Zeitschrift: Schweizerische Bauzeitung

Herausgeber: Verlags-AG der akademischen technischen Vereine

Band: 90 (1972)

Heft: 6

Artikel: Vereinfachte Frequenzgang-Bestimmung für die Regelung von Wasserturbinen

Autor: Stein, T.

DOI: https://doi.org/10.5169/seals-85113

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: 25.12.2025

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

HERAUSGEGEBEN VON DER VERLAGS-AKTIENGESELLSCHAFT DER AKADEMISCHEN TECHNISCHEN VEREINE, 8021 ZÜRICH, POSTFACH 630

Vereinfachte Frequenzgang-Bestimmung für die Regelung von Wasserturbinen

DK 621.24 – 585

Von **T. Stein**, dipl. Ing. ETHZ, Vicenza/Italien

Zur Bestimmung der optimalen Reglereinstellung für den Fall des Inselbetriebes bei Ausfall des Verbundnetzes, was sich nicht mehr wie früher durch Inselbetriebsversuche nachprüfen lässt, muss man bei hohen Gefällen und langen Rohrleitungen, vor Beginn aller Frequenzgangversuche fertig vorliegend, den Einfluss elastischer Druckwellen auf den Frequenzgang der geregelten Wasserturbine berechnen. Das wird vereinfacht durch begründete Beschränkung auf Vollast und durch kombinierte Verwendung von Ortskurven und Frequenzkennlinien (Bode-Diagramme). Für die Frequenzgangversuche selbst, die nur in einem Appendix des IEC-Code behandelt sind, da sie bisher wenig angewendet wurden, wird der Weg zur allgemeinen Anwendung erschlossen, weil sich ihre Auswertung schnell durchführen lässt, wenn man vereinfachend anstelle von Ortskurven ausschliesslich Frequenzkennlinien verwendet. So gewinnt man das unerlässlich gewordene Mittel, um sich, im Verbundbetrieb gemessen, die nicht mehr direkt prüfbare Sicherheit darüber zu verschaffen, welche Reglereinstellung für Inselbetrieb vorzusehen ist.

1. Auf Vollast beschränkte Berechnung

Für das praktische Vorgehen zur Verwendung des IEC-Codes [1] ist die Berechnung des Frequenzgangs F_S der geregelten Wasserturbine (Regelstrecke) notwendig ([2] Abschnitt 11.3). Dabei ist F_S ganz unabhängig von der Reglereinstellung, die nach Bild 1 nur den gemessenen Frequenzgang F_R beeinflusst. Deshalb kann die Berechnung *einmalig vor* allen Messungen erfolgen, so dass durch diese bereits vorliegende Berechnung die Auswertung der als Optimum eingeführten Anzahl $a_{1/10}$ von Halbschwingungen ([2] 11.6) nicht verzögert wird.

Unter Berücksichtigung der Elastizität von Wasser und Rohrwand bei hohen Gefällen und langen Rohrleitungen [3] [4] entsteht aber eine recht umfangreiche Berechnungsformel für den vollständigen Frequenzgang F_S ([3], Formel (7.38), S. 140). Es gilt, eine möglichst vereinfachte Berechnungsmethode für die Praxis zu suchen.

Der grösste Einfluss der Elastizität bei Leerlauf braucht nicht berechnet zu werden, da er durch Leerlaufversuch *direkt messbar* ist ([2] 11.7). Dagegen wird der infolge von Massenträgheit bei Vollast grösste Druckstoss durch Elastizität zusätzlich erhöht. Deshalb kann man sich sowohl für die Berechnung der Regelstrecke F_S als auch für die Frequenzgangmessung F_R des Reglers auf die für *Vollast* gültigen Werte beschränken. Damit *entfallen «Muscheldiagramme»* ([3], Abb. 7.13, S. 134), mit denen die Verhältnisse bei verschiedenen Teillasten erfasst werden.

Durch Beschränkung auf Vollast ergeben sich ferner für Werte, die mit dem Index 1 für Teillasten und N für Vollast gelten, die Vereinfachungen für den relativen Allievischen Druckstoss h_A

$$(1) \qquad h_{A_1} = h_{AN} = h_A = T_w/T_L$$

bei Vollast.

Ferner vereinfachen sich die Formeln ([3], (7.20), S. 132, (7.32), S. 137) durch

$$(2) \qquad \frac{H_1\,\eta_1}{H_N\,\eta_N} = 1$$

und der komplexe Faktor K wird

$$(3) \qquad K = \frac{h_A}{0{,}5\,h_A - j\cot(\omega\,T_L)}$$

So ergeben sich für die Berechnung der Frequenzgänge F_{my} und F_{mx} im Blockschaltbild 1 die Werte

$$(4) \qquad F_{my} = \frac{m}{y} = -e_y + 1{,}5\,e_{qy}K \qquad \text{([3], (7.20), S. 132)}$$

$$(5) \qquad F_{mx} = \frac{m}{x} = -e_t - 1{,}5\,e_{qx}K \qquad \text{([3], (7.32), S. 137)}$$

Die bei Vollast gültigen Werte von e_y, e_{qy}, e_{qx} und e_t bestimmen sich aus den Bildern 2 bis 5. Für die Selbstregelung wird wie heute üblich der selbstregelnde Einfluss des Netzes vernachlässigt ($e_g = 0$), so dass nur der Selbstregelungsfaktor e_t der Turbine übrigbleibt.

