

Zeitschrift: Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins, des Verbandes Schweizerischer Elektrizitätsunternehmen = Bulletin de l'Association Suisse des Electriciens, de l'Association des Entreprises électriques suisses

Band: 82 (1991)

Heft: 3

Artikel: Dämpfung von Leistungspendelungen mittels Wirkleistungs- und Blindleistungssteuerung

Autor: Nelles, Dieter / Wache, Markus

DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-902926>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. 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. [Siehe Rechtliche Hinweise.](#)

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. [Voir Informations légales.](#)

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. [See Legal notice.](#)

Download PDF: 15.10.2024

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

Dämpfung von Leistungspendelungen mittels Wirkleistungs- und Blindleistungssteuerung

Dieter Nelles und Markus Wache

Bei Störungen im elektrischen Energieversorgungsnetz werden Leistungspendelungen angestoßen, die im allgemeinen gut gedämpft sind. Teilweise treten jedoch auch schwach gedämpfte oder gar ungedämpfte Schwingungen auf. Zur Verbesserung der Dämpfung können Wirk- und Blindleistungssteller in Kraftwerk und Netz herangezogen werden. Es wird gezeigt, in welchem Masse die einzelnen Stellglieder stabilitätsverbessernd wirken, wenn sie optimal angesteuert werden.

Les perturbations dans les réseaux de distribution d'énergie engendrent des fluctuations pendulaires de la puissance qui sont généralement bien amorties. Mais il peut aussi se produire des oscillations faiblement amorties, voire non amorties. Pour améliorer l'amortissement on peut recourir à des gradateurs de puissance active et de puissance réactive dans la centrale et le réseau. Il est montré dans quelle mesure les organes de commande améliorent la stabilité quand ils sont pilotés de manière optimale.

Adresse der Autoren

Prof. Dr.-Ing. Dieter Nelles und Dipl.-Ing. Markus Wache, Universität Kaiserslautern, Fachbereich Elektrotechnik, Lehrstuhl für Elektrische Energieversorgung, Postfach 3049, D-6750 Kaiserslautern

Das Verbundnetz verbindet viele Generatoren, die gegeneinander wie ein Feder-Masse-System schwingen können. Bei diesen Schwingungen wird kinetische Energie, die in den rotierenden Wellensträngen der Generatoren gespeichert ist, über das Netz ausgetauscht. Um einen ordnungsgemässen Netzbetrieb zu gewährleisten, ist es notwendig, dem System die Schwingungsenergie zu entziehen und damit dämpfend zu wirken. Dies kann auf verschiedene Art erfolgen [1]:

- Änderung des Antriebsmomentes oder der Antriebsleistungen im Takt der Schwingung.
- Änderung der Kopplung zwischen den Generatoren im Takt der Schwingung. Dies entspricht einer Veränderung der Federkonstante im Feder-Masse-System und wird im Netz durch eine Spannungsänderung über die Erregereinwirkung erreicht.
- Einspeisung einer schwingenden Wirkleistung in das Netz.
- Änderung der Kopplung über zusätzlich im Netz installierte steuerbare Kompensatoren.

Für die verschiedenen Wirkungsmechanismen der Dämpfung lässt sich ein Zusammenhang zwischen zugelassener Stellgrössenamplitude und erreichbarer Dämpfung ableiten. Hierzu wird von einem einfachen Modellnetz ausgegangen.

Modellnetz

In dem System nach Bild 1 speist ein Generator G über die Reaktanzen X_1 und X_2 auf ein leistungsstarkes Netz Q . Der Generator wird durch eine innere Reaktanz X'_d und eine innere Spannung E' nachgebildet. Die Ersatzgrössen X'_d und E' sind abhän-

gig von der Pendelfrequenz. In dem in Frage kommenden Frequenzbereich 0,5...2 Hz kann man mit guter Näherung die transienten Grössen der Synchronmaschine einsetzen. Für langsame Pendelungen, zum Beispiel 0,2 Hz, die in ausgedehnten Netzen auftreten können [2], gehen die transienten Grössen (X'_d , E') in die synchronen Werte (X_d , E) über. Die Winkellage des Spannungszeigers \underline{E}' gegenüber der starren Netzspannung $\underline{U}_Q = U_Q$ wird durch die Lage des Generatorpolrades bestimmt.

$$\underline{E}' = E' e^{j\vartheta} \quad (1)$$

Zwischen Generator und Netz liegt eine Leitung mit den Reaktanzen X_1 und X_2 . Die ohmschen Leitungswiderstände beeinflussen die natürliche Dämpfung nicht und verändern kaum die Schwingungsfrequenz, so dass sie vernachlässigt werden sollen. Im Zuge der Leitungen ist ein Kompensator C installiert.

$$\underline{Z}_C = R_C + jX_C = 1/\underline{Y}_C = 1/(G - jB) \quad (2)$$

Für die Berechnung des Leistungsaustausches zwischen Generator G und Netz Q lässt sich eine einfache Ersatzschaltung bilden (Bild 2).

$$\underline{Z}_e = j(X'_d + X_1) + \frac{jX_2 \underline{Z}_C}{jX_2 + \underline{Z}_C}$$

$$\underline{Z}_e = j(X'_d + X_1) + \frac{jX_2}{1 + jX_2 \underline{Y}_C} = R_e + jX_e \quad (3)$$

$$\underline{u}_e = \frac{\underline{Z}_C}{\underline{Z}_C + jX_2} u_Q = \frac{1}{1 + jX_2 \underline{Y}_C} u_Q \quad (4)$$

Aus dem Zeigerdiagramm für das Ersatznetz (Bild 3) ist die Leistungsabgabe des Generators zu bestimmen.

Die Scheinleistung der fiktiven inneren Spannungsquelle E' ergibt sich zu

$$\underline{S} = \underline{E}' \underline{I}^* = \underline{E}' \frac{\underline{E}'^* - \underline{U}_e^*}{\underline{Z}_e} \quad (5)$$

Mit Gleichung (1) folgt daraus:

$$\underline{S} = \frac{E'^2}{Z_e} - E' \frac{U_e^*}{Z_e} \cdot \cos \vartheta - jE' \frac{U_e^*}{Z_e} \cdot \sin \vartheta \quad (6)$$

Setzt man die Gleichungen (2)...(4) ein und spaltet in Real- und Imaginärteil auf, so erhält man die Wirk- und Blindleistungsabgabe der fiktiven Spannungsquelle E'

$$P = P_g + P_1 \cos \vartheta + P_m \sin \vartheta \quad (7)$$

$$Q = Q_g + Q_1 \cos \vartheta + Q_2 \sin \vartheta \quad (8)$$

Die Koeffizienten P_g, P_1, P_m und Q_g, Q_1, Q_2 hängen von den Netzparametern X'_d, X_1, X_2, U_Q sowie den Steuergrößen G, B und E' ab.

