

Nichtlineare Zustandsbeobachter für den Gasturbosatz im GuD-Kraftwerk - Modellierung, Simulation und Echtzeitverifikation

vom Fachbereich Elektrotechnik und Informationstechnik
der Bergischen Universität – Gesamthochschule Wuppertal
angenommene Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs

vorgelegt von
Diplom-Ingenieur
Hans-Joachim Nern
aus
Düsseldorf

Dissertation eingereicht am:	20. April 2000
Tad der mündlichen Prüfung:	12. Juli 2000
Referent:	Univ.-Prof. Dr. sc. techn. H.A. Nour Eldin
Korreferent:	Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. Unbehauen

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachbereich Elektrotechnik der Bergischen Universität-GH Wuppertal. Die Problemstellung entwickelte sich aus einem durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft geförderten Forschungsprojekt, das sich mit der Entwicklung einer Zustandserfassungsebene für Turbogeneratorsätze beschäftigte.

Herrn Professor Dr. sc. techn. H.A. Nour Eldin, Ordinarius für Automatisierungstechnik und Technische Kybernetik, gilt mein besonderer Dank für die wertvollen Anregungen, die zahlreichen Diskussionen und die Übernahme des Hauptreferates.

Für die freundliche Übernahme des Korreferates danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Unbehauen.

Der Deutschen Forschungsgemeinschaft danke ich für das geförderte Forschungsvorhaben während meiner wissenschaftlichen Tätigkeit und der Firma Siemens/KWU für die gewährte Unterstützung.

Schließlich danke ich meinen Eltern Ruthild und Hans Nern und natürlich meinen Töchtern Constanze und Stella für alles und meiner Lebensgefährtin Uli Altenhoff für so manches – insbesondere für ihre Rücksichtnahme und Geduld während der Fertigstellung der Arbeit.

Düsseldorf, im Oktober 2000

Hans-Joachim Nern

Zusammenfassung

Im ersten Kapitel dieser Arbeit wird gezeigt, wie sich unter Benutzung der Quaternionen und der Algebra der Raumhyperkomplexe eine räumlich und zeitlich in sich geschlossene Darstellung der Synchrongeneratordynamik erreichen läßt. Die Modellierungsbasis besteht hierbei in der bekannten d-q-Achsentheorie, wobei die Einheitsrichtungen als raumhyperkomplexe Größen dargestellt werden. Der wesentliche Nachteil der bestehenden Raumzeigertheorie nach /59.Ko/, daß sich ausschließlich symmetrische Synchronmaschinen schlüssig beschreiben lassen, wird aufgezeigt und als Alternative die z -komplexe raumorientierte Darstellung für den allgemein gültigen Fall des IEC-Modells angeboten. Die linearen Beziehungen zwischen den magnetischen Flüssen und den elektrischen Strömen werden in raumhyperkomplexer Beschreibung angegeben, wobei zur impliziten Berücksichtigung der Symmetrieeigenschaften die Clifford Projektoren eingeführt und die linearen Fluß/Strom-Beziehungen in „*-“ Notation abgeleitet werden.

Das zweite Kapitel befaßt sich mit dem Entwurf des Beobachters für den Turbogenerator. Bei der Synthese des nichtlinearen Beobachters in „*-“ Notation wird von zwei Teilbeobachtern ausgegangen: einem Teilbeobachter für den elektrischen und einem Teilbeobachter für den mechanischen Teil. Für den elektrischen Teilbeobachter werden konstante z -komplexe Rückführungskoeffizienten eingeführt. Die Beobachterstörungsrobustheit wird durch verschiedene Maßnahmen erreicht: Schätzung des mechanischen Antriebsmomentes, der Netzanschlußimpedanz und des Leitungswinkels. Auftretende Abweichungen im Transienten werden durch Einführung zusätzlicher Leistungswinkelrückführungen ausgeglichen und der Sättigungseinfluß durch eine Feldstromschätzung kompensiert. Die Bestimmung der z -komplexen und konstanten Rückführungskoeffizienten erfolgt mittels einer zweistufigen Optimierung. Anhand durchgeführter Schalthandlungen zur dynamischen Anregung des Turbogenerators wird der nichtlineare Turbogeneratorbeobachter online- und offline getestet und verifiziert.

In dritten Kapitel wird die Spitzenlastgasturbine im GuD-Kraftwerk behandelt, und das nichtlineare Dynamikmodell der Kraftwerksgasturbine abgeleitet und erläutert. Das allgemeine algebraische Modell für den thermisch stationären Fall der Gasturbine wird abgeleitet und als Grundlage für die Entwicklung des nichtlinearen Leistungsdynamikmodells benutzt. In einer Zustandsraumbeschreibung werden die Leistungen und Massenströme als Systemzustände definiert. Bei der Entwicklung eines Druckmodells wird die meßbare Turbinenaustrittstemperatur als weitere Stützgröße eingeführt.

Der im vierten Kapitel entworfene nichtlineare Gasturbinenbeobachter besteht aus drei Teilbeobachtern: dem Leistungsbeobachter, dem Massenstrombeobachter, dem Druckbeobachter und einer algebraischen Schätzung der Wirkungsgrade. Der Leistungsbeobachter rekonstruiert die Temperaturen und die thermischen bzw. mechanischen Leistungen und die nicht meßbare Turbineneintrittstemperatur. Der Beobachterzustandsfehler der Turbinenaustrittstemperatur wird zur Korrektur der thermischen Leistungen der Brennkammer und der Turbine eingesetzt. Eine zweite Rückführung unter Gebrauch des vom Turbogeneratorbeobachter gelieferten mechanischen Antriebsmomentes verwertet den Zustandsfehler des mechanischen Momentes zur Korrektur der thermischen Turbinen- und Verdichterleistung. Die statistische Bewertung der Zustandsrekonstruktion mittels Fehlerklassenhistogramm zeigt, daß die Zustände ausreichend genau rekonstruiert werden.

Abstract

In the first chapter of this thesis the dynamic model of the synchronous generator dynamics is derived using quaternions and the algebra of space hypercomplexes. The modelling base is given by the well known d-q-axis theory, where the unit directions are determined as space hypercomplex states. It is pointed out, that using the “Raumzeiger”- theory just symmetrical synchronous machines are conclusively representable; as alternative the \mathbb{Z} -complex space oriented representation of the general IEC-model is proposed. The linear relations for fluxes and currents are given in a space hypercomplex representation, which implies the consideration of the symmetric properties and by introducing the Clifford projection coefficients the linear flux/current relations are derived.

In the second chapter the design of the turbo generator observer is introduced. The synthesis of the nonlinear turbo generator observer in “*”- notation is subdivided in observers for the electrical part and the mechanical part. For the electrical part \mathbb{Z} -complex constant feedback coefficients are inducted. For enhancement of the observer robustness several measures are applied: estimation of the mechanical driving torque, the network connection impedance, the network line angle. Occurring transient deviations are compensated by introducing a load angle feedback and saturation effects are considered within a field current estimation. The feedback coefficients are determined by means of a two-stage optimisation procedure. Based on the execution of dynamical impacts of the turbo generator within comprehensive measuring phases the nonlinear turbo generator observer has been tested and verified online and offline.

The third chapter deals with the gas turbine in the CGS-power station and the nonlinear dynamic model is presented. The general algebraic model for the thermal stationary case is derived and used as the basis for the design of the nonlinear dynamic performance model. Within a state space model the thermal power and the mass flows are determined as states. For designing the pressure model the measurable turbine outlet temperature is introduced as a further modelling variable.

The non linear gas turbine observer introduced in the fourth chapter is realised as a distributed system and consists of three observers for the performances, the mass flows, the pressures and an algebraic estimation of the efficiencies. The performance observer reconstructs the temperatures, the thermal and mechanical power and the non measurable turbine inlet temperature. The observer estimation error of the turbine outlet temperature is used for correction of the thermal power of the combustion chamber and the turbine unit. A second feedback uses the mechanical torque provided by the turbo generator observer and the estimated driving torque for correction of the thermal power of the turbine and the compressor unit. The statistical evaluation of the state estimation by means of error class diagrams shows the sufficient accurate reconstruction of the states.

Inhalt

Liste der verwendeten Symbole	VIII
0.0 Einleitung	1
0.1 Stand der Technik	1
0.2 Ziele der Arbeit	3
0.3 Übersicht	4
1.0 Nichtlineares hyperkomplexes Modell für den Turbogenerator	5
1.1 Das IEC-Dynamik-Modell des Turbogenerators	6
1.2 d-q-Achsen Theorie mit Raumhyperkomplexen und Quaternionen	11
1.3 Die \mathbb{Z} -komplexe Raumdarstellung der Wirk- / Blindleistung und des elektrischen Momentes	14
1.4 Die linearen Beziehungen zwischen den magnetischen Flüssen und den elektrischen Strömen in raumhyperkomplexer Darstellung	16
1.5 Das allgemein gültige IEC-Dynamik-Modell in komplexer Zustandsdarstellung	21
1.6 Die Zeit/Raum-Impedanz des unsymmetrischen Turbogenerators	25
1.7 Simulationsergebnisse	26
1.8 Zusammenfassung	32
2.0 Synthese, Simulation und Verifikation des nichtlinearen Zustandsbeobachters für den Turbogenerator	33
2.1 Synthese des nichtlinearen Zustandsbeobachters	33
2.1.1 Der elektrische Teil	34
2.1.2 Der mechanische Teil	40
2.1.3 Verbesserung der Beobachterrobustheit	41
2.1.3.1 Eingangssgrößenschätzung des mechanischen Antriebsmomentes und Schätzung der Netzanschlußparameter	42
2.1.3.2 Rückführung des Leistungswinkelschätzfehlers und Ausgleich des Sättigungseinflusses	50
2.1.4 Bestimmung optimaler Rückführungskoeffizienten	54
2.2 Simulation des Turbogeneratorbeobachters	60
2.2.1 Anfahrverhalten	60
2.2.2 Führungs- und Störgrößenverhalten	64
2.3 Verifikation des Turbogeneratorbeobachters	73

2.3.1	Messungen im GuD-Kraftwerk und im Kernkraftwerk	73
2.3.2	Durchgeführte Schalthandlungen zur dynamischen Anregung des Turbogeneratorsatzes	75
2.3.3	Ergebnisse der Verifikation	76
2.4	Zusammenfassung	91
3.0	Nichtlineare Modellierung der Spitzenlastgasturbine	92
3.1	Gasturbinenanlage im GuD-Kraftwerk	92
3.2	Das thermisch stationäre algebraische Gasturbinenmodell	93
3.3	Nichtlineares Leistungsdynamik-Modell der Kraftwerksgasturbine	96
3.3.1	Meßbare Stützgrößen an der Gasturbine	97
3.3.2	Verdichtermodell	98
3.3.3	Brennkammermodell	99
3.3.4	Turbinenmodell	100
3.3.5	Zustandsraumbeschreibung des Leistungsdynamik-Modells	101
3.3.6	Druckmodell	105
3.3.7	Parameter und Zeitkonstanten	107
3.3.8	Simulationsergebnisse	108
3.4	Zusammenfassung	109
4.0	Synthese, Simulation und Verifikation des nichtlinearen Zustandsbeobachters für die Gasturbine	111
4.1	Leistungsbeobachter	112
4.2	Massenstrombeobachter	117
4.3	Algebraische Schätzung der Wirkungsgrade	121
4.4	Druckbeobachter	123
4.5	Zusammenfassung	125
5.0	Zusammenfassung	126
6.0	Anhang	128
A1.0-1	Quaternionen und Raumhyperkomplexe	128
A1.1-1	Beziehungen für die Flüsse, Spannungen und Ströme	129
A1.1-2	Bezugs- und Kenngrößen	130
A1.4-1	Double Number Algebra und Clifford Projektoren	131
A1.5-1	Dynamikmodell in z -komplexer Darstellung	132
A1.5-2	Dynamikmodell in „*“ Notation	134
A1.5-3	ε^* -komplexes Modell und Übersicht über weitere Darstellungen	135
A1.6-1	Koeffizienten des charakteristischen Polynoms der Zeit/Raum – Matrix	138
A2.1-1	Beobachterentwurf nach /90.Os/	139

A2.1-2	Koeffizienten des charakteristischen Polynoms der Zeit/Raum-Matrix	143
A2.1-3	Koeffizienten der Polynommatrix	144
A3.2-1	Ergänzende Gleichungen für das thermisch stationäre Gasturbinenmodell	147
A3.2-2	ISO-Leistungsangaben für den Grundlastbetrieb der Gasturbine MS	149
A4.2-1	Vektoren und Matrizen des Massenstrombeobachters	150
7.0	Literatur	151

Liste der verwendeten Symbole

A_1, A_2, A_3	Untermatrizen in zeitdiskreter Zustandsdarstellung
$a_{f,max}$	Umrechnungskonstante Brennstoffkennlinien
$\underline{\mathbf{B}}_1$	Steuervektor für Brennstoffmassenfluß
$\underline{\mathbf{B}}_2$	Steuervektor für Verdichtermassenfluß
\mathbf{C}	Ausgangsmatrix
c_0	Korrekturfaktor für isentrope Verdichteraustrittstemperatur
$\underline{\mathbf{C}}_1, \underline{\mathbf{C}}_2,$	Hilfsvektoren
c_k	Kühlluftfaktor
c_d^*, c_q^*	Clifford-Koeffizient d-q-Achse
c_p	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
$\underline{\mathbf{e}}$	Beobachterfehlervektor
$\underline{\mathbf{e}}^*$	Beobachterfehlervektor in „*“-Notation
$\underline{\mathbf{e}}_d^*, \underline{\mathbf{e}}_q^*$	Beobachterfehlervektor in „*“-Notation, d-q-Achse
\mathbf{e}_f	Beobachterfehlervektor für Feldstromrückführung
\mathbf{e}_φ	Beobachterfehlervektor für Leistungswinkelrückführung
$\Delta \mathbf{e}_\varphi^*$	Beobachterfehlervektor für Leistungswinkelrückführung in „*“-Notation
\mathbf{e}_i	Beobachterzustandsfehler GT-Beobachter
$\underline{\mathbf{e}}$	Beobachterfehlervektor GT-Beobachter
$\mathbf{e}_0, \mathbf{e}_d, \mathbf{e}_q$	Hyperkomplexe
\mathbf{e}_T	GT-Beobachterzustandsfehler (Temperatur)
\mathbf{e}_M	GT-Beobachterzustandsfehler (Moment)
\mathbf{e}_p	GT-Beobachterzustandsfehler (Druck)
\mathbf{e}_s	Beobachterzustandsfehler (Schlupf)
h_{ic}	innere Kompressionsenthalpie
h_{iT}	innere Turbinenenthalpie
H_{bf}	Heizwert
i_d, i_q, i_D, i_Q, i_f	Komponenten des Stromvektors
\hat{i}_s	Statorstrom (normiert)
\hat{i}_d, \hat{i}_q	Beobachterstatorstromkomponenten d-q-Achse
\hat{i}_f^*	Feldstrom mit Clifford-Koeffizienten
\hat{i}_f	rekonstruierter Feldstrom
\hat{i}_f^*	rekonstruierter Feldstrom mit Clifford-Koeffizienten

I_d^*, I_q^*	Statorstromkomponenten in „*- Notation
\hat{I}_d^*, \hat{I}_q^*	Beobachterstatorstromkomponenten in „*- Notation
I_D^*, I_Q^*	Dämpferstrom mit Clifford-Koeffizienten
\hat{I}	Beobachterstromvektor in „*- Notation
$\underline{I}_d, \underline{I}_q$	Stromvektor in d-q-Richtung
$\underline{I}_d^*, \underline{I}_q^*$	Stromvektor in d-q-Richtung mit Clifford-Projektoren
\mathbf{I}_3	3-dim. Einheitsmatrix
\underline{I}	allgemeiner Stromvektor
\underline{I}^*	allgemeiner Stromvektor mit Clifford-Projektoren
I_D	Dämpferstrom
I_f	Feldstrom
I_S	Statorstrom
\underline{I}_{sr}	Stator/Rotorstrom
\underline{I}^\pm	Stromvektor für symmetrische/asymmetrische Anteile
k_1	Umrechnungsfaktor
k_b	Relationsfaktor
k_{bf}	spezifischer Heizwert
k_f^d, k_f^q	Rückführungskoeffizient Feldstromfehlerrückführung Stator d-q-Achse
k_f^D, k_f^Q	Rückführungskoeffizient Feldstromfehlerrückführung Rotor d-q-Achse
k_f^f	Rückführungskoeffizient Feldstromfehlerrückführung Feldstrom
k_s^s	Rückführungskoeffizient Schlupffehlerrückführung Schlupf
k_s^δ	Rückführungskoeffizient Schlupffehlerrückführung Polradwinkel
k_φ^d, k_φ^q	Rückführungskoeffizient Leistungswinkelfehler Stator d-q-Achse
k_φ^D, k_φ^Q	Rückführungskoeffizient Leistungswinkelfehler Rotor d-q-Achse
k_φ^f	Rückführungskoeffizient Leistungswinkelfehler Feldstrom
k_φ^s	Rückführungskoeffizient Leistungswinkelfehler Schlupf
k_φ^δ	Rückführungskoeffizient Leistungswinkelfehler Polradwinkel
k_h	effektiver Heizwert
k_{in_c}	Verdichtermassenstromfaktor
K^+, K^-, K^*	Symmetrie/Asymmetriematrizen
K_d, K_q	Koppelmatrix d-q-Achse
K_d^*, K_q^*	Koppelmatrix d-q-Achse mit Clifford-Projektoren
K_{SD}^*	Koppelmatrix Stator/Rotor mit Clifford-Projektoren
K_f	Bewertungsmatrix für komplexe Rückführungen

$K_{1..4}, \widehat{K}_{1..4}$	Substitutionsgrößen Netzanschlußimpedanzschätzung
$K_f^*(z)$	komplexer Feldstromrückführungsvektor
$\underline{K}_{d,f}^*, \underline{K}_{q,f}^*$	komplexer Feldstromrückführungsvektor d-q-Achse
$\underline{K}_{d,\varphi}^*, \underline{K}_{q,\varphi}^*$	komplexer Leistungswinkelrückführungsvektor
$K_d^*(z)$	komplexer Rückführungskoeffizient für Statorwicklung
$K_D^*(z)$	komplexer Rückführungskoeffizient für Rotorwicklung
$K_f^*(z)$	komplexer Rückführungskoeffizient für Feldwicklung
\underline{K}_φ^*	Leistungswinkelrückführungsvektor
l_1, l_2	Hilfsgrößen für Leitungswinkelschätzung
κ	Isentropenexponent
L_c	Länge Verdichter
L_{cc}	Länge Brennkammer
L_T	Länge Turbine
L_h	Hauptinduktivität
L_{min}	minimale Luftmasse
L_r	Rotorinduktivität
L_s	Statorinduktivität
\dot{m}_c	Verdichtermassenfluß
$\widehat{\dot{m}}_c$	rekonstruierter Verdichtermassenfluß
$\widehat{\dot{m}}_c^*$	rekonstruierter \dot{m}_c aus algebraischer Schätzung
\dot{m}_{cc}	Brennkammermassenfluß
$\widehat{\dot{m}}_{cc}$	rekonstruierter Brennkammermassenfluß
$\widehat{\dot{m}}_{cc}^*$	rekonstruierter \dot{m}_{cc} aus algebraischer Schätzung
\dot{m}_0	Ansaugluftmassenfluß
$\dot{m}_{0,N}$	Ansaugluftmassenfluß bei Nennbetrieb
\dot{m}_{ex}	Abgasmassenfluß
\dot{m}_f	Brennstoffmassenfluß
$\widehat{\dot{m}}_f$	rekonstruierter Brennstoffmassenfluß
$\widehat{\dot{m}}_f^*$	rekonstruierter Brennstoffmassenfluß aus algebraischer Schätzung
m_m	mechanisches Antriebsmoment
\widehat{m}_m	geschätztes mechanisches Antriebsmoment
m_{el}	elektrisches Moment
\dot{m}_T	Turbinenmassenfluß
$\widehat{\dot{m}}_T$	rekonstruierter Turbinenmassenfluß
$\widehat{\dot{m}}_T^*$	rekonstruierter Turbinenmassenfluß aus algebraischer Schätzung
\dot{m}_{TK}	Kühlluftmassenfluß

\hat{m}_{TK}^*	Kühlluftmassenfluß aus algebraischer Schätzung
M_s	Luftspaltquaternion
\hat{M}_m	rekonstruiertes Antriebsmoment Generatorbeobachter
\hat{M}_k	rekonstruiertes Antriebsmoment Gasturbinenbeobachter
n	Normale
$P(t)$	Wirkleistung
$Q(t)$	Blindleistung
P^*	Polynom mit Clifford-Projektoren in „*“ - Notation
P_0	Umgebungsdruck
\hat{P}_0	geschätzter Umgebungsdruck
P_1	Verdichteraustrittsdruck
P_2	Turbineneintrittsdruck
\hat{P}_2	rekonstruierter Turbineneintrittsdruck
P_3	Turbinenaustrittsdruck
\hat{P}_3	rekonstruierter Turbinenaustrittsdruck
$P_{1..4}(\lambda)$	Polynom der Zeit/Raum-Matrix
$P_{1,N}$	Verdichteraustrittsdruck im Nennbetrieb
P_u	Umgebungsdruck
$P_{c,m}$	mechanische Verdichterleistung
$\hat{P}_{c,m}$	rekonstruierte mechanische Verdichterleistung
$P_{c,th}$	thermische Verdichterleistung
$\hat{P}_{c,th}$	rekonstruierte thermische Verdichterleistung
$P_{cc,th}$	thermische Brennkammerleistung
$\hat{P}_{cc,th}$	rekonstruierte thermische Brennkammerleistung
$P_{ex,th}$	thermische Abgasleistung
$\hat{P}_{ex,th}$	rekonstruierte thermische Abgasleistung
P_f	Brennstoffleistung
P_{fN}	Nennbrennstoffleistung
$P_{g,m}$	mechanische Antriebsleistung
$P_{k,m}$	mechanische Koppelleistung
$\hat{P}_{k,m}$	rekonstruierte mechanische Koppelleistung
P_s	Polynom der Stator-Dynamik
P_{SD}^*	Stator/Rotor Polynom mit Clifford-Projektoren
$P_{T,m}$	mechanische Turbinenleistung
$\hat{P}_{T,m}$	rekonstruierte mechanische Turbinenleistung
$P_{T,th}$	thermische Turbinenleistung

$\hat{P}_{T,th}$	rekonstruierte thermische Turbinenleistung
P_{US}	Polynom für unsymmetrischen Teil
\hat{P}_v	geschätzte Verlustleistung
p_o	normierte Wirkleistung
p_v	normierte Verlustleistung
\mathbf{r}	Matrix der Rückführungskoeffizienten
r_i	Rückführungskoeffizienten
r_d, r_q	Statorwiderstand in d-q-Achse
r_d^*, r_q^*	Statorwiderstand in d-q-Achse mit Clifford-Projektoren
r_D, r_Q	Rotorwiderstand in d-q-Achse
r_D^*, r_Q^*	Rotorwiderstand in d-q-Achse mit Clifford-Projektoren
r_e	externer ohmscher Widerstand
$r_{e,s}$	externer ohmscher Widerstand im Nennbetrieb
r_s	Widerstand der Statorwicklung
r_f	Widerstand der Feldwicklung
r_f^*	Widerstand der Feldwicklung mit Clifford-Projektoren
\mathbf{R}^*	Widerstandsmatrix in „*“- Notation
$\mathbf{R}^+, \mathbf{R}^-$	Symmetrie/Asymmetrie - Widerstandsmatrix
$\mathbf{R}_d, \mathbf{R}_q$	Widerstandsmatrix d-q-Achse
$\mathbf{R}_d^*, \mathbf{R}_q^*$	Widerstandsmatrix d-q-Achse in „*“- Notation
\mathbf{R}_e^*	externe Widerstandsmatrix in „*“- Notation
$\mathbf{R}_{e,d}^*, \mathbf{R}_{e,q}^*$	externe Widerstandsmatrix in d-q-Richtung in „*“- Notation
\mathbf{R}_{SD}^*	Widerstandsmatrix Stator/Rotor mit Clifford-Projektoren
s	Schlupf
\hat{s}	rekonstruierter Schlupf
$\hat{\dot{s}}$	rekonstruierte Generatorbeschleunigung
$S(t)$	Scheinleistung
t_i	Anfahrzeit Zustand i
t_{imax}	maximale Anfahrzeit Zustand i
$t_{a,el}$	Anfahrzeit elektrischer Teil
$t_{a,mech}$	Anfahrzeit mechanischer Teil
T_α	Zeitkonstante Netzanschlußimpedanzschätzung
T_1	Verdichteraustrittstemperatur
$T_{1,N}$	Verdichteraustrittstemperatur im Nennbetrieb
T_2	Turbineneintrittstemperatur

\hat{T}_2	rekonstruierte Turbineneintrittstemperatur
T_3	Turbinenausgangstemperatur
\hat{T}_3	rekonstruierte Turbinenausgangstemperatur
\tilde{T}_3	Turbinenausgangstemperatur ohne Totzeit
T_a	isentropie Verdichteraustrittstemperatur
T_c	Verdichterzeitkonstante
T_{cc}	Brennkammerzeitkonstante
T_d	Totzeit der Turbinenaustrittstemperatur, (räumlich versetzte Temperaturmessung)
T_k	Kühllufttemperatur
T_m	mechanische Anlaufzeitkonstante
T_T	Turbinenzeitkonstante
T_u	Umgebungstemperatur
u_d, u_q	Statorspannung d-q-Achse
$\underline{u}_d, \underline{u}_q$	Spannungsvektor d-q-Achse
$\underline{u}_d^*, \underline{u}_q^*$	Spannungsvektor d-q-Achse mit Clifford-Projektoren
u_f	Feldspannung
u_T	Blocktrafoabgangsspannung
u_p	Polradspannung
$U_p^*(z)$	Polradspannung in „*-“- Notation
\underline{u}_f	Feldspannungsvektor
\underline{u}_f^*	Feldspannungsvektor mit Clifford-Projektoren
u_g	Generatorklemmenspannung
\underline{u}_g^*	Generatorklemmenspannungsvektor mit Clifford-Projektoren
U_g	Amplitude Klemmenspannung
u_{gd}, u_{gq}	Klemmenspannung d-q-Anteil
$\hat{u}_{gd}, \hat{u}_{gq}$	geschätzte Klemmenspannung d-q-Anteil
$u_{N,d}^*, u_{N,q}^*$	Netzspannung d-q-Achse mit Clifford-Projektoren
U_N	Netzspannung
$\underline{u}_s, \underline{U}_s$	Statorspannungsvektor
\underline{u}_s^*	Statorspannungsvektor mit Clifford-Projektoren
U_s	Statorspannung
$v_{m,T}$	mittlere Strömungsgeschwindigkeit Turbine
$v_{m,c}$	mittlere Strömungsgeschwindigkeit Verdichter
$v_{m,cc}$	mittlere Strömungsgeschwindigkeit Brennkammer
$v_{m,GT}$	mittlere Strömungsgeschwindigkeit Gasturbine