2. Frequenzteilung der Ortskurven

Wie im Falle des unelastischen Druckstosses haben die Ortskurven der Frequenzgänge F_{my} und F_{mx} Kreisform, wobei ihre Frequenzteilung zu bestimmen ist.

Während beim unelastischen Druckstoss die Ortskurve ein über der reellen Achse liegender Halbkreis ist, der links bei $\omega = 0$ anfängt und bei $\omega = \infty$ endet, wird bei elastischen Druckwellen bis zu $\omega = \infty$ der ganze Kreis unendlich oft durchlaufen [3] [4].

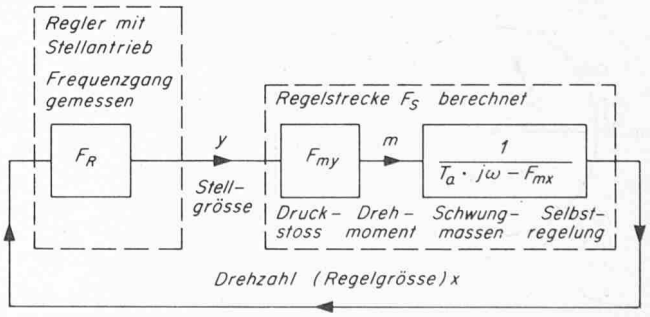

Bild 1. Das Block-Schaltbild des Regelkreises zeigt, dass anstelle der ausschliesslichen Verwendung von Nyquist-Ortskurven oder von Frequenzkennlinien (Bode-Diagramm) ihre Kombination die beste Lösung ist: Vereinfacht ist bei Frequenzkennlinien ausser der Multiplikation in Reihe geschalteter Übertragungsfunktionen auch die Inversion des Ausdrucks $T_a\,j\omega - F_{mx}$ durch Spiegelung. Doch erhält man die Differenz $T_a\,j\omega - F_{mx}$ einfacher durch das Parallelogramm ihrer Ortskurven-Vektoren

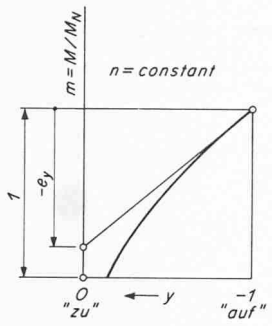

Bild 2. Regelungsübersetzung e_y für Vollast

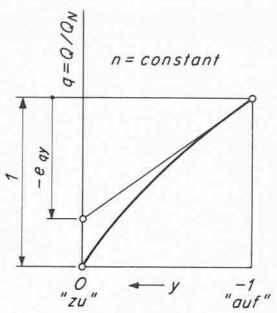

Bild 3. Beiwert e_{qy} für Vollast

Hutarew ([3] S. 135) berücksichtigt in den Bildern 2 und 3 die Vorzeichenumkehr für die negative Beziehung abnehmender Stellgrösse y bei zunehmender Drehzahl x im Regelkreis Bild 1, indem er das negative Vorzeichen in die Grössen y, e_y und e_{qy} verlegt, was für den aufgeschnittenen Regelkreis die einfacher anwendbare Beziehung ergibt $F_0 = +F_R F_s$ statt $-F_R F_s$

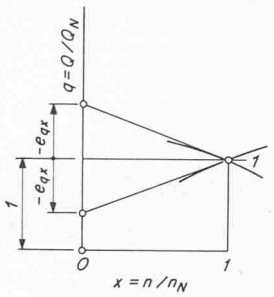

Bild 4. Beiwert e_{qx} für Vollast
([3] Abb. 7.19, S. 138)

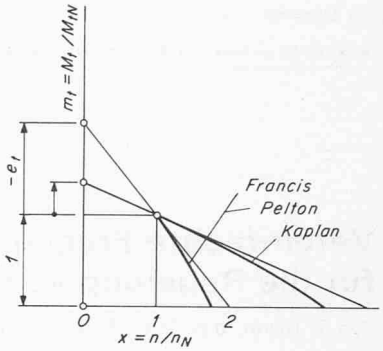

Bild 5. Selbstregelungs-Faktor e_t der Turbine. Statt $e_t \approx -1$ bei Freistrahl- und Francis-, sind bei Kaplan-Turbinen mit hoher spezifischer Drehzahl n_s die Werte für $-e_t$ sehr klein

Bild 3 zeigt den Zusammenhang $-e_{qy}$ zwischen Turbinendurchfluss q und Stellgrösse y, Bild 4 den Zusammenhang $-e_{qx}$ zwischen Turbinendurchfluss q und Drehzahl x.

e_{qy} und e_{qx} verändern *ausschliesslich den Radius* r der Ortskurven, der $r = 1{,}5\ e_{qy}$ in Bild 7 und $r = 1{,}5\ e_{qx}$ in Bild 8 beträgt. Deshalb genügt es, zur Vereinfachung den Winkel β für die Frequenzteilung in Bild 6 für den *Einheitskreis* mit $r = 1$ zu bestimmen.

