotorlänge [cm]
$k_{ca}$	Carterscher Faktor des Ankers
$m$	Drehmoment, bezogen auf Nennscheinleistung [pu]
$r_a, r_f, \Delta r_f$	Anker-, Polrad- und Zusatzpolradwiderstand [pu]

$r_{DE}, r_{QE}$

$r_{FE}, r_{QEN}$

$s, s_G$

$t$

$u, \dot{u}$

$$x_{ad} = \frac{\mu_0}{\sqrt{2}} \cdot \frac{D_i}{\delta_L k_{ca}} \cdot \frac{\xi_{a1}}{p} \cdot \frac{A_n}{B_{10}}$$

$x_{as}$

$x_d(j\omega), x_q(j\omega)$

$\delta$

$\delta_L$

$\varphi_1, \varphi_2$

$k_E$

$$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-9}$$

$\psi, \dot{\psi}$

$$\omega = 2\pi f$$

$\xi_{a1}$

$$A = \frac{2}{\pi} \mu_0 \frac{D_i l_i}{p^2 \delta_L k_{ca}} \omega$$

auf Stator bezogener Wirbelstromwiderstand der Rotoroberfläche in  $d$ - und  $q$ -Achse [pu]

auf Stator bezogener Wirbelstromwiderstand der Rotornutwände in  $d$ - und  $q$ -Achse [pu]

Schlupf ( $s_G$ : im Generatorbetrieb)

Zeit [s]

Spannung, Spannungszeiger in Rotorkoordinaten [pu]

Hauptreaktanz der Längsachse [pu]

Streureaktanz [pu]

Reaktanzoperatoren für den Schlupf [s]

Polradwinkel

Luftspalt [cm]

Phasenverschiebungen (siehe Fig. 2)

Leitfähigkeit des Rotoreisens [1/Ω cm]

Permeabilität des Vakuums [Ωs/cm]

magnetischer Fluss und Flusszeiger in Rotorkoordinaten [pu]

Nennkreisfrequenz [1/s]

Wicklungsfaktor

magnetischer Leitwert der Grundwelle [Ω]

## Asynchroner Lauf mit konstantem Schlupf

Man betrachte einen Generator mit sehr grosser Trägheitskonstante  $H$ , so dass der Rotor mit einem absolut konstanten Schlupf  $s_G$  läuft ( $s_G$ : Schlupf im Generatorbetrieb,  $s_G > 0$ ). Für einen Beobachter im Rotor dreht sich nun der Spannungszeiger im Uhrzeigersinn mit  $s_G \omega$ , und der Polradwinkel zwischen dem Spannungszeiger und der Querachse  $\delta = \delta_0 + s_G \omega t$  wächst mit der Zeit  $t$  linear.

Infolge der elektrischen und magnetischen Unsymmetrie des Rotors wird der Statorstromzeiger in der Längsachse  $\dot{i}_d$  und in der Querachse  $\dot{i}_q$ . Die reellen Anteile dieser komplexen Drehzeiger in Rotorkoordinaten ( $d$ : reell,  $q$ : imaginär) stellen definitionsgemäss die Momentanwerte der Achsenströme dar [1]<sup>1)</sup>.  $\dot{i}_d$  und  $\dot{i}_q$  sind aus dem Gleichungssystem der Zweiachsentheorie bekannt (Fig. 1), wobei die benötigten Impedanzoperatoren  $Z_d(j\omega) = r_a + j s x_d(j\omega)$  und  $Z_q(j\omega) = r_a + j s x_q(j\omega)$  unter Berücksichtigung des massiven Rotors aus den Ersatzschemata der Längs- und Querachse zu ermitteln sind.  $r_{DE}$ ,  $r_{QE}$  und  $r_{FE}$ ,  $r_{QEN}$  stellen in den Ersatzschemata die Einflüsse des Eisens und der Nutwände des massiven Rotors dar. Diese Grössen sind stark sättigungsabhängig. Wenn man sie aber in einem Rechenprogramm von der variierenden Rotordurch-

<sup>1)</sup> Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.



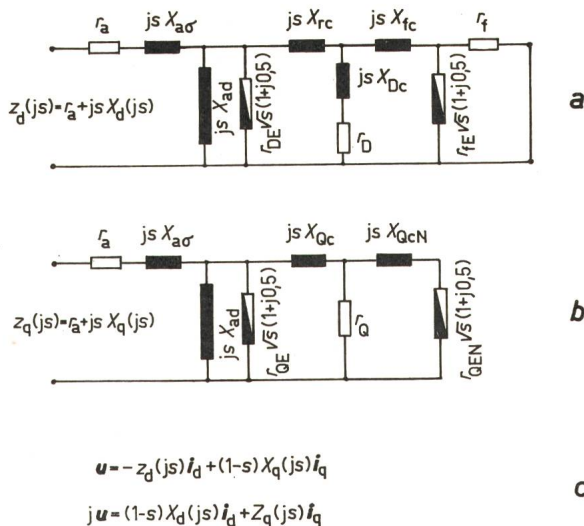


Fig. 1  
Ersatzschema zur Berechnung des Asynchronbetriebes  
a Längsachse  
b Querachse  
c Grundgleichungen  
Bezeichnungen siehe im Text

flutung abhängig macht, so kann man mit guter Annäherung die Sättigung des Eisens berücksichtigen.

Unter Vernachlässigung des Ohmschen Ankerwiderstandes  $r_a$  sind  $i_d$  und  $i_q$  vereinfacht gegeben durch [1] (siehe Gl. in Fig. 1).

$$i_d = -\frac{u}{j x_d(j\omega)} \quad i_q = \frac{u}{x_q(j\omega)} \quad (1)$$

mit

$$u = u e^{j(\frac{\pi}{2} - \delta)}$$

wobei  $i_d$  und  $i_q$  gemäss der normalen Theorie für ein Erzeugersystem (Strom: vom Generator ins Netz) definiert sind. Die Reaktanzoperatoren  $x_d(j\omega)$ ,  $x_q(j\omega)$  werden aus den Ersatzschemata der Achsen berechnet (Fig. 1).

Da  $i_d \neq j i_q$ , d. h. der Querstrom mit 90°-Phasenverschiebung dem Längsstrom nicht gleich ist, wird im Rotorsystem ausser einem Mitsystemstrom  $i_1$ , welcher dem Mittelwert von  $i_d$  und  $j i_q$  gleich ist, noch ein sich im Gegen-Uhrzeigersinn mit  $s_G \omega$  drehender Inversstrom  $i_2$  entstehen. Der konjugiert komplexe Inversstrom  $i_2^*$ , d. h. der sich im Uhrzeigersinn drehende Zeiger des Inversstromes, ist dabei gleich dem Mittelwert von  $i_d$  und  $-j i_q$  [2]. Es sind also:

$$i_1 = \frac{1}{2} [i_d + j i_q] = i_1 e^{j(\frac{\pi}{2} - \delta + \varphi_1)} \quad (2)$$

$$i_2 = \frac{1}{2} [i_d - j i_q]^* = i_2 e^{-j(\frac{\pi}{2} - \delta + \varphi_2)}$$

und der Gesamtstromzeiger in Rotorkoordinaten ist:

$$i(t) = i_1 + i_2 \quad (3)$$

$\pi/2 + \varphi_1$  und  $\pi/2 + \varphi_2$  sind die Argumente von  $i_1$  und  $i_2^*$  zum Zeitpunkt  $\delta = 0$ , d. h. wenn die Spannung in der Querachse liegt. Anders ausgedrückt sind  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$  die in positiver Richtung definierten Phasenverschiebungen der Stromzeiger  $i_1$  und  $i_2^*$  gegenüber dem Spannungszeiger  $u$  bei  $\delta = 0$ . Die Gegenüberstellung der Spannungs- und Stromzeiger im Rotor sind in Fig. 2 dargestellt. Der Stromzeiger  $i_1$  ändert seine Lage in bezug auf den Spannungszeiger  $u$  überhaupt nicht, da sich beide ent-

sprechend der Schlupffrequenz im Uhrzeigersinn mit  $s_G \omega$  drehen. Der Mitsystemstrom bleibt also im Generatorbetrieb mit der Phasenverschiebung  $\varphi_1$  hinter  $u$ . Dagegen dreht sich der Zeiger  $i_2$  im Gegen-Uhrzeigersinn mit  $2 s_G \omega$  und befindet sich bei  $\delta = 0$  um  $(\varphi_2 + \pi)$  Grad dem Zeiger  $u$  nacheilend in der Stellung  $A_1 P$  (Fig. 2).

Durch Berücksichtigung der Rotorbewegung mit  $(1 + s_G) \omega$  wird der Gesamtstromzeiger im Anker zu:

$$i_a(t) = i_1 e^{j(\omega t + \varphi_1 + \frac{\pi}{2} \delta_0)} + i_2 e^{j[(1 + 2 s_G) \omega t - \varphi_2 + \frac{\pi}{2} \delta_0]} \quad (4)$$

Die Projektionen des Zeigers  $i_a(t)$  auf die Achsen der Phasenwicklungen ergibt wiederum die Momentanwerte der Phasengrössen.