$q(t)$	Blindleistung
q	Bewertungsfaktor Optimierungsverfahren
$Q(t)$	Blindleistung
$\hat{Q}(t)$	rekonstruierte Blindleistung
$W_m(t)$	magnetische Energie
w_{ms}	magnetischer Energiestrom
w_j	Wichtungsfaktor Optimierung
$\underline{x}_{1..3}(k)$	zeitdiskrete Zustandsvektoren
\mathbf{X}	Reaktanz-Matrix
\mathbf{X}^*	Reaktanz-Matrix mit Clifford-Projektoren
$\mathbf{X}^+, \mathbf{X}^-, \mathbf{X}^\pm$	Symmetrie/Asymmetrie – Reaktanz-Matrizen
$\dot{\underline{x}}$	Zustandsvektor, Gasturbinenmodell
$\hat{\underline{x}}$	Beobachterzustandsvektor, Gasturbinenmodell
x_d, x_q	Statorreaktanz d-q-Achse
$x_D; x_Q$	Dämpferreaktanzen d-q-Achse
x_{dD}, x_{fD}	Kopplungsreaktanzen d-Achse Stator/Rotor - Feld/Rotor
x_f	Feldreaktanz
x_{df}	Kopplungsreaktanzen d-Achse Stator/Feldwicklung
x_e	externe Impedanz
$x_{e,s}$	externe Impedanz für vorgegebenen Nennbetrieb
x_h, x_{qh}	Hauptreaktanz d-q-Achse
x_i, \hat{x}_i	Optimierungsgrößen
x_{qQ}	Koppelreaktanz q-Achse Stator/Rotor
x_D^*, x_Q^*	Dämpferreaktanzen d-q-Achse mit Clifford-Projektoren
x_d^*, x_q^*	Statorreaktanz d-q-Achse mit Clifford-Projektoren
x_h^*, x_{qh}^*	Hauptreaktanz mit Clifford-Projektoren
x_e^*	externe Reaktanz-Matrix mit Clifford-Projektoren
$x_{e,d}^*, x_{e,q}^*$	externe Reaktanz-Matrix d-q-Achse
x_f^*	Feldstromreaktanz mit Clifford-Projektoren
$\mathbf{X}_d, \mathbf{X}_q$	Statorreaktanz-Matrizen d-q-Achse
$\mathbf{X}_d^*, \mathbf{X}_q^*$	Statorreaktanz-Matrizen d-q-Achse mit Clifford-Projektoren
$\mathbf{X}_{sym}; \mathbf{X}_{asym}$	Symmetrie /Asymmetriematrizen
\mathbf{X}_{SD}^*	Reaktanz-Matrix Stator/Rotor
$\underline{y}, \underline{y}_1, \underline{y}_2, \underline{y}_3$	Ausgangsvektoren in zeitdiskreter Darstellung
y_j, \hat{y}_j	Ausgangsgröße Optimierung

$Z^*(s, z)$	Zeit/Raum - Impedanz mit Clifford-Projektoren
Z_{SD}^*	Stator/Rotor Zeit/Raum-Impedanz-Matrix mit Clifford-Projektoren
Z_{SD}^+, Z_{SD}^-	Symmetrie/Asymmetrie – Zeit/Raum-Impedanz-Matrizen
Z_e^*	Matrix der externen Impedanzen
z_e	externe Impedanz
$z_{e,s}$	externe Impedanz für Nennbetriebspunkt

Griechische Symbole

$\alpha_i, \beta_i, \gamma_i, \phi_i$	Koeffizienten Polynomdarstellung
$\hat{\alpha}$	Schätzgröße der Netzanschlußimpedanzschätzung
φ	Leistungswinkel
$\hat{\varphi}$	geschätzter Leistungswinkel
$\alpha_{i,j}, \beta_{i,j}, \gamma_{i,j}$	Koeffizienten des char. Polynoms der Stator/Rotor Dynamik ohne Feld
$\alpha_i, \beta_i, \gamma_i, \phi_i$	Koeffizienten des char. Polynoms der Stator/Rotor Dynamik mit Feld
δ	Polradwinkel
$\hat{\delta}$	geschätzter Polradwinkel
$\delta_a, \delta_b, \delta_e$	Druckabsenkungsfaktoren
ε	Spiegel Zahl / Reflexionszahl
$\delta_D, \delta_f, \delta_s$	Drehwinkel Dämpfer/Feld/Stator in Stromraumkonjugierte
δ_k	allgemeiner Drehwinkel in Stromraumkonjugierte
λ	Eigenwert
γ	Verdrehungswinkel
σ	Standardabweichung
ω_r	Rotordrehzahl
ω_n	Nenndrehzahl
ω	Kreisfrequenz
$\Psi(t)$	Magnetischer Fluß
$\underline{\Psi}$	Magnetischer Flußvektor
$\underline{\Psi}^*$	Magnetischer Flußvektor mit Clifford-Projektoren
Ψ_d, Ψ_q	Magnetische Statorfluß in d-q-Achse
Ψ_D, Ψ_Q	Magnetische Rotorfluß in d-q-Achse
Ψ_f	Magnetische Fluß Feldwicklung
$\underline{\Psi}_d, \underline{\Psi}_q$	Magnetische Statorflußvektor in d-q-Achse
$\underline{\Psi}_d^*, \underline{\Psi}_q^*$	Magnetische Statorflußvektor in d-q-Achse mit Clifford-Projektoren
Ψ_r	Rotorfluß allgemein
$\underline{\Psi}^\pm$	Symmetrie/Asymmetrie-Vektor magnetischer Fluß
Ψ_s	Statorfluß

Ψ	Druckabsenkungskoeffizient
τ	Zeitkonstante
ϑ	Summenpolradwinkel
τ_{cc}	Strömungszeitkonstante Brennkammer
π_a	isentropen Kompressionsfaktor
$\hat{\pi}_a$	rekonstruierter, geschätzter isentroper Kompressionsfaktor
π_c	Verdichterkompressionsfaktor
π_T	Expansionsfaktor
κ	Isentropenexponent der Luft
η_b	Wirkungsgrad Brennkammer
Γ_b	Luftüberschußkoeffizient
η_{GT}	Gasturbinengesamtwirkungsgrad
$\hat{\eta}_c$	Verdichterwirkungsgrad aus algebraischer Schätzung
$\hat{\eta}_{cc}, \hat{\eta}_b$	Verdichterwirkungsgrad aus algebraischer Schätzung
$\hat{\eta}_T$	Turbinenwirkungsgrad aus algebraischer Schätzung

Abkürzungen

TG	Turbogenerator
SG	Synchrongenerator
GuD	Gas und Dampf (- Kraftwerk)
GT	Gasturbine
GTMS	Testgenerator Gasturbosatz München Süd
MS	München Süd

Benutzte Bezeichnungen in den Grafiken

AP1, AP2	Arbeitspunkte
_b	Index für beobachtete (rekonstruierte) Größen
delta	Polradwinkel
ed, eq	Richtungen d-q-Achse
H_	Häufigkeit
ID	Rotorstrom
ID/IQ	Rotorströme in d-q-Achse
IS	Statorstrom
If	Feldstrom
phi	Leistungswinkel
Mm	mechanisches Antriebsmoment
Mel	elektrisches Moment
Ms	Luftspaltquaternion
Po	Wirkleistung

Qo	Blindleistung
mF	mittlerer Fehler
sg	Standardabweichung
Sn	Scheinleistung
s	Schlupf
Uf	Feldspannung
Xf	Brennstoffventilstellung

0.0 Einleitung

Die Vorteile von Gas- und Dampfkraftwerken gegenüber konventionellen Dampfkraftwerken bestehen in dem geringen Schadstoffausstoß, dem hohen Wirkungsgrad, der geringen CO₂-Emmission, den niedrigen Investitionskosten und den kurzen Bauzeiten. Insbesondere in jüngster Zeit kommt es, bedingt durch diese energiepolitisch relevanten Vorteile, zur vermehrten Installation solcher Kombikraftwerke. Da innerhalb dieser GuD-Kraftwerke im allgemeinen zwei Gasturbosätze, ein Dampfturbosatz und zwei Abhitzeessel im Verbund operieren, ergeben sich durch die inhärent bestehenden unterschiedlichen Verzögerungen und Zeitkonstanten systemspezifische Anforderungen sowohl an die regelungstechnischen als auch an die der Diagnose dienenden Systeme. In diesen Zusammenhängen bilden nichtlineare Zustandsbeobachter die wesentlichen Grundbausteine, auf die neu zu entwickelnde Regelkonzepte, wie z.B. integrierte Spannungs/Leistungsregler, Pendeldämpfungsgeräte, wirkungsgradorientierte Regler und Systeme zur zustandsorientierten Betriebsdiagnostik aufbauen können.

0.1 Stand der Technik

Die an der Fachgruppe für Automatisierungstechnik und Technische Kybernetik seit 1980 betriebene Forschung und Entwicklung im Bereich elektrischer Netze und Modellierung von Synchrongeneratoren fand ihren Ausgangspunkt in der Arbeit /80.No-Le/, in welcher basierend auf der mathematischen Beschreibung von Synchrongeneratoren in /52.La/ eine der ersten Zustandsraumbeschreibungen für den Synchrongenerator angegeben wurde. Hieraus entwickelten sich zwei Strömungen einer netzorientierten, die sich mit der Arbeitspunktproblematik elektrischer Netze auseinandersetzte /84.Le/, und einer dem Erzeuger – dem Synchrongenerator – zugewandten Strömung. Im Rahmen dieser zweiten inhaltlichen Ausrichtung wurden in /86.Lo/ die Charakteristika des Synchrongenerators mittels Methoden der Singular Perturbation untersucht und systematisch dargelegt. Diese Erkenntnisse flossen maßgeblich in die Entwicklung eines nichtlinearen Zustandsbeobachters für den Synchrongenerator /90.Os, 91.Ne-No/ zur Verbesserung und Unterstützung der Spannungsregelung ein. In der Arbeit /90.Os/ wurden ein nichtlinearer Zustandsbeobachter für den Synchrongenerator entwickelt und auf der Basis umfassender Stabilitätsanalysen ein Konzept zur Verbesserung der Spannungsregelung angegeben und mittels Simulationsstudien bestätigt. Dieser durch Simulation bestätigter Beobachterentwurf war Ausgangspunkt für die hier vorgestellte Entwicklung eines echtzeitfähigen nichtlinearen Zustandsbeobachters für den Turbogenerator, der an Hand von Onlinetests und umfassenden Verifikationsstudien auch im praktischen Versuchsfeldeinsatz seine Bestätigung und Bewährung findet.

Im deutschsprachigen Raum sind bezüglich der Entwicklung von mathematischen Modellen für den Synchrongenerator als maßgebliche Arbeiten die von /85.Le, 80.Le/ und /68.Ca,

77.Ca/ zu nennen, in welcher aufbauend auf den Park'schen Gleichungen die grundlegenden Formulierungen des Fünf-Wicklungsmodells zu finden sind. Ein Modell, das sich auf internationaler Ebene insbesondere im Umfeld der Arbeiten von /86.An-Fo, 77.An-Fo/ und des Concordia-Modells in /51.Co, 50.We, 45.Cr/ wiederfindet und seine wissenschaftliche Bestätigung erfahren hat. Die Zweiachsen-Dynamik-Modelle 5. Ordnung, wie das in /80.No, 90.Os, 63.Ba, 52.La/ benutzte Laible-Modell und das IEC-Modell /75.IEC, 86.Kl/, wurden umfassend in der bestehenden Fachliteratur behandelt. Es existieren zahlreiche Veröffentlichungen, die das Anwendungsspektrum dieser Beschreibungsformen in den Bereichen der Simulation der Turbogeneratordynamik, der Modellreduktion, der Generatorregelung und der Generatordiagnostik wiedergeben.

All diesen genannten Modellentwicklungen gemein ist die Benutzung der Park'schen Gleichungen /29.Pa, 37.Kr/ im Verbund mit der Raumzeigertheorie nach Kovács und Rác /59.Ko, 67.St/, die die sinusförmige Strombelagsinterpretation zur Einführung der mathematische Beschreibungsform der komplexen Raumzeiger nutzen. Das heißt, in der Literatur über die Dynamik von Synchronmaschinen (bzw. Wechselstrommaschinen) ist neben der Zustandsraumdarstellung die "Raumzeiger"- bzw. die Raumvektortheorie von Kovács und Rác /59.Ko, 95.Ho/ zu finden. Gemäß Kovács und Rác /59.Ko/ wird die rotierende sinusförmige Flußdichte im Luftspalt durch einen Raumvektor beschrieben, d.h. das sinusförmige Feld wird durch einen komplexen Raumvektor dargestellt. Flüsse, Ströme und Spannungen sind dementsprechend komplexe Variablen, beziehungsweise die Komponenten (Ψ_d, Ψ_q) , (i_d, i_q) , (i_D, i_Q) , (u_d, u_q) sind die kartesischen Modellkomponenten in d- und q-Richtung. Jedoch existieren bei dieser Modellierungsart aufzuzeigende und in /99.No-1-3/ diskutierte Inkonsistenzen: Die Übereinstimmung zwischen der Zustandsvektordynamik 4. Ordnung und dem korrespondierenden komplexen Raumvektormodell 2. Ordnung besteht nur in dem speziellen Fall des Wechselstrommotors und des symmetrischen Turbogenerators /95.Ho/. Die Einführung der komplexen Einheit j bei Kovács und Rác bleibt, auch bei Berücksichtigung der Strombelagsargumentation, nach /99.No-1-3/ eher „intuitiv“. Die Modellannahmen von Kovács und Rác bieten räumlich und zeitlich keine ausreichende Basis für eine in sich geschlossene mathematische Darstellung asymmetrischer Synchrongeneratoren.

Eine schlüssigere mathematische Darstellung der Synchrongeneratorndynamik läßt sich unter Benutzung der Algebra von Raumhyperkomplexen bzw. der Quaternionen erreichen¹ /99.No-1-3, 98.No-Ha/.

Das erwähnte Fünf-Wicklungsmodell war u.a. in /89.Wo, 91.Kr, 93.Sch/ wesentlicher Bestandteil zur Entwicklung diverser Regler für den Turbogenerator im Dampfkraftwerk sowie im GuD-Kraftwerk. Die vorgesehenen Reglerentwürfe bedienten sich hierbei neben dem Gebrauch des Fünf-Wicklungsmodelles konventioneller Identifikationsmethoden zur Identifikation des Systems Synchrongenerator, so daß sich der Entwurf eines stabilen robusten Beobachters für den Turbogenerator erübrigte. In der Arbeit /93.Sch/ wurde ein Gasturbosatzregler vorgeschlagen, der schwerpunktmäßig auf der Identifikation des antreibenden Aggregates -

¹ Hierzu ist in Anhang 1.0-1 eine einleitende Übersicht zu finden.

der Gasturbine - beruhte und ein linearisiertes Generatormodell benutzte. Hinsichtlich der Abhandlung der Zeitskalenproblematik und der damit in Zusammenhang stehenden Ordnungsreduktion des Synchrongeneratormodells, sind neben der Arbeit von /87.Lo/ die Untersuchungen in /93.Fe, 90.Do-Fe-Vo/ zu erwähnen, in denen eine Ordnungsreduktion auf Mannigfaltigkeiten mit einhergehenden Stabilitätsbetrachtungen durchgeführt wurde /89.Ko-Sa, 88.Lo-No, 87.Sa-La-Ah-Pa, 84.No-Lo, 76.Ko-O`M-Sa/.

Bezüglich der Entwicklung von Zustandsbeobachtern für Synchrongeneratoren wird auf die in /90-1.No-Ne/ angegebene Auflistung und Diskussion linearer und nichtlinearer Zustandsbeobachter für den Synchrongenerator hingewiesen /85.Ya-Ta , 81.Li, 78.Qu, 75.Ko-El-Ta, 72.Ar-Ra/

Bei Gasturbinen handelt es sich um ein Antriebsaggregat, das in den verschiedensten Bereichen der technischen Welt eingesetzt wird. Bezüglich der Entwicklung von Dynamikmodellen für die Gasturbine sind lediglich in dem Bereich der Flugzeugtriebwerke ausführliche Abhandlungen in der Modellierung des dynamischen Verhaltens zu finden /88.Kl, 90.Sö, 85.Gr/. Was den Einsatz in Kraftwerken betrifft, so sind die Arbeiten von /93.Sch, 93.Kr/ zu nennen. In /93.Sch/ wird ein nichtlineares Gasturbinenmodell für die Spitzenlastgasturbine 8. Ordnung vorgestellt, welches mit einem reduzierten Generatormodell 3.Ordnung als Grundlage für den Entwurf eines Turbosatzreglers diene.

0.2 Ziele der Arbeit

Grundlegendes Ziel dieser Arbeit war es, einen robusten Gasturbosatzbeobachter /91-2.Ne-Fi-No/, bestehend aus einem Zustandsbeobachter für den Turbogenerator und einem Zustandsbeobachter für die Spitzenlastgasturbine, zu entwickeln, der insbesondere unter praxisrelevanten Gesichtspunkten seine Bewährung findet. Dieser Beobachter wäre der Grundbaustein eines in die Leittechnik eines Gasturbosatzes integrierten Zustandserfassungsmoduls (**Bild 0.2-1**) - eingesetzt zur Unterstützung und Verbesserung bestehender Regelkonzepte sowie als Basis für den Entwurf zeitgemäßer multivariabler digitaler Regler bis hin zu wissensbasierten und zustandsorientierten Betriebsdiagnosesystemen /97.No-Ne-Fi-Ba-Ab, 94.Ne-So-Fi-No, 94.No-Fi-Ne-La, 92.La-Za-Dj, 92.Ne-So-No, 92.Kr, 89.Ll-Pa-Wh, 89.Da-Ra-Op, 82.Ca, 73.An/. Somit wäre dieser Beobachter das Kernstück einer umfassenden Zustandserfassungsebene (**Bild 0.2-1**), die innere nicht meßbare (bzw. konventionell nicht meßbare) Größen zur Verfügung stellt, um wesentliche Prozeßcharakteristika merklicher und intensiver wiederzugeben, als externe Eingangs- und Ausgangsmessung es vermögen /94.No-Fi-Ne-La, 93.Fr, 93.La, 92.La-Za-Dj, 92.Ne-So-No, 92.Kr, 90.No-Ab-Ne-He/.

Es werden vornehmlich drei Schwerpunkte behandelt:

- Erstellung eines mathematischen Modells des Synchrongenerators unter Gebrauch der Quaternionen- und hyperkomplexen Algebra und darauf fußender Beobachterentwurf
- Erstellung eines mathematischen Modells der Spitzenlastgasturbine und Entwicklung eines nichtlinearen Gasturbinenbeobachters

- Simulation der Beobachterentwürfe und anschließende online- und offline-Verifikation im praktischen Kraftwerkseinsatz und an Hand umfassenden Meßdatenmaterials

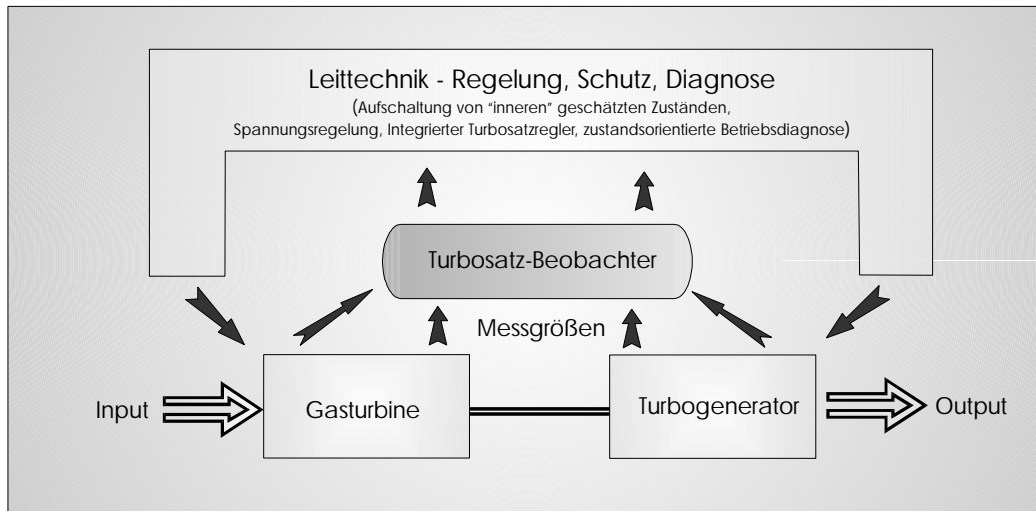


Bild 0.2-1: Einsatz eines Turbosatzbeobachters

0.3 Übersicht

In dieser Arbeit wird ein nichtlinearer Zustandsbeobachter für den gesamten Gasturbosatz - der Spitzenlastgasturbine und dem Turbogenerator - vorgestellt. Basierend auf der unter Gebrauch der Quaternionen- und hyperkomplexen Algebra erstellten Modellierung des Synchrongenerators wird ein nichtlinearer Zustandsbeobachter mit \mathbb{Z} -komplexen Rückführungskoeffizienten entwickelt. Dieser Zustandsbeobachter besteht aus nichtlinear gekoppelten Teilbeobachtern für das elektrische und mechanische Subsystem, wobei die durch Simulation und Optimierung bestimmten konstanten Rückführungskoeffizienten Anfahrstabilität, Robustheit gegenüber Störeinflüssen und Arbeitspunktunabhängigkeit gewährleisten. Für die Spitzenlastgasturbine mit auf der Welle liegendem Verdichter wird ein nichtlinearer Zustandsbeobachter konstruiert, der aus gekoppelten und wechselseitig wirkenden Leistungs-, Massenstrom- und Druckbeobachtern besteht. Eine algebraische Schätzung liefert die Teilwirkungsgrade der Komponenten Verdichter, Brennkammer und Turbine und den Gesamtwirkungsgrad. Anhand von umfangreichen Meßreihen, die in mehreren Meßkampagnen mit einhergehenden dynamischen Anregungen des Gasturbosatzes aufgezeichnet wurden, werden die Simulations- und Verifikationsergebnisse aufgezeigt und diskutiert.

1. Nichtlineares hyperkomplexes Modell für den Turbogenerator

Die mathematische Beschreibung der Turbogeneratordynamik unter Benutzung der Stator/Rotorstromvektoren oder der Fluß-Zustandsvektoren mit realen Reaktanz- und Widerstandsparametern hat sich in der Fachwelt durchgesetzt und bewährt. Auch bei unterschiedlicher Wahl der Zustandsvektoren ($i_d, i_q, i_D, i_Q, i_f, \psi_d, \psi_q, \psi_D, \psi_Q, \psi_f$) und der Normierungsvariablen können die resultierenden unterschiedlichen Modellparameter, d.h. die Reaktanzen, Widerstände und Zeitkonstanten, mittels entsprechender Transformationstabellen /86.KI/ umgeformt und in das jeweils gewählte Modell überführt werden, wie z.B. im Falle des Laible-Modells in /52.La/ und des IEC-Modells /75.IEC/.

In **Unterkapitel 1.1.** wird entsprechend den Vorgaben in /75.IEC/ das Dynamikmodell des Turbogenerators, aufgeteilt nach elektrischem Teil und mechanischem Teil, in Vektordarstellung angegeben und diskutiert. Im anschließenden **Unterkapitel 1.2.** wird die d-q-Zweiachsentheorie unter Anwendung der Algebra der Raumhyperkomplexe und Quaternionen insofern neu formuliert, als daß die Einheitsrichtungen e_d, e_q, \mathbb{Z} raumhyperkomplexe Größen darstellen. Diese erfüllen die folgenden algebraischen Relationen /98.Ha-No, 89.Ka, 88.Ja, 59.vdW/:

$$\begin{aligned}
 e_d * e_q &= -e_q * e_d = \mathbb{Z} \\
 e_q * \mathbb{Z} &= e_d \\
 \mathbb{Z} * e_d &= e_q \\
 e_d^2 = e_q^2 = \mathbb{Z}^2 &\equiv -1 \\
 e_0 &\equiv 1
 \end{aligned}
 \tag{1.0-1}$$

Es besteht also die Einheitsbasis $\{e_0, e_d, e_q, \mathbb{Z}\}$ der Quaternionenalgebra, wobei e_d, e_q, \mathbb{Z} für die Richtungseinheiten des Raumes stehen und e_0 richtungsneutral ist. Durch Berücksichtigung der Eigenschaft, daß die Quaternionenalgebra nicht kommutativ aber selbstdual /59.vdW, 89.Ka/ ist, lassen sich der Strom und der magnetische Fluß einer Stromschleife als räumlich duale physikalische Größen einführen. Dies führt dazu, daß Ströme, Flüsse und Spannungen im Stator/Rotor des Turbogenerators als raumhyperkomplexe Größen angesetzt werden.

In **Unterkapitel 1.3** wird die \mathbb{Z} -komplexe Raumdarstellung der Wirk/Blindleistung und des elektrischen Momentes angegeben. Das Produkt der raumhyperkomplexen Ströme und Spannungen des Stators ergibt das Leistungsquaternion bestehend aus richtungsneutraler Wirkleistung und der raumorientierten Blindleistung in \mathbb{Z} -Richtung. Ähnlich wird aus dem Produkt der hyperkomplexen Flüsse und Ströme des Stators das Luftspaltquaternion mit dem elektrischen Moment in Richtung des Antriebes bestimmt. Diese \mathbb{Z} -Richtung (mit $\mathbb{Z}^2 = -1$) ist die

Basisrichtung bei der Überführung der Quaternionenalgebra in die Subalgebra der komplexen Variablen z /59.vdW, 89.Ka/. In der raumhyperkomplexen Darstellung der linearen Beziehungen zwischen den magnetischen Flüssen und Strömen wird in **Unterkapitel 1.4** gezeigt, wie die z -komplexe raumorientierte Darstellung eine einfach strukturierte algebraische Basis der bekannten Modelle aus /52.La, 75.IEC, 86.Kl, 80.No, 96.Ho/ für Wechselstrommaschinen und symmetrische Synchronmaschinen bietet. Darüber hinaus wird in **Unterkapitel 1.5** gezeigt, daß im Gegensatz zu /59.Ko, 67.St/ diese algebraische z -komplexe raumorientierte Darstellung auch für den allgemein gültigen Fall der IEC Modellierung des asymmetrischen Turbogenerators gültig ist. Die Ableitung mündet in die z -komplexe Formulierung des allgemein gültigen IEC-Dynamik-Modells.

Die sich in der Formulierung der Spannungsgleichung einstellende Zeit/Raum-Impedanz wird in **Unterkapitel 1.6** vertiefend untersucht und das charakteristische Polynom diskutiert. Mit einer Beschreibung der Simulationsergebnisse in **Unterkapitel 1.7** wird das erste Kapitel abgeschlossen.