Da innerhalb des Generators keine Wirkleistung umgesetzt wird ($R'_d = 0$), ist P auch die Wirkleistungsabgabe des Generators.

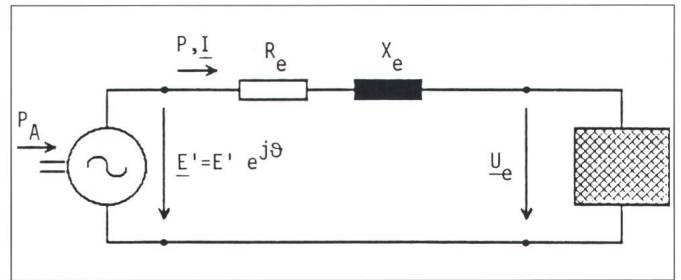
$$P_G = P \quad (9)$$

Für die Blindleistung gilt:

$$Q_G = Q - X'_d I^2 \quad (10)$$

Der elektrischen Wirkleistung, die über Gleichung (7) von dem Polradwinkel ϑ abhängt, steht die Antriebs-

Bild 2
Ersatznetz bei Wirk- und Blindleistungssteuerung



leistung der Turbine P_A gegenüber. Eine Differenz zwischen beiden führt zur Beschleunigung des Wellenstranges:

$$T_A \ddot{\vartheta} = P_A - P(\vartheta) - C_D \dot{\vartheta} \quad (11)$$

Diese Gleichung gilt in der Nähe der Nenndrehzahl $n \approx 1$ für die Drehmoment- und Leistungsbilanz. Sie beschreibt eine nichtlineare Schwingung, deren Abklingverhalten durch die Dämpfungskonstante C_D bestimmt wird.

Besonders einfache Verhältnisse ergeben sich im stationären Zustand, wenn der Kompensator ausgeschaltet ist. Dann gilt mit $\underline{Y}_C = 0, P_g = P_l = Q_2 = 0$:

$$\underline{Z}_{e0} = j(X'_d + X_1 + X_2) = jX_0 \quad (12)$$

$$\underline{U}_{e0} = U_Q \quad (13)$$

$$P_0 = E'_0 U_Q / X_0 \sin \vartheta_0 = P_{m0} \sin \vartheta_0 \quad (14)$$

$$Q_0 = E_0^2 / X_0 - E'_0 U_Q / X_0 \cos \vartheta_0 \quad (15)$$

Zur Veranschaulichung der Gleichungen soll im Bild 1 ein Generator mit der Leistung $S_n = 1000$ MVA an-

genommen werden, der über einen Blocktransformator gleicher Leistung und eine 350 km lange Freileitung ($U_n = 380$ kV, $X'_L = 0,26$ Ω /km) in ein leistungsstarkes Versorgungsnetz speist. Als Bezugsgrößen bieten sich die Nennwerte $S_n = 1000$ MVA und $U_n = 380$ kV an. Damit ergibt sich als Nennimpedanz $Z_n = 380^2 / 1000$ $\Omega = 144,4$ Ω . Der Blocktransformator $S_n = 1000$ MVA, $u_K = 17\%$ sowie eine $l_1 = 70$ km lange Leitung liefern die Teilreaktanz $X_1 = 0,17 + 70 \cdot 0,26 / 144 = 0,3$. Das zweite Leitungsteilstück habe die Länge $l_2 = 280$ km, so dass sich die Teilreaktanz $X_2 = 280 \cdot 0,26 / 144 = 0,5$ ergibt. Die für europäische Verhältnisse relativ schwache Kopplung zwischen Generator und starrer Spannung wurde gewählt, um ein Testnetz zu erhalten, in dem alle beschriebenen Dämpfungsmassnahmen sinnvolle Lösungen darstellen. Wie aus den später abgeleiteten Gleichungen hervorgeht, ist in stark vermaschten Netzen mit kurzen Übertragungsleitungen der statische Kompensator beispielsweise kaum in der Lage, wirksam die Leistungspendelungen zu bedämpfen.

Mit diesen Zahlenwerten folgt für den stationären Betriebspunkt (siehe Bild 3):

$$X_0 = 1,2 \quad P_{m0} = 1 \quad P_0 = 0,8 \quad Q_0 = 0,6$$

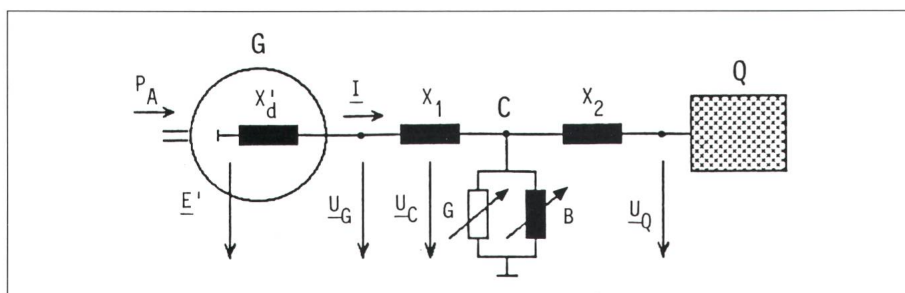


Bild 1 Wirk- und Blindleistungssteuerung in einem Netz

- C Kompensator mit Blindleitwert B und Wirkleitwert G
- G Generator mit innerer Spannung \underline{E}' und innerer Reaktanz X'_d
- I Generatorstrom
- P_A Antriebsleistung
- Q Netz
- $\underline{U}_G, \underline{U}_C, \underline{U}_Q$ Spannungen an Generator, Kompensator, Netz
- X_1, X_2 Leitungsreaktanzen