Aus Gl. (4) geht hervor, dass der Statorstrom nicht nur die Grundwelle  $i_1$ , sondern auch noch eine sog. Pendelkomponente  $i_2$  mit der Kreisfrequenz  $(1 + 2 s_G) \omega$  enthält. Dementsprechend wird der Statorstrom im asynchronen Betrieb mit konstantem Schlupf zwischen  $i_{\max} = i_1 + i_2$  und  $i_{\min} = i_1 - i_2$  mit doppelter Schlupffrequenz schwanken (Fig. 3b gestrichelte Kurve). Dagegen fliesst in der Polradwicklung ein sinusförmiger Wechselstrom mit der Schlupffrequenz (Fig. 3c, gestrichelte Kurve).

Das momentane Drehmoment einer Wechselstrommaschine ist gegeben durch die Gleichung:

$$m = \psi_q i_d - \psi_d i_q \quad (5)$$

Das elektrische Drehmoment  $m$  ist hier positiv, wenn die Maschine generatorisch läuft und sich bremst.

Ersetzt man die Momentanwerte  $i_d$ ,  $\psi_d$  usw., die sich cosinusförmig mit der Schlupffrequenz ändern, durch ihre komplexen Zeiger, d. h.  $i_d = \text{Re}[i_d]$ ,  $\psi_d = \text{Re}[\psi_d]$  usw., so ergibt sich für das Drehmoment nach einer kleinen Rechnung und mit Benutzung der Gleichung  $\text{Re}[a] = \frac{1}{2} [a + a^*]$ :

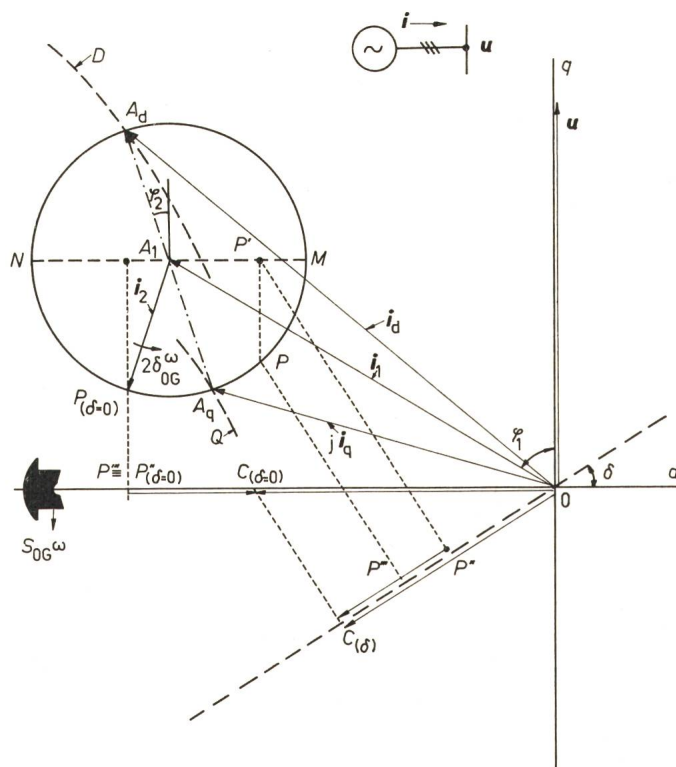


Fig. 2  
Gegenüberstellung der Strom- und Spannungszeiger in Rotorkoordinaten  
D Ortskurve des Längsstromzeigers  $i_d$  für  $u = ju$ ; Q Ortskurve des Querstromzeigers  $j i_q$  für  $u = ju$ ;  $i_1$  Mitsystemzeiger;  $i_2$  Inversstromzeiger



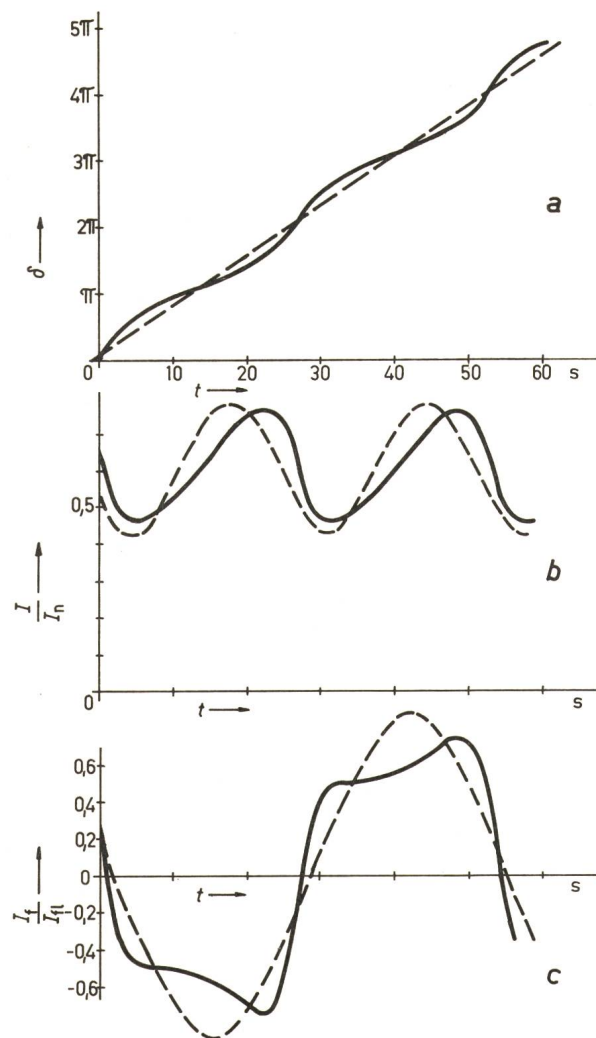


Fig. 3  
Ströme und Polradwinkel in Funktion der Zeit

a Polradwinkel

b Statorstrom

c Polradstrom

--- Verlauf bei konstantem Schlupf  $s_G = s_{0G} = 0,038\%$   
— Verlauf bei nicht konstantem Schlupf  $s_{0G} = 0,038\%$

$$m = \frac{1}{2} \left\{ \operatorname{Re} a \psi_q i_d^* - \psi_d i_q^* + \psi_q i_d - \psi_d i_q a \right\} \quad (6)$$

Unter der Voraussetzung, dass der Ankerwiderstand vernachlässigbar klein ist, kann man hier  $\psi_d = j u_d = j u$ ,  $\psi_q = j u_q = u$  einsetzen; so wird  $m$  zu:

$$m = \operatorname{Re} [u i_1^* + u i_2^*] = \operatorname{Re} [u i^*] = m_a - m_p \cos(2\delta - \varphi_2) \quad (7)$$

Diese Gleichung besagt, dass das Drehmoment im stationären oder quasistationären Asynchronlauf aus zwei Komponenten besteht. Die erste Komponente  $m_a = u i_1 \cos \varphi_1$ , das sog. Asynchronmoment, ist zeitunabhängig und bildet den Mittelwert. Diesem überlagert sich das Pendelmoment  $m_p = u i_2$  mit doppelter Schlupffrequenz. Ferner geht aus dieser Gleichung hervor, dass der Momentanwert des Drehmomentes unter der Voraussetzung  $r_a = 0$  dem Momentanwert der abgegebenen Wirkleistung  $\operatorname{Re} [u i^*]$  proportional ist ( $m = p$ ).

Diese aus der Theorie der Asynchronmaschine bekannte Aussage ist also auch bei Auftreten eines Pendelmomentes weiterhin gültig. Diese Tatsache ermöglicht die Bestimmung des anregenden elektrischen Pendelmomentes aus den Schwankungen des Stromes oder der Leistung.

Da die mechanische Leistung  $(1 + s_G) p_a$  durch das Asynchronmoment  $m_a = p_a$  in eine elektrische Leistung  $p_a$  umgewandelt wird, muss der Rest  $s_G p_a$  im Rotor in Wärme umgesetzt werden. Die Erwärmung des Rotors bei einer gegebenen Last hängt also hauptsächlich vom Schlupf  $s_G$  ab.

Bei Turbogeneratoren können ausserordentlich grosse Drehmomente erzeugt werden, wenn der Generator ohne Erregung asynchron läuft. Aus der Theorie der Asynchronmaschine ist bekannt, dass die Drehmoment-Schlupf-Charakteristik umso steiler wird, je kleiner der Rotorwiderstand ist. Bei einem nicht genutzten Rotor bildet der Wirbelstromwiderstand der Rotoroberfläche bei der Schlupffrequenz den erwähnten Rotorwiderstand. Wird der Rotor genutzt, so werden nicht nur Rotoroberfläche, sondern auch die Nutwände Wirbelströme führen. Der gesamte Widerstand des Rotors wird also durch die Mitwirkung der Nutwände verkleinert. Deshalb kann die Drehmoment-Schlupf-Charakteristik bei einem genutzten Rotor viel steiler sein als bei einem nichtgenutzten massiven Rotor, wie dies aus weit zurückliegenden Messungen bekannt ist [3].