In den Bildern 7 und 8 ist angegeben, wo dieser Winkel β einzusetzen ist. Ferner ergibt sich aus den in den Bildern 2 und 5 ermittelten Werten von $-e_y$ und $-e_t$ die Lage der kreisförmigen Ortskurven.

Bei der Berechnung der Frequenzteilung in Bild 6 nach Formel (3) ergibt sich, dass nach Durchlaufen des oberen Halbkreises für $\beta = 0°$ bis $180° = \pi$ rad, der Winkel ωT_L für den Ausdruck $\cot \omega T_L$ von 0 bis $90° = \pi/2$ rad anwächst.

Da ohne Elastizität die Laufzeit $T_L = 0$ ist, wird für die Frequenzteilung $\omega T_L = \omega/0 = \infty$ am rechten Ende des Halbkreises. Statt dessen ist bei elastischen Druckwellen für die in Bild 6 angenommene Laufzeit $T_L = 0{,}42$ s und $T_w = 1{,}25$ s, $\omega T_L = 90° = 1{,}57$ rad und danach $\omega = 1{,}57/T_L = 1{,}57$ rad/0,42 s $= 3{,}74$ rad/s statt $\omega = \infty$ ohne Elastizität.

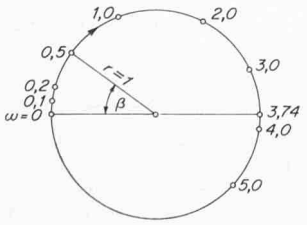

Bild 6. Unabhängig vom Radius r der Ortskurven in den Bildern 7 und 8 lässt sich der Winkel β für ihre Frequenzteilung durch den Einheitskreis mit $r = 1$ nach Formel (3) berechnen. Die angegebenen ω-Werte gelten für $T_L = 0{,}42$ s, $T_w = 1{,}25$ s

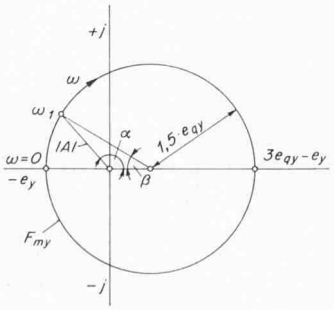

Bild 7. Ortskurve $F_{my} = m/y$ ([3] Abb. 7.11, S. 133). Mit Zentrum auf der reellen Achse ist der Radius $r = 1{,}5\ e_{qy}$ (Bild 3), sie beginnt für $\omega = 0$ bei $-e_y$ (Bild 2). Die Frequenzteilung für ω ergibt sich durch den Winkel β nach Bild 6. $|A|$ und α sind Amplitude und Phase für den Übergang zu Frequenzkennlinien

Im Gegensatz zum krummlinigen Verlauf der Frequenzkennlinien $|A_R|$ α_R für den gemessenen Frequenzgang F_R des Reglers, verlaufen ([2], Bild 2) die berechneten Frequenzkennlinien $|A_S|$, α_S der Regelstrecke geradlinig. Deshalb kann die Bestimmung der Frequenzteilung für den grössten und kleinsten interessierenden Wert von ω unter geradliniger Verbindung genügen.

3. Ortskurven und Frequenzkennlinien kombiniert

Es ist die Methode zu suchen, durch die sich die aus dem Blockschema Bild 1 ersichtliche Verbindung mehrerer Frequenzgänge am einfachsten berechnen lässt. Anstelle der von *Hutarew* [3] ausschliesslich verwendeten Nyquist-Ortskurven behandelt *Fasol* [5] ausschliesslich die Verwendung von Frequenzkennlinien (Bode-Diagramme) für die Darstellung der Frequenzgänge. Es zeigt sich aber, dass die *kombinierte* Verwendung von Ortskurven und Frequenzkennlinien zur *einfachsten* Berechnung führt [6].

Bei Frequenzkennlinien vereinfacht sich die Berechnung für die Serienschaltung von Übertragungsfunktionen, deren Amplitudenwerte zu multiplizieren sind. Das geschieht bei Frequenzkennlinien einfach durch graphische Addition der in logarithmischem Massstab aufgezeichneten Amplitudenwerte, wogegen bei Ortskurven für jeden einzelnen Wert von ω diese Multiplikation rechnerisch durchzuführen ist.