1.1 Das IEC-Dynamik-Modell des Turbogenerators

Basierend auf den Empfehlungen der IEC in der IEC-Publikation 34-10/1975 /75.IEC, 86.Kl/ wird im folgenden das IEC-Dynamik-Modell des Turbogenerators in Vektordarstellung angegeben. Auf eine weitergehende technologierelevante Behandlung des Turbogenerators wird verzichtet und auf die entsprechende Basisliteratur verwiesen.

Das IEC-Modell impliziert folgende Annahmen und Konventionen /80.No, 88.Le, 86.Lo, 86.Kl, 90.Os/:

- keine Stromverdrängungseffekte
- offener Sternpunkt bzw. symmetrisch belastete Statorwicklungen
- Erzeugerpfilsystem (EPS) für die Stator- und Dämpferwicklungen
- Sättigung vorerst nicht berücksichtigt
- Verbraucherpfilsystem (VPS) für die Feldwicklungen

Entsprechend der Parktransformation werden die Spannungen, Ströme und Flüsse im läuferfesten rechtwinkligen d-q-Achsensystem dargestellt, wobei die räumliche Anordnung sowie die Bezugsrichtungen (EPS, VPS) für die einzelnen Wicklungen in **Bild 1.1-1** wiedergegeben sind. In **Anhang 1.1-1** sind die grundlegenden Beziehungen für die Flüsse, Spannungen und Ströme in nicht normierter Form angegeben.

Das System der Spannungsgleichungen ist nach /86.Kl/ in Gleichung (1.1-1) angegeben. Die jeweils ersten Terme bestimmen den ohmschen Spannungsabfall, während die Ableitungsterme der magnetischen Flüsse die transformatorisch induzierten Teilspannungen bestimmen. Die zwei Terme mit der normierten mechanischen Winkelgeschwindigkeit ω_r bezeichnen den rotatorischen Anteil der induzierten Spannungen.

Die Dämpferwicklungen sind stets kurzgeschlossen, daher gilt: $u_D = u_Q = 0$

$$\begin{aligned}
u_d &= -r_s i_d - \frac{d\psi_d}{dt} - \omega_r \psi_q \\
u_q &= -r_s i_q - \frac{d\psi_q}{dt} + \omega_r \psi_d \\
u_f &= r_f i_f + \frac{d\psi_f}{dt} \\
0 &= r_D i_D + \frac{d\psi_D}{dt} \\
0 &= r_Q i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt}
\end{aligned}
\tag{1.1-1}$$

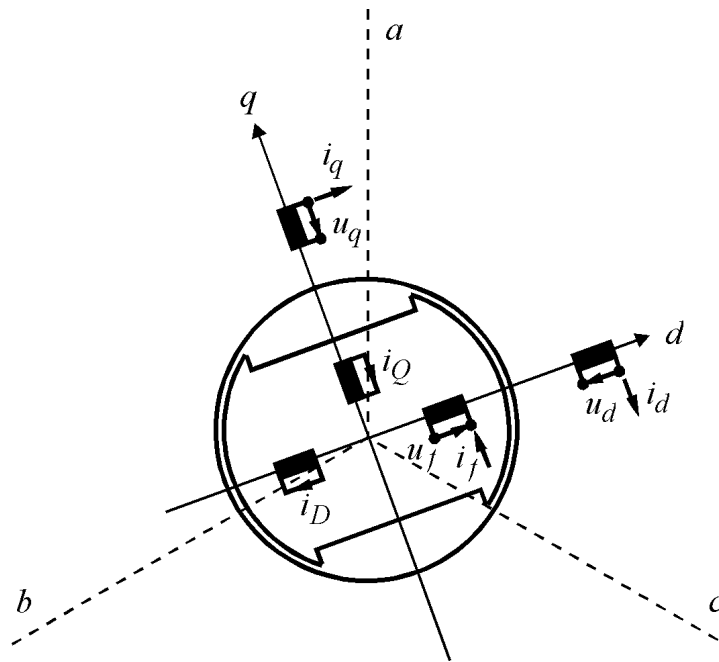


Bild 1.1-1: Gegenseitige Lage und Orientierung der Wicklungen des Turbogenerators /87.Lo/

Die Zusammenhänge zwischen den Strömen in den 5 Wicklungen des Turbogenerators (**Bild 1.1-1**) und den entsprechenden Flußverkettings für die d-Achse bzw. die q-Achse in normierten Größen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

$$\begin{aligned}
\psi_d &= x_d i_d + x_{df} i_f + x_{dD} i_D \\
\psi_D &= x_{dD} i_d + x_{fD} i_f + x_D i_D \\
\psi_f &= x_{df} i_d + x_f i_f + x_{fD} i_D \\
\psi_q &= x_q i_q + x_{qQ} i_Q \\
\psi_Q &= x_{qQ} i_q + x_Q i_Q
\end{aligned}
\tag{1.1-2}$$

Das d-q-Wicklungssystem steht definitionsgemäß relativ zum Polrad still. Somit bilden die auf gleicher magnetischer Achse (d-Achse) liegenden d-, f- und D-Wicklungen einen 3-Wicklungstransformator, die q- und die Q-Wicklung einen 2-Wicklungstransformator. Dem-

entsprechend berechnen sich die angegebenen Reaktanzen. In **Anhang 1.1-2** sind die relevanten Bezugsgrößen für die vorgenommene Normierung der Kenngrößen aufgelistet /52.La, 86.Kl/.

Bild 1.1-2 gibt das allgemein bekannte stationäre Raumzeigerdiagramm /59.Ko, 86.Kl/ wieder.

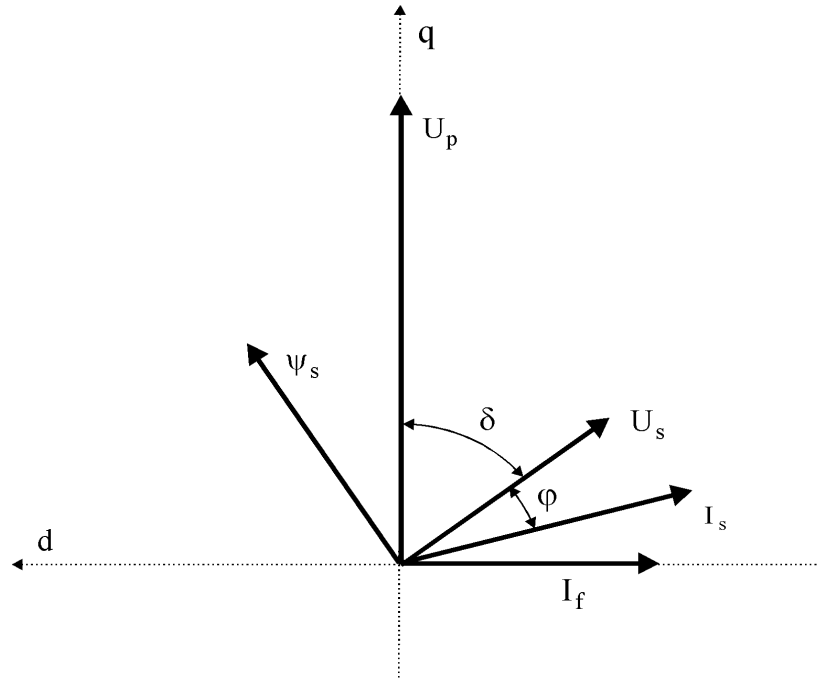


Bild 1.1-2: Raumzeigerdiagramm des Turbogenerators im stationären, übererregten Betrieb

In Matrix Schreibweise ergibt sich:

d-Achse:

$$\begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_D \\ \Psi_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_d & x_{dD} & x_{df} \\ x_{dD} & x_D & x_{fD} \\ x_{df} & x_{fD} & x_f \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_D \\ i_f \end{bmatrix} \quad (1.1-3)$$

q-Achse:

$$\begin{bmatrix} \Psi_q \\ \Psi_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_q & x_{qQ} \\ x_{qQ} & x_Q \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_q \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (1.1-4)$$

In der praktischen Anwendung /86.Kl/ wird davon ausgegangen, daß die Gegeninduktionskoeffizienten der d- bzw. q-Achse gleich groß sind. Somit läßt sich mit:

$$x_{df} = x_{dD} = x_{fD} = x_h \quad \text{und} \quad x_{qQ} = x_{qh} \quad (1.1-5)$$

und

x_h - Hauptfeldreaktanz d-Achse

x_{qh} - Hauptfeldreaktanz q-Achse

schreiben:

d-Achse:

$$\begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_D \\ \Psi_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_d & x_h & x_h \\ x_h & x_D & x_h \\ x_h & x_h & x_f \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_D \\ i_f \end{bmatrix}$$

q-Achse:

$$\begin{bmatrix} \Psi_q \\ \Psi_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_q & x_{qh} \\ x_{qh} & x_Q \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_q \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (1.1-6)$$

In Vektor-Matrix-Notation:

Magnetischer Flußvektor:

$$\underline{\Psi}_d = [\Psi_d \quad \Psi_D \quad \Psi_f]^T \quad \underline{\Psi}_q = [\Psi_q \quad \Psi_Q \quad 0]^T \quad (1.1-7)$$

Spannungsvektor:

$$\underline{u}_d = u_g [-\sin\vartheta \quad 0 \quad 0] \quad \underline{u}_q = u_g [\cos\vartheta \quad 0 \quad 0] \quad (1.1-8)$$

Stromvektor:

$$\underline{I}_d = [i_d \quad i_D \quad i_f]^T \quad \underline{I}_q = [i_q \quad i_Q \quad 0]^T \quad (1.1-9)$$

Widerstandsmatrizen:

$$\mathbf{R}_d = \text{diag}(r_s, r_D, r_f) \quad \mathbf{R}_q = \text{diag}(r_q, r_Q, 0) \quad (1.1-10)$$

Feldspannungsvektor:

$$\underline{u}_f = u_f [0 \quad 0 \quad 1]^T \quad (1.1-11)$$

Reaktanz-Matrizen:

$$\mathbf{X}_d = \begin{bmatrix} x_d & x_h & x_h \\ & x_D & x_h \\ \text{sym.} & & x_f \end{bmatrix} \quad \mathbf{X}_q = \begin{bmatrix} x_q & x_{qh} & 0 \\ & x_Q & 0 \\ \text{sym.} & & 0 \end{bmatrix} \quad (1.1-12)$$

$$\mathbf{K}_d = \begin{bmatrix} \underline{x}_d^T \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad \mathbf{K}_q = \begin{bmatrix} \underline{x}_q^T \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (1.1-13)$$

$$\underline{x}_d^T = [x_d \quad x_h \quad x_h] \quad \underline{x}_q^T = [x_q \quad x_{qh} \quad 0] \quad (1.1-14)$$

Mit den Strom/Fluß-Relationen für d- bzw. q-Achse:

$$\underline{\Psi}_d = \mathbf{X}_d \underline{I}_d \quad \underline{\Psi}_q = \mathbf{X}_q \underline{I}_q \quad (1.1-15)$$

ergibt sich der elektrische Teil des IEC-Dynamik-Modells (**Bild 1.1-3**) zu:

$$\begin{aligned} \mathbf{X}_d \frac{d}{dt} \underline{I}_d &= -\mathbf{R}_d \underline{I}_d - \omega_r \mathbf{K}_q \underline{I}_q - (\underline{u}_d + \underline{u}_f) \\ \mathbf{X}_q \frac{d}{dt} \underline{I}_q &= -\mathbf{R}_q \underline{I}_q + \omega_r \mathbf{K}_d \underline{I}_d - \underline{u}_q \end{aligned} \quad (1.1-16)$$

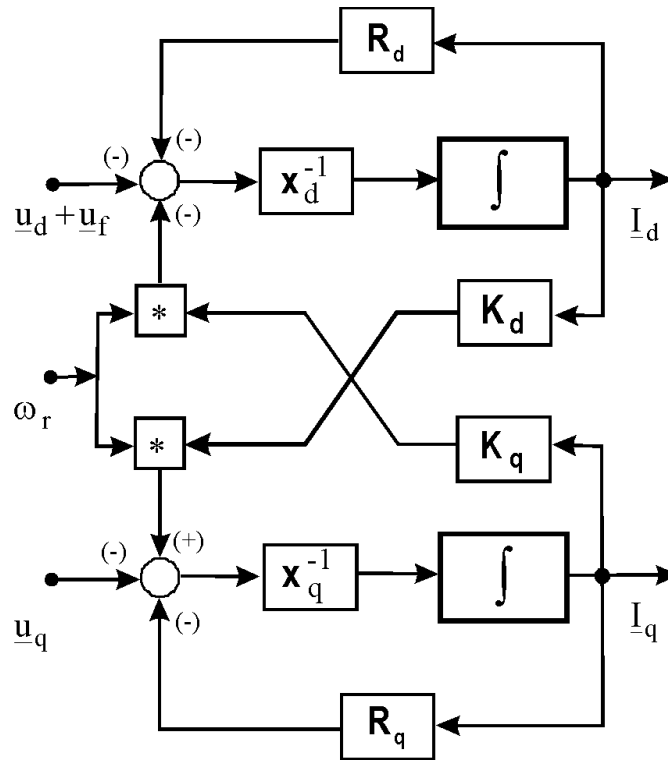


Bild 1.1-3: Elektrischer Teil des IEC-Dynamik Modells

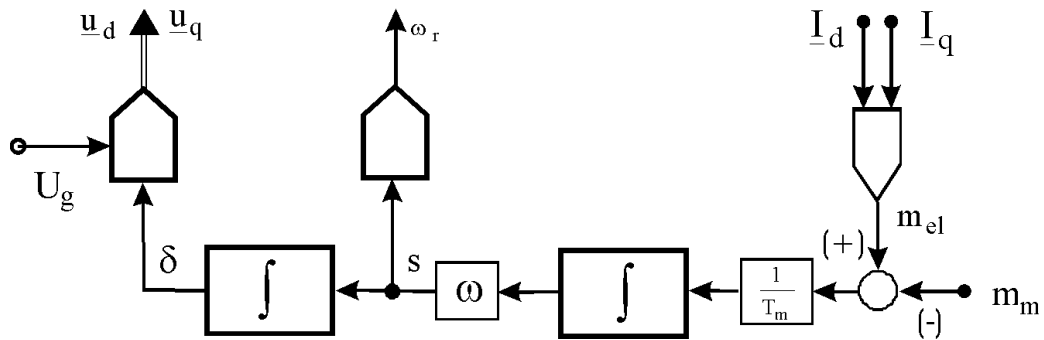


Bild:1.1-4: Mechanischer Teil des IEC-Dynamik Modells

Wird nun der in /56.La, 80.No, 90.Os/ definierte normierte Schlupf als Maß für die Abweichung der aktuellen Drehzahl von der Nenndrehzahl eingeführt:

$$s = \frac{\omega_r}{\omega_n} - 1 \quad (1.1-17)$$

so lassen sich die zwei Differentialgleichungen des mechanischen Teils des Turbogeneratormodells schreiben zu /90.Os/:

$$\frac{d}{dt} s = \frac{m_m - m_{el}(i)}{T_m} \quad (1.1-18)$$

$$\frac{d}{dt} \delta = \omega s \quad (1.1-19)$$

Der mechanische Teil des Turbogeneratormodells ist als Blockdiagramm in **Bild 1.1-4** dargestellt.

1.2 d-q-Achsen Theorie mit Raumhyperkomplexen und Quaternionen

Basierend auf den Arbeiten in /99.No-1-3, 99.No-Ne-Ha-Le/ werden im folgenden die Zusammenhänge der hyperkomplexen Beschreibung der d-q-Achsen Theorie abgeleitet und diskutiert.

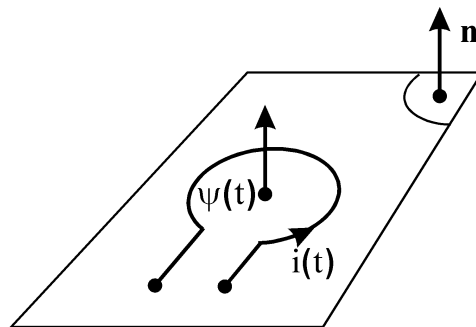


Bild 1.2-1 Stromschleife in der \mathbf{n} Ebene mit den dualen Größen $i(t), \psi(t)$
/99.No-1-3/

Zur Erläuterung der d-q-Achsen Theorie mit Raumhyperkomplexen dient die in der \mathbf{n} -Ebene liegende Stromschleife dargestellt in **Bild 1.2-1**, wobei \mathbf{n} die hyperkomplexe Orientierungseinheit darstellt mit $\mathbf{n}^2 = -\mathbf{e}_0 \equiv -1$. Der magnetische Fluß dieser Stromspule hat entsprechend die Orientierung \mathbf{n} , so daß der Fluß in der folgenden hyperkomplexen Raumdarstellung formuliert werden kann:

$$\Psi(t) = \psi(t) \mathbf{n} \quad (1.2-1)$$

Wie in /99.No-1-3, 88.Jan; 77.Gra, 61.Som/ angegeben ist die Orientierung der Stromschleife entsprechend der Rechtestandregel¹ ebenfalls in Richtung \mathbf{n} :

$$\mathbf{I}(t) = i(t) \mathbf{n} \quad (1.2-2)$$

¹ Gemeinhin auch als "Schraubenregel" bezeichnet.

Das Produkt aus dem magnetischen Fluß $\Psi(t)$ und dem Strom $I(t)$ ergibt in hyperkomplexer Notierung eine nicht raumgerichtete Größe:

$$\Psi(t) \cdot I(t) = i(t) \cdot \psi(t) \cdot \mathbf{n}^2 = -i(t) \cdot \psi(t) \cdot \mathbf{e}_0 = -2 W_m(t) \cdot \mathbf{e}_0 \quad (1.2-3)$$

da

$$\mathbf{n}^2 = -\mathbf{e}_0.$$

Es ergibt sich die skalare Größe der magnetischen Energie $W_m(t)$ der Stromschleife /61.So/. Der richtungsorientierte magnetische Fluß ist somit die Raum-Duale /61.So, 99.No/ des Stromes, wobei deren Produkt richtungsneutral ist.

Werden nun der Strom $I(t)$ und der magnetische Fluß $\Psi(t)$ einer Spule als die physikalisch-geometrischen Raum Dualen bestimmt, so läßt sich die d-q-Achsen theoretische Beschreibung des Synchrongenerators als zwei senkrecht zueinander stehende δ -Einheitsspulen (Dirac-Leiterschleifen, **Bild 1.2-2**) mit den Richtungen \mathbf{e}_d , \mathbf{e}_q annähern:

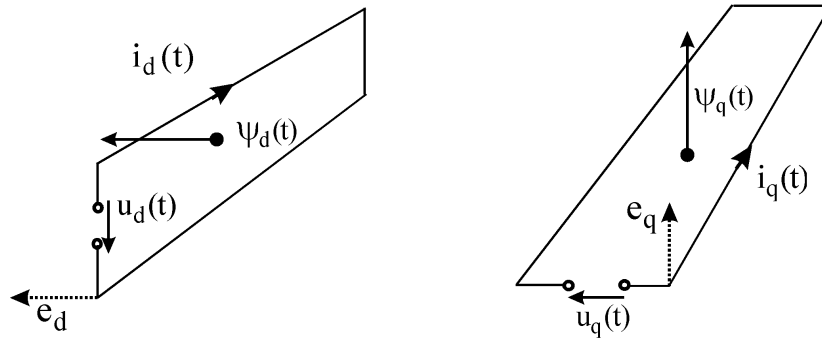


Bild 1.2-2: δ_d, δ_q – Dirac-Leiterschleifen /99.No-1-3/

Entsprechend dem Aufbau der Synchrongeneratoren sind die Statorspulen der d- und der q-Achse stationär, während die Feld- und Dämpferwicklungen mit der Winkelgeschwindigkeit ω_r rotieren. Der Z -Richtung entspricht hier die Richtung der Rotationsachse des Antriebes.

Es wird hier postuliert, daß die Stromverteilung in den Dirac-Spulen der Stromverteilung im Synchrongenerator qualitativ entspricht /99.No-1-3/. Die Stator/Rotorströme bzw. -flüsse sind somit als hyperkomplexe Raumgrößen definiert, deren Komponenten in der \mathbf{e}_d und \mathbf{e}_q Richtung den kartesischen Komponenten der Zustandsvektordarstellung entsprechen:

$$\begin{aligned} \Psi_S &= \psi_d \mathbf{e}_d + \psi_q \mathbf{e}_q & ; & & I_s &= i_d \mathbf{e}_d + i_q \mathbf{e}_q \\ \Psi_D &= \psi_D \mathbf{e}_d + \psi_Q \mathbf{e}_q & ; & & I_D &= i_D \mathbf{e}_d + i_Q \mathbf{e}_q \\ \Psi_f &= \psi_f \mathbf{e}_d + 0 \cdot \mathbf{e}_q & ; & & I_f &= i_f \mathbf{e}_d + 0 \cdot \mathbf{e}_q \end{aligned} \quad (1.2-4)$$

Die Größen ψ_s, ψ_D, ψ_f und I_s, I_D, I_f sind somit die raumhyperkomplexen Flüsse und Ströme der Stator/Dämpfer- und Feldwicklung. Wird nun die Relation $\mathbf{e}_q = \mathbf{z} \cdot \mathbf{e}_d$ aus Gleichung (1.-1) benutzt, so läßt sich zum Beispiel für den raumhyperkomplex notierten Statorfluß schreiben:

$$\begin{aligned}
\Psi_S &= \psi_d \cdot \mathbf{e}_d + \psi_q \cdot \mathbf{e}_q \\
&= (\psi_d + z \cdot \psi_q) \cdot \mathbf{e}_d \\
&= \Psi_S(z) \cdot \mathbf{e}_d
\end{aligned}
\tag{1.2-5}$$

Entsprechend ergeben sich die Gleichungen in (1.2-4) in z -komplexer Darstellung:

$$\begin{aligned}
\Psi_S(z) &= (\psi_d + \psi_q z) & ; & \quad I_S(z) = (i_d + i_q z) \\
\Psi_D(z) &= (\psi_D + \psi_Q z) & ; & \quad I_D(z) = (i_D + i_Q z) \\
\Psi_f(z) &= (\psi_f + 0 \cdot z) \equiv \Psi_f & ; & \quad I_f(z) = (i_f + 0 \cdot z) \equiv i_f
\end{aligned}
\tag{1.2-6}$$

Das in quaternionischer Darstellung angegebene Gleichungssystem in (Glg. 1.2-4) wird überführt in die Quaternionensubalgebra der komplexen Variablen z , mit der Eigenschaft $z^2 = -\mathbf{e}_0$ und es wird zweckmässigerweise $z^2 = -1$ gesetzt /59.vdW, 89.Ka, 88.Ja/. Es resultieren Flüsse und Ströme als z -komplexe Größen. Die Einheitsrichtung z der Rotationsachse ist hierbei eine Invariante gegenüber der Achsendrehung, dargestellt in **Bild 1.2-3**:

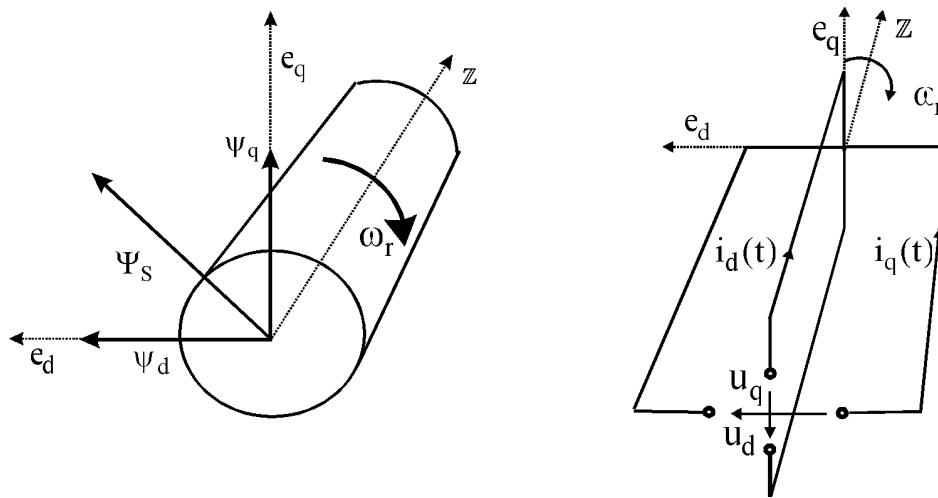


Bild. 1.2-3: Raumorientierung und Stromschleifen für das d-q-Achsensystem nach /99.No-1-3/

Im Gegensatz zu der aus der Strombelagsargumentation heraus intuitiv gewählten komplexen Größe j in /59.Ko, 67.St/ entspricht die hier bestimmte komplexe Größe z der physikalischen Richtung der Rotationsachse des Antriebes /99.No-1-3/ und ist eine algebraische Raumhyperkomplexe.