Die Steilheit der Drehmoment-Schlupf-Charakteristik hängt ferner auch von der räumlichen Grösse der Maschine ab. Dies geht aus den dimensionslosen und auf den Stator bezogenen Wirbelstromwiderständen  $r_{DE}$ ,  $r_{QE}$  der Rotoroberfläche hervor [4].

$$r_{DE} \approx r_{QE} \approx \frac{8 l_r k_D x_{ad}}{A d_n D_r \pi \kappa_E} = \pi \sqrt{2} \frac{k_D \xi_{a1}}{\tau_p d_n \kappa_E \omega} \cdot \frac{A_n}{B_{10}} \quad (8)$$

Für die hier benutzten Bezeichnungen sei auf das Symbolverzeichnis hingewiesen. Aus dieser Gleichung ist ersichtlich, dass der bezogene Rotorwiderstand bei gleichem Strombelag  $A_n$  und gleicher Leerlaufinduktion  $B_{10}$  umgekehrt proportional der Polteilung  $\tau_p$  ist. Deshalb kann ein grosser Turbogenerator auch ohne Mitwirkung der Erregerwicklung, d.h. mit offenem Polradkreis, im Asynchronbetrieb eine steile Drehmoment-Schlupf-Charakteristik aufweisen. Und sie kann oft steiler als diejenige eines Asynchronmotors sein. Dieses Verhalten des Turbogenerators wurde durch Versuche bestätigt [5; 6; 7].

Ein grosser Turbogenerator mit offenem Polradkreis kann z.B. 50 % Wirkleistung bei einem Schlupf in der Grössenordnung von ca. 0,1 % abgeben. Bei kurzgeschlossenem Polradkreis kann der Schlupf sogar halb so viel, d.h. ca. 0,05 % betragen. Diese Tatsache, dass der Schlupf ausserordentlich klein ist, ermöglicht es, den Turbogenerator während begrenzter Zeit asynchron zu betreiben.

Die Zulässigkeit eines solchen Asynchronbetriebes aber ist von den näheren Netzverhältnissen abhängig und an gewisse konstruktive Voraussetzungen gebunden, so dass sich beispielsweise zwei sonst vergleichbare Generatoren in der Belastbarkeit im Asynchronlauf unterscheiden können. Zu diesen Massnahmen gehört auch eine wirksame Dämpferwicklung.

### Rotorbewegung im asynchronen Betrieb

Wenn die Trägheitskonstante  $H$ , d.h. das Schwungmoment des Generators sehr gross wäre, so dass eine Pendelung des Rotors mit doppelter Schlupffrequenz nicht auftreten könnte, würde der Schlupf  $s_{0G}$  konstant bleiben. Für einen Beobachter, welcher sich mit Synchrozahl dreht und den Spannungszeiger jederzeit auf der imaginären Achse seines Koordinatensystems sieht, wäre die Ortskurve des Gesamtstromzeigers  $i = i_1 + i_2$  der Pendelstromkreis  $P$  in Fig. 2. Wenn der Ar-



beitspunkt  $P$  im Generatorbetrieb von  $N$  bis  $M$  läuft, würde der Generator ein kleineres und von  $M$  bis  $N$  ein grösseres Bremsmoment als das mittlere erzeugen. Die Differenz zwischen dem konstanten Antriebs- und dem variablen Bremsmoment würde durch das Schwungmoment des Rotors ausgeglichen. Das beschleunigte Drehmoment  $\frac{H}{\pi f} \cdot \frac{d^2 \delta}{dt^2}$  ist aber bei solchen ausserordentlich langsamen Bewegungen mit einem mittleren Schlupf von ca. 0,05 % sehr klein. Es beträgt z.B. für  $H = 5$  s,  $m_p = 0,8 m_a$  und 50 Hz ca. 0,0013 pu; es kann also neben  $m_a$  und  $m_p$  vernachlässigt werden. Da diese ausgleichende Wirkung des Schwungmomentes praktisch nicht existiert, muss das resultierende elektrische Drehmoment gleich dem konstanten Antriebsmoment zuzüglich demjenigen entsprechend der mechanischen Verluste sein. Der Rotor muss also von  $N$  bis  $M$  in Fig. 2 schneller ( $s_G > s_{0G}$ ) und von  $M$  bis  $N$  langsamer ( $s_G < s_{0G}$ ) laufen, so dass das resultierende elektrische Moment konstant bleibt. Der Kreis  $P$  wird also theoretisch auf die Gerade  $MN$  zusammenschrumpfen, damit das elektrische Moment konstant wird.

Um den prinzipiellen Verlauf der Polradbewegung kennenzulernen, kann man ferner annehmen, dass sich die Drehmomentkomponenten  $m_a$ ,  $m_p$  bei den kleinen Schwankungen um den mittleren Wert  $s_{0G}$  herum mit dem momentanen Schlupf  $s_G$  linear ändern. Mit diesen Annahmen wird die Bewegungsgleichung zu:

$$\frac{H}{\pi f} \cdot \frac{d^2 \delta}{dt^2} = m_m - \left[ m_a - m_p \cos(2\delta - \varphi_2) \right] \frac{s_G}{s_{0G}} \approx 0 \quad (9)$$

wobei  $m_m$  den dimensionslosen Wert des antreibenden Turbinenmomentes darstellt.  $m_m$  versteht sich also als Verhältnis des Turbinenmomentes zum Nennmoment entsprechend der Nenn-Scheinleistung des Generators.

Mit  $m_m \approx m_a$  und  $s_G = + \frac{d\delta}{d\omega t}$  ergibt sich aus Gl. (9):

$$\delta \approx \delta_a + s_{0G} \omega t + \frac{1}{2} \frac{m_p}{m_a} \sin(2\delta - \varphi_2) \quad (10)$$

Die Funktion  $\delta(t)$  wurde in Fig. 3a wiedergegeben (ausgezogene Kurve). Daraus geht hervor, dass der Rotor ausser dem Schlüpfen mit  $s_{0G}$  noch eine langsame Pendelung mit doppelter Schlupffrequenz durchführt. Da das Verhältnis  $m_p/m_a$  bei den mit kleinem Schlupf laufenden Turbogeneratoren je nach Ausführung 0,1 bis 0,8 betragen kann, wird die grösste Amplitude der Polradpendelung ca. 23° elektr. Dies ist selbstverständlich nur als ein Richtwert für die Grössenordnung der höchsten Polradpendelungen zu verstehen.

### Einfluss der Polradbewegung auf Stator- und Rotorströme

Für einen Beobachter im Rotor wird die Polradpendelung als eine Phasenschwankung des Spannungszeigers  $u$  mit  $2s_{0G} \omega$  erscheinen. Diese kleinen Phasenschwankungen kann man nun auf die Mitwirkung einer zusätzlichen Wechselspannung  $\Delta u$  zurückzuführen, welche zeitlich zum Spannungszeiger  $u$  senkrecht steht und sich in zwei Drehspannungszeiger  $\Delta u_1$ ,  $\Delta u_2$  mit halber Amplitude zerlegen lässt. Während der Spannungszeiger  $\Delta u_2$  für den Rotor als eine Gegensystemspannung mit der Schlupffrequenz wirkt, läuft  $\Delta u_1$  in positiver Richtung mit dreifacher Schlupffrequenz und erzeugt im Rotor neben der Hauptstromwelle mit  $s_{0G} \omega$  noch eine dritte Harmonische. Letztere ruft eine Schwankung des Statorstromes mit  $4s_{0G} \omega$

hervor. Diese Reaktionskette geht weiter, so dass die Hüllkurve des Statorstromes die Frequenzen  $2s_{0G}$ ,  $4s_{0G}$ ,  $6s_{0G}$  usw. und der Polradstrom  $s_{0G}$ ,  $3s_{0G}$ ,  $5s_{0G}$  usw. aufweist. Deshalb ist die Berechnung der Form des Statorstromes bzw. des Polradstromes unter Berücksichtigung der Bewegungsgleichung nur mit Hilfe eines Rechenautomaten möglich.

Um eine anschaulichere Erklärung für die Verzerrung der Stator- und Rotorströme bei asynchronem Lauf mit nichtkonstantem Schlupf geben zu können, kann man, von der Annahme in Gl. (9) ausgehend, eine einfache graphische Methode geben, mit der die Form der Ströme und vor allem ihre höchsten Werte bestimmt werden können.