Dagegen ist die aus Parallelschaltung oder Gegenschaltung von Frequenzgängen entstehende Summe oder Differenz von Frequenzgängen mit Frequenzkennlinien nicht einfach durchzuführen ([5], S. 52 ff.). Deshalb sind für den Ausdruck $T_a j\omega - F_{mx}$ in Bild 1 die Ortskurven mit ihrer einfachen vektoriellen Addition durch das Parallelogramm der Vektoren, wie in Bild 8 angewendet, die gegebene Lösung. Da aber in Bild 1 dieser Ausdruck im Nenner steht, ist seine Inversion notwendig, bevor alle weiteren Verbindungen im Regelkreis als Serienschaltungen durch Frequenzkennlinien einfach durchführbar sind.

Auch für diese Inversion sind jedoch Frequenzkennlinien viel einfacher als Ortskurven, bei denen für jeden einzelnen Wert von ω für die Amplitude eine vektorielle Division zu berechnen wäre. Bei Frequenzkennlinien entsteht die Inversion einfach durch Spiegelung der Amplitude um die Achse $A = 1$ und des Phasenwinkels um die Achse $\alpha = 0$ ([5], S. 20).

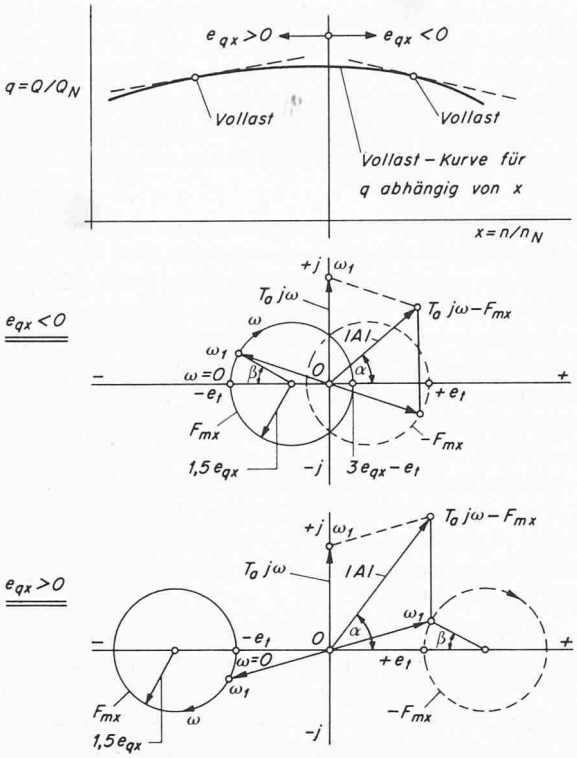

Bild 8. Für die beiden Fälle des Beiwertes $-e_{qx}$ nach Bild 4, wie oben links für ansteigenden Verlauf $e_{qx} > 0$ und rechts für absteigenden Verlauf $e_{qx} < 0$ gezeigt, sind die entsprechenden Ortskurven und die Bildung der Übertragungsfunktion $T_a\, j\omega - F_{mx}$ durch das Parallelogramm der Ortskurven-Vektoren dargestellt, unter Angabe der Amplitude $|A|$ und der Phase α für den Übergang zu Frequenzkennlinien. Den Winkel β entnimmt man aus Bild 6, $-e_t$ aus Bild 5

Für den bei dieser Kombination notwendigen Übergang von Ortskurven auf Frequenzkennlinien sind in den Ortskurven, Bilder 7 bis 9, die für die Frequenzkennlinien gültigen Werte von $|A|$ und α direkt eingetragen.

4. Wegfall einer zweiten Erregungsamplitude

Wenn man als neues Einstellkriterium für Inselbetrieb die Bedingung einführt [2], dass auch kleine Frequenzabweichungen von zum Beispiel 0,25% = 0,125 Hz mit einer Anzahl $a_{1/10} \approx 4$ Halbschwingungen auf 1/10 = 0,0125 Hz, also praktisch ohne verbleibende Dauerschwingungen, abklingen, erreicht man das Optimum für *beste* Frequenzregelung, die mit *hinreichender Stabilität* erreichbar ist. Durch höhere Reglereinstellung würden höhere Frequenzabweichungen entstehen, bei tieferer Einstellung nicht vernachlässigbare Dauerschwingungen.

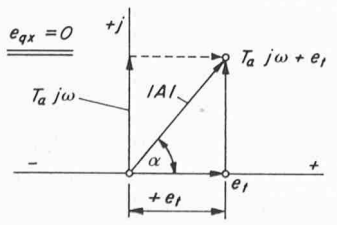

Bild 9. Vereinfachung von Bild 8 für den zwischenliegenden Sonderfall $e_{qx} = 0$ nach Bild 4