Zahlenwerte für Beispiel (siehe Text):

$$\begin{array}{llll} E'_0 = 1,2 & U_Q = 1 & X'_d = 0,4 & X_1 = 0,3 \\ X_2 = 0,5 & Q_0 = 0,6 & P_0 = 0,8 & \vartheta_0 = 53^\circ \\ G = B = 0 & T'_{dL} = 1,5s & T_A = 8s & C_D = 2(\triangleq T_D = 8s) \end{array}$$

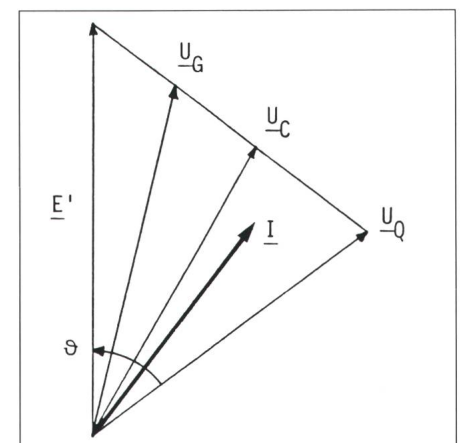


Bild 3 Zeigerdiagramm für den stationären Betriebspunkt

Nach den Gleichungen (9) und (10) ergibt sich für die Generatorklemmen:

$$P_{G0} = 0,8 \quad Q_{G0} = 0,6 - 0,4 \cdot 1^2 = 0,2$$

Setzt man Gleichung (7) in Gleichung (11) ein und linearisiert man in diesem Betriebspunkt mit $P_l = P_g = 0$, so ergibt sich:

$$\vartheta = \vartheta_0 + \Delta\vartheta; \quad P_A = P_{A0} + \Delta P_A \quad (16)$$

$$T_A \Delta\ddot{\vartheta} = \Delta P_A - P_{m0} \cos \vartheta_0 \cdot \Delta\vartheta - C_D \Delta\dot{\vartheta} \quad (17)$$

Für ein schwach gedämpftes System liefert diese Differentialgleichung:

$$\Delta\vartheta = \Delta\hat{\vartheta} e^{-t/T_D} \sin(\omega_e t + \varphi) \quad (18)$$

$$\omega_e = \sqrt{\frac{P_{m0} \cos \vartheta_0}{T_A}}$$

$$= \sqrt{\frac{1 \cdot \cos 53^\circ}{10 \cdot 314}} = 0,0138 \quad (19)$$

Dieser p.u.-Wert ergibt die Frequenz:

$$f_e = 0,0138 \cdot 50 = 0,69 \text{ Hz} \quad (20)$$

$$T_D = \frac{2 T_A}{C_D} = \frac{2 \cdot 8}{2} = 8 \text{ s} \quad (21)$$

Für Drehzahlabweichung und Leistungspendelung ergibt sich:

$$v = \Delta\dot{\vartheta} = \hat{v} e^{-t/T_D} \cos(\omega_e t + \varphi) \quad (22)$$

$$\Delta P = \Delta\hat{P} e^{-t/T_D} \sin(\omega_e t + \varphi) \quad (23)$$

mit:

$$\hat{v} = \omega_e \Delta\hat{\vartheta} = 0,0138 \Delta\hat{\vartheta} \quad (24)$$

$$\Delta\hat{P} = P_{m0} \cos \vartheta_0 \Delta\hat{\vartheta} = 0,6 \Delta\hat{\vartheta} \quad (25)$$

Die Amplituden der gedämpften Schwingungen nehmen exponentiell ab. Für die erste Pendelperiode gilt nach den Gleichungen (18)...(21):

$$\Delta\vartheta_1 / \Delta\hat{\vartheta} = \Delta v_1 / \hat{v} = \Delta P_1 / \Delta\hat{P} = 1 - e^{-T_e/T_D}$$

$$= 1 - e^{-1/(0,69 \cdot 8)} = 0,166 \quad (26)$$

Die vier in der Einleitung beschriebenen Dämpfungsverfahren sollen nun so eingesetzt werden, dass sie jeweils den gleichen Dämpfungsbeitrag liefern wie die natürliche Dämpfung C_D . Dies geschieht durch Aussteuerung der Variablen in den Gleichun-

Verwendete Formelzeichen

\hat{B}	Maximale Änderung des Blindleitwertes
C_D	Dämpfungskonstante bei natürlicher Dämpfung
C_A	Dämpfungskonstante bei Ansteuerung der Antriebsleistung
C_E	Dämpfungskonstante bei Ansteuerung der Erregerspannung
E'	Transiente Spannung
$\Delta\hat{E}'$	Maximale Änderung der transienten Spannung
f_e	Eigenfrequenz in Hz
\hat{G}	Maximale Änderung des Wirkleitwertes
I	Generatorstrom
P_A	Antriebsleistung
P_m	Maximale Übertragungsleistung
$\Delta\hat{P}$	Amplitude der Leistungspendelung
$\Delta\hat{P}_A$	Maximale Änderung der Antriebsleistung
ΔQ	Blindleistungspendelungen, hervorgerufen durch die Steuerung der Erregerspannung U_f
$S = P + jQ$	Scheinleistungsabgabe der inneren Spannungsquelle E'
T_A	Anlaufzeitkonstante
T_D	Dämpfungszeitkonstante
T'_{dL}	Transiente Lastzeitkonstante
T_e	Eigenschwingungsdauer
U_e	Spannung der Ersatzspannungsquelle
$\Delta\hat{U}_f$	Maximale Änderung der Erregerspannung
U_Q	Netzspannung
$v = \Delta\dot{\vartheta} = \dot{\vartheta}$	Drehzahlabweichung
\hat{U}	Amplitude der Drehzahlpendelung
ΔU_A	Änderung der Drehzahlamplituden während einer Pendelperiode bei dämpfungsoptimaler Steuerung
$\Delta U'_A$	ΔU_A bei optimiertem linearem Regler
X'_d	Transiente Reaktanz
X_K	Kurzschlussreaktanz
X_1, X_2	Netzreaktanz
X_0	Gesamtreaktanz (X_e ohne Ansteuerung)
$Y_C = G - jB$	Leitwert des Kompensators
$\underline{Z}_e = R_e + jX_e$	Ersatzimpedanz
ϑ	Polradwinkel
$\Delta\vartheta$	Polradwinkelabweichung
$\Delta\hat{\vartheta}$	Anfangswert der Polradwinkelabweichung
$\Delta\vartheta_A$	Unterschied zwischen dem stationären Winkel mit und ohne Ansteuerung des Antriebsmomentes
ε	Dämpfung während einer Pendelperiode
ε_A	ε bei Steuerung des Antriebsmomentes
ε_E	ε bei Steuerung der Erregung
ε_P	ε bei Wirkleistungseinspeisung
ε_Q	ε bei Steuerung der Blindleistungseinspeisung
ε_L	ε durch Netzlast
ω_e	Eigenkreisfrequenz in p.u.
0	Index für stationären Betrieb

gen (2)...(11). So wird der direkte Vergleich zwischen den Verfahren möglich.