Wie am Anfang dieses Abschnittes erläutert wurde, besagt Gl. (9) folgendes: die Ortskurve des Gesamtstromzeigers  $i$  für einen sich mit  $\omega$  drehenden Beobachter muss nicht mehr der Kreis  $P$  in Fig. 2, sondern die Gerade  $NA_1 M$  sein. Da es keine Bedingung für die Blindleistung gibt, wird der Punkt  $P$  bei gleicher Blindleistung bleibend durch schnellere oder langsamere Bewegungen des Rotors auf  $P'$  rücken. Liest man den Winkel  $\delta$  aus der Kurve in Fig. 3a zur Zeit  $t$ , dann kann der Zeiger  $i_2$  von der  $\delta = 0$ -Stellung an in positiver Richtung um  $2\delta$  gedreht und die Punkte  $P$  (auf dem Kreis) und  $P'$  (auf der Geraden  $MA_1 N$ ) ermittelt werden. Der Abstand  $\overline{OP'}$  ist also der Statorstrom zur Zeit  $t$ . In dieser Weise wurde der Verlauf des Statorstromes ermittelt und in Fig. 3b (ausgezogene Kurve) aufgezeichnet. Aus dem Vergleich der Stromformen bei konstantem und nichtkonstantem Schlupf geht hervor, dass die Stromschwankungen durch die Pendelungen des Rotors eher kleiner werden, da  $\overline{OM} = i_{\min} > i_1 - i_2$  und  $\overline{ON} = i_{\max} < i_1 + i_2$  sind. Ferner ändert sich der Strom von  $i_{\min}$  auf  $i_{\max}$  viel langsamer als von  $i_{\max}$  auf  $i_{\min}$ . Dieser Sägezahn-Verlauf wurde durch die Messungen bestätigt.

Für die konstante Klemmenspannung  $u$  muss ein Feld  $\psi$  mit konstantem Betrag und 90° Phasenverschiebung vorhanden sein ( $\psi = ju$ ). Das bedingt für die Längsachse einen Magnetisierungsstrom  $\overline{OC} (\delta = 0) = u/x_d$ , wenn  $\delta = 0$  ist. Für  $\delta \neq 0$  ist der erforderliche Magnetisierungsstrom der Längsachse  $\overline{OC}(\delta)$ .

Im Asynchronbetrieb kann die Längskomponente des Statorstromes wiederum durch Projektion des Gesamtstromzeigers  $i$  auf die Längsachse bestimmt werden. Der momentane Strom in der Längsachse  $i_d$  ist also  $\overline{OP''}$  für  $s_{0G} = \text{konst.}$  oder  $\overline{OP''}$  für  $s_G \neq \text{konst.}$  Die Differenz  $\overline{P''C}(\delta)$  muss durch die Durchflutung der Rotorströme aufgebracht werden. Wenn man bedenkt, dass die gesamte Rotordurchflutung bei den so kleinen Schlupffrequenzen angenähert proportional dem Strom in der Erregerwicklung ist, kann der Abstand  $\overline{P''C}(\delta)$  als ein grobes Mass für den Polradstrom angesehen werden. Der Maßstab ergibt sich aus der Tatsache, dass der Abstand  $\overline{A_dC}(\delta = 0)$ , d.h. der höchste Wert von  $\overline{P''C}(\delta = 0)$  dem Scheitelwert des Polradstromes im theoretischen Asynchronbetrieb mit konstantem Schlupf  $s_{0G}$  entspricht und dieser Strom in Ampère aus dem Ersatzschema der Längsachse bekannt ist. Mit dieser einfachen Konstruktion wurde der Polradstrom, d.h. die Abstände  $\overline{P''C}(\delta)$  und  $\overline{P''C}(\delta)$  für konstanten und nichtkonstanten Schlupf in Funktion der Zeit in Fig. 3c aufgetragen. Daraus ist ersichtlich, dass der Polradstrom nicht mehr sinusförmig ist. Ausserdem wird der maximale Wert kleiner als der Scheitelwert im theoretischen Fall mit konstantem Schlupf. Die theoretischen und experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, dass die Spitze des Polradstromes durch die Änderung des Wirbel-



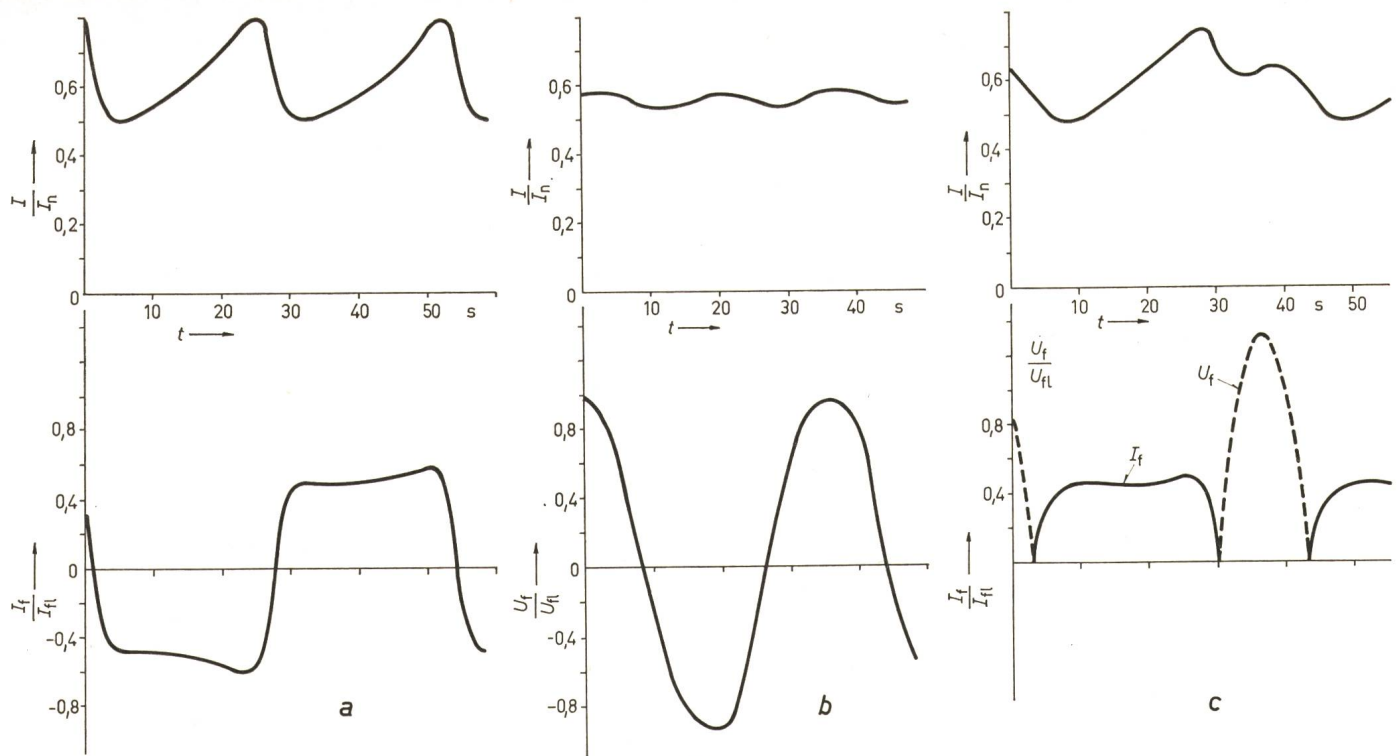


Fig. 4  
Gemessener Stator- und Polradstromverlauf im Asynchronbetrieb bei verschiedener Beschaltung des Erregerkreises  
(Turbogenerator 169 MVA)

a Erregerkreis kurzgeschlossen  $p = 44$  MW,  $S_{0G} = 0,038$  %

b Erregerkreis offen  $p = 32$  MW,  $S_{0G} = 0,055$  %

c Erregerkreis mit Gleichrichter  $p = 41$  MW,  $S_{0G} = 0,05$  %

Weitere Bezeichnungen siehe Fig. 3

stromwiderstandes des Eisens bei Lauf mit nichtkonstantem Schlupf stark abgeflacht wird, so dass der Polradstrom eher rechteckförmig wird.

### Versuchsergebnisse und Vergleich mit Berechnung

Es wird hier von zwei Versuchsreihen berichtet. Die Kenn-  
daten der beiden Versuchsobjekte sind in Tabelle I zusammen-  
gestellt.

Die Versuche am ersten Turbogenerator wurden in der An-  
lage durchgeführt. Der Generator speiste über einen Block-  
transformator ins Netz. Aus betrieblichen Gründen konnte  
jedoch die abgegebene Wirkleistung während der Versuche  
leider nicht über 45 MW gesteigert werden.

Fig. 4a stellt den gemessenen Verlauf des Stator- und Pol-  
radstromes im Asynchronbetrieb mit kurzgeschlossener Er-  
regerwicklung und mit einer Wirkleistung von ca. 45 MW dar.  
Die berechneten Kurven in Fig. 3b und c (ausgezogene Kurven)  
gehören auch zu diesem Betrieb. Sie wurden aus den Dimen-  
sionen des Turbogenerators mit Hilfe von Ersatzschemata und  
nach der hier angegebenen einfachen Konstruktion ermittelt.  
Bei den Ersatzschemata wurden das massive Eisen ( $r_{DE}$ ,  $r_{QE}$   
in Fig. 1) sowie der Einfluss der Nutwände des Rotors ( $r_{FE}$ ,  
 $r_{QEN}$ ) berücksichtigt. Mit Hilfe eines Rechenprogrammes wur-  
den daraus alle Komponenten von Drehmoment, Strom und  
Spannung unter angenäherter Berücksichtigung der Sättigung  
des Rotoreisens berechnet. Ein Vergleich zeigt, dass die be-  
rechneten und gemessenen Kurven miteinander gut überein-  
stimmen. Der annähernd rechteckförmig verlaufende Polrad-  
strom weist darauf hin, dass der Rotor nicht mit einem kon-  
stanten Schlupf läuft.