1.3 Die \mathbb{Z} -komplexe Raumdarstellung der Wirk- / Blindleistung und des elektrischen Momentes

Die Größen der Wirk- / Blindleistung und das elektrische Moment des Synchrongenerators sind gegeben durch /59.La, 80.Le/:

$$\begin{aligned} p(t) &= (i_d u_d + i_q u_q) \quad ; \\ q(t) &= (i_d u_q - i_q u_d) = \underline{I}_s \times \underline{U}_s \end{aligned} \quad (1.3-1)$$

$$m_{el}(t) = (i_d \psi_q - i_q \psi_d) = \underline{I}_s \times \underline{\psi}_s \quad (1.3-2)$$

$$\begin{aligned} m_{el}(t) &= -\left[x_h i_q i_f + (x_d - x_q) \cdot i_d i_q \right] \\ &\quad -\left[x_h i_D i_q - x_{qh} i_Q i_d \right] \end{aligned} \quad (1.3-3)$$

In der raumorientierten hyperkomplexen Darstellung der Ströme und Spannungen des Stators wird deren Produkt als das Leistungsquaternion $S(t)$ definiert /99.No-1-3/:

$$\begin{aligned} S(t) &= \underline{I}_s(t) \cdot \underline{U}_s(t) \\ &= (i_d \mathbf{e}_d + i_q \mathbf{e}_q) \cdot (u_d \mathbf{e}_d + u_q \mathbf{e}_q) \\ &= -(i_d u_d + i_q u_q) \\ &\quad + (i_d u_q \mathbf{e}_d \mathbf{e}_q + i_q u_d \mathbf{e}_q \mathbf{e}_d) \end{aligned} \quad (1.3-4)$$

$$\begin{aligned} S(t) &= -(i_d u_d + i_q u_q) + (i_d u_q - i_q u_d) \cdot \mathbb{Z} \\ &= -p(t) + q(t) \cdot \mathbb{Z} \end{aligned} \quad (1.3-5)$$

und:

$$S(t) \equiv S(\mathbb{Z}) = -p(t) + q(t) \cdot \mathbb{Z} . \quad (1.3-6)$$

Das Leistungsquaternion ist somit eine raumorientierte, \mathbb{Z} -komplexe Variable mit einer richtungsneutralen Wirkleistungskomponente und der richtungsorientierten Blindleistungskomponente $q(\mathbb{Z}) = q(t) \cdot \mathbb{Z}$ mit der Orientierung der Drehachse des Antriebes. In der \mathbb{Z} -Notation läßt sich $S(\mathbb{Z})$ direkt durch das Produkt des Statorstroms $\underline{I}_s(\mathbb{Z})$ und der Statorspannung $\underline{U}_s(\mathbb{Z})$ ausdrücken:

$$\underline{U}_s(\mathbb{Z}) = u_d + u_q \mathbb{Z} \quad ; \quad \underline{I}_s(\mathbb{Z}) = i_d + i_q \mathbb{Z} \quad (1.3-7)$$

$$\begin{aligned} S_s(\mathbb{Z}) &= \underline{I}_s(t) \cdot \underline{U}_s(t) \\ &= (i_d \mathbf{e}_d + i_q \mathbf{e}_q) \cdot (u_d \mathbf{e}_d + u_q \mathbf{e}_q) \\ &= \underline{I}_s(\mathbb{Z}) \cdot \mathbf{e}_d \mathbf{e}_d \underline{U}_s(-\mathbb{Z}) \end{aligned} \quad (1.3-8)$$

$$S_s(\mathbb{Z}) = -\underline{I}_s(\mathbb{Z}) \cdot \underline{U}_s(-\mathbb{Z}) \quad (1.3-9)$$

Für das Luftspaltquaternion zeigt sich:

$$\begin{aligned} M_s(t) &= I_s(t) \cdot \Psi_s(t) \\ &= (i_d e_d + i_q e_q) (\Psi_d e_d + \Psi_q e_q) \end{aligned} \quad (1.3-10)$$

$$\begin{aligned} M_s(t) &= -(i_d \Psi_d + i_q \Psi_q) + (i_d \Psi_q e_d e_q + i_q \Psi_d e_q e_d) \\ &= -(i_d \Psi_d + i_q \Psi_q) + (i_d \Psi_q - i_q \Psi_d) \cdot z \end{aligned} \quad (1.3-11)$$

auch:

$$M_s(t) \equiv M_s(z) = -2w_{ms}(t) + m_{el}(t) \cdot z \quad (1.3-12)$$

Somit ist auch das Luftspaltquaternion eine raumorientierte z -komplexe Variable mit dem richtungsneutralen magnetischen Energiestrom $w_{ms}(t)$ im Stator und dem richtungsorientierten elektrischen Moment:

$$m_{el}(z) = m_{el}(t) \cdot z = (i_d \Psi_q - i_q \Psi_d) \cdot z \quad (1.3-13)$$

Hierbei entspricht die Richtung des elektrischen Moments der Richtung der Antriebsachse. Sie ist positiv für eine positive Drehung des Antriebes entsprechend der "Rechten Hand Regel". Ebenfalls läßt sich $M_s(z)$ durch $I_s(z)$, $\Psi_s(z)$ ausdrücken:

$$\begin{aligned} M_s(z) &= (i_d e_d + i_q e_q) \cdot (\Psi_d e_d + \Psi_q e_q) \\ &= I_s(z) \cdot e_d^2 (\Psi_d - \Psi_q z) \\ &= -I_s(z) \cdot \Psi_s(-z) \end{aligned} \quad (1.3-14)$$

Werden die in Gleichung (1.1-15) gegebenen Ψ/I -Relationen auf die obigen Gleichungen angewandt, so ergibt sich für den magnetischen Energiestrom des Stators $w_{ms}(t)$ und dem elektrischen Moment $m_{el}(t)$:

$$w_{ms}(t) = \frac{1}{2} (x_d i_d^2 + x_q i_q^2) + x_h [i_d (i_D + i_f)] - x_{qh} (i_q i_Q) \quad (1.3-15)$$

$$m_{el}(t) = - \left[x_h i_q (i_f + i_D) + i_d (x_{qh} i_Q + i_D (x_d - x_q)) \right] \quad (1.3-16)$$

Für den d-q-symmetrischen Generator, d.h. $x_d = x_q$, reduzieren sich diese Größen zu:

$$\begin{aligned} M_s(z) &= \left[-2w_{ms}(t) + m_{el}(t) \cdot z \right] \\ &= - \left[x_d (i_d^2 + i_q^2) + x_h (i_d i_D + i_d i_f + i_q i_Q) \right] \\ &\quad - x_h \left[i_q (i_f + i_D) + i_d i_Q \right] \cdot z . \end{aligned} \quad (1.3-17)$$

1.4 Die linearen Beziehungen zwischen den magnetischen Flüssen und den elektrischen Strömen in raumhyperkomplexer Darstellung

Wie schon in den vorangehenden Unterkapiteln festgestellt, wird in der Fachliteratur, insbesondere in /59.Ko, 95.Ho/, die Benutzung der komplexen Rechnung zur mathematischen Beschreibung elektrischer Maschinen bzw. Synchronmaschinen mit dem sinusförmigen Strombelag in den Statorwicklungen begründet. Durch diese Interpretation des Strombelages wird der Bezug zu den trigonometrischen Relationen hergestellt, die eine Darstellung der stationären Verhältnisse in Raumzeiger- bzw. Zeitzeigerdiagrammen ermöglicht. Außer Acht gelassen wurde hierbei, daß diese Form der mathematischen Darstellung ihre Gültigkeit bzgl. der Synchrongeneratoren nur für symmetrische Synchrongeneratoren hat ($x_d = x_q$). Eine allgemeingültige Beschreibung, d.h. insbesondere asymmetrischer Synchrongeneratoren ($x_d \neq x_q$), läßt sich schlüssig mit dieser Darstellungsform nicht realisieren.

In diesem Abschnitt werden die grundlegenden allgemein gültigen Fluß/Strom-Beziehungen in \mathbb{Z} -komplexer Darstellung unter Berücksichtigung der Symmetrie/Asymmetrie-Eigenschaften des Turbogenerators abgeleitet. Zur konsistenten mathematischen Beschreibung werden die „double numbers“ /88.Jan, 89.Ka/ (**Anhang 1.4-1**) eingeführt und schließlich das allgemein¹ gültige mathematische Modell des Turbogenerators unter Gebrauch der Clifford-Projektoren zur inhärenten Berücksichtigung der Symmetrieeigenschaften angegeben und diskutiert /99.No-1-3/.

Die Beziehungen zwischen den magnetischen Flüssen und den elektrischen Strömen in den Gleichungen (1.2-2, 1.2-8, 1.2-10) werden in der \mathbb{Z} -Darstellung der Flüsse und Ströme mit Gleichung (1.3-6) mit folgenden Definitionen:

$$\underline{\Psi}(\mathbb{Z}) = \underline{\Psi}_d + \mathbb{Z}\underline{\Psi}_q ; \quad \underline{I}(\mathbb{Z}) = \underline{I}_d + \mathbb{Z}\underline{I}_q \quad (1.4-1)$$

$$\text{mit } \underline{\Psi}_d = [\psi_d \quad \psi_D \quad \psi_d]^T \quad \underline{\Psi}_q = [\psi_q \quad \psi_Q \quad 0]^T$$

neu geschrieben:

$$\underline{\Psi}(\mathbb{Z}) = \mathbf{X}_d \underline{I}_d + \mathbb{Z}\mathbf{X}_q \underline{I}_q \quad (1.4-2)$$

$$\text{mit } \underline{I}_d = [i_d \quad i_D \quad i_f]^T ; \quad \underline{I}_q = [i_q \quad i_Q \quad 0]^T$$

Um die Symmetrie/Asymmetrie Eigenschaften des Turbogenerators explizit zu erfassen, werden die Reaktanz Matrizen \mathbf{X}^+ und \mathbf{X}^- eingeführt:

$$\mathbf{X}^+ = \frac{1}{2}(\mathbf{X}_d + \mathbf{X}_q) = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} (x_d + x_q) & (x_h + x_{qh}) & x_h \\ & (x_D + x_Q) & x_h \\ \text{sym} & & x_f \end{bmatrix} \quad (1.4-3)$$

¹ D.h. auch gültig für asymmetrische Turbogeneratoren.

$$\mathbf{X}^- = \frac{1}{2}(\mathbf{X}_d - \mathbf{X}_q) = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} (x_d - x_q) & (x_h - x_{qh}) & x_h \\ & (x_D - x_Q) & x_h \\ \text{sym} & & x_f \end{bmatrix} \quad (1.4-4)$$

Für den Testgenerator¹ ergeben sich folgende Matrizen:

$$\mathbf{X}_d = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1.991 & 1.872 & 1.872 \\ 1.872 & 1.9056 & 1.872 \\ 1.872 & 1.872 & 1.934 \end{bmatrix} \quad \mathbf{X}_q = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1.892 & 1.773 & 0 \\ 1.773 & 1.837 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (1.4-5)$$

$$\mathbf{X}^+ = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 3.883 & 3.645 & 1.872 \\ 3.645 & 3.742 & 1.872 \\ 1.872 & 1.872 & 1.934 \end{bmatrix} \quad \mathbf{X}^- = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 0.099 & 0.099 & 1.872 \\ 0.099 & 0.0687 & 1.872 \\ 1.872 & 1.872 & 1.934 \end{bmatrix} \quad (1.4-6)$$

Wird Gleichung (1.4-2) mit den Substitutionen für \mathbf{X}_d , \mathbf{X}_q , \underline{I}_d , \underline{I}_q aus den Gleichungen (1.4-3; 1.4-4) und (1.4-1) umformuliert, so ergibt sich:

$$\underline{\Psi}_{(\mathbb{Z})} = \frac{1}{2} \left[(\mathbf{X}^+ + \mathbf{X}^-) (\underline{I}_{(\mathbb{Z})} + \underline{I}_{(-\mathbb{Z})}) + (\mathbf{X}^+ - \mathbf{X}^-) (\underline{I}_{(\mathbb{Z})} - \underline{I}_{(-\mathbb{Z})}) \right] \quad (1.4-7)$$

Ein Ausmultiplizieren führt zur grundlegenden Gleichung für die Fluß/Strom Relationen mit Berücksichtigung der Symmetrie/Asymmetrie Eigenschaften des Turbogenerators in \mathbb{z} -komplexer Darstellung:

$$\underline{\Psi}_{(\mathbb{Z})} = \frac{1}{2} \left[\mathbf{X}^+ \underline{I}_{(\mathbb{Z})} + \mathbf{X}^- \underline{I}_{(-\mathbb{Z})} \right] \quad (1.4-8)$$

Nur für einen Synchrongenerator mit vollständiger d-q-Achsensymmetrie, d.h. mit:

$$\mathbf{X}_d = \mathbf{X}_q \quad (1.4-9)$$

reduziert sich die Ψ/I -Relation (Gleichung 1.4-7) auf:

$$\underline{\Psi}_{(\mathbb{Z})} = \mathbf{X}_d \underline{I}_{(\mathbb{Z})} \quad (1.4-10)$$

Somit läßt sich schlußfolgern, daß die in der entsprechenden Fachliteratur und insbesondere in /95.Ho/ angegebenen Ψ/I -Relation für den Stator und Rotor:

$$\begin{bmatrix} \underline{\Psi}_s(\mathbb{Z}) \\ \underline{\Psi}_r(\mathbb{Z}) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & L_h \\ L_h & L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{I}_s(\mathbb{Z}) \\ \underline{I}_r(\mathbb{Z}) \end{bmatrix} = L_s \underline{I}_{sr}(\mathbb{Z}) \quad (1.4-11)$$

nur für die symmetrische Asynchronmaschine (mit $i_f = 0$) gültig ist. Anwendbar ist diese Gleichung also nur im Ausnahmefall des d-q-symmetrischen Turbogenerators, währenddessen Gleichung (1.4-8) allgemein gültig die Ψ/I -Beziehungen von symmetrischen und asymmetrischen Turbogeneratoren beschreibt. Gleichung (1.4-8) resultiert aus einer rein algebraischen Ableitung und illustriert den Einfluß und die Wirkung der unsymmetrischen Maschinenparameter des Turbogenerators. Wobei sich diese Asymmetrie als Einfluß der Raumkonjugierten des Stromvektors $\underline{I}_{(-\mathbb{Z})}$ auf den Flußvektor $\underline{\Psi}_{(\mathbb{Z})}$ darstellt.

¹ Betrachtet wird im weiteren ausschließlich der Gasturbogenerator im GuD-Kraftwerk München-Süd (siehe Unterkapitel 2.3).

Werden die Winkel der Stator- und Rotorgrößen bzgl. der q-Achse $\delta_s, \delta_D, \delta_f$ eingeführt, so ergibt sich für die Raumkonjugierte des Stromes:

$$\underline{I}_{(-Z)} = -\text{Diag}\left(e^{-2\delta_s}, e^{-2\delta_D}, e^{-2\delta_f}\right)\underline{I}_{(Z)} \equiv -D(-2\delta_k)\underline{I}_{(Z)} \quad (1.4-12)$$

Und somit für die Ψ/I -Relation in (1.4-8)

$$\underline{\Psi}_{(Z)} = [\underline{X}^+ - \underline{X}^- \cdot D(-2\delta_k)] \underline{I}_{(Z)} \quad (1.4-13)$$

Die resultierende Reaktanz Matrix

$$\underline{X}(\delta) = \underline{X}^+ - \underline{X}^- \cdot D(-2\delta_k) \quad (1.4-14)$$

ist also abhängig von den Stromwinkeln. Der Grund für diese nichtlineare Abhängigkeit besteht darin, daß die Ψ/I -Relation nur dann invariant gegenüber der Raumkonjugation ist, wenn \underline{X}^- verschwindet - das heißt nur im d-q-symmetrischen Fall.

Um Invarianz gegenüber Raumkonjugation zu erhalten ($\pm Z$) wird die Raumkonjugierte der Gleichung (1.4-8):

$$\underline{\Psi}_{(-Z)} = \left[\underline{X}^- \underline{I}_{(Z)} + \underline{X}^+ \underline{I}_{(-Z)} \right] \quad (1.4-15)$$

mit (1.4-8) zu

$$\begin{bmatrix} \underline{\Psi}_{(Z)} \\ \underline{\Psi}_{(-Z)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{X}^+ & \underline{X}^- \\ \underline{X}^- & \underline{X}^+ \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{I}_{(Z)} \\ \underline{I}_{(-Z)} \end{bmatrix} \quad (1.4-16)$$

zusammengefaßt. In kompakter Form ergibt sich:

$$\underline{\Psi}^\pm_{(Z)} = \underline{X}^\pm \underline{I}^\pm_{(Z)} \quad (1.4-17)$$

mit

$$\underline{X}^\pm = \begin{bmatrix} \underline{X}^+ & \underline{X}^- \\ \underline{X}^- & \underline{X}^+ \end{bmatrix} \equiv \frac{1}{2} \begin{bmatrix} (\underline{X}_d + \underline{X}_q) & (\underline{X}_d - \underline{X}_q) \\ (\underline{X}_d - \underline{X}_q) & (\underline{X}_d + \underline{X}_q) \end{bmatrix} \quad (1.4-18)$$

und

$$\underline{\Psi}^\pm_{(Z)} = \begin{bmatrix} \underline{\Psi}_{(Z)} \\ \underline{\Psi}_{(-Z)} \end{bmatrix} ; \quad \underline{I}^\pm_{(Z)} = \begin{bmatrix} \underline{I}_{(Z)} \\ \underline{I}_{(-Z)} \end{bmatrix} \quad (1.4-19)$$

Die (6/6) Reaktanz-Matrix in (1.4-18) läßt sich in zwei Teilmatrizen zerlegen:

$$\begin{bmatrix} \underline{X}^+ & \underline{X}^- \\ \underline{X}^- & \underline{X}^+ \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{X}^+ & 0 \\ 0 & \underline{X}^+ \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & \underline{X}^- \\ \underline{X}^- & 0 \end{bmatrix} = \underline{X}_{\text{sym}} + \underline{X}_{\text{asym}} \quad (1.4-20)$$

wobei mit $\underline{X}_{\text{sym}}$ der symmetrische Teil und mit $\underline{X}_{\text{asym}}$ der asymmetrische Teil beschrieben ist. Entsprechend den in /99.No-1-3/ diskutierten Zusammenhängen läßt sich die Reaktanz-Matrix

insgesamt als ein algebraisches "double number" Konstrukt begreifen¹ /89.Ka/. Sie besteht aus zwei Teilgrößen, wobei in diesem speziellen Fall der Modellierung des Turbogenerators die zweite Teilmatrix die Reflexion der asymmetrischen Anteile des Systems Turbogenerator repräsentiert. Dementsprechend wird das in der "double number" Algebra gebräuchliche Reflexionsymbol ε eingeführt und die zweite Teilmatrix damit bewertet. Entsprechend übertragen auf die elementaren Reaktanz Matrizen schreibt sich in "double number" Notation²:

$$\left(\mathbf{X}_{\text{sym}} + \mathbf{X}_{\text{asym}} \right) \sim \mathbf{X}(\varepsilon) = \mathbf{X}^+ + \varepsilon \mathbf{X}^- \quad \text{mit } \varepsilon^2 = 1 \quad (1.4-21)$$

Die Matrix \mathbf{X}^\pm läßt sich nun als „double number“ Reaktanz Matrix schreiben:

$$\mathbf{X}^\pm \sim \mathbf{X}(\varepsilon) = \left(\mathbf{X}^+ + \varepsilon \cdot \mathbf{X}^- \right) \quad \text{mit } \varepsilon^2 = 1 \quad (1.4-22)$$

Für den Test-Turbogenerator:

$$\mathbf{X}^\pm = \mathbf{X}(\varepsilon) = \left(0.5 \begin{bmatrix} 3.8828 & 3.645 & 1.872 \\ 3.645 & 3.7424 & 1.872 \\ 1.872 & 1.872 & 1.9337 \end{bmatrix} + \varepsilon \cdot 0.5 \begin{bmatrix} 0.099 & 0.099 & 1.872 \\ 0.099 & 0.0687 & 1.872 \\ 1.872 & 1.872 & 1.9337 \end{bmatrix} \right) \quad (1.4-23)$$

Die mathematische Formulierung des Turbogeneratormodells in der „double number“ Darstellung spiegelt direkt die Symmetrie/Asymmetrie Verhältnisse und Eigenschaften der Ψ/I Relationen des Turbogenerators wieder. Diese Darstellung bietet einen schlüssigen und transparenten Einblick in die inhärenten Eigenschaften des Turbogenerators. Weiterhin bestätigt sie die Feststellung, daß die Kovács/Rács Theorie nur für symmetrische Verhältnisse schlüssig anwendbar ist.

Die Reaktanz Matrix in (1.4-22) läßt sich wie folgt umformen:

$$\begin{aligned} \mathbf{X}(\varepsilon) &= \left(\mathbf{X}^+ + \varepsilon \cdot \mathbf{X}^- \right) = \frac{1}{2} \left\{ \left(\mathbf{X}_d + \mathbf{X}_q \right) + \varepsilon \cdot \left(\mathbf{X}_d - \mathbf{X}_q \right) \right\} \\ &= \mathbf{X}_d \cdot \left(\frac{1+\varepsilon}{2} \right) + \mathbf{X}_q \cdot \left(\frac{1-\varepsilon}{2} \right) \end{aligned} \quad (1.4-24)$$

Es ergeben sich als Koeffizienten:

$$c_d^* = \left(\frac{1+\varepsilon}{2} \right) \quad \text{bzw.} \quad c_q^* = \left(\frac{1-\varepsilon}{2} \right) \quad (1.4-25)$$

die nach /88.Ja/ als Clifford Koeffizienten bzw. Projektoren der „double number“-Algebra bezeichneten Ausdrücke (**Anhang 1.4-1**).

Diese Clifford Koeffizienten werden im weiteren mit folgender „*“-Notation benutzt:

$$\begin{aligned} \mathbf{X}_d^* &= \mathbf{X}_d c_d^* \equiv \mathbf{X}_d \left(\frac{1+\varepsilon}{2} \right) \\ \mathbf{X}_q^* &= \mathbf{X}_q c_q^* \equiv \mathbf{X}_q \left(\frac{1-\varepsilon}{2} \right) \end{aligned} \quad (1.4-26)$$

¹ Die "double number" in ihrer Bedeutung als Spiegelzahl und Reflexionszahl /89.Ka/

² In Glg. (1.4-21) ist der Operator "∼" im Sinne von "algebraisch äquivalent" /99.No-1-3/ zu interpretieren.

Entsprechend dieser gewählten Notation schreibt sich die „*“ Reaktanz Matrix:

$$\mathbf{X}^* = (\mathbf{X}_d^* + \mathbf{X}_q^*) \quad (1.4-27)$$

Sie schreibt sich explizit mit den Matrizen in (1.4-5) für den Test-Turbogenerator :

$$\mathbf{X}^* = 0.5 \begin{bmatrix} (1.991_d^* + 1.892_q^*) & (1.872_d^* + 1.773_q^*) & (1.872_d^* + 0_q^*) \\ & (1.906_d^* + 1.837_q^*) & (1.872_d^* + 0_q^*) \\ \text{sym.} & & (1.934_d^* + 0_q^*) \end{bmatrix}, \quad (1.4-28)$$

wobei der jeweilige untere Index die d- bzw. q- Zugehörigkeit markiert.

Insbesondere herauszustellen ist hier, daß, bedingt durch die Orthogonalitätseigenschaft $\mathbf{c}_d^* \cdot \mathbf{c}_q^* \equiv 0$, die Produkte der „*“- d-Größen und der „*“- q-Größen verschwinden:

$$\mathbf{x}_d^* \cdot \mathbf{x}_q^* \equiv \mathbf{x}_h^* \cdot \mathbf{x}_{qh}^* = \mathbf{x}_D^* \cdot \mathbf{x}_Q^* \equiv 0 \quad (1.4-29)$$

Diese sich algebraisch ergebende Gesetzmäßigkeit entspricht der bis dato in der Fachliteratur gebräuchlichen Übereinkunft d-Größen und q-Größen „nicht miteinander multiplizieren zu dürfen“. Sie ergibt sich implizit bei konsequentem Gebrauch der hier vorgestellten Darstellungsweise mittels Clifford Koeffizienten /99.No-1-3/.

Werden die Reaktanz Größen

$$\mathbf{x}_d^* = \mathbf{x}_d \cdot \mathbf{c}_d^* ; \mathbf{x}_q^* = \mathbf{x}_q \cdot \mathbf{c}_q^* ; \mathbf{x}_h^* = \mathbf{x}_h \cdot \mathbf{c}_d^* \quad (1.4-30)$$

nicht nur als reale Parameter sondern als Projektionsoperatoren (bzgl. der d- bzw. q- Achse) betrachtet, so ergibt sich mit

$$\underline{\mathbf{I}}^*(z) = \underline{\mathbf{I}}(\varepsilon) = (\underline{\mathbf{I}}_d^* + z \cdot \underline{\mathbf{I}}_q^*) \quad (1.4-31)$$

$$\underline{\mathbf{\Psi}}^*(z) = \underline{\mathbf{\Psi}}(\varepsilon) = (\underline{\mathbf{\Psi}}_d^* + z \cdot \underline{\mathbf{\Psi}}_q^*) \quad (1.4-32)$$

für die Ψ/I -Relation folgender Ausdruck:

$$\underline{\mathbf{\Psi}}^*(z) = \mathbf{X}^* \cdot \underline{\mathbf{I}}^*(z) = (\mathbf{X}_d^* + \mathbf{X}_q^*) \cdot \underline{\mathbf{I}}^*(z) \quad (1.4-33)$$

Es läßt sich zeigen, daß Gleichung (1.4-33) den in (1.1-15) angegebenen Ψ/I -Relationen entspricht:

$$\underline{\mathbf{\Psi}}^*(z) = (\mathbf{X}_d^* + \mathbf{X}_q^*) \cdot (\underline{\mathbf{I}}_d^* + z \cdot \underline{\mathbf{I}}_q^*) = [\mathbf{X}_d^* \underline{\mathbf{I}}_d^* + z \cdot \mathbf{X}_q^* \underline{\mathbf{I}}_q^*] + [\mathbf{X}_q^* \underline{\mathbf{I}}_d^* + z \cdot \mathbf{X}_d^* \underline{\mathbf{I}}_q^*] \quad (1.4-34)$$

Mit dieser Gleichung ergibt sich:

$$\underline{\mathbf{\Psi}}_d^* + z \cdot \underline{\mathbf{\Psi}}_q^* = \mathbf{X}_d^* \underline{\mathbf{I}}_d^* + z \cdot \mathbf{X}_q^* \underline{\mathbf{I}}_q^* \quad (1.4-35)$$

Dies führt unter Einhaltung der projektorspezifischen Relationen¹ zu:

¹ Siehe hierzu Anhang A.1.4-1.

$$\underline{\Psi}_d = \underline{X}_d \underline{I}_d ; \underline{\Psi}_q = \underline{X}_q \underline{I}_q \quad (1.4-36)$$

Die aus (1.4-34) hergeleitete Gleichung in (1.4-36) für die Fluß/Strom Relationen in der d- bzw. q-Achse ist identisch mit der schon in Abschnitt 1.1 angegebenen Gleichung (1.1-15). Gleichung (1.4-35) veranschaulicht nochmals, daß die übliche Übereinkunft, nur die einer Achse (d- oder q- Achse) zugehörigen Größen miteinander zu verknüpfen, bei Gebrauch der Clifford d- bzw. q- Projektoren c_d^* , c_q^* und der „*“-Reaktanz Größen x_d^* , x_q^* implizit gegeben ist.