1. Die Antriebsleistung P_A wird über den Drehzahlregelkreis beeinflusst [Gleichung (11)]:

$$P_A = P_{A0} + \Delta P_A$$

$$\Delta\hat{P}_A \leq \Delta P_A \leq \Delta P_A \quad (27)$$

2. Die transiente Spannung E' in Gleichung (5) kann durch Verstellen

der Erregerspannung geändert werden:

$$E' = E'_0 + \Delta E'$$

$$-\Delta\hat{E}' < \Delta E' < \Delta\hat{E}' \quad (28)$$

3. Wirkleistungseinspeisungen in das Netz lassen sich bei der Ersatzschaltung nach Bild 1 durch Veränderung des Leitwertes G in Gleichung (2) simulieren. Für annähernd konstante Spannung U_C am Einbauort des Wirk-

leistungsstellers sind Wirkleistung P_C und Leitwert G proportional. Mit Gleichstromkurzkupplungen, HGÜ, Batteriespeichern oder anderen Wirkleistungsspeichereinrichtungen kann man somit den Leitwert G in positive oder negative Richtung verstellen.

$$-\hat{G} \leq G \leq \hat{G} \quad (29)$$

Sind in der Umgebung eines Blindleistungskompensators spannungsabhängige Wirklasten installiert, so wirken diese bei Ansteuerung des Blindstromkompensators ebenfalls wie ein Wirkleistungssteller.

4. Durch einen Blindleistungskompensator im Netz wird der Blindleitwert B in Bild 1 und Gleichung (2) verstellt. Bei entsprechender Auslegung ist es möglich, dass B positive und negative Werte annehmen kann.

$$-\hat{B} \leq B \leq \hat{B} \quad (30)$$

Da steuerbare Wirkleistungssteller in der Regel über Wechselrichter an das Netz gekoppelt sind, können diese unter Umständen gleichzeitig Wirk- und Blindleistung stellen.

Zustandsraumdarstellung

Die Differentialgleichung (11) ist von der Ordnung 2 und lässt sich durch zwei Differentialgleichungen 1. Ordnung darstellen, wenn als Hilfsvariable die Drehzahlabweichung V eingeführt wird.

$$\begin{aligned} \dot{V} &= 1/T_A [P_A - P(\vartheta) - C_D V] \\ \dot{\vartheta} &= V \end{aligned} \quad (31)$$

mit:
 $P(\vartheta)$ nach Gleichung (7)

Durch Elimination der Zeit ergibt sich in der V - ϑ -Ebene:

$$\dot{V}/\dot{\vartheta} = dV/d\vartheta = \frac{1}{T_A V} [P_A - P(\vartheta) - C_D V]$$

Diese Differentialgleichung 1. Ordnung lässt sich geschlossen lösen, wenn die Systemdämpfung C_D vernachlässigt wird. Mit Gleichung (7) liefert die Integration:

$$V^2 = 2/T_A [(P_A - P_0) \vartheta - P_1 \sin \vartheta + P_m \cos \vartheta + C] \quad (32)$$

Dabei ist C die Integrationskonstante.

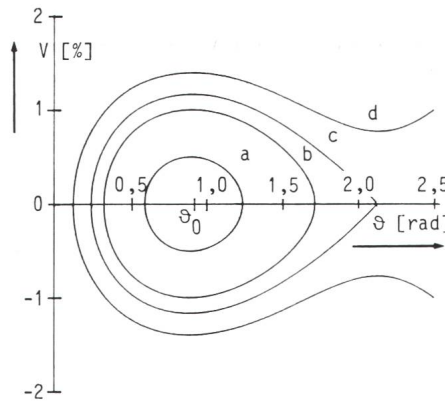


Bild 4 Trajektorien $V(\vartheta)$ für Netz nach Bild 1
 a Dauerschwingung im linearen Bereich
 b Dauerschwingung im nichtlinearen Bereich
 c Stabilitätsgrenze
 d instabiler Betrieb
 V Drehzahlabweichung (in % der Netzfrequenz)
 ϑ Polradwinkel

Für das ungesteuerte System gilt:

$$\begin{aligned} E' &= E'_0 = 1,2 & G &= B = 0 \\ P_A &= P_{A0} = 0,8 & P_0 &= P_1 = 0 \\ P_m &= P_{m0} = 1 \end{aligned}$$

So ergeben sich die in Bild 4 dargestellten Trajektorien in der V - ϑ -Ebene [3]. Sie sind geschlossen, wenn das System wegen der fehlenden Dämpfung ($C_D = 0$) Dauerschwingungen ausführt. Die grösste noch geschlossene Kurve c begrenzt den Einzugsbereich und bildet damit die transiente Stabilitätsgrenze. Die offene Kurve d ausserhalb dieses Bereiches gilt für einen instabilen Fall.

Liegen Pendelungen mit kleiner Amplitude vor, so kann Gleichung (7) um den stationären Betriebspunkt ($V_0 = 0$; $\vartheta_0 = 53^\circ$) linearisiert werden. Gleichung (32) beschreibt dann Ellipsen oder bei geeignetem Massstab Kreise (Kurve a in Bild 4).