Fig. 4b gibt das Oszillogramm für den Asynchronbetrieb  
bei offener Erregerwicklung und mit einer Wirkleistung von

ca. 32 MW wieder. Die kleinen Schwankungen des Stator-  
stromes und die Polradspannung sind annähernd sinusförmig;  
der Generator läuft also mit fast konstantem Schlupf. Das  
kommt daher, weil der Vollpolrotor bei fehlender Erregerwick-  
lung keine grosse elektrische Unsymmetrie aufweist.

In Fig. 4c sieht man den Asynchronlauf bei ca. 41 MW  
Wirkleistung und mit Gleichrichter im Erregerkreis. Der nur in  
einer Richtung fließende Polradstrom wirkt wie eine Erregung.  
Deshalb pendelt hier sowohl der Statorstrom als auch der Rotor  
nicht mit doppelter, sondern eher mit einfacher Schlupf-  
frequenz.

Die Auswertungen der Versuche sind in Fig. 5 bis 7 wieder-  
gegeben. In Fig. 5a sieht man die Wirkleistung-Schlupf-Char-  
akteristiken bei verschiedenen Beschaltungen des Erreger-  
kreises. Die ausgezogenen Kurven wurden mit dem oben-  
erwähnten Rechenprogramm berechnet. Die Versuche zeigten  
die erwarteten Resultate. Die Schlupfwerte sind am kleinsten,  
wenn der Erregerkreis kurzgeschlossen ist. Die Rotorverluste  
sind deshalb klein und mit den Verlusten bei zulässigem In-  
versstrom vergleichbar. Mit zunehmendem Polradwiderstand  
wird die Charakteristik flacher. Bei offener Erregerwicklung  
beträgt der Schlupf für gleiche Wirkleistung fast doppelt so viel

Kenn-  
daten der Versuchsobjekte

Tabelle I

Turbo- gene- rator	$S_n$ MVA	$U_n$ kV	$\cos \varphi$	Luftspalt-Leerlauf- erregung		Bemerkungen
				$U_{fL}$ V	$I_{fL}$ A	
I	169	12	0,8	86	410	Wasserstoffkühlung, starke Dämpferwick- lung
II	4	8	0,8	20	114	Luftkühlung, keine Dämpferwicklung



wie beim kurzgeschlossenen Erregerkreis. Enthält der Turbogenerator Gleichrichter im Erregerkreis, so wird die Charakteristik dazwischen liegen (Fig. 5a).

Ein asynchron betriebener Turbogenerator bezieht seinen Magnetisierungsstrom aus dem Netz, so dass der Statorstrom schon bei verminderter Wirkleistung seinen vollen Nennwert erreichen oder gar überschreiten kann. Deshalb ist der Asynchronlauf wesentlich durch den Statorstrom und zudem durch dessen Schwankungen eingeschränkt, die für das Netz von grosser Bedeutung sind. In Fig. 5b sieht man die gemessenen Schwankungen des Statorstromes je nach der Beschaltung des Erregerkreises. Sie betragen bei Asynchronlauf mit kurzgeschlossener Erregerwicklung etwa  $\pm 20\%$  vom arithmetischen Mittelwert und werden viel kleiner, wenn die Erregerwicklung offen bleibt. Aus diesem Grund ist es vorteilhaft, den Generator bei Ausfall der Erregung mit offener Erregerwicklung

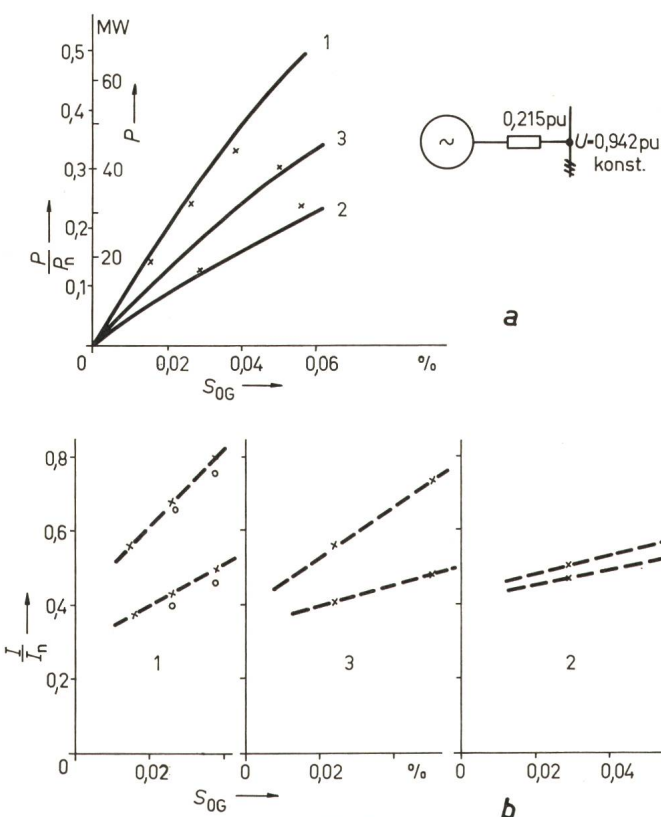


Fig. 5  
Wirkleistungs-Schlupf-Charakteristik und Statorstrom bei verschiedener Beschaltung des Erregerkreises  
(Turbogenerator 169 MVA)  
a Wirkleistung  
b Statorstrom  
1 Polrad über Erregermaschine angeschlossen; 2 Polrad offen;  
3 Polrad mit Gleichrichter  
x Messung  
o Berechnung  
Bezeichnung siehe Fig. 3 und 4

laufen zu lassen, wenn die grossen Schwankungen des Statorstromes mit Rücksicht auf das Netz nicht zulässig sind (Fig. 5b). Diesem Vorteil steht der Nachteil gegenüber, dass der Schlupf bei gleicher abgegebener Wirkleistung fast doppelt so gross wird, wenn die Erregerwicklung nicht kurzgeschlossen, sondern offen ist.

Fig. 6 zeigt die im Erregerkreis induzierten Ströme und Spannungen in Funktion des mittleren Schlupfes. Die berechneten Kurven sind hier auch eingezeichnet. Sowohl die Ströme als auch die induzierten Spannungen im Erregerkreis liegen

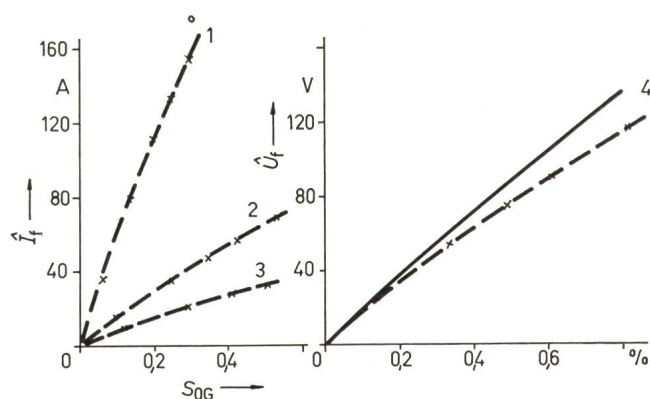


Fig. 6  
Polradstrom und Polradspannung im Asynchronbetrieb  
(Turbogenerator 169 MVA)  
x Messung  
o Berechnung  
1 Polrad über Erregermaschine angeschlossen; 2 Polrad offen;  
3 Polrad mit Gleichrichter

unterhalb der Nennererregdaten und sind deshalb nicht gefährlich.

Interessant ist die Tatsache, dass der induzierte Polradstrom kleiner wird, wenn der Polradkreis über Gleichrichter geschaltet ist. Diese Versuche zeigen, dass auch ein Turbogenerator mit rotierenden Dioden asynchron betrieben werden kann, da die in Sperrrichtung induzierten Spannungen nicht sehr gross sind.

Die im Rotor entstehenden elektrischen Verluste sind mit guter Annäherung der Wirkleistung und dem Schlupf proportional. Für die verschiedenen Fälle sind diese Verluste in Funktion der abgegebenen Wirkleistung in Fig. 7 aufgetragen. Zum Vergleich wurden sie auch auf die Erregerleistung bei Nennbetrieb bezogen angegeben. Daraus ist eindeutig zu sehen, dass die Rotorverluste im Asynchronbetrieb einige Prozente der normalen Nennererregleistung ausmachen. Diese ausserordentlich kleinen Verluste können in einem richtig konzipierten Rotor keinen Schaden anrichten.