1.5 Das allgemein gültige IEC-Dynamik-Modell in komplexer Zustandsdarstellung

Ausgehend von der in Unterkapitel 1.1 (Glg. 1.1-16) angegebenen Dynamik-Modellierung des Turbogenerators läßt sich das allgemeine Dynamikmodell, d.h. vollständig mit Symmetrie- und Asymmetrieanteil, in z -komplexer Darstellung wie folgt angeben¹:

$$\left[\underline{X}^+ \frac{d}{dt} \underline{I}(z) + \underline{X}^- \frac{d}{dt} \underline{I}(-z) \right] = - \left[\underline{R}^+ \underline{I}(z) + \underline{R}^- \underline{I}(-z) \right] + \omega_r z \left[\underline{K}^+ \underline{I}(z) + \underline{K}^- \underline{I}(-z) \right] - \left[\underline{u}_s(z) + \underline{u}_f \right] \quad (1.5-1)$$

$$\left[\underline{X}^- \frac{d}{dt} \underline{I}(z) + \underline{X}^+ \frac{d}{dt} \underline{I}(-z) \right] = - \left[\underline{R}^- \underline{I}(z) + \underline{R}^+ \underline{I}(-z) \right] - \omega_r z \left[\underline{K}^- \underline{I}(z) + \underline{K}^+ \underline{I}(-z) \right] - \left[\underline{u}_s(-z) + \underline{u}_f \right] \quad (1.5-2)$$

Für die Bestimmung des IEC-Modells in „*“-Darstellung unter Benutzung der im vorhergehenden Abschnitt angegebenen „*“-Operatoren werden die Modell Gleichungen aus Unterkapitel 1.1 wie folgt angesetzt:

$$\underline{\Psi}^*(z) = \left(\underline{\Psi}_d^* + z \cdot \underline{\Psi}_q^* \right) ; \underline{I}^*(z) = \left(\underline{I}_d^* + z \cdot \underline{I}_q^* \right) \quad (1.5-3)$$

$$\underline{u}_g^*(z) = \left(\underline{u}_d^* + z \cdot \underline{u}_q^* \right) ; \underline{u}_f^*(z) = \left(\underline{u}_f^* + z \cdot 0 \right) \quad (1.5-4)$$

$$\underline{X}^* = \left(\underline{X}_d^* + \underline{X}_q^* \right) ; \underline{R}^* = \left(\underline{R}_d^* + \underline{R}_q^* \right) \quad (1.5-5)$$

$$\underline{K}^* = \left(\underline{K}_d^* + \underline{K}_q^* \right) ; \omega_r(z) = \omega_r z \quad (1.5-6)$$

und die Fluß/Strom-Relation aus (Glg. 1.4-34):

$$\underline{\Psi}^*(z) = \underline{X}^* \cdot \underline{I}^*(z) \quad (1.5-7)$$

Weiterhin gelten die Relationen:

¹ Die detaillierte Ableitung ist in Anhang 1.5-1 notiert.

$$\mathbf{X}^* \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}^*(z) \equiv (\mathbf{X}_d^* + z \cdot \mathbf{X}_q^*) \frac{d}{dt} (\underline{\mathbf{I}}_d^* + z \cdot \underline{\mathbf{I}}_q^*) = \left(\mathbf{X}_d^* \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}_d^* + z \cdot \mathbf{X}_q^* \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}_q^* \right) \quad (1.5-8)$$

$$\mathbf{R}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) = (\mathbf{R}_d^* \underline{\mathbf{I}}_d^* + z \cdot \mathbf{R}_q^* \underline{\mathbf{I}}_q^*) \quad (1.5-9)$$

$$\mathbf{K}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) = (\mathbf{K}_d^* \underline{\mathbf{I}}_d^* + z \cdot \mathbf{K}_q^* \underline{\mathbf{I}}_q^*) \quad (1.5-10)$$

so daß sich die Dynamik Gleichung für den elektrischen Teil in „*“-Notation ergibt zu:

$$\mathbf{X}^* \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}^*(z) = -\mathbf{R}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) + \omega_r(z) \mathbf{K}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) - (\underline{\mathbf{u}}_s^*(z) + \underline{\mathbf{u}}_f^*(z)) \quad (1.5-11)$$

mit

$$(\underline{\mathbf{u}}_s^*(z) + \underline{\mathbf{u}}_f^*(z)) \equiv \begin{bmatrix} \underline{\mathbf{u}}_s^*(z) & 0 & \underline{\mathbf{u}}_f^*(z) \end{bmatrix}^T \quad (1.5-12)$$

$$\underline{\mathbf{u}}_s^*(z) = \underline{\mathbf{u}}_d^* + z \underline{\mathbf{u}}_q^* \quad (1.5-13)$$

Die Überführung des Gleichungssystems (1.5-1) bzw. (1.5-2) in die „*“-Darstellung in (1.5-11) ist in **Anhang 1.5-2** gegeben. In **Anhang 1.5-3** ist die ε^* -komplexe Darstellung des IEC Modells abgeleitet¹.

Das dazu gehörige Zeigerdiagramm der Ströme ($\underline{\mathbf{I}}_s^*(z)$, $\underline{\mathbf{I}}_f$) und der Spannungen ($\underline{\mathbf{U}}_s^*(z)$, $\underline{\mathbf{U}}_p^*(z)$) ist in **Bild 1.5-1** dargestellt.

Wird die Dynamik Gleichung des elektrischen Teils in (1.5-11) einer Laplace Transformation unterzogen, so ergibt sich die Spannungsgleichung des IEC-Dynamik Modells zu (**Bild 1.5-2**):

$$-\omega_r z \mathbf{K}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) + s \mathbf{X}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) + \mathbf{R}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) = -(\underline{\mathbf{u}}_s^*(z) + \underline{\mathbf{u}}_f^*(z)) \quad (1.5-14)$$

In **Bild 1.5-3** ist diese Spannungsgleichung ergänzt um die Netzanschlußimpedanz dargestellt. Erweitert wird die Spannungsgleichung um die Netzspannung:

$$\underline{\mathbf{U}}_N(z) = \underline{\mathbf{u}}_{N,d}^* + z \underline{\mathbf{u}}_{N,q}^* \quad (1.5-15)$$

und die entsprechende „externe“ Netzimpedanz:

$$\underline{\mathbf{Z}}_e^* = (\mathbf{R}_e^* + s \mathbf{X}_e^*) \quad (1.5-16)$$

mit

$$\mathbf{R}_e^* = (\mathbf{R}_{e,d}^* + \mathbf{R}_{e,q}^*) \quad (1.5-17)$$

$$\mathbf{X}_e^* = (\mathbf{X}_{e,d}^* + \mathbf{X}_{e,q}^*) \quad (1.5-18)$$

In **Bild 1.5-4** ist die Zustandsdarstellung des vollständigen IEC-Dynamik Modell (elektrischer und mechanischer Teil) in Form eines Blockschaltbildes illustriert.

¹ Dort ist ebenfalls eine Übersicht über weitere Darstellungsformen gegeben.

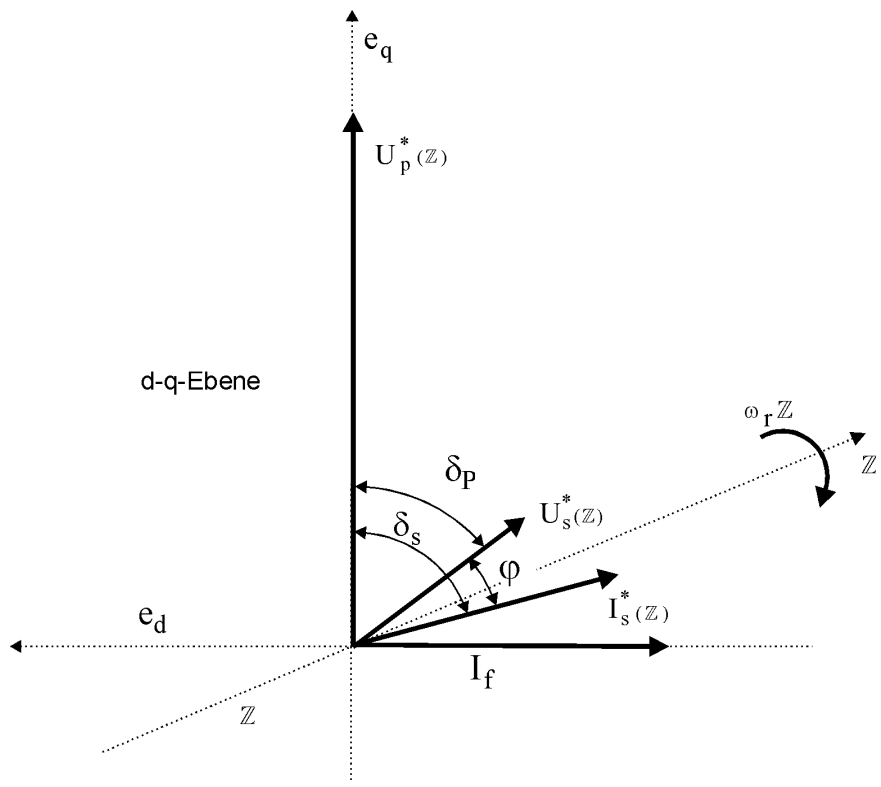


Bild 1.5-1: Raumzeigerdiagramm des Turbogenerators mit z -komplexen Größen

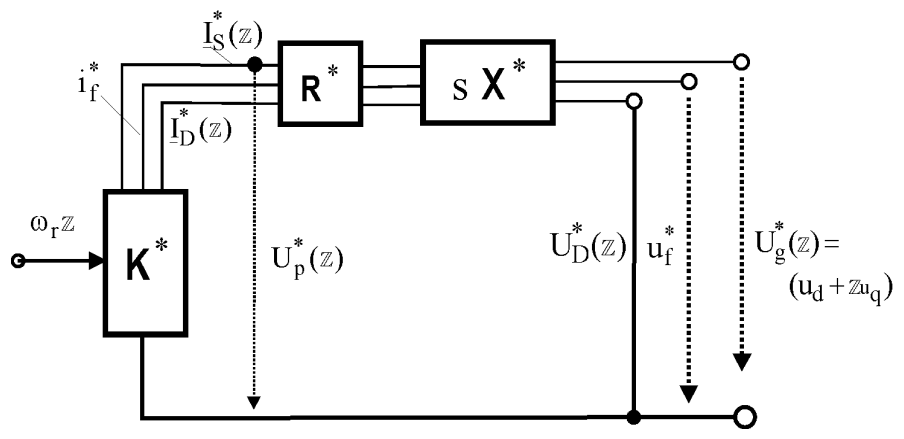


Bild 1.5-2 Spannungsgleichung des IEC Dynamik Modells in „*“-Notation

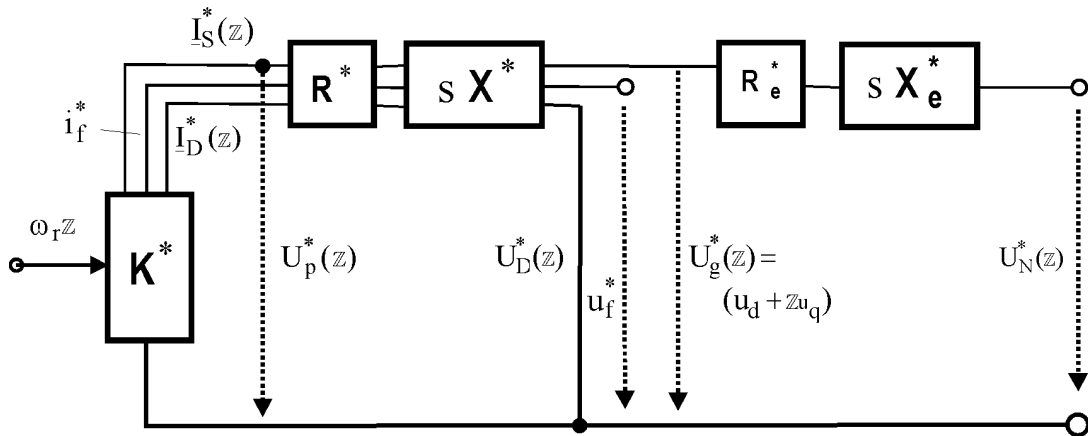


Bild 1.5-3: Berücksichtigung der externen Netzimpedanz

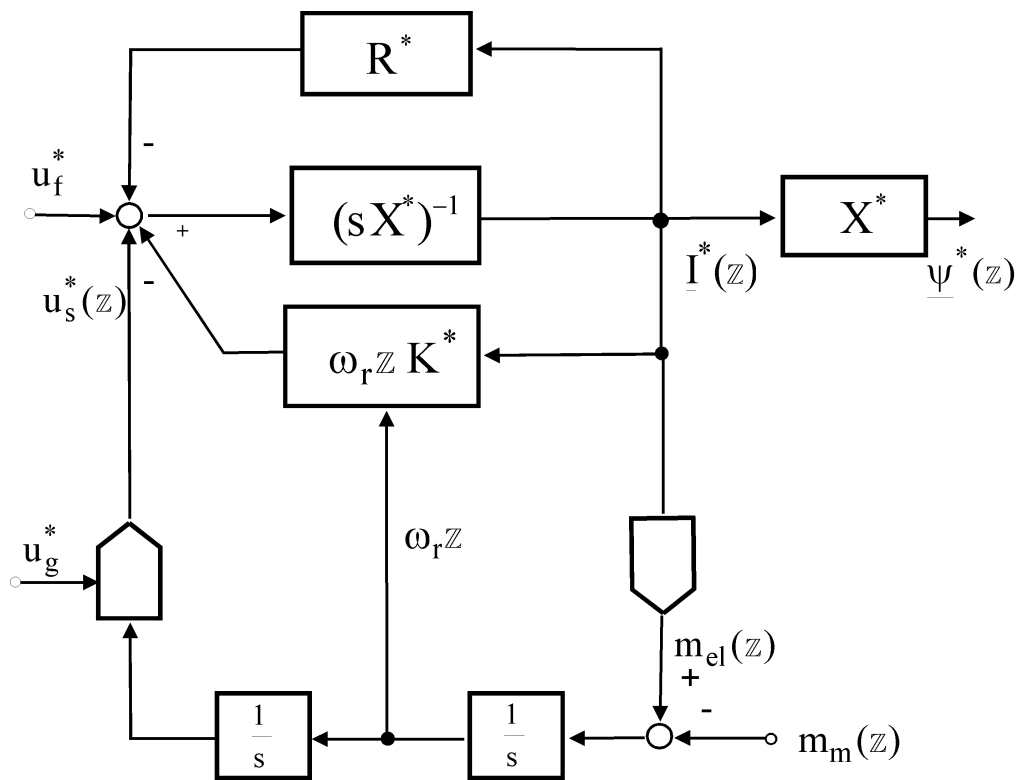


Bild 1.5-4: Die Zustandsraumdarstellung des IEC-Dynamik-Modells in z -komplexer „*“-Notation

1.6 Die Zeit/Raum-Impedanz des unsymmetrischen Turbogenerators

Wie in Unterkapitel 1.5 angegeben, läßt sich in der Spannungsgleichung in (1.5-14) die Zeit/Raum-Impedanz schreiben zu:

$$\mathbf{Z}^*(s, z) = \left[\mathbf{R}^* + s\mathbf{X}^* - \omega_r z \mathbf{K}^* \right] \quad (1.6-1)$$

Zur Verdeutlichung und einfacheren Darstellung wird im Folgenden nur die Stator/Dämpfer Dynamik betrachtet. Es ergibt sich die folgende von s und z abhängige Matrix:

$$\begin{aligned} \mathbf{Z}_{SD}^*(s, z) &= \left[\mathbf{R}_{SD}^* + s\mathbf{X}_{SD}^* - \omega_r z \mathbf{K}_{SD}^* \right] \\ &= \begin{bmatrix} (r_d^* + r_q^*) + (x_d^* + x_q^*)(s - \omega_r z) & (x_h^* + x_{qh}^*)(s - \omega_r z) \\ s(x_h^* + x_{qh}^*) & (r_D^* + r_Q^*) + s(x_D^* + x_Q^*) \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (1.6-2)$$

Hierbei wurden die Clifford Projektoren¹ derart eingeführt, daß z.B. für einen Widerstand die „double number“ Notation lautet:

$$(r_d^* + r_q^*) = \frac{1}{2}(r_d + r_q) + \frac{\varepsilon}{2}(r_d - r_q) \quad (1.6-3)$$

Dementsprechend ergibt sich die Impedanz Matrix des Stator/Dämpfer – Systems zu:

$$\mathbf{Z}_{SD}^*(s, z) = \mathbf{Z}_{SD}^+ + \varepsilon \mathbf{Z}_{SD}^- \quad (1.6-4)$$

mit

$$\mathbf{Z}_{SD}^+ = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} (r_d + r_q) + (x_d + x_q)(s - \omega_r z) & (x_h + x_{qh})(s - \omega_r z) \\ s(x_h + x_{qh}) & (r_D + r_Q) + s(x_D + x_Q) \end{bmatrix} \quad (1.6-5)$$

$$\mathbf{Z}_{SD}^- = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} (r_d - r_q) + (x_d - x_q)(s - \omega_r z) & (x_h - x_{qh})(s - \omega_r z) \\ s(x_h - x_{qh}) & (r_D - r_Q) + s(x_D - x_Q) \end{bmatrix} \quad (1.6-6)$$

Das dazu gehörige charakteristische Polynom für die Stator/Dämpfer Dynamik lautet²:

$$\begin{aligned} P_{SD}^*(\lambda) &= \text{Det.}(\mathbf{Z}_{SD}^*(\lambda, z)) \\ &\equiv \left[(r_D^* + r_Q^*) + \lambda(x_D^* + x_Q^*) \right] \cdot \left[(r_d^* + r_q^*) + (x_d^* + x_q^*)(\lambda - \omega_r z) \right] \\ &\quad - \lambda(x_h^* + x_{qh}^*)^2 (\lambda - \omega_r z) \end{aligned} \quad (1.6-7)$$

Es ergibt sich also ein Polynom zweiter Ordnung mit „double number“, d.h. ε -komplexen Koeffizienten:

¹ Siehe Anhang A1.4-1

² Der Faktor $\frac{1}{2}$ wird in der folgenden Darstellung nicht mitgeführt.

$$P_{SD}^*(\lambda) = (\alpha_1 + \varepsilon\alpha_2)\lambda^2 + (\beta_1 + \varepsilon\beta_2 - \omega_r z(\alpha_1 + \varepsilon\alpha_2))\lambda + (\gamma_1 + \varepsilon\gamma_2) \quad (1.6-8)$$

Die entsprechenden Koeffizienten lauten:

$$2\alpha_{1,2} = (x_d x_D - x_h^2) \pm (x_q x_Q - x_{qh}^2) \quad (1.6-9)$$

$$2\beta_{1,2} = (r_d x_D + r_D x_d) \pm (r_q x_Q + r_Q x_q) \quad (1.6-10)$$

$$2\gamma_{1,2} = r_D (r_d - \omega_r z x_d) \pm r_Q (r_q - \omega_r z x_q) \quad (1.6-11)$$

Wird zusätzlich die Feld Dynamik mit berücksichtigt so ergibt sich die Zeit/Raum-Matrix zu:

$$Z^*(s, z) = \begin{bmatrix} R^* + sX^* - \omega_r z K^* \\ \\ \\ \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (r_d^* + r_q^*) + (x_d^* + x_q^*)(s - \omega_r z) & (x_h^* + x_{qh}^*)(s - \omega_r z) & (s - \omega_r z)x_h^* \\ s(x_h^* + x_{qh}^*) & (r_D^* + r_Q^*) + s(x_D^* + x_Q^*) & s x_h^* \\ s x_h^* & s x_h^* & r_f^* + s x_h^* \end{bmatrix} \quad (1.6-12)$$

und das entsprechende charakteristische Polynom 3ter Ordnung:

$$P^*(\lambda) = (\alpha_1 + \varepsilon\alpha_2 + \omega_r z(\alpha_3 + \varepsilon\alpha_4))\lambda^3 + (\beta_1 + \varepsilon\beta_2 + \omega_r z(\beta_3 + \varepsilon\beta_4))\lambda^2 + (\gamma_1 + \varepsilon\gamma_2 + \omega_r z(\gamma_3 + \varepsilon\gamma_4))\lambda + (\phi_1 + \varepsilon\phi_2 + \omega_r z(\phi_3 + \varepsilon\phi_4)) \quad (1.6-13)$$

Die zugehörigen ε -komplexen Koeffizienten sind in **Anhang 1.6-1**¹ angegeben.

1.7 Simulationsergebnisse

Das in Unterkapitel 1.5 angegebene allgemeine Modell des Turbogenerators in „*-“ Notation wird simuliert und das Führungs- und Störverhalten des Turbogenerators diskutiert – eine ausführliche Diskussion ist in /80.No, 87.Lo, 90.Os/ zu finden. Als Basis hierzu dient der Maschinendatensatz des Testgenerators des Gasturbosatzes MS².

Wie schon in /80.No, 87.Lo, 90.Os/ behandelt, wirkt auf den elektrischen Teil des Modells als Steuergröße die Feldspannung $u_f(t)$ und als Störgröße die Netzanschlußspannung $u_n(t)$. Die Rückwirkung auf den mechanischen Teil des Synchrongenerators erfolgt über das „schnelle“ nichtlineare elektrische Moment $m_{el}(t)$ - währenddessen der mechanische Teil über den „langsamen“ Polradwinkel $\delta(t)$ auf den elektrischen Teil rückkoppelt. Als wesentlich zu betrachten ist also, daß das dynamische Verhalten des Turbogenerators gekennzeichnet ist durch eine Kopplung und Überlagerung von „schnellen“³ elektrischen und „langsamen“ mechanischen Vorgängen.

¹ Zur Berechnung der Koeffizienten wurden Werkzeuge der symbolischen Mathematik eingesetzt.

² Der Maschinendatensatz ist in Anhang A1.1-2 angegeben.

³ „schnell“ verweist in diesen Zusammenhängen auf die 50 Hz Schwingungen, „langsam“ auf die eigenfrequente 1Hz Schwingungen.

Das Störverhalten wird anhand der Änderung (20%ige Absenkung) des Antriebsmomentes $m_m(t)$, der Netzspannung $u_n(t)$ und der Netzanschlußimpedanz z_e demonstriert, wobei es sich bei der letzteren modellmäßig um eine Parameteränderung handelt. Durch 20%ige Absenkung der Feldspannung $u_f(t)$ wird ein Führungsgrößensprung simuliert und das Führungsverhalten entsprechend diskutiert. Als darzustellende Systemgrößen werden für den Stator der Strom $\overset{*}{I}_S(z) = i_d + z i_q$ und für den Rotor der Strom $\overset{*}{I}_D(z) = i_D + z i_Q$ gewählt.

Im Falle des Antriebsmomentensprunges (**Bild 1.7-1**) wird zuerst das mechanische System angeregt, dessen Verhalten im Vergleich zum elektrischen System „langsam“ ist. Dementsprechend ergeben sich Schwingungen im Bereich der mechanischen Eigenfrequenz (1Hz). Es stellt sich ein Wechsel des Arbeitspunktes ein, wie im Falle des z -komplexen Statorstromes zu erkennen ist. Der z -komplexe Rotorstrom schwingt mit Beginn der Störung auf und klingt nach 6 Sekunden wieder zu Null ab.

Im Gegensatz zu diesen eher „langsamen“ Reaktionen ist bei Netzspannungs- und Netzanschlußimpedanzstörung (**Bild 1.7-2, Bild 1.7-3**) eine sehr „schnelle“ (ca. 50 Hz) Systemreaktion zu erkennen, da die Störungen aus dem Netz direkt auf den elektrischen Teil des Turbogenerators wirken. Das Verhalten insgesamt ist hier durch schnelle elektromagnetische und unterlagerte Polradpendelungen im Bereich der Eigenfrequenz bestimmt. Auch hier kommt es zu einem Wechsel des Arbeitspunktes.

Das Führungsverhalten, hier demonstriert anhand einer 20%igen Absenkung der Feldspannung (**Bild 1.7-4**), ist ausgeprägt langsamer - insbesondere im Vergleich zum schnellen Störungsverhalten bei Netzspannungs- bzw. Netzanschlußimpedanzänderung, aber auch im Vergleich zum Störverhalten bei Änderung des Antriebsmomentes.

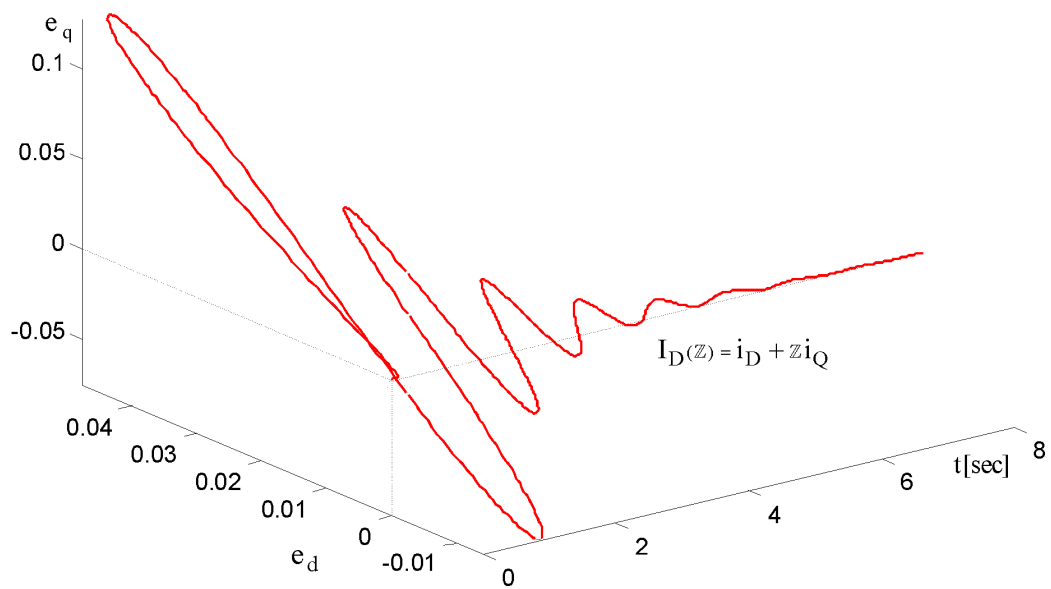
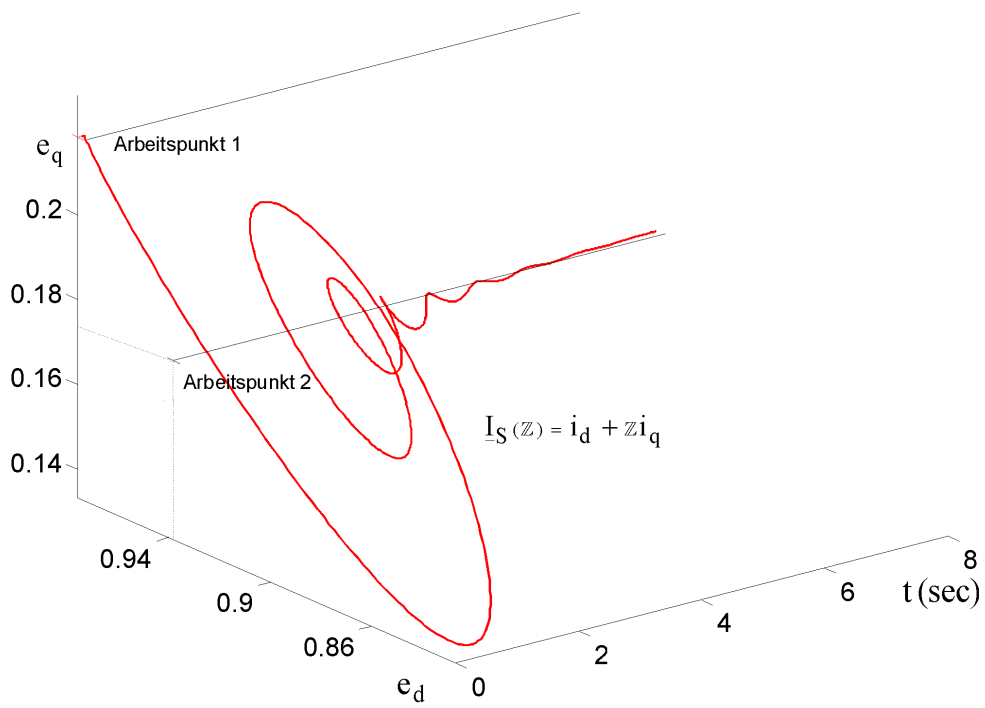


Bild 1.7-1: Störverhalten bei Änderung des Antriebsmomentes (Absenkung -20%)