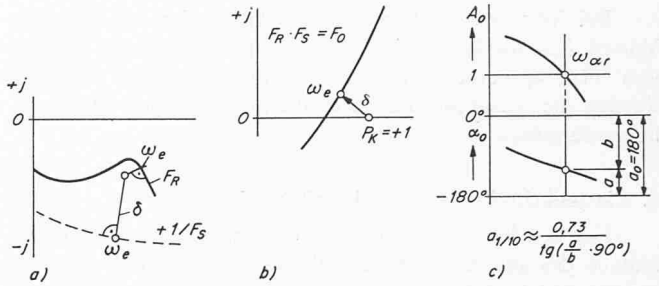

Bild 10. Vereinfachte Bestimmung der Anzahl Halbschwingungen $a_{1/10} \approx 4$

a) Zwei-Ortskurvenverfahren für Regler F_R und Strecke $+1/F_s$

b) Abstand von $P_K = +1$ von der Ortskurve F_0 des aufgeschnittenen Regelkreises im Massstab der Frequenzteilung bei ω_e

c) Frequenzkennlinien von Fasol

Durch Messung mit Erregungsamplituden von $x_0 = 1\%$ und 0,25% wurde der stark entstabilisierende Einfluss der Nichtlinearität nachgewiesen [2].

Die optimale Bedingung des Abklingens der kleinen Frequenzabweichungen von $x = 0{,}25\%$ mit *nicht mehr und nicht weniger* als $a_{1/10} \approx 4$ Halbschwingungen wird *ausschliesslich* durch Einstellung einer Erregungsamplitude von $x_0 = 0{,}25\%$ bei der Messung des Frequenzgangs F_R Bild 1 gemessen. Die Messung mit $x_0 = 1\%$ ergibt annähernd die *zusätzliche* Zahl von Halbschwingungen für das infolge Nichtlinearität schnellere Abklingen grösserer Frequenzabweichungen von $x = 1\%$. Die Annäherung kommt zustande ([7], Bild 7), obschon die Zone von $x = \pm 0{,}25\%$ mit schwacher Dämpfung mehrmals durchlaufen wird.

So interessant zum grundsätzlichen Nachweis des Einflusses der Nichtlinearität Messungen mit zwei verschiedenen Erregungsamplituden waren, wird nach Aufstellung des neuen Optimum-Kriteriums die Messung mit höherer Erregungsamplitude praktisch wertlos.

Es ist *unzulässig*, durch höhere Einstellparameter zu versuchen, die *zusätzlichen* Halbschwingungen für das Abklingen von $x = 1\%$ auf 0,25% herabzusetzen, weil dies durch schlechtere Frequenzregelung das aufgestellte Optimum-Kriterium verletzen würde, und die gleichzeitig entstehende, noch stärkere Dämpfung der kleinsten Frequenzabweichungen ist wertlos. Durch Beschränkung auf eine einzige tiefe Erregungsamplitude wird die Messung des Frequenzgangs F_R *vereinfacht*.

5. Aufgeschnittener Regelkreis F_0

Beim nächsten Schritt der Verbindung des gerechneten Frequenzgangs F_S mit dem gemessenen F_R (Bild 1) handelt es sich um eine weitere Serienschaltung, die wiederum einfacher durch Frequenzkennlinien zu bestimmen ist.

Im Regelkreis muss man der Tatsache Rechnung tragen, dass bei sinkender «negativer» Drehzahl x eine «positive» Öffnung des Stellantriebes y zu erfolgen hat. Wenn man, wie sonst üblich, die Einführung des hierfür notwendigen Minuszeichens in die Schnittstelle des aufgeschnittenen Regelkreises verlegt, gilt für den aufgeschnittenen Regelkreis

$$F_0 = -F_R\, F_S.$$

Hutarew führt dagegen vorteilhaft das Minuszeichen dadurch ein, dass er die Vorzeichenumkehr nicht in die Schnittstelle, sondern gemäss den Bildern 2 und 3 in die Stellgrösse y verlegt, wodurch dem offenen Stellantrieb nicht der Wert +1, sondern $y = -1$ zugeordnet ist. Dadurch entsteht die einfachere Beziehung

$$F_0 = +F_R\, F_S.$$

Bei Verwendung von Frequenzkennlinien hat das den Vorteil, dass die Kennlinien $|A_R|$, α_R und $|A_S|$, α_S zur Bildung von $|A_0|$, α_0 einfach graphisch zu addieren sind. Dadurch werden die Zusammenhänge eindeutig wesentlich übersichtlicher dargestellt.

6. Einstellkriterium $a_{1/10} \approx 4$ Halbschwingungen

Für den letzten Schritt der Bestimmung des Abklingverhaltens des geschlossenen Regelkreises auf Grund des Frequenzgangs F_0 des offenen Regelkreises ist in Bild 10 gegenübergestellt, wie dies bei Ortskurven und bei Frequenzkennlinien zu ermitteln ist. Ausgangspunkt ist die Abkling-Zeitkonstante δ und die Eigenfrequenz der Regelkreisschwingung ω_e [2].

Bei dem meist verwendeten Zwei-Ortskurven-Verfahren Bild 10a mit den Ortskurven F_R für den Regler und der inversen Ortskurve $1/F_S$ für die Regelstrecke muss erst durch Ausprobieren der «kritische Punkt» gesucht werden, von dem aus die Lote auf die beiden Ortskurven die gleiche Eigenfrequenz ω_e ergeben, wobei die Länge der Lote, in der Frequenzteilung der zugehörigen Ortskurve gemessen, den gleichen Wert von δ ergeben.