Die Wirkleistung-Schlupf-Kennlinien (Fig. 5a) und die obigen Schlussfolgerungen über Rotorverluste dürfen aber ohne nähere Untersuchung nicht zu voller Wirklast erweitert werden. Bei schwachen Netzen sowie bei Blockschaltungen ist der Spannungsabfall an den Klemmen des Generators unbedingt zu berücksichtigen, da das asynchrone Drehmoment mit sinkender Spannung quadratisch zurückgeht. Nach Über-

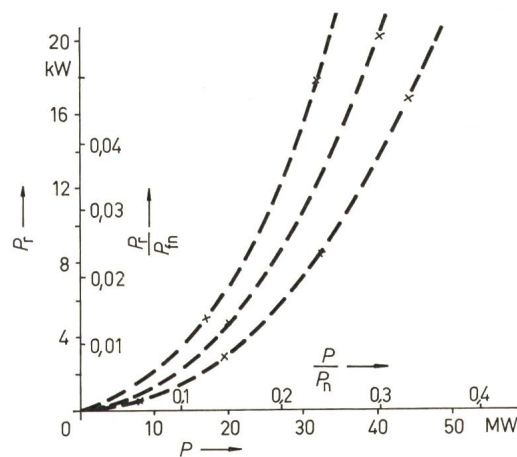


Fig. 7  
Rotorverluste im Asynchronbetrieb in Funktion der abgegebenen Wirkleistung  
(Turbogenerator 169 MVA)



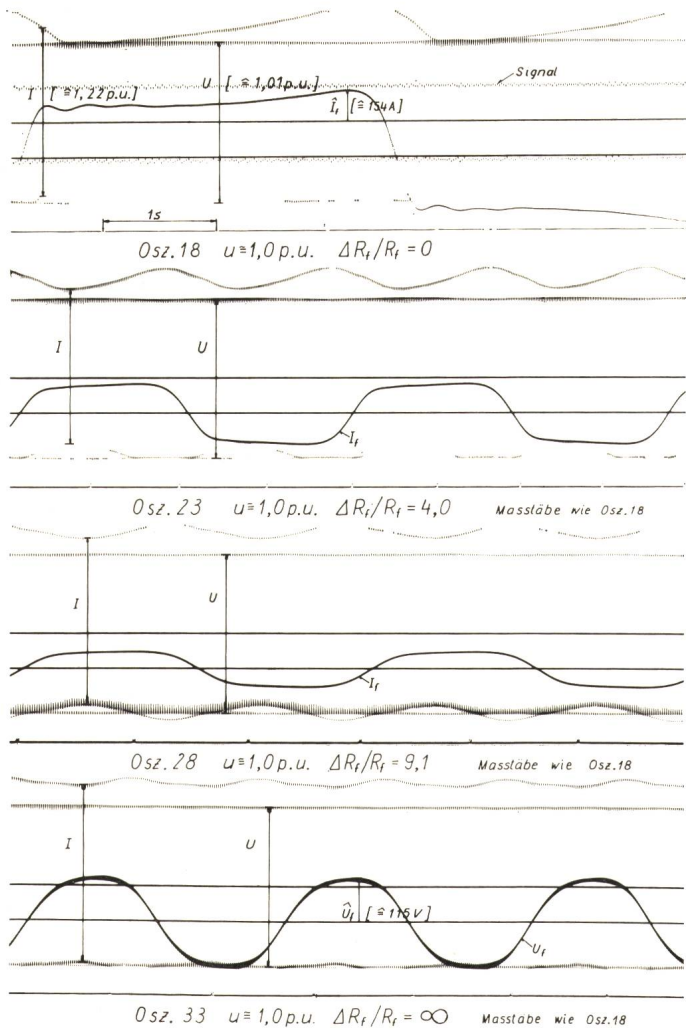


Fig. 8

Stator- und Polradstromverlauf im Asynchronbetrieb bei verschiedenem Polradwiderstand  
(Turbogenerator 4 MVA)

schreitung einer gewissen Leistungsgrenze, welche je nach Ausführung der Maschine und Netzverhältnisse verschieden gross sein kann, wächst der Schlupf sehr stark und erreicht einen grossen Wert. Dabei wird der stationäre Betriebspunkt nun eher vom Turbinenregler her bestimmt, welcher bei zulässigem Asynchronlauf innerhalb obenerwähnter Leistungsgrenzen mit ausserordentlich kleinen Schlupfwerten wie 0,05 % nicht zum Eingriff kommen kann. Mit wachsendem Schlupf werden die Rotorverluste erheblich grösser, so dass der Generator unter solchen Umständen enormen Schaden erleiden kann. Solche Fälle sind aus der Praxis bekannt.

Die zweite Versuchsreihe wurde an einem kleinen Turbogenerator ohne Dämpferwicklung durchgeführt (Maschine II in Tabelle I).

Vier Oszillogramme des Asynchronlaufes mit einer Wirkleistung von ca. 90 %  $P_n$  und mit verschiedenem Polradwiderstand sind in Fig. 8 wiedergegeben. Das Ergebnis der Versuche ist in den Fig. 9 bis 11 zusammengestellt. Fig. 9a stellt die Wirkleistung-Schlupf-Charakteristik dar. Daraus ist ersichtlich, dass die Messpunkte von den aus der Geometrie der Maschine berechneten Kurven wiederum nur wenig abweichen. Der Generator kann bei einem Schlupf von ca. 0,3 % ein asynchrones Drehmoment entsprechend einer Wirkleistung von ca. 90 %  $P_n$  erzeugen. Diese Wirkleistung-Schlupf-Charakteristik ist aber nicht so steil wie beim ersten, grossen Turbo-

generator. Mit zunehmendem Polradwiderstand wird die Charakteristik  $P(s_G)$  weniger steil. Beim Erhöhen des gesamten Polradwiderstandes auf ca. 10fachen Wert beträgt der Schlupf für die fast gleiche Wirkleistung ca. 0,63 % und bei offenem Polrad ca. 0,75 %. Weil dieser Turbogenerator keine Dämpferwicklung hat, wird dieses grosse Drehmoment bei offenem Polradkreis ausschliesslich durch den massiven Rotor hervorgerufen.

Fig. 10b stellt die Schwankungen des Statorstromes dar. Bei diesem kleinen Turbogenerator mit kurzgeschlossener Erregerwicklung sind sie sehr gross; sie betragen diesmal etwa  $\pm 30\%$  vom arithmetischen Mittelwert, wenn der Generator mit ca. 0,3 % Schlupf asynchron läuft. Ferner soll darauf aufmerksam gemacht werden, dass der Statorstrom bei einer Wirkleistung von 90 %  $P_n$  den Nennstrom weit überschreitet. Das bedeutet, dass die Leistung im Asynchronbetrieb von Turbogeneratoren auch vom Statorstrom und dessen Schwankungen begrenzt werden kann.

Der annähernd rechteckförmig verlaufende Polradstrom weist im Betrieb mit kurzgeschlossener Erregerwicklung (oberstes Osz. in Fig. 8) eine weitere Schwankung auf, welche auf die zusätzlichen Pendelungen des Rotors mit der Eigenfrequenz zurückzuführen sind. Diese Pendelungen treten beim Übergang von der schnelleren in die langsamere Bewegung des Rotors und insbesondere bei grossen Wirkleistungen auf [5]. Sie wurden jedoch im Betrieb mit grossem Polradwiderstand nicht festgestellt (siehe andere Osz. in Fig. 8). Die theoretischen Unter-

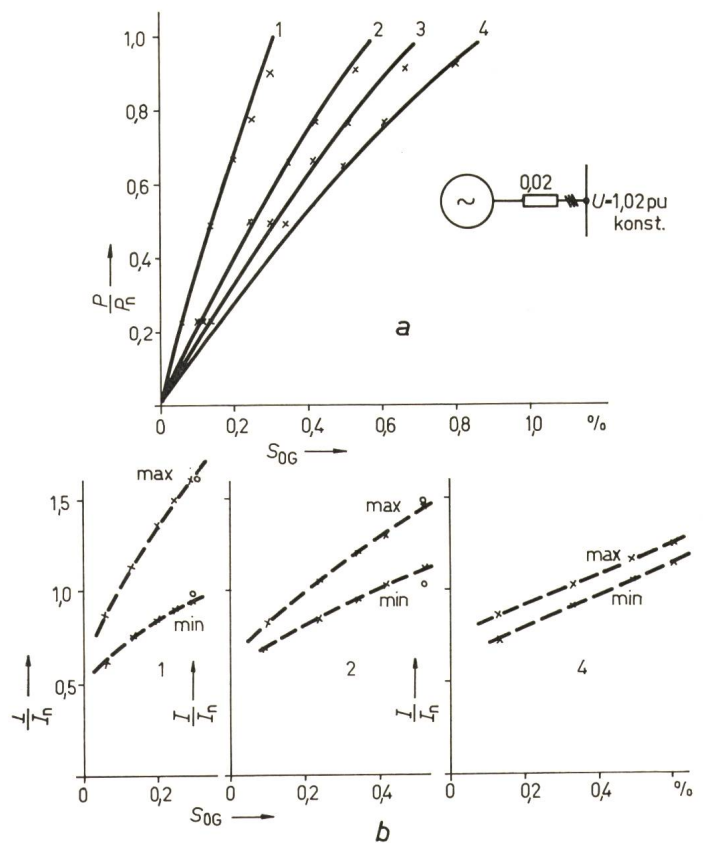


Fig. 9

Wirkleistung-Schlupf-Charakteristik und Statorstrom eines kleinen Turbogenerators (4 MVA)