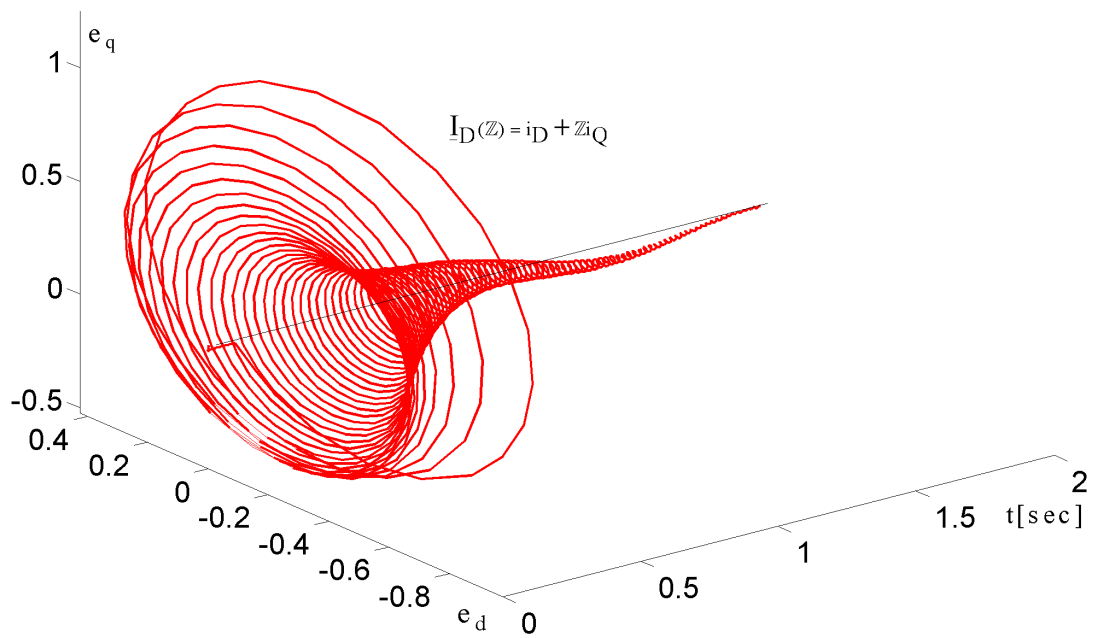
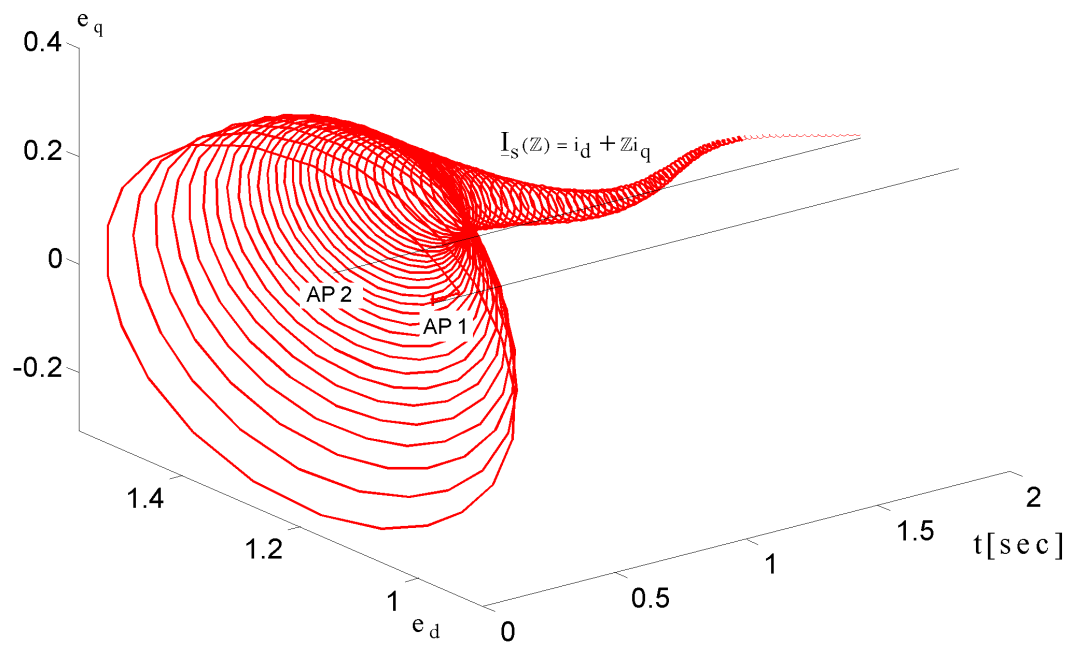


Bild 1.7-2: Störverhalten bei Änderung der Netzspannung (Absenkung -20%)

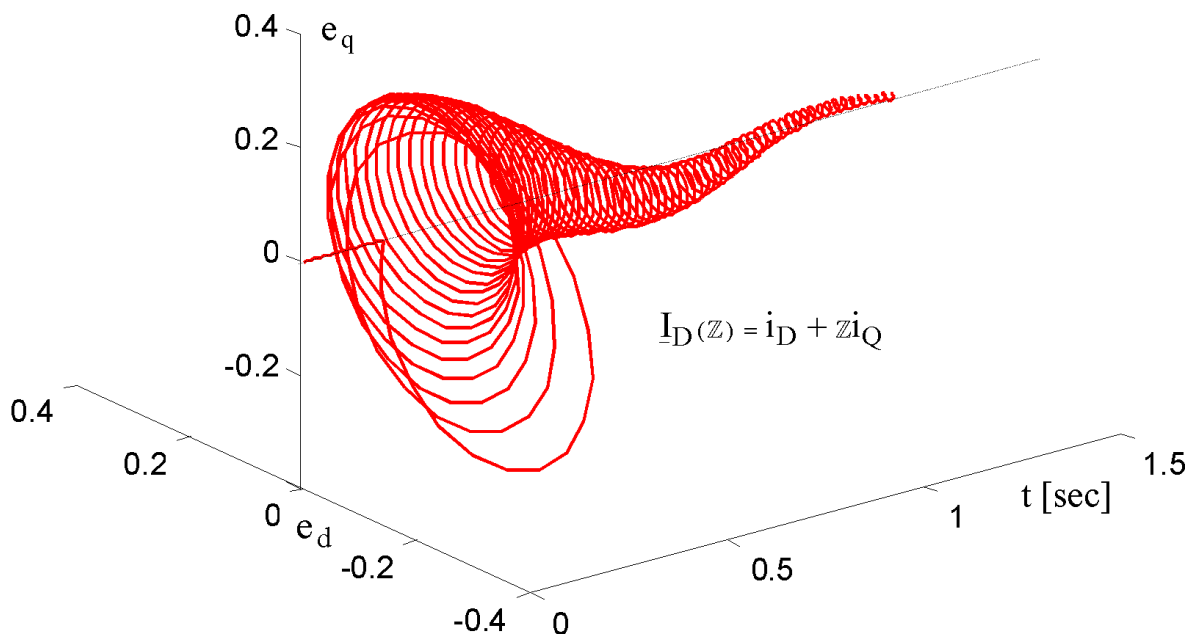
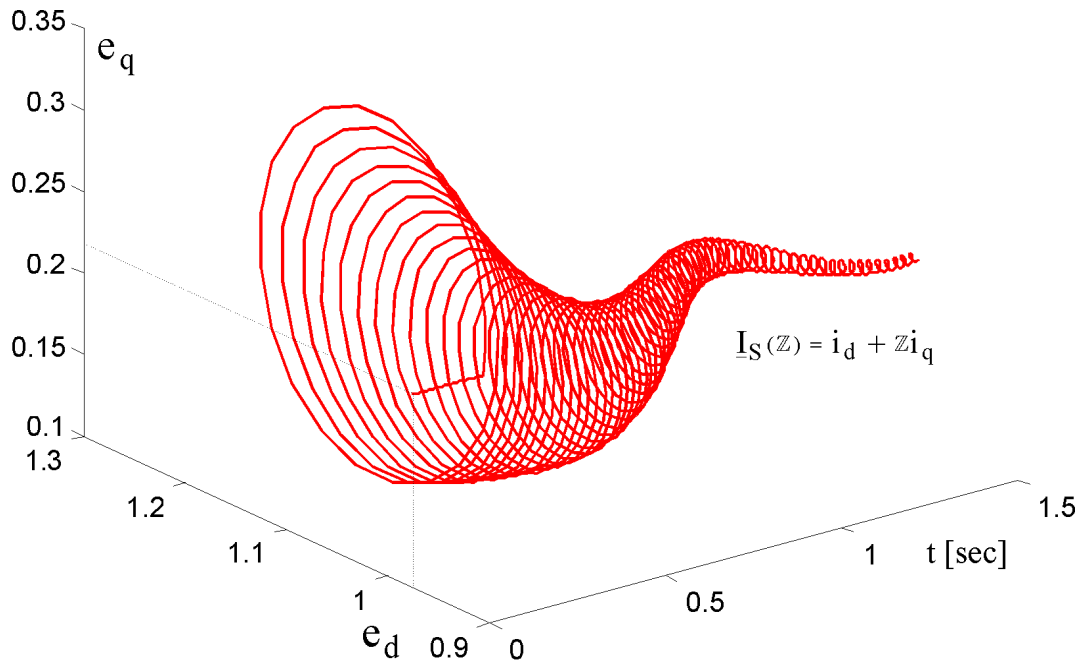


Bild 1.7-3: Störverhalten bei Änderung der Netzanschlußimpedanz (Absenkung -20%)

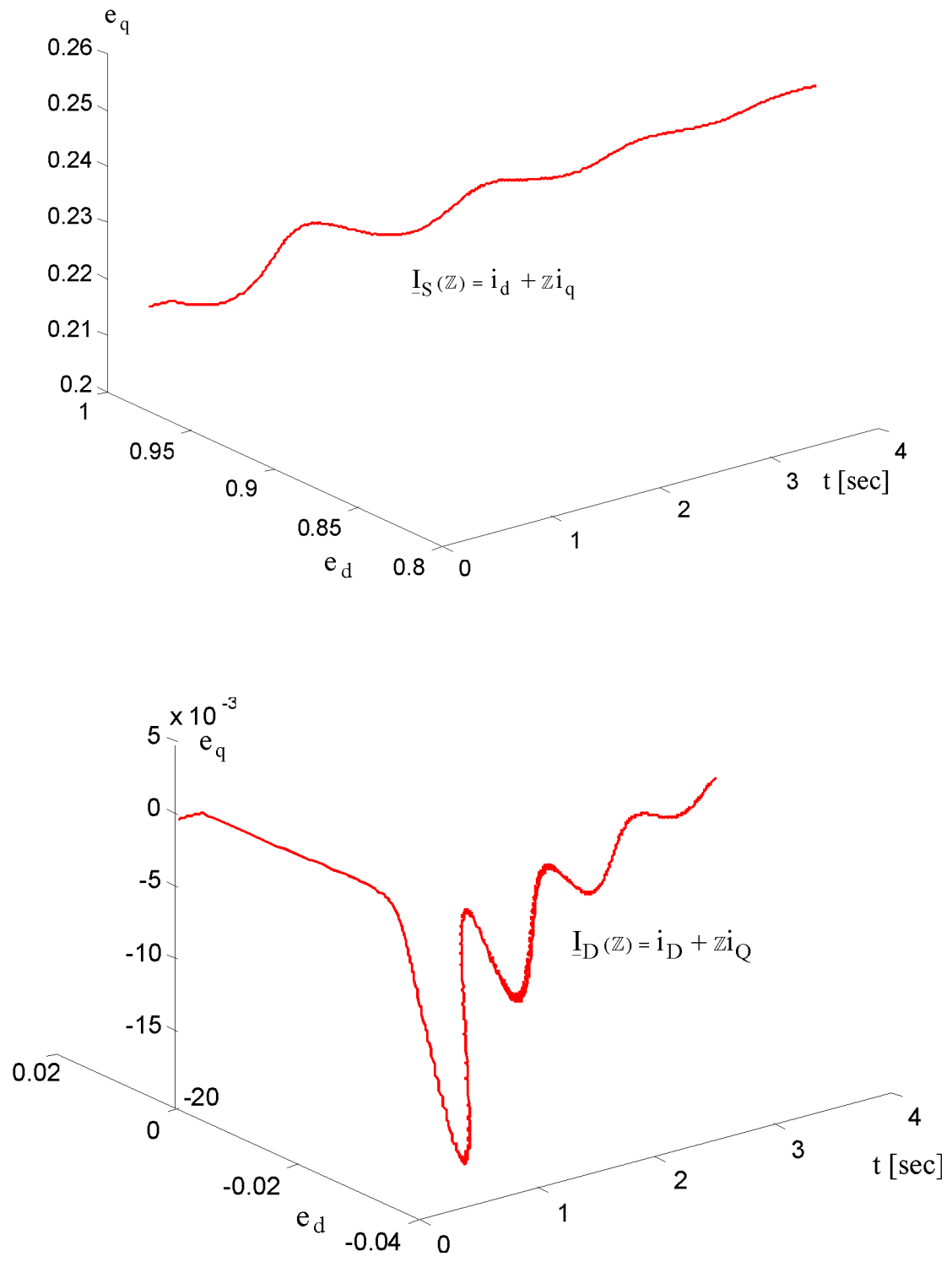


Bild 1.7-4: Führungsverhalten bei Änderung der Feldspannung (Absenkung -20%)

1.8 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird gezeigt, wie sich unter Benutzung der Quaternionen und der Algebra der Raumhyperkomplexe eine räumlich und zeitlich in sich geschlossene Darstellung der Synchrongeneratordynamik erreichen läßt. Die Modellierungsbasis hierbei besteht in der bekannten d-q-Achsentheorie, wobei die Einheitsrichtungen als raumhyperkomplexe Größen dargestellt werden. Der wesentliche Nachteil der bestehenden Raumzeigertheorie nach /59.Ko/, daß sich nur symmetrische Synchronmaschinen schlüssig beschreiben lassen, wird aufgezeigt und als Alternative die z -komplexe raumorientierte Darstellung für den allgemein gültigen Fall des IEC-Modells angeboten.

Nach einer Beschreibung der konventionellen Darstellung des IEC-Modells in Unterkapitel 1.1 wird in Unterkapitel 1.2 die neue Formulierung der d-q-Achsentheorie mittels Raumhyperkomplexen und Quaternionen abgeleitet.

Die z -komplexe Raumdarstellung der Wirk- und Blindleistung und des elektrischen Momentes wird in Unterkapitel 1.3 formuliert. Das Leistungsquaternion liefert als raumorientierte z -komplexe Variable eine richtungsneutrale Wirkleistungskomponente und – im Gegensatz dazu – eine richtungsorientierte Blindleistungskomponente mit der Orientierung in Richtung der Drehachse des Antriebes. Das Luftspaltquaternion ergibt sich mit einem richtungsneutralen magnetischen Energiestrom im Stator und dem richtungsorientierten elektrischen Moment.

Die linearen Beziehungen zwischen den magnetischen Flüssen und den elektrischen Strömen in raumhyperkomplexer Beschreibung werden in Unterkapitel 1.4 angegeben. Zur impliziten Berücksichtigung der Symmetrieeigenschaften des Synchrongenerators werden die Clifford-Projektoren eingeführt und die linearen Fluß/Strom-Beziehungen in „*-“ Notation abgeleitet. Auf Basis dieser Fluß/Strom Beziehungen wird für den Fall des symmetrischen und asymmetrischen Synchrongenerators das allgemein gültige IEC-Dynamik Modell in komplexer Darstellung in Unterkapitel 1.5 hergeleitet und zusammengefaßt.

Als wesentliche Modellkomponente ergibt sich die Zeit/Raum Impedanz, die in Unterkapitel 1.6 diskutiert und auf ein ϵ -komplexes Polynom 2ter und 3ter Ordnung zurückgeführt wird. Anschließend werden in Unterkapitel 1.7 die Simulationsergebnisse für das allgemeingültige Turbogeneratormodell anhand des Stör- und Führungsverhaltens diskutiert und abgebildet.

2.0 Synthese, Simulation und Verifikation des nichtlinearen Zustandsbeobachters für den Turbogenerator

Entsprechend der Theorie des Beobachterentwurfs nach Luenberger /66.Lu, 64.Lu, 71.Lu/ besteht der Entwurf des Turbogeneratorbeobachters in der Korrektur der Beobachtermodellzustände mittels Rückführung der gewichteten Schätzfehler. Die Gewichtung des jeweiligen Schätzfehlers erfolgt über eigens für jeden Systemzustand zu bestimmende Rückführungskoeffizienten. Grundlage bei der hier vorgestellten Turbogeneratorbeobachtersynthese ist das im vorhergehenden Unterkapitel abgeleitete Modell des Turbogenerators in „*“-Notation.

Im ersten **Unterkapitel 2.1** wird die Synthese des nichtlinearen Beobachters in „*“-Notation behandelt. Der Beobachter wird in Teilbeobachter für den elektrischen und den mechanischen Teil des Turbogenerators strukturiert. Zur Verbesserung der Beobachterrobustheit werden verschiedene Maßnahmen ergriffen: Schätzung des mechanischen Antriebsmomentes und der Netzanschlußparameter, Einführung zusätzlicher Rückführungen und einer Feldstromschätzung zum Ausgleich des vorerst nicht modellierten Sättigungseinflusses. Mittels eines Optimierungsverfahrens werden die Rückführungskoeffizienten bestimmt.

In **Unterkapitel 2.2** werden die Simulationsergebnisse des Beobachters, diskutiert anhand des Anfahrverhaltens zu verschiedenen Arbeitspunkten und der Reaktion des Beobachters auf Änderungen der Führungs- bzw. Störgrößen, angegeben.

Unterkapitel 2.3 befaßt sich mit der offline und online durchgeführten Verifikation des entworfenen Turbogeneratorbeobachters. Auf der Basis umfangreicher Meßdaten, die verschiedene dynamische Anregungen des Turbogenerators wiedergeben, wird die Verifikation des Beobachters bestätigt.

2.1 Synthese des nichtlinearen Zustandsbeobachters

Wie schon in /90.Os/ gezeigt, läßt sich für die Korrektur des elektrischen Teils des Turbogeneratormodells der, wie in der Kraftwerksinstrumentierung üblich, meßbare Feldstrom ansetzen, während für den mechanischen Teil der Schlupf, d.h. die jederzeit generatorseitig meßbare Drehzahl, genutzt wird. Zur Steigerung der Beobachterrobustheit werden zusätzlich zur Schätzung des Antriebsmomentes und der Netzanschlußparameter (Netzanschlußimpedanz, Leitungswinkel) weitere Rückführungen eingeführt, die den Leistungswinkelschätzfehler nutzen und sämtlichen 7 Zuständen zugeführt werden.

Eine Blockdarstellung des Turbogeneratorbeobachters mit den jeweiligen meßbaren Eingangs- und Ausgangsgrößen ist in **Bild 2.1-1** gegeben. Gekennzeichnet sind hierbei die im üblichen Kraftwerksbetrieb meßtechnisch zugänglichen als auch die zur Beobachterrückführung eingesetzten Größen. Im folgenden **Abschnitt 2.1.1** wird der elektrische Teil des Turbogeneratorbeobachters diskutiert. Die fünf Zustände des elektrischen Teils werden durch Rückführung des Feldstromschätzfehlers dynamisch und stationär korrigiert. Die Beobachterfehlergleichung und die z -komplexen Rückführungskoeffizienten werden in „*-“ Notation angegeben. Die Korrektur des mechanischen Teils des Turbogeneratorbeobachters und damit der zwei Systemzustände s (Schlupf) und δ (Polradwinkel) mittels gewichteter Rückführung des Drehzahlschätzfehlers wird in dem darauffolgenden **Abschnitt 2.1.2** behandelt. In **Abschnitt 2.1.3** wird die Robustheit des Turbogeneratorbeobachters gegenüber Störungen von der Netzseite her behandelt. Zur Gewährleistung der Beobachterrobustheit werden Schätzungen des Antriebsmomentes und der Netzanschlußparameter (Netzanschlußimpedanz, Leitungswinkel, Netzspannung) eingeführt. Durch eine korrigierend wirkende Feldstromschätzung werden im Beobachterentwurf indirekt die Sättigungseinflüsse berücksichtigt. Ergänzend hierzu werden weitere Beobachterrückführungen des Leistungswinkelschätzfehlers diskutiert und in den Beobachterentwurf einbezogen (**Bild 2.1-1**). Dies führt zu einer weiteren Verbesserung der Beobachterrobustheit gegenüber externen Störungen, was sich in umfassenden Meßreihen und Meßeinsätzen an verschiedenen Turbogeneratoren, i.e. Gasturbogenerator (110 MW), Dampfturbogenerator (90 MW) München Süd und Dampfturbogenerator (1100 MW) Kernkraftwerk Gösgen, bestätigt.

2.1.1 Der elektrische Teil

Basierend auf den in Unterkapitel 1.5 angegebenen Gleichungen des allgemeingültigen Turbogeneratormodells wird im folgenden der Entwurf des Turbogeneratorbeobachters¹ für den elektrischen Teil beschrieben. Die Modell Gleichung in „*-“ Darstellung lautet:

$$\mathbf{X}^* \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}^*(z) = -\mathbf{R}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) + \omega_r z \mathbf{K}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) - \left(\underline{\mathbf{u}}_g^*(z) + \underline{\mathbf{u}}_f^*(z) \right) \quad (2.1.1-1)$$

¹ Wie schon in der Einleitung angemerkt, fußt der hier vorgeschlagene Entwurf des Turbogeneratorbeobachters auf den in /90.Os/ behandelten Zusammenhängen. In Anhang 2.1-1 ist der Entwurf des nichtlinearen Beobachters für den Synchrongenerator nach /90.Os/ skizziert.

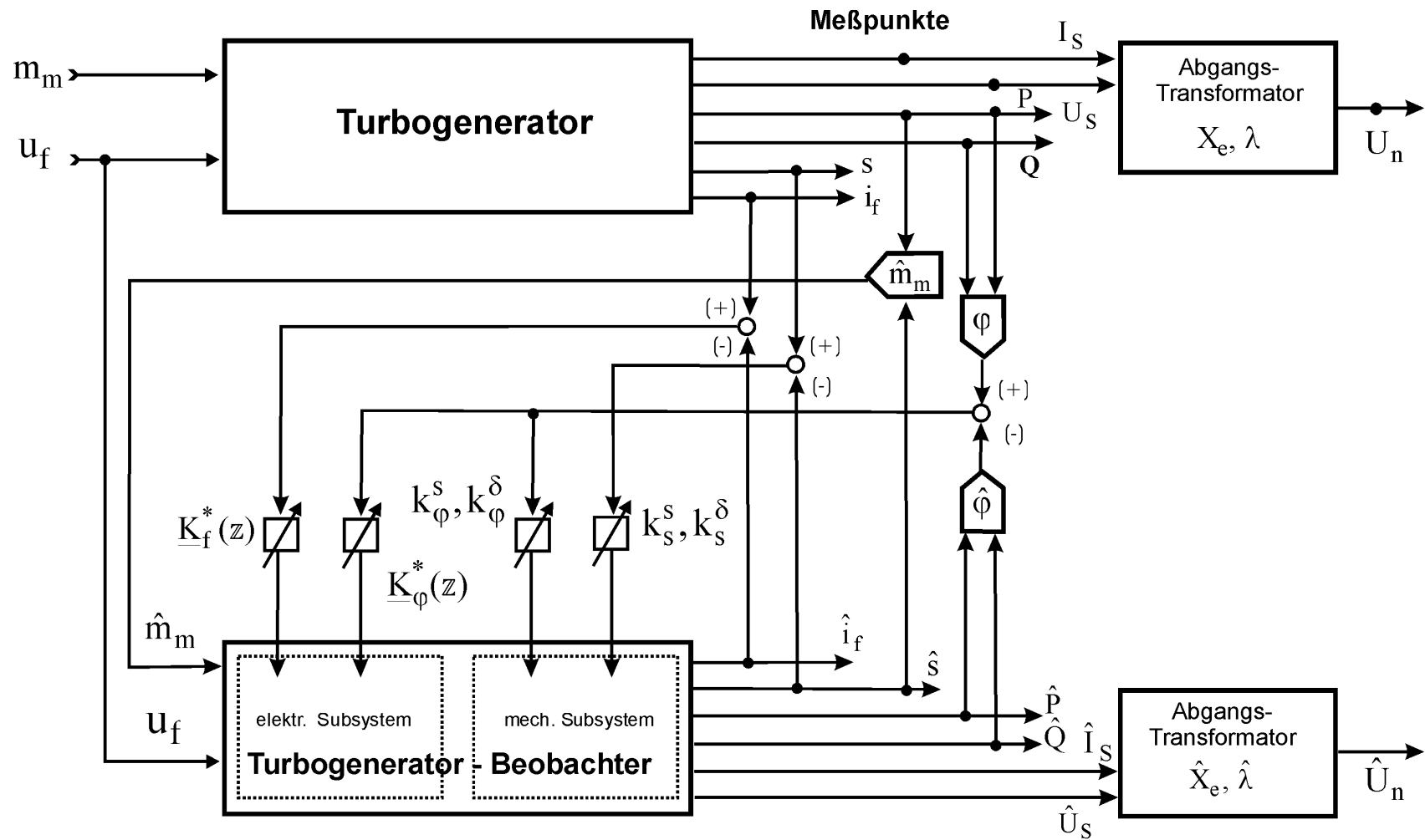


Bild 2.1-1: Blockdarstellung des nichtlinearen Turbogeneratorbeobachters mit meßbaren Eingangs- und Ausgangsgrößen

Werden die in Unterkapitel 1.5 benutzten Matrizen eingesetzt ergibt sich ausführlich:

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} (x_d^* + x_q^*) & (x_h^* + x_{qh}^*) & (x_h^*) \\ & (x_D^* + x_Q^*) & (x_h^*) \\ \text{sym.} & & (x_f^*) \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_d^* + zI_q^* \\ I_D^* + zI_Q^* \\ I_f c_d^* \end{bmatrix} = \\
 & - \begin{bmatrix} (r_d^* + r_q^*) - \omega_r z (x_d^* + x_q^*) & -\omega_r z (x_h^* + x_{qh}^*) & -\omega_r z (x_h^*) \\ & (r_D^* + r_Q^*) & \\ & & (r_f^* + 0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d^* + zI_q^* \\ I_D^* + zI_Q^* \\ I_f c_d^* \end{bmatrix} \\
 & - \begin{bmatrix} U_g (-\sin \delta c_d^* + \cos \delta c_q^*) \\ 0 \\ u_f c_d^* \end{bmatrix} \quad (2.1.1-2)
 \end{aligned}$$