Bei Ermittlung nach der Ortskurve F_0, Bild 10b, des aufgeschnittenen Regelkreises ist der kritische Punkt $P_K = +1$ bekannt. Die Bildung von F_0 aus den Ortskurven von Regler F_R und Strecke F_S erfordert aber für jeden Wert von ω eine Amplituden-Multiplikation, und für den Massstab von δ als Abstand des Lotes ist die Frequenzteilung der Ortskurve im Fusspunkt ω_e des Lotes zu bestimmen.

Eine starke Vereinfachung bringt die für Frequenzkennlinien von *Fasol* gefundene Formel, Bild 10c, indem man ohne jede Massstabbestimmung direkt $a_{1/10}$ durch das Streckenverhältnis a/b ermittelt. Die Eigenfrequenz ω_e entfällt bei der Aufstellung der Formel [2]. Angenähert gilt $\omega_e \sim \omega_{\alpha_r}$.

So ergibt sich die beste vereinfachende Kombination von Ortskurven und Frequenzkennlinien, wenn man nach Bestimmung von $T_a j\omega - F_{mx}$ durch Ortskurven (Bild 1) *ganz* auf Frequenzkennlinien übergeht.

7. Vorteile automatischer Messauswertung

Aus dem Wegfall einer zweiten Erregungsamplitude nach Abschnitt 4 für die gleiche Reglereinstellung darf man nicht schliessen, dass man überhaupt mit nur einer Messung des Reglerfrequenzgangs F_R (Bild 1) auskommt. Zwar gibt es *Näherungsformeln* ([2], Tabelle 1 und Bild 4) für die Reglereinstellung, die schon den Einfluss elastischer Druckwellen berücksichtigen. Sie würden aber nur für *verzögerungsfrei und ohne Nichtlinearität* reagierende Regler gelten, ergeben also zu geringe Einstellwerte des Reglers.

Um den Einfluss dieser unberücksichtigten Verzögerungen und Nichtlinearitäten zu erfassen, ist es Aufgabe der Frequenzgangmessung, von der Einstellung nach Näherungsformel ausgehend mit möglichst wenigen wiederholten schrittweise veränderten Reglereinstellungen auf den optimalen Wert von $a_{1/10} \approx 4$ Halbschwingungen zu kommen. Anstelle der Frequenzgangmessung mit einer einzigen Reglereinstellung, wofür eine zweite Messung mit höherer Erregeramplitude von zum Beispiel $x_0 = 1\,\%$ ausser $x_0 = 0{,}25\,\%$ praktisch wertlos ist, tritt also unter Beschränkung auf $x_0 = 0{,}25\,\%$ eine *wiederholte* Messung mit *schrittweise veränderter Reglereinstellung*.

Über den so gefundenen besten Einstellwert des Reglers mit $a_{1/10} \approx 4$ Halbschwingungen darf man nicht hinausgehen, weil durch zu starke Näherung an aperiodisches Abklingen ($a_{1/10} = 0$) die Frequenzhaltung im Inselnetz ganz unbrauchbar verschlechtert würde ([2], Bild 3).

Da man dies nicht mehr wie bisher durch Inselbetriebsversuche feststellen kann, genügt es nicht, wie bis jetzt meist üblich, sich auf die Frage zu beschränken, ob eine Reglereinstellung Stabilität sicherstellt. Dass sich dies nicht mehr ausreichende Kriterium beim Zwei-Ortskurven-Verfahren besonders einfach feststellen lässt, erklärt ihre bisher bevorzugte Verwendung.

Die Zahl der schrittweise mit veränderter Reglereinstellungen wiederholten Frequenzgangmessungen lässt sich stark verringern, wenn man nach jedem Schritt gleich weiss, wie weit man vom Ziel $a_{1/10} \approx 4$ Halbschwingungen entfernt ist. Statt dass man bei der ersten Reglereinstellung nach den Näherungsformeln, die sicher zu tief ist, durch praktisch wertlose Messung mit einer höheren Erregungsamplitude Zeit verliert, soll die zweite Messung gleich mit einer «zu stark» erhöhten Reglereinstellung erfolgen, weil man so den zwischenliegenden Wert $a_{1/10} \approx 4$ Halbschwingungen mit möglichst wenigen Schritten erreicht. Die hierzu notwendige Kenntnis der Frequenzlinie $|A_S|$, α_S der Regelstrecke ist kein Problem, da sie für alle Reglereinstellungen gleich bleibt und, *vor* Beginn aller Versuche berechnet, bereits vorliegt.

Dagegen erfordert die Auswertung des gemessenen Reglerfrequenzgangs F_R beim Ausmessen von Amplitudenverhältnis und Phasenverschiebung aus dem registrierten Verlauf von Eingangs- und Ausgangsschwingung einen Zeitaufwand, wodurch nicht gleich *während der Messung* in Abhängigkeit der ω-Werte die Frequenzkennlinie $|A_R|$, α_R und ihre graphische Addition mit den bereits vorliegenden Werten $|A_S|$, α_S zur Bildung von $|A_0|$, α_0 gezeichnet werden kann.