a Wirkleistung

b Statorstrom

1 Polrad kurzgeschlossen  $\Delta R_f \approx 0,3 r_f$ ; 2  $\Delta R_f \approx 4 r_f$ ; 3  $\Delta R_f \approx 9 r_f$ ;

4 Polrad offen  $\Delta R_f \approx \infty$

x Messung

o Berechnung

Bezeichnungen siehe Fig. 3 und 7



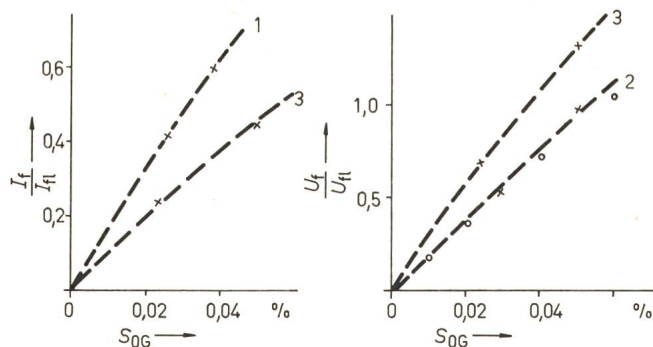


Fig. 10

**Polradstrom und Polradspannung im Asynchronbetrieb**  
(Turbogenerator 4 MVA)

- 1 Polrad kurzgeschlossen  $\Delta r_f \approx 0,3 r_f$ ; 2  $\Delta r_f \approx 4 r_f$ ; 3  $\Delta r_f \approx 9 r_f$ ;  
4 Polrad offen  $\Delta r_f \approx \infty$   
× Messung  
○ Berechnung

Bezeichnungen siehe Fig. 3 und 7

suchungen haben ergeben, dass diese Eigenpendelungen auch durch den Dämpferkreis (Dämpferwicklung + massives Eisen) erheblich abgedämpft werden können.

In Fig. 10 wurden die im Polradkreis induzierten Ströme und Spannungen in Funktion des Schlupfes aufgetragen. Die Übereinstimmung mit der Berechnung ist auch hier zufriedenstellend. Die induzierte Polradspannung liegt in der Grössenordnung der Nennspannung und ist wiederum nicht gefährlich.

Oft wird die Meinung vertreten, dass die grösste Gefahr für den asynchron laufenden Turbogenerator die Rotorerwärmung sei. Um einen besseren Überblick über die Rotorerwärmung zu gewinnen, wurden bei diesem Generator je zweistündige Erwärmungsversuche im Asynchronlauf durchgeführt und dabei die Temperaturen an der Rotoroberfläche sowie an der Rotorkappe mittels «Thermopaper» gemessen. Fig. 11 zeigt die am Rotor gemessene Temperaturverteilung beim Versuch mit ca. 70 % Nennwirkleistung. Für jeden Messort sind zwei Temperaturen angegeben. Die niedrigere davon gehört dem Thermopaper, welches umgeschlagen war, und die höhere ist die nächste Umschlagtemperatur, die nicht erreicht wurde. Die tatsächliche Temperatur während des Versuches muss also zwischen diesen Werten liegen. Die grösste Erwärmung der Rotoroberfläche gegenüber der Lufttemperatur beträgt hier ca. 55 °C.

Diese Versuche haben gezeigt, dass die grösste Erwärmung des Rotors im Asynchronbetrieb nicht an den Enden, sondern eher gegen die Mitte des Rotors auftritt.

Dies kommt von der sehr günstigen Verteilung der Wirbelströme im Rotor bei derart kleinen Schlupffrequenzen her. Infolge der grossen Eindringtiefe können sich die in den Zähnen induzierten Wirbelströme über den Rotorkörper schliessen. Sie brauchen nicht unbedingt über die Rotorkappe zu fliessen, wie dies bei den Inversfeldströmen der Fall ist, welche in einer sehr dünnen Schicht an der Rotoroberfläche entstehen und sich eher über die Rotorkappe schliessen. Die durchgeführten Erwärmungsversuche mit Schiefelast haben diese Überlegung bestätigt: die hohen Erwärmungen waren hier eindeutig an den Kappensitzen festzustellen.

### Zusammenfassung

Die theoretischen und experimentellen Untersuchungen haben ergeben, dass der Turbogenerator bei Ausfall der Er-

regung asynchronlaufend weiterhin Wirkleistung ins Netz abgeben kann. Im Asynchronbetrieb bleibt der Schlupf nicht konstant, wie dies bei Asynchronmaschinen der Fall ist, sondern schwankt mit doppelter Schlupffrequenz. Diese Bewegung des Rotors sowie die Form und Grösse der Stator- und Rotorströme können durch eine einfache Konstruktion aus den Stromortskurven der Längs- und Querachsen ermittelt werden. Der Vergleich zwischen Messung und Berechnung zeigt eine gute Übereinstimmung.

Die Zulässigkeit und die Dauer des Asynchronbetriebes hängen wesentlich von der Grösse des Statorstromes und dessen Schwankungen ab. Die Stromschwankungen können bis ca.  $\pm 30\%$  vom arithmetischen Mittelwert ausmachen. Mit zunehmendem Polradwiderstand werden sie kleiner und schliesslich minimal, wenn die Erregerwicklung offen bleibt. Die dabei induzierte Polradspannung ist harmlos.

Die Wirkleistung-Schlupf-Charakteristik im Bereich kleiner Schlupfwerte ist ausserordentlich steil, und sie wird tendenzmässig bei grossen Turbogeneratoren noch steiler. Der mittlere Schlupf für 50 % Wirkleistung kann in der Grössenordnung 0,05...0,2 % liegen. Deshalb können die Rotorverluste und dadurch die Rotorerwärmung in absolut zulässigen Grenzen bleiben, so dass es möglich ist, einen Turbogenerator während begrenzter Zeit asynchron zu betreiben. Voraussetzung für einen solchen Asynchronbetrieb ist jedoch, dass der Schlupf infolge grösserer Spannungsabsenkung bzw. durch Überschreiten einer bestimmten Leistungsgrenze nicht auf sehr hohe Werte steigt, weil dabei die Rotorverluste unzulässige Werte annehmen würden. Daher ist es empfehlenswert, und sogar notwendig, die Bedingungen für einen Asynchronbetrieb mit grosser Wirkleistung unter Berücksichtigung der Netzverhältnisse jeweils näher zu untersuchen.

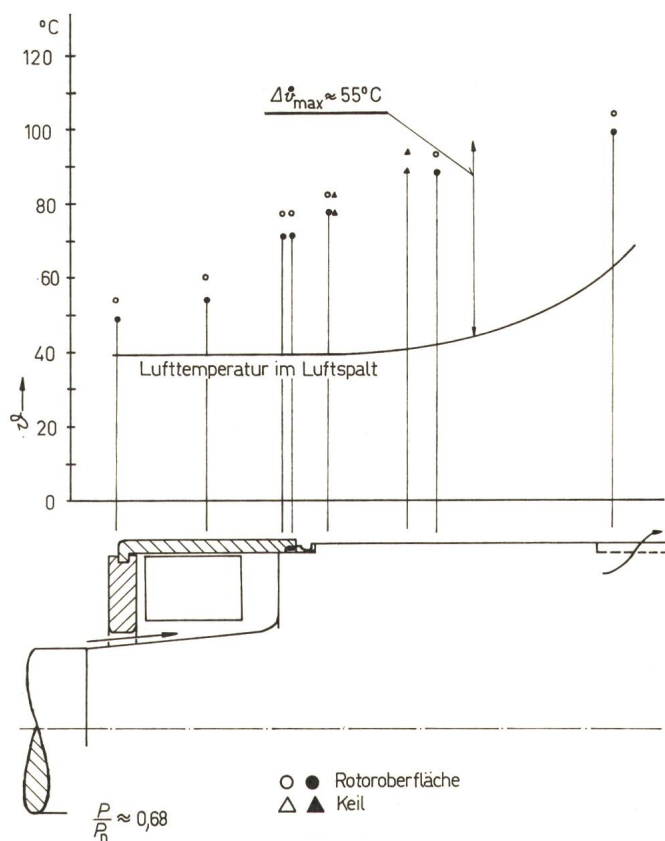


Fig. 11

**Rotoroberflächentemperatur im Asynchronbetrieb nach zwei Stunden**  
(Turbogenerator 4 MVA)



## Literatur

- [1] T. Laible: Die Theorie der Synchronmaschine im nichtstationären Betrieb. Berlin/Göttingen/Heidelberg, Springer-Verlag, 1952.
- [2] M. Canay: Allgemeine Theorie der Synchron- und Asynchronmaschinen in der Operator-Matrix-Darstellung. Arch. Elektrotechn. 46(1961)2, S. 83...102.
- [3] C. Schenfer: Der Rotor des Asynchronmotors in Form des massiven Eisenzylinders. Arch. Elektrotechn. 16(1926)-, S. 168...173.
- [4] M. Canay: Ersatzschemata der Synchronmaschine zur Berechnung von Polradgrößen bei nichtstationären Vorgängen sowie asynchronem Anlauf. Teil I: Turbogeneratoren. Brown Boveri Mitt. 56(1969)2, S. 60...71.