Antriebsleistung

Wird in Gleichung (11) die Antriebsleistung P_A proportional zur Drehzahl ϑ verstellt, so liefert der Drehzahlregler einen Beitrag zur Dämpfung.

$$P_A = P_{A0} - C_A \dot{\vartheta} \quad (33)$$

$$T_A \ddot{\vartheta} = P_{A0} - C_A \dot{\vartheta} - P(\vartheta) - C_D \dot{\vartheta}$$

Die Realisierung eines solchen Dämpfungsreglers bedingt, dass im Drehzahlregelkreis die Turbinenlei-

stung verzögerungsfrei der gemessenen Drehzahl folgt. Da bei den üblichen Pendelfrequenzen von $f_e = 1$ Hz das thermische Verhalten eines Kraftwerkblockes zur Phasenverschiebung von mehr als 90° führt, kann der Drehzahlregler schwingungsanfachend wirken. Für langsame Pendelungen, zum Beispiel $f_e = 0,2$ Hz, wird jedoch in allgemeinen ein dämpfender Beitrag des Drehzahlreglers erreicht.

Unter idealen Voraussetzungen ist die Dämpfungskonstante C_A allein durch die zulässige Verstellung der Antriebsleistung $\Delta \hat{P}_A$ bestimmt. Wird C_A so gewählt, dass bei maximaler Drehzahlabweichung V_m an der Stabilitätsgrenze gerade $\Delta \hat{P}_A$ erreicht wird, so folgt:

$$\Delta \hat{P}_A = C_A \cdot V_m \quad (34)$$

Für das in Bild 1 gewählte Beispiel gilt $V_m = 0,0115$. Soll nun die künstliche Dämpfung C_A durch den Turbinenregler gerade so gross sein wie die natürliche Dämpfung $C_D = 2$, so werden folgende Pendelamplituden der Turbinenleistung notwendig:

$$\Delta \hat{P}_A = 2 \cdot 0,0115 = 0,023 \quad (35)$$

Ein derartig optimaler Regler ist linear.

Durch den Einsatz eines nichtlinearen Zweipunktreglers, der zwischen den Maximalwerten $\pm \Delta \hat{P}_A$ umschaltet, ist ein dämpfungsoptimaler Regler zu realisieren. Dämpfungsoptimal ist dabei so definiert, dass während einer Pendelperiode die Amplitude der Schwingung um den maximal möglichen Wert reduziert wird [4]. Es ergibt sich so ein im Sinne von Pontrjagin annähernd zeitoptimales Verhalten [5]. Lediglich in der Umgebung des Endpunktes (ϑ_0, V_0) mit $V_0 = 0$ unterscheiden sich zeitoptimale und dämpfungsoptimale Regler nennenswert. Dieser Tatsache kommt jedoch in der Praxis keine Bedeutung zu, da in der Nähe des stationären Betriebes ohnedies von dem Zweipunktverhalten abgegangen werden muss, um Grenzyklen zu vermeiden.

Bei abgeschaltetem Kompensator gilt für Gleichung (7):

$$P_0 = P_1 = 0 \quad P_m = P_{m0} = 1$$

Die Ansteuerung des Antriebsmomentes liefert:

$$P_A = P_{A0} \pm \Delta P_A \quad (36)$$

Damit ergeben sich zwei quasi stationäre Polradwinkel (Bild 5):

$$\vartheta_{01} = \vartheta_0 - \Delta\vartheta_A \quad (37)$$

$$\vartheta_{02} = \vartheta_0 + \Delta\vartheta_A \quad (38)$$

Aus Gleichung (7) folgt:

$$\sin \vartheta_{01} = P_A / P_{mo}$$

$$\sin (\vartheta_0 + \Delta\vartheta_A) = (P_{A0} + \Delta P_A) / P_{mo} \quad (39)$$

$$\cos (\vartheta_0 + \Delta\vartheta_A) = \Delta P_A / P_{mo}$$

$$\Delta\vartheta_A = \frac{\Delta P_A}{P_{mo} \cos \vartheta_0} \quad (40)$$

Durch Umschalten zwischen Kreisen mit den Mittelpunkten ϑ_{01} und ϑ_{02} lässt sich so während einer Periode die Winkelamplitude um $4 \cdot \Delta\vartheta_A$ verringern.

$$\epsilon_A = 4 \Delta\vartheta_A = \frac{4 P_A}{P_{mo} \cos \vartheta_0} = \frac{4 \cdot 0,023}{1 \cdot \cos 53^\circ} = 0,153 \quad (41)$$

Die Drehzahlamplitude ändert sich nach Gleichung (24) um:

$$\Delta V_A = 0,0138 \cdot 0,153 = 0,00211 \quad (42)$$

Der lineare Reglerentwurf liefert die gleichen Drehzahländerungen wie die natürliche Dämpfung nach Gleichung (26). Mit der maximalen Pendelamplitude $V_m = 0,0115$ ergibt sich:

$$\Delta V_A = 0,166 \cdot 0,0115 = 0,00191 \quad (43)$$

Dies entspricht einer Abweichung von 10%. Ein Vergleich zwischen den

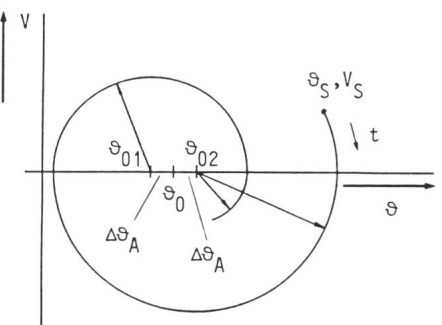


Bild 5 Trajektorien $V(\vartheta)$ bei dämpfungsoptimaler Umschaltung der Antriebsleistung. Durch Umschalten zwischen ϑ_{01} und ϑ_{02} lässt sich die Winkelamplitude während einer Periode um $4 \cdot \Delta\vartheta$ verringern.