Wie schon in /90.Os/ behandelt, ist der elektrische Teil des Turbogeneratormodells unter Gebrauch des Feldstromes, als direkt zugängliche meßbare Größe, beobachtbar (**Bild 2.1-1**). Der rückzuführende Schätzfehler besteht in der Differenz von gemessenem und geschätztem Feldstrom:

$$e_f = (i_f(t) - \hat{i}_f(t)) \quad (2.1.1-3)$$

Somit schreibt sich die Beobachtergleichung zu:

$$\mathbf{X}^* \frac{d}{dt} \hat{\mathbf{I}}^*(z) = (-\mathbf{R}^* + \omega_r z \mathbf{K}^*) \hat{\mathbf{I}}^*(z) - (\underline{u}_g^*(z) + \underline{u}_f^*(z)) - \underline{\mathbf{K}}_f^*(z) (i_f^*(t) + \hat{i}_f^*(t)) \quad (2.1.1-4)$$

mit den z -komplexen Rückführungskoeffizienten:

$$\underline{\mathbf{K}}_f^*(z) = (\underline{\mathbf{K}}_{d,f}^* + z \underline{\mathbf{K}}_{q,f}^*) \equiv [\mathbf{K}_d^*(z) \quad \mathbf{K}_D^*(z) \quad \mathbf{K}_f^*(z)]^T \quad (2.1.1-5)$$

und den jeweiligen Vektorkomponenten:

$$\begin{aligned}
 \underline{\mathbf{K}}_{d,f}^* &= [\mathbf{k}_f^d \quad \mathbf{k}_f^D \quad \mathbf{k}_f^f]^T \quad ; \quad \underline{\mathbf{K}}_{q,f}^* = [\mathbf{k}_f^q \quad \mathbf{k}_f^Q \quad 0]^T \\
 \mathbf{K}_d^*(z) &= (\mathbf{k}_f^d + z \mathbf{k}_f^q) \quad ; \quad \mathbf{K}_D^*(z) = (\mathbf{k}_f^D + z \mathbf{k}_f^Q) \quad ; \quad \mathbf{K}_f^*(z) = (\mathbf{k}_f^f + 0 z)
 \end{aligned} \quad (2.1.1-6)$$

Zur Erstellung der Beobachterfehlergleichung ergibt sich der z -komplexe Beobachterzustandsfehlervektor wie folgt zu:

$$\underline{e}^*(z) = (\underline{e}_d^* + z\underline{e}_q^*) = (\underline{I}^*(z) - \hat{\underline{I}}^*(z)) = (\underline{I}_d^* - \hat{\underline{I}}_d^*) + z(\underline{I}_q^* - \hat{\underline{I}}_q^*) \quad (2.1.1-7)$$

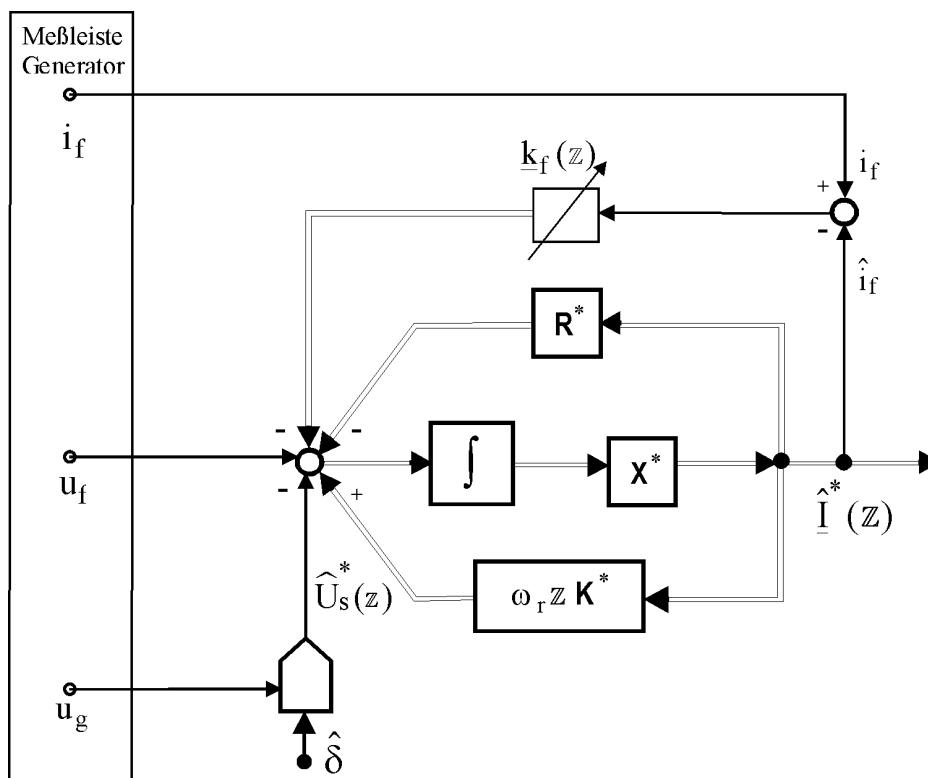


Bild 2.1: Elektrischer Teil des Zustandsbeobachters

Dementsprechend lautet die Beobachterfehlergleichung:

$$\underline{X}^* \frac{d}{dt} \underline{e}^*(z) = \left(-\underline{R}^* + \omega_n z \underline{K}^* - \underline{K}_f(z) \right) \underline{e}^*(z) \quad (2.1.1-8)$$

mit der Matrix

$$\underline{K}_f(z) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \underline{K}_d^*(z) \\ 0 & 0 & \underline{K}_D^*(z) \\ 0 & 0 & \underline{K}_f^*(z) \end{bmatrix} \quad (2.1.1-9)$$

Schon in /86.Lo/ und /90.Os/ wurde anhand einer Eigenwertbetrachtung belegt, daß die in der jeweiligen Systemmatrix des Generatormodells auftretende Rotordrehzahl ω_r (bzw. der Schlupf s) als konstant angenommen werden kann, ohne die Dynamik insgesamt zu beeinflussen. Somit wird in Gleichung (2.1.1-8) ω_r gleich der konstanten Nenn Drehzahl ω_n gesetzt.

Es gilt also ausführlich für die Systemmatrix der Fehlergleichung:

$$(\mathbf{X}^*)^{-1}(-\mathbf{R}^* + z \mathbf{K}^* - \mathbf{K}_f(z)) = (\mathbf{X}^*)^{-1} \cdot \left\{ - \begin{bmatrix} (r_d^* + r_q^*) & 0 & -k_f^d \\ 0 & (r_D^* + r_Q^*) & -k_f^D \\ 0 & 0 & (r_f^* - k_f^f) \end{bmatrix} + z \begin{bmatrix} \omega_n(x_d^* + x_q^*) & \omega_n(x_h^* + x_{qh}^*) & \omega_n x_h^* - k_f^q \\ 0 & 0 & -k_f^Q \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \right\} \quad (2.1.1-10)$$

Es ist ersichtlich, daß die Rückführungskoeffizienten k_f^q , k_f^Q die rotatorischen Kopplungsreaktanzen beeinflussen, während die Rückführungskoeffizienten k_f^d , k_f^D , k_f^f als Widerstandsdämpfungsfaktoren wirken. Die transformatorische Reaktanz-Matrix \mathbf{X}^* aus Gleichung (2.1.1-8) bleibt unverändert, d.h. es handelt sich bei

k_f^q , k_f^Q um zusätzliche durch Beobachterrückführung wirkende rotatorische Kopplungsreaktanzen und bei

k_f^d , k_f^D , k_f^f um zusätzliche durch Beobachterrückführung wirkende Dämpfungswiderstände

Die Koeffizienten des charakteristischen Polynoms der um die Rückführungsterme ergänzten Zeit/Raum-Matrix aus Gleichung (1.6-1):

$$P(\lambda) = \text{Det}(\lambda \mathbf{X}^* + \mathbf{R}^* - z \mathbf{K}^* + \mathbf{K}_f(z)) \quad (2.1.1-11)$$

für den Testgenerator GTMS sind in **Anhang 2.1-2** angegeben. In dem folgenden Gleichungssystem ist die Abhängigkeit dieser von den Rückführungskoeffizienten dargestellt:

$$\begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \beta_3 \\ \beta_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.0015 \\ 0.0027 \\ -0.0163 \\ -0.0038 \end{bmatrix} + 0.0315 \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_f^d \\ k_f^q \end{bmatrix} + 0.1114 \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_f^D \\ k_f^Q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -0.3107 \\ 0.0210 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} k_f^f \quad (2.1.1-12)$$

$$\begin{bmatrix} \gamma_1 \\ \gamma_2 \\ \gamma_3 \\ \gamma_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.4173 \cdot 10^{-5} \\ 0.4152 \cdot 10^{-5} \\ -0.0015 \\ -0.0027 \end{bmatrix} + 0.0067 \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_f^d \\ k_f^q \end{bmatrix} + 0.1114 \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_f^D \\ k_f^Q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -0.0112 \\ -0.0031 \\ 0.3107 \\ -0.0210 \end{bmatrix} k_f^f \quad (2.1.1-13)$$

$$\begin{bmatrix} \phi_3 \\ \phi_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.4152 \cdot 10^{-5} \\ 0.4172 \cdot 10^{-5} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0.0031 \\ 0.0112 \end{bmatrix} k_f^f \quad (2.1.1-14)$$

Es ist nun zu zeigen, inwieweit die Rückführungskoeffizienten unter Stabilitätsgesichtspunkten die Koeffizienten des charakteristischen Polynoms beeinflussen können, d.h. inwieweit das System durch Variation der Koeffizienten der Feldstromrückführung stabilisierbar ist.

Wie in **Anhang 2.1-2** und in Gleichung (2.1.1-12) - (2.2.1-14) angeführt, verschwinden im praktischen Fall (durch Einsetzen der Maschinenparameter) die Koeffizienten $\alpha_3, \alpha_4, \phi_1, \phi_2$, so daß sich das charakteristische Polynom der Zeit/Raum Matrix ergibt zu:

$$P^*(\lambda) = (\alpha_1 + \varepsilon\alpha_2)\lambda^3 + (\beta_1 + \varepsilon\beta_2 + \omega_n z(\beta_3 + \varepsilon\beta_4))\lambda^2 + (\gamma_1 + \varepsilon\gamma_2 + \omega_n z(\gamma_3 + \varepsilon\gamma_4))\lambda + \omega_n z(\phi_3 + \varepsilon\phi_4) \quad (2.1.1-15)$$

bzw. sortiert nach ε und z -Anteil:

$$P^*(\lambda) = (P_1(\lambda) + \varepsilon P_2(\lambda)) + \omega_n z(P_3(\lambda) + \varepsilon P_4(\lambda)) \quad (2.1.1-16)$$

$$\equiv (P_1(\lambda) + \omega_n z P_3(\lambda)) + \varepsilon(P_2(\lambda) + \omega_n z P_4(\lambda))$$

mit

$$P_1(\lambda) = \lambda(\alpha_1\lambda^2 + \beta_1\lambda + \gamma_1) \quad P_2(\lambda) = \lambda(\alpha_2\lambda^2 + \beta_2\lambda + \gamma_2) \quad (2.1.1-17)$$

$$P_3(\lambda) = (\beta_3\lambda^2 + \gamma_3\lambda + \phi_3) \quad P_4(\lambda) = (\beta_4\lambda^2 + \gamma_4\lambda + \phi_4)$$

Im Falle des d-q-symmetrischen Turbogenerators ergibt sich Gleichung (2.1.1-16) zu:

$$P^*(\lambda) \equiv P_s(\lambda) = P_1(\lambda) + \omega_n z P_3(\lambda) \quad (2.1.1-18)$$

Der ε -Term der Gleichung (2.1.1-18) repräsentiert den ε -komplexen Beitrag der Asymmetrie des Turbogenerators für die Maschinendynamik. Im Laplace-Bereich wird die Dynamik des symmetrischen Turbogenerators nun durch folgende homogene Gleichung charakterisiert¹:

$$\left[P_1(s) + \omega_n z P_3(s) \right] \begin{bmatrix} I_d^* \\ I_q^* \end{bmatrix} = 0 \quad (2.1.1-19)$$

oder als Polynommatrix-Gleichung geschrieben:

$$\begin{bmatrix} P_1(s) & -\omega_n P_3(s) \\ \omega_n P_3(s) & P_1(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d^* \\ I_q^* \end{bmatrix} = 0 \quad (2.1.1-20)$$

Das zugehörige charakteristische Polynom ist reell:

$$P_s(\lambda) = \text{Det} \begin{bmatrix} P_1(\lambda) & -\omega_n P_3(\lambda) \\ \omega_n P_3(\lambda) & P_1(\lambda) \end{bmatrix} = P_1^2(\lambda) + \omega_n^2 P_3^2(\lambda) \quad (2.1.1-21)$$

Die Koeffizienten dieses Polynoms sind in **Anhang 2.1-3** angegeben.

Für den allgemeinen Fall des unsymmetrischen Turbogenerators ergibt sich

¹ s entspricht hierbei dem Laplace-Operator.

$$\left[(P_1(s) + \omega_n z P_3(s)) + \varepsilon (P_2(s) + \omega_n z P_4(s)) \right] \begin{bmatrix} I_d^* \\ z I_q^* \end{bmatrix} = 0 \quad (2.1.1-22)$$

oder:

$$\left\{ \begin{bmatrix} P_1(s) & -\omega_n P_3(s) \\ \omega_n P_3(s) & P_1(s) \end{bmatrix} + \varepsilon \begin{bmatrix} P_2(s) & -\omega_n P_4(s) \\ \omega_n P_4(s) & P_2(s) \end{bmatrix} \right\} \begin{bmatrix} I_d^* \\ I_q^* \end{bmatrix} = 0 \quad (2.1.1-23)$$

Das zugehörige charakteristische Polynom für den allgemeinen unsymmetrischen Turbogenerator:

$$\begin{aligned} P_{US}(\lambda) &= \det \left\{ \begin{bmatrix} P_1(\lambda) & -\omega_n P_3(\lambda) \\ \omega_n P_3(\lambda) & P_1(\lambda) \end{bmatrix} + \varepsilon \begin{bmatrix} P_2(\lambda) & -\omega_n P_4(\lambda) \\ \omega_n P_4(\lambda) & P_2(\lambda) \end{bmatrix} \right\} \\ &= P_1^2(\lambda) + \omega_n^2 P_3^2(\lambda) + \varepsilon (P_2^2(\lambda) + \omega_n^2 P_4^2(\lambda)) \\ &= P_S(\lambda) + \varepsilon (P_2^2(\lambda) + \omega_n^2 P_4^2(\lambda)) \end{aligned} \quad (2.1.1-24)$$

Anhand der in **Anhang 2.1.-3** angegebenen Koeffizienten ist zu erkennen, daß die Stabilitätseigenschaften des Systems durch Variation der Rückführungskoeffizienten beeinflussbar ist. Im Rahmen dieser Arbeit wird kein expliziter Beweis der Stabilität durchgeführt, sondern auf die in /82.He/ angegebenen Methoden für den Stabilitätsbeweis von Polynommatrizen verwiesen.

2.1.2 Der mechanische Teil

Der Teilbeobachter für den mechanischen Teil des Turbogenerator ist durch die beiden Differentialgleichung für den Schlupf und den Polradwinkel gegeben. Wie in /90.Os/ nachgewiesen, ist der Teilbeobachter für den mechanischen Teil durch die Rückführung des Schlupfes s stabil beobachtbar¹.

Diese Differentialgleichungen werden, wie schon bei /90.Os/, um die Fehlerrückführungsterme, entsprechend der Darstellung in **Bild 2.1.2-1**, ergänzt. Der gewichtete rückgeführte Dynamikfehler wird aus der Differenz von gemessenem und geschätztem Schlupf (Drehzahl) generiert:

$$e_s = (s(t) - \hat{s}(t)) \quad (2.1.2-1)$$

Die Teilbeobachtergleichungen lauten somit:

$$\frac{d}{dt} \hat{s} = \frac{m_m - m_{el}(i)}{T_m} - k_s^s (s - \hat{s}) \quad (2.1.2-2)$$

¹ Siehe hierzu Anhang A2.1-1 und /90.Os/.

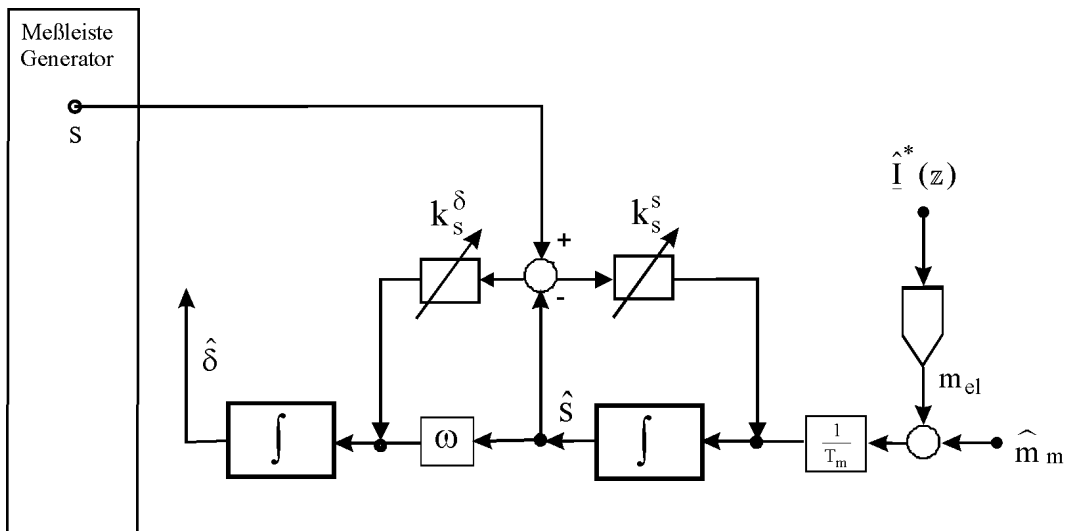


Bild 2.1.2-1: Strukturbild des Teilbeobachters für den mechanischen Teil des TG

$$\frac{d}{dt} \hat{\delta} = \omega s - k_s^\delta (s - \hat{s}) \quad (2.1.2-3)$$

Als interne Eingangsgrößen wirken die durch den Teilbeobachter des elektrischen Teils rekonstruierten Ströme (Stromvektor $\hat{\underline{i}}^*(z)$) und das mechanische Moment, das im Falle der separaten Betrachtung des Turbogeneratorbeobachters mittels einer Antriebsmomentenschätzung bestimmt wird.

Eine Stabilitätsbetrachtung wird in dieser Arbeit nicht durchgeführt, sondern auf /90.Os/ und /98.Ne-Os-Ab-Le-No/ verwiesen. In dieser Veröffentlichung ist die Analyse der Liapunov Stabilität des nichtlinearen Synchrongeneratorbeobachters behandelt. Es wurde davon ausgegangen, daß die Stabilität des elektrischen Teils des Synchrongeneratorbeobachters aufgrund der Benutzung des Polfestlegungsverfahrens problemlos nachweisbar ist. Für den mechanischen Teil wurde für die Fehlerdynamikgleichung eine quadratische Liapunov Funktion /63.No/ konstruiert. Eine Energiebilanzinterpretation dieser Gleichung und entsprechende Diskussion ihrer Terme führte zu notwendigen und hinreichenden Bedingungen für die asymptotische Stabilität der mechanischen Beobachterzustände. Unter Berücksichtigung dieser Bedingungen wurden die Rückführungskoeffizienten für den mechanischen Teilbeobachter festgelegt.

2.1.3 Verbesserung der Beobachterrobustheit

Zur Sicherung und Verbesserung der Robustheit des Zustandsbeobachters, insbesondere gegenüber externen Störungen, werden folgende Maßnahmen ergriffen:

- Eingangsgrößenschätzung des mechanischen Antriebsmomentes $\hat{m}_m(t)$
- Modellparameterschätzung der
 - a) externen Netzanschlußimpedanz z_e , des

- b) Leitungswinkels und der Trafoabgangsspannung
- Ausgleich der Sättigungseffekte mittels Korrektur des Feldstromes
- Einführung von Leistungswinkelfehlerrückführungen auf sämtliche 7 Zustände

Die Einführung dieser Maßnahmen und Diskussion der entsprechenden Wirkung wird in den folgenden Abschnitten diskutiert.

2.1.3.1 Eingangsgößenschätzung des mechanischen Antriebsmomentes und Schätzung der Netzanschlußparameter

Da im üblichen Kraftwerksbetrieb die Kraftwerksinstrumentierung keine kostengünstige Antriebsmomentenmessung vorsieht, ist es notwendig, für die Realisierung eines im praktischen Versuchsfeld einsetzbaren Turbogeneratorbeobachters, eine Eingangsgößenschätzung des Antriebsmomentes vorzunehmen.

Die Antriebsleistung wird hier über die an den Generatorklemmen meßbare Generatorausgangsleistung geschätzt, wobei unter Gebrauch der rekonstruierten Generatorbeschleunigung die Antriebsmomentenrekonstruktionsgleichung angegeben wird.

Im Sinne einer Eingangsgößenschätzung läßt sich das mechanische Antriebsmoment $\hat{m}_m(t)$ mittels der meßbaren Wirkleistung $P_0(t)$ und der rekonstruierten Kupferverluste:

$$\hat{P}_v(t) = r_s(\hat{i}_d^2 + \hat{i}_q^2) \quad (2.1.3.1-1)$$

bestimmen, wobei hier von einer Leistungsmessung an den Generatorklemmen ausgegangen wird.

Unter Benutzung der vom elektrischen Teilbeobachter gelieferten Statorstromkomponenten \hat{i}_d und \hat{i}_q und des vom mechanischen Teilbeobachter rekonstruierten Schlupfes $\hat{s}(t)$ (bzw. Generatorbeschleunigung $\hat{\dot{s}}(t)$) ergibt sich das geschätzte mechanische Antriebsmoment zu:

$$\hat{m}_m(t) = T_m \hat{\dot{s}}(t) + \frac{P_0(t) + P_v(t)}{1 + \hat{s}(t)} \quad (2.1.3.1-2)$$

Diese Art der Antriebsmomentenschätzung wurde bereits von /90.Os/ eingeführt.

In **Bild 2.1.3-1** ist diese Eingangsgößenschätzung des Antriebsmomentes bei einer simulierten Absenkung des Eingangsmomentes von 20% dargestellt. Das Antriebsmoment wird nach ca. 1.2 Sekunden innerhalb einer vorgegebenen ϵ -Umgebung von 0.1% ausreichend genau¹ rekonstruiert (siehe obere Darstellung in **Bild 2.1.3-1**).

¹ Der Terminus "ausreichend genau" wird im weiteren in dem Sinne benutzt, daß die Abweichung zwischen beobachteten (rekonstruierten) und gemessenen Größen innerhalb einer vorgegebenen ϵ -Umgebung von 0.1% des jeweils gemessenen Wertes liegt.

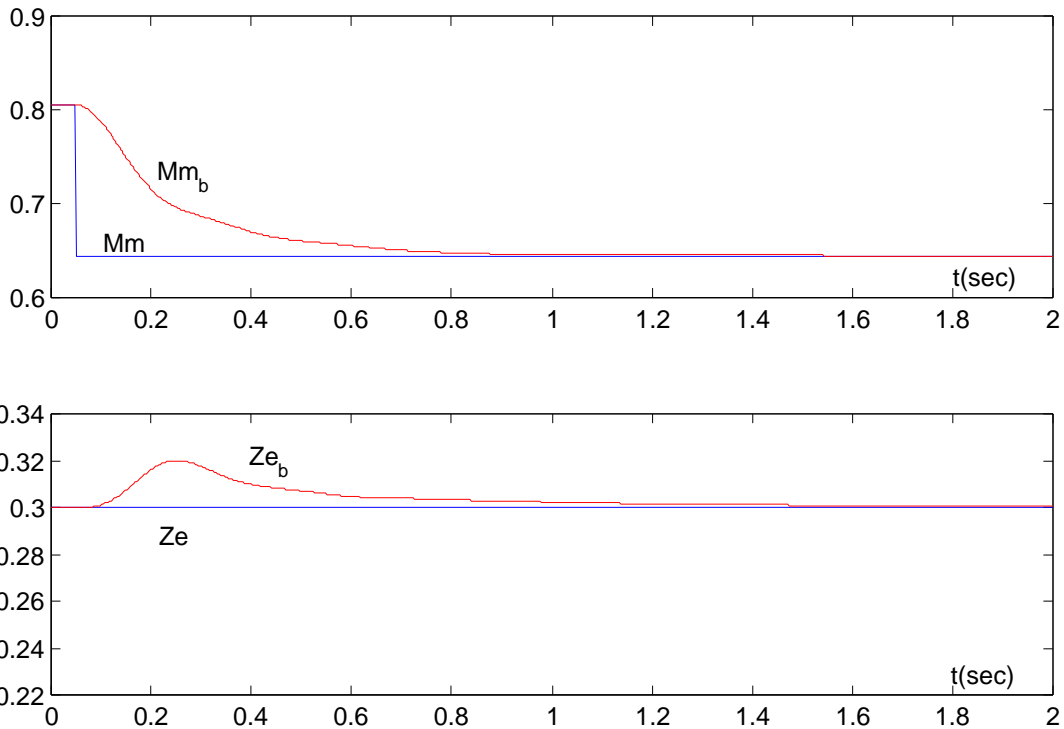


Bild 2.1.3-1: Eingangsgößenschätzung des Antriebsmomentes und Wirkung auf Netzanschlußimpedanzschätzung bei einer Momenten Absenkung von 20%

Zugleich ist festzustellen, daß diese Schätzung nur im Prozentbereich zu einer Wechselwirkung mit der Netzanschlußimpedanzschätzung führt (siehe untere Darstellung in **Bild 2.1.3-1**), die im folgenden behandelt wird. Ebenfalls in /90.Os/ ist der reduzierte Ansatz einer Netzanschlußimpedanzschätzung zu finden, der die Differenz von gemessener und beobachteter Generatorklemmenspannung ausnutzt und entsprechend auf die Beobachtersystemzustände rückführt. Dieser reduzierter Ansatz hat gemäß der Einfachheit der Methode in der praktischen Umsetzung nur bedingten Erfolg. In **Bild 2.1.3-2** und **Bild 2.1.3-3** sind in den jeweiligen oberen Darstellungen die Ergebnisse dieser Methode angeben. Es stellen sich, wie hier im Falle der gewählten Größen Scheinleistung und Statorstrom illustriert, transiente Abweichungen bis hin zu bleibenden stationären Fehlern ein.