- [5] F. Maury: Essais de marche asynchrone sur turbo-alternateurs de 156 MVA. Résultats et interprétation. Rev. Gén. Electr. 75(1966)1, p. 41...52.
- [6] L. G. Mamikonjants et I. A. Syromiatnikov: Etude et applications pratiques du fonctionnement asynchrone des alternateurs synchrones. Rapport CIGRE No. 129, 1960.
- [7] B. J. Chalmers: Asynchronous performance characteristics of turbo-generators. Proc. IEE Part A: Power Engineering 109(1962)-, p. 301...308.

## Adresse des Autoren:

Dr. M. Canay, AG Brown, Boveri & Cie., 5400 Baden.

# Commission Internationale de Réglementation en vue de l'Approbation de l'Équipement Electrique (CEE)

Tagung in Madrid vom 13. bis 23. Oktober 1970

## Technisches Komitee für allgemeine Anforderungen (CT 031)

Das Komitee behandelte an seiner 2tägigen Sitzung unter dem Vorsitz von R. Coutris (Frankreich) vorerst den Stand der Arbeiten der Arbeitsgruppen 4, «Kriechwege und Luftdistanzen». Der Vorsitzende dieser Arbeitsgruppe, Sandel (Frankreich) bemerkte, dass nach 3 Sitzungen noch kein endgültiger Revisionsentwurf der CEE-Empfehlung 3 ausgearbeitet werden konnte, jedoch wurden im Dok. CEE (031-GTU-SEC) F 125/70 das Grundprinzip für die Wahl der Kriechwege und Luftdistanzen mittels 7 Parameter, welche einen Bestimmungsgrad ergeben, festgehalten. Im Einverständnis mit dem Gesamtkomitee wurde die Arbeitsgruppe 4 beauftragt, im vorgeschlagenen Sinne ihre Arbeit fortzusetzen und für die nächste Sitzung einen Entwurf auszuarbeiten.

Als erstes Haupttraktandum wurde der Entwurf zur Modifikation der Empfehlung zur Prüfung der Widerstandsfähigkeit gegen Hitze und Feuer, Dok. CEE (031-SEC) F 101/70 behandelt. Nachdem in früheren Sitzungen die Methode der Prüfung angenommen worden ist, kamen lediglich die von der Arbeitsgruppe 1 vorgeschlagenen Änderungen zur Diskussion. Allgemein wurde beanstandet, dass die modifizierte Glühdrahtprüfung für Isoliergehäusmaterial mit 650 °C als definitiver Vorschlag aufgeführt ist. Nach einer lebhaften Diskussion und der Feststellung, dass lediglich 2 Länder (Schweden und Frankreich) diesbezüglich Erfahrung besitzen, wurde beschlossen, diese Prüfung als provisorischen Test in der Empfehlung beizubehalten. Im weiteren wurde der englische «Nadelheizkörper» für die Glühkontaktprüfung angenommen und für die Kurzschlussprüfung der Bereich der Gültigkeit von 25 A auf 63 A erhöht, wobei die Leistungsverluste über 25 A Nennstrom als provisorische Werte aufgeführt werden sollen.

Die Dokumente CEE (031-WG1-SEC) D 123/70 und CEE (031-SEC) F 101/70 sollen als neue Empfehlung unter Berücksichtigung der an der Sitzung beschlossenen Entscheide und einigen redaktionellen Korrekturen möglichst rasch als 6-Monate-Dokument herausgegeben werden und in der Frühlingssitzung der CEE der Plenarversammlung zur Genehmigung vorgelegt werden.

Als Hauptarbeit wurde ferner das Dokument CEE (031/WG3) UK 120/70 über Flachsteckverbindungen behandelt. Der von der Arbeitsgruppe 3 vorgelegte Entwurf wurde eingehend durchgesprochen, wobei vom englischen Delegierten vorgeschlagen wurde, diese Klemmen ebenfalls für feste Installationen zuzulassen. Dieser Vorschlag wurde vom Komitee mehrheitlich angenommen. Neben einigen redaktionellen Korrekturen ergab insbesondere die in den Text aufzuführenden Größen der Klemmen zu langen Diskussionen Anlass. Entsprechend dem schweizerischen Vorschlag für die Codierung der Klemmen wurde als Lösung 4 Größen angenommen, wobei als Kennmerkmal die Breite der Zunge mit 2,8, 4,8, 6,3 und 9,6 mm dient. Gleichzeitig wurde der Strombereich vergrößert und man legte für die Klemme 6,3 die Ströme 4, 6, 10, 16, 20 und 25 A fest. Das Problem der Konstruktion und Dimensionierung der Klemmenzunge konnte auf Grund der Vielfalt der verschiedenen Stellungnahmen seitens der Nationalkomitees nicht abschliessend behandelt werden. Diese Aufgabe wurde deshalb zur erneuten Bearbeitung der Arbeitsgruppe zugewiesen. Ebenso konnte die Korrosionsprüfung noch nicht endgültig behandelt werden, weil die bekannten Methoden verschiedenen Teilnehmern ungenügend erschienen. Der Delegierte aus Finnland übernahm den Auftrag für diese Prüfung ein Pflichten-

heft zusammenzustellen. Es wird jedoch im Text die Salzprüfung nach CEI-Publ. 68-2-11 provisorisch aufgeführt.

Nach Behandlung des Dokumentes wurde beschlossen, diese CEE-Publikation nicht als Spezifikation, sondern als CEE-Empfehlung herauszugeben. Der korrigierte Entwurf wird als 6-Monate-Dokument neu herausgegeben.

Als weiteres Traktandum wurde der Entwurf über Schraubenklemmen behandelt. Der Vorsitzende dieser Arbeitsgruppe 2, Dr. Büchner (Schweiz) orientierte über den Stand der Arbeiten, wobei er bemerkte, dass der neue Entwurf unter Berücksichtigung der Stellungnahmen der Nationalkomitees fertiggestellt werden könne, wenn vom TC 031 angenommen werde, dass das Mass e wieder eingeführt werde. Nachdem das Komitee damit einverstanden war und zudem als Korrosionsprüfung eine kombinierte Alterungsprüfung eingeführt werden soll, wurde die Weiterbearbeitung des Entwurfes der Arbeitsgruppe 2 überlassen.

Die gemäss Traktandenliste vorgesehene Behandlung der Entwürfe der Empfehlungen für den Feuchtigkeitsschutz, Dauerhaftigkeit von Aufschriften und mechanische Festigkeit von Gehäusen u.ä. konnte aus Zeitgründen nicht durchgeführt werden. Diese Probleme sollen an der Sitzung in Kopenhagen behandelt werden.

K. v. Angern

## Technisches Komitee für «Connecteurs» (TC 233)

Unter der Leitung seines Präsidenten, K. Weise (Deutschland) besprach das TC 233 den Revisionsentwurf der CEE-Publikation 22 [Dokument CEE (233-SEC) D 126/69] und die damit in Zusammenhang stehenden Stellungnahmen der Nationalkomitees:

Zu § 1 «Scope». Es wurde beschlossen, keine Extraausführung für «Nass» vorzusehen. Ferner wurde ein Antrag an die Apparatefabrikanten gerichtet, zu untersuchen, ob eine Bereitschaft besteht, einen zusätzlichen Typ für 120 °C einzuführen.

Zu § 5 «Standard Ratings». Die vom Sekretariatskomitee vorgeschlagene Nennstromreihe 0,2; 2,5; (6); 10; 16 A wurde einstimmig angenommen, wobei die 6-A-Apparatesteckvorrichtung vorläufig in Klammern gesetzt wird. Eine Umklassierung ist insofern möglich, da der 10-A-Typ auf 16 A erhöht werden kann, ohne dass der Spannungsabfall unzulässige Werte erreicht.

Zu § 15 «Operation of Contacts». Zu diesem Paragraph wurde einstimmig beschlossen, Apparatesteckkontakte ohne Bezeichnung der Stromart sowohl mit Wechselstrom als auch mit Gleichstrom zu prüfen. Diejenigen mit der Wechselstrombezeichnung sollen jedoch nur mit Wechselstrom geprüft werden.

Zu § 18 «Normal Operation». Dazu ist festzuhalten, dass die Werte aus der neu erschienenen CEI-Publikation 320 übernommen werden.

Zu § 22c «Mechanical Strength». Der vom niederländischen Komitee vorgeschlagene Test «If during the test, the connector comes out of the appliance inlet, it is repositioned by external action» wurde von den Sitzungsteilnehmern angenommen.

Es ist darauf hinzuweisen, dass die vom schweizerischen Nationalkomitee gestellten Anträge zum grossen Teil angenommen oder zu einer Überprüfung vorgeschlagen wurden. Hingegen wurde die vorgeschlagene Streichung der Prüfungen § 21e, 21f und 22c vom TC 233 nicht angenommen. Bei der Diskussion in bezug auf eine