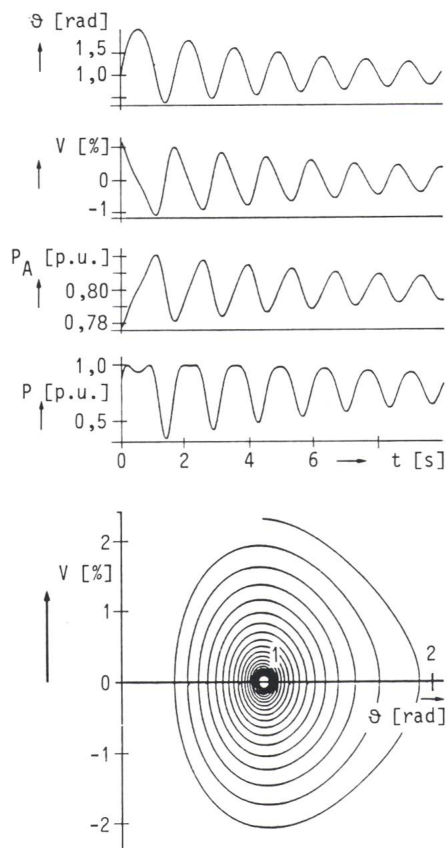


Bild 6 Dämpfung durch Steuerung der Antriebsleistung mittels linearem Regler
 ϑ Polradwinkel
 V Drehzahlabweichung (in % der Netzfrequenz)
 P_A Antriebsleistung bezogen auf die Nennscheinleistung (= 1 p.u.)
 P Generatorleistung bezogen auf die Nennscheinleistung (= 1 p.u.)
 t Zeit

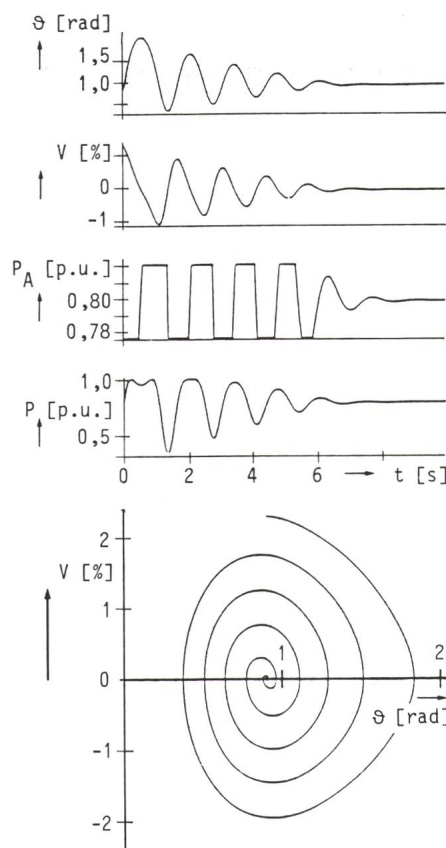


Bild 7 Dämpfung durch Steuerung der Antriebsleistung mittels dämpfungsoptimalem Regler
 ϑ Polradwinkel
 V Drehzahlabweichung (in % der Netzfrequenz)
 P_A Antriebsleistung bezogen auf die Nennscheinleistung (= 1 p.u.)
 P Generatorleistung bezogen auf die Nennscheinleistung (= 1 p.u.)
 t Zeit

Ausgleichsvorgängen bei Dämpfung mit linearen und optimalen Reglern zeigen Bilder 6 und 7.

Erregung

Die Erregerspannung U_f beeinflusst die transiente Spannung E' . Wird sie entsprechend Gleichung (28) verändert, so ergibt sich bei abgeschalteten Kompensatoren $Y_C = 0$ für die Gleichungen (3) ... (5):

$$Z_e = j X_0 \quad (44)$$

$$u_e = u_Q \quad (45)$$

$$\underline{s} = \frac{U_Q}{X_0} \cdot (E'_0 + \Delta E') \cdot \sin \vartheta + j \cdot \left[\frac{1}{X_0} \cdot (E'_0 + \Delta E')^2 - \frac{U_Q}{X_0} \cdot (E'_0 + \Delta E') \cdot \cos \vartheta \right] \quad (46)$$

Die Ausdrücke (44) und (45) stimmen mit den Gleichungen (12) und (13) überein. Für Gleichung (46) erhält man unter Ausnutzung der Gleichung (14) und Vernachlässigung des Gliedes mit $\Delta E'^2$:

$$P = \text{Re}(\underline{s}) = P_{mo} \sin \vartheta + P_{mo} \sin \vartheta \frac{\Delta E'}{E'_0} \quad (47)$$

$$Q = \text{Im}(\underline{s}) = \frac{E'_0{}^2}{X_0} - \frac{U_Q E'_0}{X_0} \cdot \cos \vartheta + \left(2 \cdot \frac{E'_0{}^2}{X_0} - \frac{U_Q E'_0}{X_0} \cdot \cos \vartheta \right) \cdot \frac{\Delta E'}{E'_0} \quad (48)$$

Aus Gleichung (11) folgt dann für $C_D = 0$:

$$T_A \ddot{\vartheta} = P_A - P_{mo} \sin \vartheta - P_{mo} \sin \vartheta \Delta E' / E' \quad (49)$$

Um dämpfend zu wirken, muss nun die transiente Erregerspannung $\Delta E'$

proportional zur Drehzahl ϑ verstellt werden.

Soll der gleiche dämpfende Effekt erreicht werden wie bei der natürlichen Dämpfung und der Dämpfung über den Drehzahlregelkreis angenommen wurde, so gilt:

$$C_E = C_A = C_D = 2 \quad (50)$$

Bei maximaler Drehzahlabweichung $V_m = 0,0115$ gilt dann:

$$P_{m0} \sin \vartheta \Delta E'/E'_0 = C_D V_m \quad (51)$$

Für den mittleren Polradwinkel $\vartheta = \vartheta_0 = 53^\circ$ und die Netzdaten des Bildes 1 folgt:

$$\Delta E'/E'_0 = 2 \cdot 0,0115 / (1 \cdot \sin 53^\circ)$$

$$\Delta E'/E'_0 = 0,029 \quad (52)$$

Analog zu den Gleichungen (36) ... (41) lässt sich ein Dämpfungsmass ε_E für die optimale Steuerung der transienten Spannung $\Delta E'$ ermitteln.

Aus Gleichung (7) folgt mit $P_g = P_l = 0$:

$$P_{A0} = P_m \sin \vartheta = P_{m0} \sin (\vartheta_0 + \Delta \vartheta_E) + P_{m0} \sin (\vartheta_0 + \Delta \vartheta_E) \Delta \hat{E}'/E'_0 \quad (53)$$

Trennt man den stationären Betriebspunkt von den Abweichungen, so ergibt sich:

$$0 = P_{m0} \cos \vartheta_0 \Delta \vartheta_E + P_{m0} \sin \vartheta_0 \Delta \hat{E}'/E'_0 + P_m \cos \vartheta_0 \Delta \vartheta_E \Delta \hat{E}'/E'_0 \quad (54)$$

Der letzte Summand kann vernachlässigt werden. Mit Gleichung (41) folgt für die Dämpfung:

$$\varepsilon_E = 4 |\Delta \vartheta_E| = 4 \cdot |-\tan \vartheta_E \Delta \hat{E}'/E'_0| = 4 \tan 53^\circ \cdot 0,029 = 0,153 \quad (55)$$

Dieser Wert stimmt mit dem Ergebnis aus Gleichung (41) überein, weil der Steuerungshub $\Delta \hat{E}'$ gerade so gewählt wurde, dass ein linearer optimaler Regler die Dämpfung $C_D = C_A$ erreicht. Folglich muss ein nichtlinearer Regler über die Erregung das gleiche Ergebnis liefern wie ein nichtlinearer Regler über das Antriebsmoment.