Aus der Formel Bild 10c ergibt sich die weitere Zeitverkürzung, dass man, von tiefen ω-Werten von zum Beispiel 0,2 rad/s ausgehend, die Frequenzgangmessungen schon *abbrechen* kann, wenn $|A_0|$ die Achse $A_0 = 1$ schneidet, da man, um $a_{1/10}$ zu finden, die Frequenzkennlinie für höhere ω-Werte überhaupt nicht braucht.

Um in wenigen Schritten in kurzer Zeit das Optimum von $a_{1/10} \approx 4$ zu finden, ist es vorteilhaft, die Auswertung des gemessenen Frequenzgangs automatisch durchzuführen [8]. Dadurch kann das Aufzeichnen der Frequenzkennlinien zur Entscheidung über die Wahl der Reglereinstellung für den nächsten Versuchsschritt *während* der Messung erfolgen. Diese automatische Auswertung verhindert nicht, bei Bedarf die Ausgangsschwingungen zu registrieren, um Fehler am Regler zu entdecken [8], [9].

Vor Abbruch der Messeinrichtungen ist die Kontrolle der tatsächlichen Reglereinstellung auszuwerten, nach Herstellung einer Übergangsfunktion, die man mit dem Frequenzganggerät durch einen Frequenzsprung herstellt [9].

Durch die erst nach Abbruch der Messeinrichtungen nachträglich ausgewertete Kontrolle blieben versehentlich durchgeführte Änderungen der Reglereinstellung unbemerkt [7], was zu Trugschlüssen führte ([2], Bild 3), die sich nicht mehr versuchsmässig bereinigen liessen.

8. Verkürzte Versuchszeit

Auf die Zeitdauer zur Durchführung der Frequenzgangversuche hat die Berücksichtigung elastischer Druckwellen keinen Einfluss, weil vor Beginn der Versuche die Berechnung der Regelstrecke schon fertig vorliegt, was am einfachsten unter Kombination von Ortskurven und Frequenzkennlinien durchgeführt wird.

Die Versuchszeit selbst wird aber entscheidend herabgesetzt, wenn man anstelle der bisher üblichen Ortskurven ganz auf Frequenzkennlinien zur Bestimmung des Endergebnisses nach der Formel Bild 10c übergeht. Nach der einfachen gra-

phischen Addition der Kennlinien für F_R und F_S zur Bildung der Kennlinie für F_0 des aufgeschnittenen Regelkreises liegt unter Wegfall von Amplituden-Multiplikationen und von Massstabbestimmungen das Ergebnis für die gewählte Reglereinstellung gleich vor.

Darüber hinaus *verkürzt* sich die Versuchszeit durch Verringerung der Anzahl von Messpunkten mit steigender Erregungsfrequenz *auf einen Bruchteil*. Bei den bisher verwendeten Ortskurven hat man nutzlos nur deshalb bis zu ω-Werten der Erregungsfrequenz von $\omega = 5 \cdot 10\ s^{-1}$ und darüber hinaus gemessen, weil es ganz unbekannt war, welcher ω-Wert massgebend ist, was sich durch die zeitraubenden Methoden nach Bild 10a, 10b erst hinterher feststellen liess. Mit Frequenzkennlinien bricht man die Frequenzgangmessung nach Bild 10c gleich ab, sobald die Amplitudenkennlinie $|A_0|$ den Wert $A_0 = 1$ durchschneidet. Ebenso kann man erfahrungsgemäss auf die tiefsten ω-Werte der Erregungsfrequenz verzichten, so dass man mit ganz wenig Messungen bei gleicher Reglereinstellung auskommt, anstelle von bis zu 10 und mehr gemessenen ω-Punkten, wie dies bis jetzt üblich ist.

Diese Verkürzung der Versuchszeit gilt aber nur für die in wiederholten Schritten ermittelte optimale Reglereinstellung, statt dass man sich mit der Stabilitätsprüfung für eine einzige, nicht optimale Reglereinstellung begnügt, während der Zeitaufwand für Versuchsaufbau und Eichen der Geber und Messgeräte unverändert bleibt. Ferner kann man durch zweckmässige weitere Messungen in einem grossen Bereich von Frequenz und Amplitude der Erregung umfangreiche Unterlagen über das dynamische Verhalten von Regler und Regelstrecke gewinnen. So lässt sich z. B. auch durch Messung mit mehr als einer Erregungsamplitude das Ausmass der Nichtlinearität beim Regler erkennen und die Verbesserung durch Massnahmen zur Herabsetzung seiner Verzögerungszeiten nachprüfen. Für alle solche Varianten interessiert aber ausschliesslich das Verhalten bei *nur einer* zugehörigen optimalen Reglereinstellung, die man deshalb jeweils als erste Versuchsphase zu ermitteln und zu eichen hat. Je mehr Varianten dieser Art das Versuchsprogramm enthält, um so grösser wird deshalb durch schrittweises Aufsuchen der zugehörigen optimalen Reglereinstellung die besprochene Zeitersparnis bei Auswertung während der Messung.