Die relativ kleine Amplitude $\Delta \hat{E}'/E'_0 = 0,029$ muss durch Modulation der Erregerspannung bewirkt werden. Zwischen beiden liegt ein Verzögerungsglied mit der transienten Lastzeitkonstanten T'_{dL} . Dadurch ergibt sich ein Verstärkungsfaktor:

$$\Delta \hat{U}_f / \Delta \hat{E}' = K = \sqrt{1 + (T'_{dL} \omega_e)^2} = \sqrt{1 + (1,5 \cdot 2 \pi \cdot 0,69)^2} = 6,6 \quad (56)$$

Somit ist die notwendige Verstellung der Erregerspannung U_f bezogen auf die Leerläufererregerspannung:

$$\Delta \hat{U}_f = K \cdot \Delta \hat{E}' = 6,6 \cdot 0,029 \cdot 1,2 = 0,23 \quad (57)$$

Aus Gleichung (48) geht hervor, dass die periodische Verstellung der transienten Spannung $\Delta E'$ zwangsläufig auch eine Blindleistungspendelung zur Folge hat.

$$\Delta Q = (2 E'_0{}^2 / X_0 - E'_0 U_Q / X_0 \cdot \cos \vartheta_0) \frac{\Delta E'}{E'_0} = (2 \cdot 1,2^2 / 1,2 - 1,2 / 1,2 \cdot \cos 53^\circ) 0,029 = (2,4 - 0,6) \cdot 0,029 = 0,0521 \quad (58)$$

Es entsteht somit eine Blindleistungspendelung von etwa 5% der Nennscheinleistung. Die damit pro Pendelperiode erreichbare Dämpfung der Wirkleistungspendelung beträgt nach Gleichung (25) mit Gleichung (55):

$$\Delta P = 0,6 \cdot \varepsilon_E = 0,6 \cdot 0,153 = 0,09 \quad (59)$$

Wirkleistungseinspeisung

Eine am Knoten C in Bild 1 eingespeiste Scheinleistung \underline{S}_C kann durch eine Impedanz \underline{Z}_C nachgebildet werden. Ist diese gross gegenüber den Netzreaktanzen X'_d, X_l, X_2 , so lassen sich die Gleichungen (3) ... (5) vereinfachen:

$$\underline{Z}_e = j (X'_d + X_l) + j X_2 (1 - j X_2 \underline{Y}_C) = j X_0 (1 - j X_2^2 / X_0 \underline{Y}_C) \quad (60)$$

$$\underline{U}_e = (1 - j X_2 \underline{Y}_C) U_Q \quad (61)$$

$$\underline{U}_e / \underline{Z}_e = (1 - j X_2 \underline{Y}_C) U_Q \cdot (-j / X_0) (1 + j X_2^2 / X_0 \underline{Y}_C) \quad (62)$$

$$\underline{U}_e / \underline{Z}_e = -j U_Q / X_0 (1 - j X_K \underline{Y}_C) \quad (63)$$

In Gleichung (63) ist X_K die Netzinzenreaktanzen, vom Knoten C aus gesehen. Sie wird als Kurzschlussreaktanzen bezeichnet.

$$X_K = \frac{X_2 (X'_d + X_l)}{X_2 + X'_d + X_l} = \frac{0,5 (0,4 + 0,3)}{0,5 + 0,4 + 0,3} = 0,29 \quad (64)$$

Für Gleichung (6) ergibt sich damit:

$$\underline{S} = -j E'^2 / (X_0 (1 - j X_2^2 / X_0 \underline{Y}_C)) + j E' U_Q / X_0 (1 - j X_K \underline{Y}_C) \cos \vartheta + E' U_Q / X_0 (-1 + j X_K \underline{Y}_C) \sin \vartheta \quad (65)$$

Führt man für den Leitwert $\underline{Y}_C = G + jB$ ein, erhält man als Realteil die Leistungsabgabe des Generators. Dabei werden die quadratischen Terme mit dem kleinen Leitwert \underline{Y}_C vernachlässigt:

$$P = E'^2 / X_0 \cdot X_2^2 / X_0 \cdot G + E' U_Q / X_0 X_K \cos \vartheta \cdot G - E' U_Q / X_0 \sin \vartheta - E' U_Q / X_0 \cdot X_K \sin \vartheta \cdot B \quad (66)$$

Mit den Gleichungen (7) und (14) folgt für die Änderung des stationären Polradwinkels:

$$P_{A0} = E'^2 \cdot X_2^2 / X_0^2 \hat{G} + P_m X_K \cos (\vartheta_0 + \Delta \vartheta_p) \hat{G} - P_m \sin (\vartheta_0 + \Delta \vartheta_p) - P_m X_K \sin (\vartheta_0 + \Delta \vartheta_p) \hat{B} \quad (67)$$

Trennt man wie bei Gleichung (54) den stationären Betriebspunkt ab und vernachlässigt die Produkte aus den Abweichungen (\hat{G} , \hat{B} und $\Delta \vartheta_p$), so ergibt sich:

$$0 = (E'^2 \cdot X_2^2 / X_0^2 + P_m X_K \cos \vartheta_0) \hat{G} - P_m X_K \sin \vartheta_0 \hat{B} - P_m \cos \vartheta_0 \Delta \vartheta_p \quad (68)$$

Bei Wirkleistungssteuerung ist der Blindleitwert \hat{B} Null.

$$\begin{aligned} \epsilon_P &= 4 \left| \Delta \vartheta_P \right| \\ &= 4 \frac{E^2 \cdot X_2^2 / X_0^2 + P_m X_K \cos \vartheta_0}{P_m \cos \vartheta_0} \hat{G} \\ &= 4 \frac{1,2^2 \cdot 0,5^2 / 1,2^2 + 0,29 \cdot \cos 53^\circ}{1 \cos 53^\circ} \hat{G} \\ &= 2,82 \hat{G} \end{aligned} \quad (69)$$

Um die gleiche Dämpfung wie in den vorhergehenden Fällen zu erhalten, wird nach Gleichung (55) folgende Leitwertänderung erforderlich:

$$\hat{G} = 1/2,82 \cdot 0,153 = 0,05 \quad (70)$$

Blindleistungseinspeisung

Eine Blindleistungseinspeisung in den Knoten C wird durch den Leitwert \hat{B} in Gleichung (68) nachgebildet. Erfolgt keine Wirkleistungsansteuerung, so gilt mit $\hat{G} = 0$:

$$0 = P_m X_K \sin \vartheta_0 \hat{B} + P_m \cos \vartheta_0 \Delta \vartheta_Q \quad (71)$$

$$\begin{aligned} \epsilon_Q &= 4 \left| \Delta \vartheta_Q \right| = 4 \cdot X_K \tan \vartheta_0 \hat{B} \\ &= 4 \cdot 0,29 \cdot \tan 53^\circ \hat{B} \\ &= 1,54 \hat{B} \end{aligned} \quad (72)$$

Die gleiche Dämpfung wie in den vorhergehenden Fällen erfordert damit eine Steuerblindleistung von:

$$\hat{B} = 1/1,54 \cdot 0,153 = 0,1 \quad (73)$$

Ein Vergleich mit dem Ergebnis (70) zeigt, dass zur Dämpfung von Netzpendelungen eine Wirkleistungsmodulation wirkungsvoller ist als eine Blindleistungsmodulation. Insbesondere verursacht die Steuerung der Blindleistung auch Blindleistungs- und Leistungspendelungen.

Einfluss der Lasten auf die Dämpfung

In einem natürlich gedämpften System haben weder Wirk- noch Blindleistung einen Einfluss auf das Dämpfungsverhalten. Dies lässt sich wie folgt veranschaulichen: Die bei Pendelungen auftretenden Spannungsschwankungen liegen in Phase mit dem Polradwinkel ϑ und der Leistung P . Durch sie hervorgerufene Laständerungen liegen damit um 90° verschoben gegenüber der für die Dämpfung optimalen Pendelung von Drehzahlabweichung $\dot{\vartheta}$ und Leistungsableitung \dot{P} .

Wird die Spannung in einem Netz allerdings im Takt der Zustandsgrösse ϑ oder P beeinflusst, so wirken auch die dadurch hervorgerufenen Leistungsmodulationen dämpfend [6]. Liegt beispielsweise parallel zu einem Blindleistungskompensator eine Wirklast, die als konstanter Leitwert $G_0 = 0,5$ zu betrachten ist, so führt eine Blindleistungsmodulation von $\hat{B} = 0,1$ über die Kurzschlussreaktanz $X_K = 0,29$ zu Spannungsschwankungen:

$$\Delta \hat{U}_K = X_K \hat{B} = 0,29 \cdot 0,1 = 0,029 \quad (74)$$

Diese verursachen Wirkleistungsschwankungen:

$$\Delta \hat{P} = 2 \cdot G_0 \Delta U_K = 2 \cdot 0,5 \cdot 0,029 = 0,029 \quad (75)$$

Man kann die daraus resultierende Dämpfung nach Gleichung (69) berechnen, weil im verwendeten p.u.-System Leistungs- und Leitwertänderungen gleich sind:

$$\epsilon_L = 2,82 \cdot \Delta \hat{P} = 2,82 \cdot 0,029 = 0,082 \quad (76)$$

Zusammenfassung

In einem Energieversorgungsnetz treten bei Schalthandlungen Leistungs- und Blindleistungsmodulationen auf, deren Abklingverhalten von der natürlichen Dämpfung C_D abhängt. Durch Steue-

rung verschiedener Netzgrössen lässt sich ein weiterer Dämpfungsbeitrag erzeugen.

Ein allgemeiner Zusammenhang zwischen Dämpfungseffekt und notwendigem Steuerhub konnte abgeleitet werden. Anhand eines konkreten Netzes wurde für die verschiedenen Dämpfungsmassnahmen der Stellbereich angegeben, der für gleiches Dämpfungsverhalten notwendig ist:

- (1) Antriebsleistung der Generatoren $\Delta \hat{P}_A = 0,023$
- (2) Erregerspannung der Generatoren $\Delta \hat{U}_f = 0,23$
- (3) Wirkleistung im Netz $\Delta \hat{G} = 0,05$
- (4) Blindleistung im Netz $\Delta \hat{B} = 0,1$

Dabei lagen ein optimaler linearer Reglerentwurf und eine dämpfungs-optimale Steuerung zugrunde. Bei den Massnahmen (2) und (4) muss der Dämpfungseffekt durch Blindleistungsmodulationen erkauft werden. Die Grössenordnung dieses Zusammenhangs wurde abgeleitet. Schliesslich konnte gezeigt werden, wie sich Netzlasten bei Pendeldämpfungsmassnahmen auf die Dämpfung auswirken.

Literatur:

- [1] D. Nelles: Dämpfung von Netzpendelungen. ETZ-Archiv 6(1984)12, S. 429...433
- [2] M. Mobarak, D. Thorne and E. Hill: Contrast of power system stabilizer performance on hydro and thermal units. IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems PAS-99(1980)4, p. 1522...1533
- [3] D. Nelles: Bewertung von kurzzeitig eingeschalteten Stabilisierungselementen bei der Energieübertragung. Bull. SEV/VSE 66(1975)12, S. 625...631
- [4] D. Nelles: Influence of static compensators on transient stability. Proceedings of the seventh Power Systems Computation Conference, Lausanne, 12...17 July, 1981; p. 736...743
- [5] F. Zach: Technisches Optimieren. Wien u.a., Springer-Verlag, 1974.
- [6] W. Bayer: Dämpfung von Netzpendelungen durch Massnahmen im Netz. 2. GMA/ETG-Fachtagung Netzregelung: Regelungs- und Steuerungskonzepte zur koordinierten Aktivierung von Wirk- und Blindleistung. Baden-Baden, 22./23. Mai 1990. VDI-Berichte 801 (1990)