Durch die behandelten Mittel zur Vereinfachung der Berechnung unter Einschluss der Elastizität und zur Verkürzung der Versuchszeit eröffnet sich der Weg zur allgemeinen Einführung der Frequenzgangmessungen.

Ohne Möglichkeit von Inselbetriebsversuchen besteht der unbefriedigende Zustand, dass man unzulässigerweise im dunkeln bleibt über die unentbehrliche Bestimmung der optimalen Reglereinstellung für Inselbetrieb bei Trennung vom Verbundnetz. Frequenzgangversuche *im Verbundbetrieb*, abschliessend eindentig mit tragbarem Zeitaufwand durchgeführt, sind deshalb das einzige Mittel, um der Betriebsleitung die Gewissheit zu verschaffen, welche Reglereinstellung für Inselbetrieb vorzusehen ist. Dadurch wird für die Anwendung des IEC-Code den heutigen Notwendigkeiten Rechnung getragen.

Formelzeichen

$a_{1/10}$	Zahl der Halbschwingungen (nach beiden Richtungen) in der Zeit $T_{1/10}$
e_g	Selbstregelungsfaktor des Netzes wird vernachlässigt ($e_g = 0$)
e_t	Selbstregelungsfaktor der Turbine (Bild 5)
e_{qx}	Bild 4
e_{qy}	Bild 3
e_y	Bild 2
h_A	$= T_w/T_L$ bei Vollast
H	Fallhöhe
K	komplexer Faktor Formel (3)
M	Drehmoment
m	relatives Drehmcment
N	Index für Vollast statt 1 bei Teillast
n	Drehzahl (U/min)
n_S	spezifische Drehzahl
Q	Turbinendurchfluss
q	relativer Turbinendurchfluss
r	Radius der Ortskurve
T_a	Anlaufzeit der Schwungmassen in s (Vollast)
T_L	Laufzeit elastischer Druckwellen (halbe Reflexionszeit) in s
T_w	Anlaufzeit der Wassermassen in s (Vollast)
$T_{1/10}$	Abklingzeit auf 1/10 (Regelzeit) in s
x_0	Erregungsamplitude der aufgedrückten Sinusschwingung
x	relative Regelgrösse (Drehzahl)
y	relative Stellgrösse
β	Winkel der Frequenzteilung Bild 6
δ	Abklingzeitkonstante
ω_e	Eigenfrequenz der Regelkreisschwingung Bild 10

Ortskurven und Frequenzkennlinien

F	Frequenzgang	mit *Index:*
$\|A\|$	Amplitude	
α	Phase	
R	für Regler (Regeleinrichtung)	
S	für Regelstrecke (geregelte Anlage)	
0	für Regelkreis (aufgeschnitten)	
F_{mx}	für m/x Bild 8	
F_{my}	für m/y Bild 7	

Literaturverzeichnis

[1] IEC (International Electrotechnical Commission): International Code for testing of speed governing systems for hydraulic turbines – Publication 308, First edition 1970.

[2] *Stein, T.*: Optimale Frequenzregelung von Wasserturbinen bei Trennung vom Verbundnetz, «Schweiz. Bauzeitung» *88* (1970), H. 41, S. 915–920.

[3] *Hutarew, G.*: Regelungstechnik. Dritte Auflage, Berlin 1969, Springer Verlag.

[4] *Cuénod, M.*: Influence des phénomènes de coup de bélier sur le réglage de la vitesse des turbines hydrauliques. «La Houille Blanche», Mars-Avril 1949, S. 163–182.

[5] *Fasol, K. H.*: Die Frequenzkennlinien. Berlin 1968, Springer-Verlag.

[6] *Stein, T.*: Kombinierte Verwendung von Frequenzkennlinien und Ortskurven. «Regelungstechnik» *19* (1971) H. 7, S. 296–298.

[7] *Stein, T.*: Stabilitätsprüfung in grossen Wasserkraftwerken. «Schweiz. Bauzeitung» *86* (1968) H. 40, S. 703–707.

[8] *Fasol, K. H., Schedelberger, I., Tielsch, W.*: Ein neues Gerät für Frequenzgangmessungen in Kraftwerken. «Österreichische Zeitschrift für Elektrizitätswirtschaft» ÖZE *22* (1969) H. 7, S. 333–336 mit Diskussionen H. 12, S. 660–661.

[9] *Fasol, K. H.*: Rationelle regeldynamische Untersuchungen in Kraftwerken. «Elektro-Technische Zeitschrift» ETZ Ausgabe A, erscheint etwa August 1972.

Adresse des Verfassers: *T. Stein*, dipl. Maschinening. ETH, I-36 100 Vicenza, Via Mantovani 36.