In den **Bildern 2.1.3-2** und **2.1.3-3** ist jeweils neben der zeitkontinuierlichen Darstellung der Größen ein Fehlerklassenhistogramm /97.Ne-Dz-No, 96.Dz-Ne-No, 96.No-Dz-Ne/ angegeben. In diesem Diagramm wird der auftretende prozentuale Beobachterzustandsfehler in zehn Klassen eingeteilt sowie der mittlere Fehler und die dazugehörige Standardabweichung angegeben:

$$\bar{e} = \frac{1}{N} \sum (x_i - \hat{x}_i) \quad (2.1.3.1-3)$$

$$\sigma = \left(\frac{1}{N} \sum (e_i - \bar{e})^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.1.3.1-4)$$

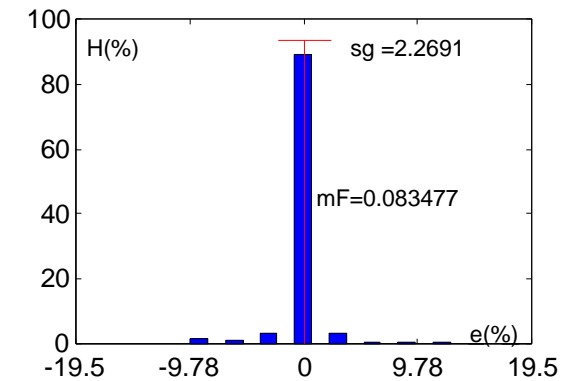
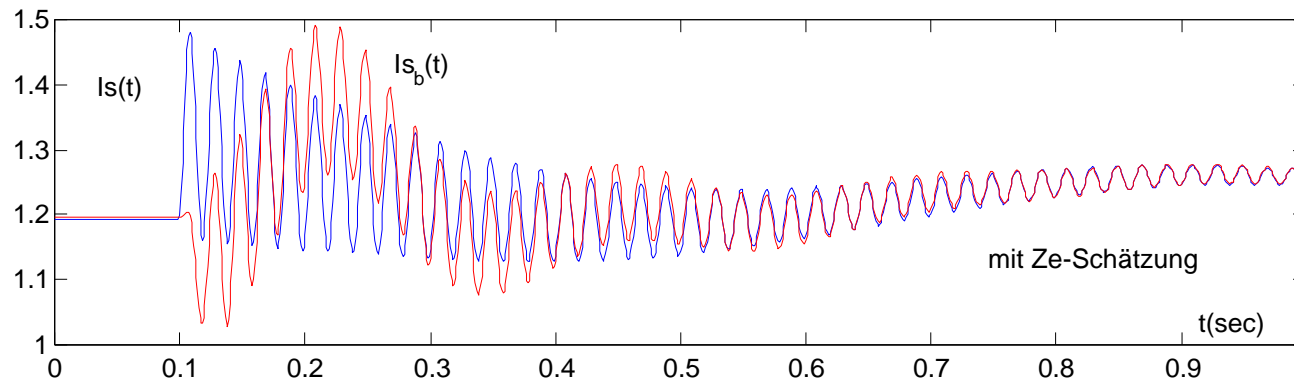
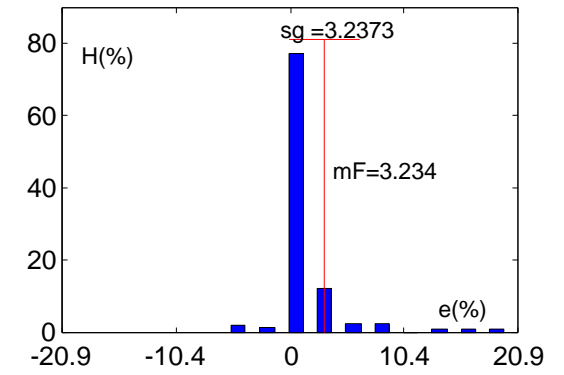
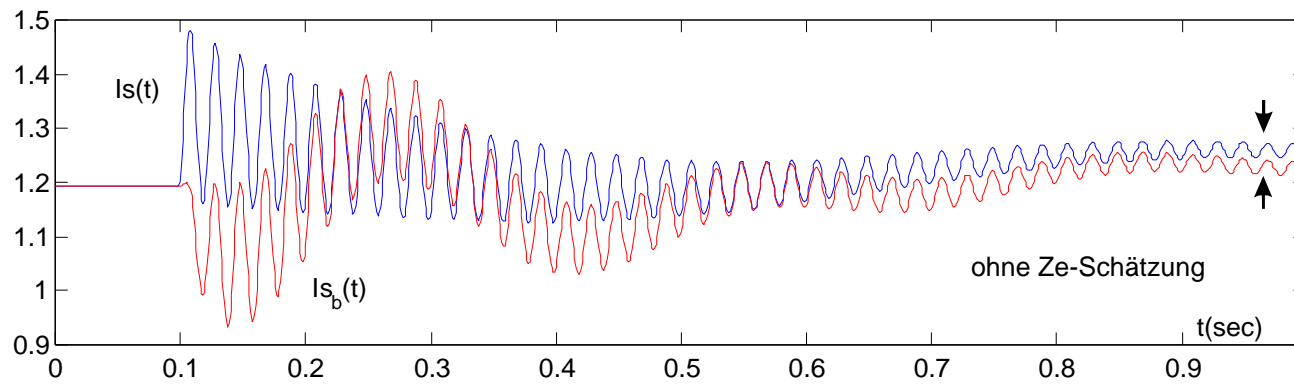


Bild 2.1.3-2: Zustandsrekonstruktion des Statorstromes ohne/mit Netzanschlußimpedanzschätzung

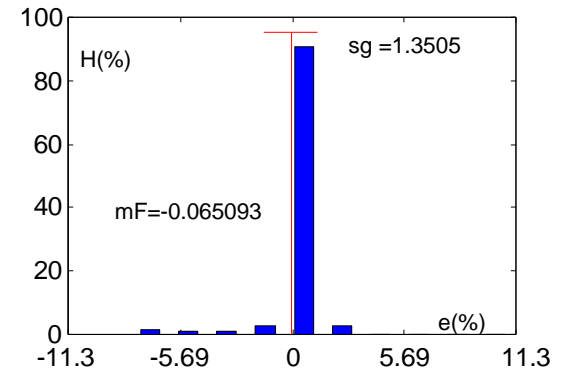
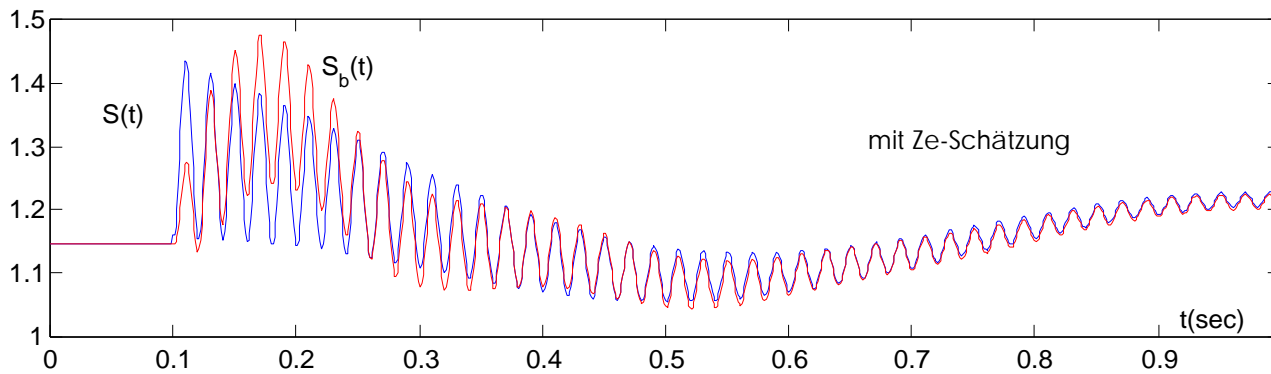
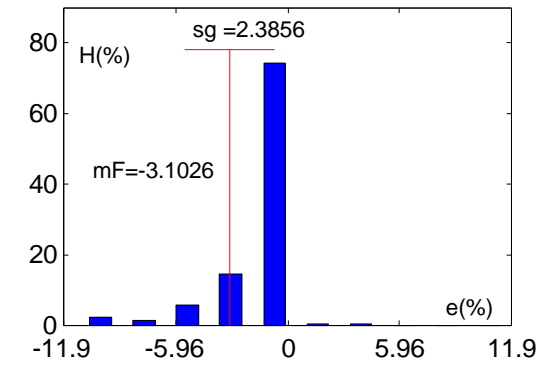
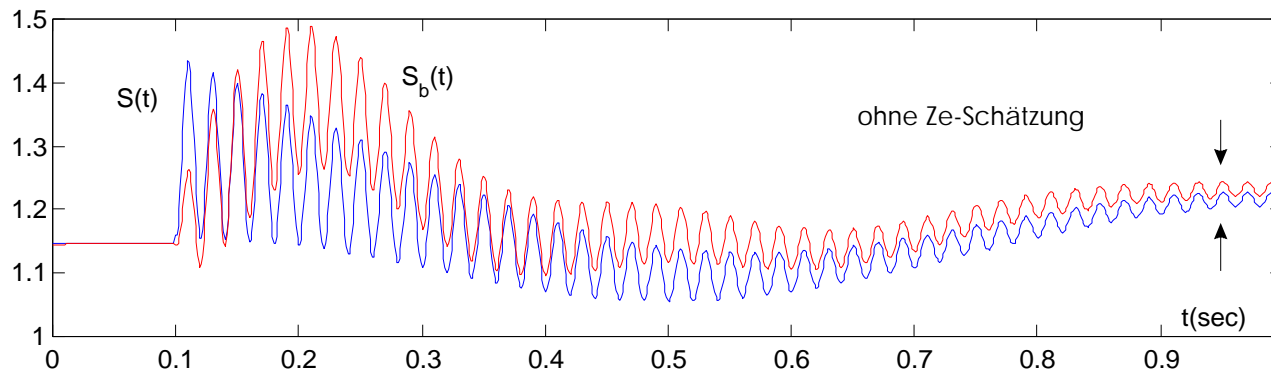


Bild 2.1.3-3: Zustandsrekonstruktion der Scheinleistung ohne/mit Netzanschlußimpedanzschätzung

Diese Größen dienen im weiteren zur Bewertung der Güte der Zustandsrekonstruktion. Der in Prozent angegebene mittlere Fehler liegt im Falle des Statorstromes bei 3.2% und im Falle der Scheinleistung bei 3.1% - die Standardabweichung des mittleren Fehlers bei 3.23% bzw. 2.3%. Aus diesem Grunde wird hier ein weiterer Ansatz zur Netzanschlußimpedanzschätzung verfolgt und realisiert.

Im praktischen Anwendungsfall variieren der ohmsche und der induktive Anteil der Netzanschlußimpedanz proportional, so daß folgende $\hat{\alpha}$ -Schätzung eingeführt werden kann:

$$z_e = \hat{\alpha} z_{e,s} \quad (2.1.3.1-5)$$

Es handelt sich bei $z_{e,s}$ um die im stationären Nennbetrieb bekannte bzw. sich einstellende Netzanschlußimpedanz. Es wird nun die Gleichung für den Spannungsabfall über diese externe Netzanschlußimpedanz wie folgt angesetzt /91-1.Ne-Fi-No, 90.Os/ ¹:

$$\hat{u}_{gd} = \hat{\alpha} r_{e,s} \hat{i}_d - \hat{\alpha} x_{e,s} \hat{i}_q + \hat{\alpha} \frac{x_{e,s}}{\omega_n} \hat{i}_d + u_n \sin \hat{\delta} \quad (2.1.3.1-6)$$

$$\hat{u}_{gq} = \hat{\alpha} x_{e,s} \hat{i}_d - \hat{\alpha} r_{e,s} \hat{i}_q + \hat{\alpha} \frac{x_{e,s}}{\omega_n} \hat{i}_q + u_n \cos \hat{\delta} \quad (2.1.3.1-7)$$

Als weitere Größe steht die meßbare Amplitude der Generatorklemmenspannung zur Verfügung:

$$u_g = \sqrt{u_{gd}^2 + u_{gq}^2} \quad (2.1.3.1-8)$$

Es ergibt sich die quadratische Gleichung:

$$u_g^2 = \left(\hat{\alpha} \left[r_{e,s} \hat{i}_d - x_{e,s} \hat{i}_q + \frac{x_{e,s}}{\omega_n} \hat{i}_d \right] + u_n \sin(\hat{\delta}) \right)^2 + \left(\hat{\alpha} \left[x_{e,s} \hat{i}_d - r_{e,s} \hat{i}_q + \frac{x_{e,s}}{\omega_n} \hat{i}_q \right] + u_n \cos(\hat{\delta}) \right)^2 \quad (2.1.3.1-9)$$

Mit den Substitutionen:

$$\begin{bmatrix} \hat{K}_1 \\ \hat{K}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left(r_{e,s} - \frac{x_{e,s}}{\omega_n} \right) & -x_{e,s} \\ x_{e,s} & \left(r_{e,s} - \frac{x_{e,s}}{\omega_n} \right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{i}_d \\ \hat{i}_q \end{bmatrix} \quad (2.1.3.1-10)$$

$$\hat{K}_3 = \frac{u_n}{\hat{K}_1^2 + \hat{K}_2^2} \begin{bmatrix} \sin(\hat{\delta}) & \cos(\hat{\delta}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{K}_1 \\ \hat{K}_2 \end{bmatrix} \quad (2.1.3.1-11)$$

¹ In Kapitel 1.5 wurde die Erweiterung der Spannungsgleichung um die externe Netzanschlußimpedanz behandelt und in Bild 1.5-3 illustriert.

$$\hat{K}_4 = \frac{u_g^2 - u_n^2}{K_1^2 + K_2^2} \quad (2.1.3.1-12)$$

wird für die $\hat{\alpha}$ -Schätzung folgende Gleichung angegeben:

$$\frac{d}{dt} \hat{\alpha} = -\left(T_\alpha \hat{\alpha} + \hat{K}_3\right) + \sqrt{\hat{K}_3^2 + \hat{K}_4^2} \quad (2.1.3.1-13)$$

Wie schon in Unterkapitel 1.7 angegeben wird in der Simulation eine Netzanschlußimpedanzstörung von -20% nachgebildet (siehe **Bild 2.1.3-4**). Es ist zu erkennen, daß die Wechselwirkung auf die Antriebsmomentenschätzung nur gering im Prozentbereich liegt (< 2%).

Bei geeignet gewählter Verzögerungszeit $T_\alpha = 100\text{ms}$ bewirkt die Netzanschlußimpedanzschätzung nur einen geringen transienten Fehler. Nach kurzer Zeit (500 ms bei $\varepsilon = 0.001\%$) werden die elektrischen und die mechanischen Größen ausreichend genau rekonstruiert. In **Bild 2.1.3-2** und **Bild 2.1.3-3** ist der direkte Vergleich der Zustandsrekonstruktion ohne und mit dieser $\hat{\alpha}$ -Schätzung im Falle der Netzanschlußimpedanzabsenkung illustriert.

Die Fehlerhäufigkeitsdarstellung für den Vergleich gemessener und beobachteter Größen: der elektrischen Größen Wirkleistung und Blindleistung und der mechanischen Größe des Polradwinkels ist in **Bild 2.1.3-6** dargestellt.

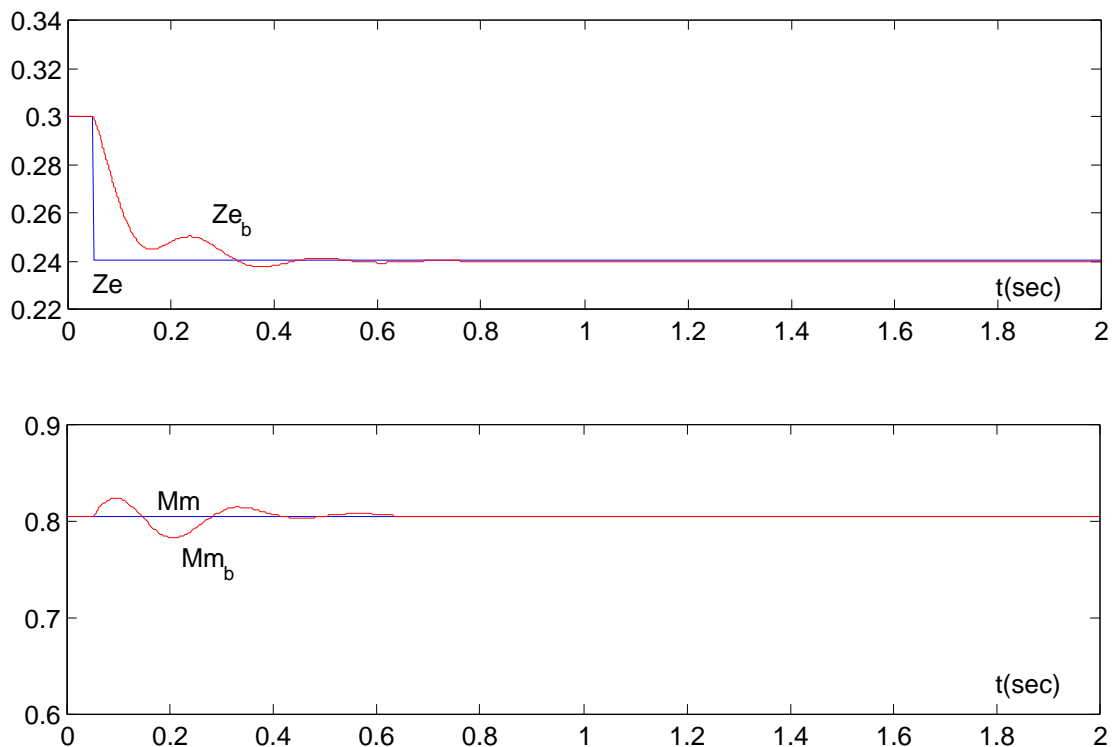


Bild 2.1.3-4: Parameterschätzung der Netzanschlußimpedanz Z_e und Wirkung auf die Eingangsgrößenschätzung des Antriebsmomentes bei einer Z_e - Absenkung von 20%

Ein weiterer wichtiger Netzanschlußparameter neben der Netzanschlußimpedanz ist der Leistungswinkel – insbesondere unter dem Gesichtspunkt des praktischen Einsatzes. Ist eine

Schätzung des Leitungswinkels vorhanden, so ließe sich damit der Summenpolradwinkel bestimmen /85.Le/.

Das Netz jeder Phase läßt sich entsprechend **Bild 2.1.3.1-5** durch eine Ersatzimpedanz und eine Ersatzspannungsquelle (Netz-ESB) darstellen

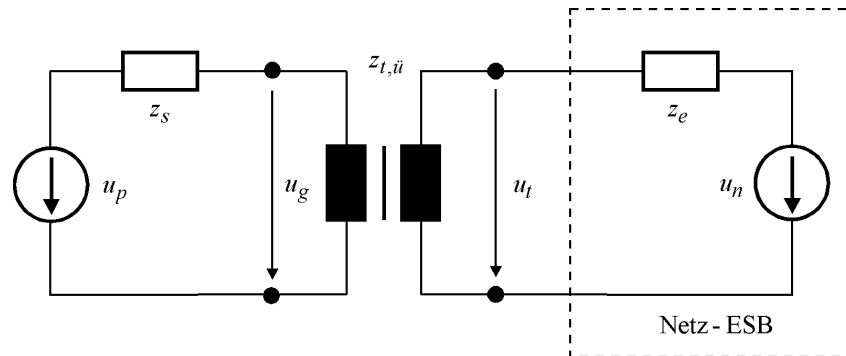


Bild 2.1.3.1-5: TG am starren Netz mit Transformator

Es wird im folgenden gezeigt, wie die Transformatorabgangsspannung u_t anstelle der Netzspannung u_n genutzt und wie die Netz- bzw. Blocktrafo-Oberspannung über einen Schätzwert für die Netz- bzw. Transformatorimpedanz rekonstruiert wird. Es besteht damit der Vorteil, daß der sich einstellende Fehler sich nicht auf die beobachteten Zustandsgrößen auswirkt.

Ausgehend von dem Zeigerdiagramm für den stationären Betrieb, dargestellt in **Bild 2.1.3.1-7** läßt sich unter Anwendung des Cosinussatzes die Netz- bzw. Blocktrafoabgangsspannung schreiben zu:

$$U_n^2 = U_g^2 + I_1^2 - 2 U_g I_1 \cos(90^\circ - \varphi - \beta) \quad (2.1.3.1-14)$$

mit

$$\beta = \arctan \frac{r_e}{x_e} \quad ; \quad I_1 = \sqrt{r_e^2 + x_e^2} I_s \quad (2.1.3.1-15)$$

Daraus ergibt sich wiederum der Leitungswinkel gemäß

$$\lambda = \arcsin \frac{I_2}{U_n} \quad \text{und} \quad I_2 = I_1 \cos(\varphi + \beta) \quad (2.1.3.1-16)$$

Mit dem so bestimmten Leitungswinkel und dem durch den mechanischen Teilbeobachter rekonstruierten Polradwinkel δ läßt sich durch Addition der Summenpolradwinkel ϑ bestimmen.

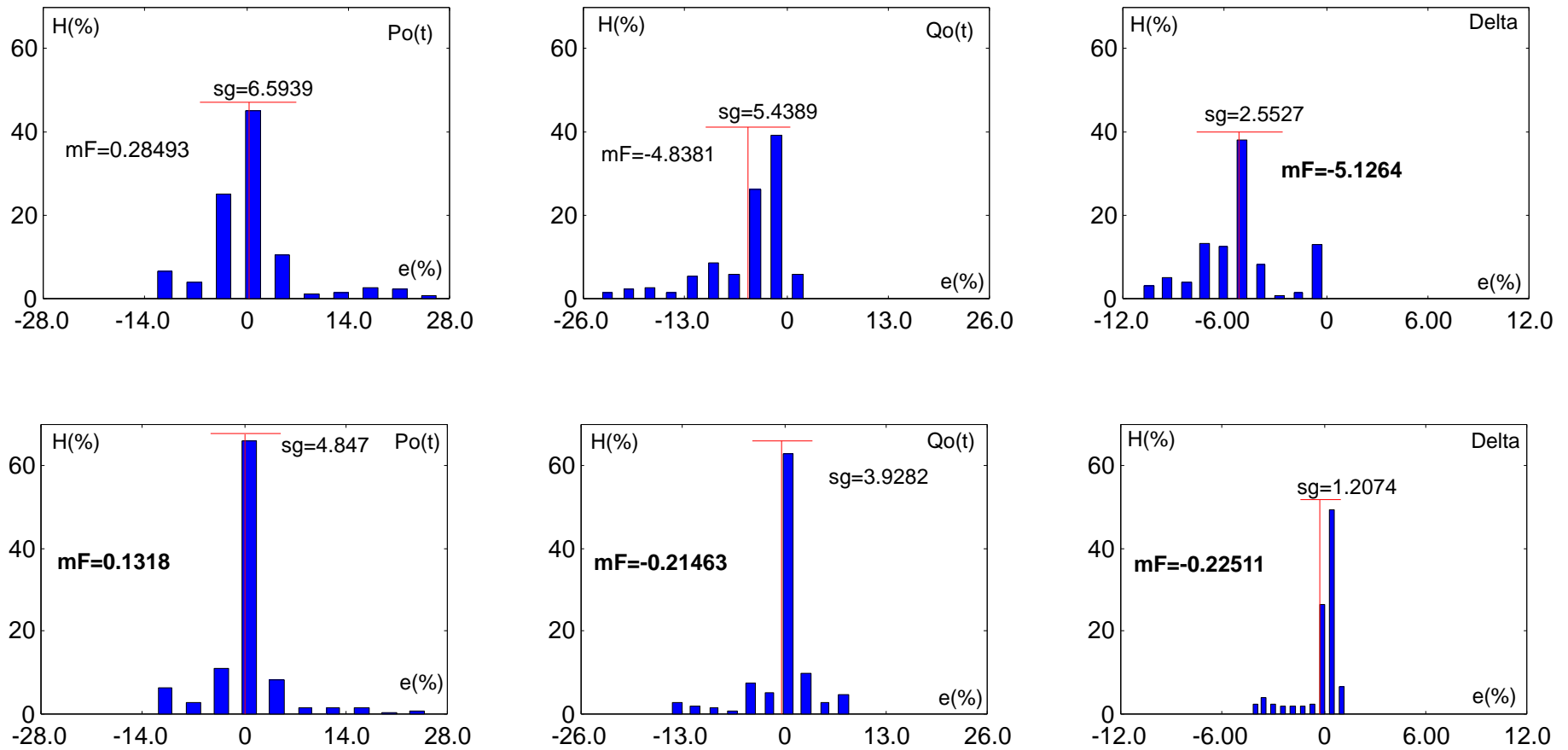


Bild 2.1.3-6: Vergleich der Zustandsrekonstruktion ohne (oben) / mit (unten) $\hat{\alpha}$ -Schätzung für elektrische und mechanische Größen

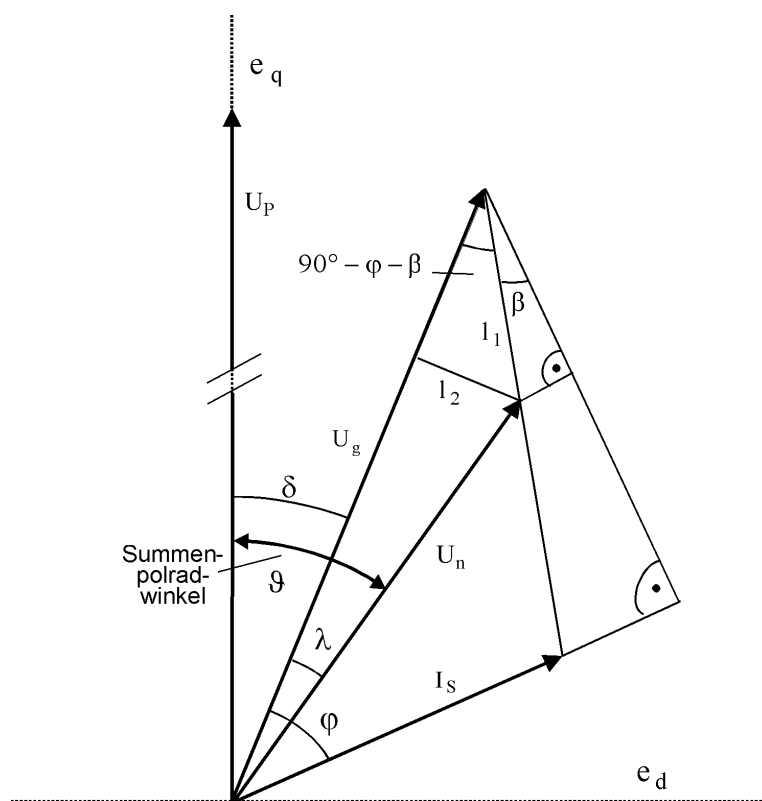


Bild 2.1.3.1-7: Geometrische Betrachtung zur Rekonstruktion von Netzspannung U_n und Leitungswinkel λ und Summenpolradwinkel ϑ

2.1.3.2 Rückführung des Leistungswinkelschätzfehlers und Ausgleich des Sättigungseinflusses

Wie sich im praktischen Einsatz zeigte, wiesen die rekonstruierten Größen leichte transiente Abweichungen¹ im Falle externer Wirk- und Blindleistungsstörungen auf. Unter Berücksichtigung der Energiebilanz des Synchrongenerators – d.h. mittels Messung der Wirk- und der Blindleistung – lässt sich dieser transiente Fehler durch Einführung zusätzlicher Rückführungen beseitigen und damit die Beobachterrobustheit verbessern. Die Wirkleistung wurde schon für die Schätzung des Antriebsmomentes benutzt. Somit bietet sich zur weiteren Steigerung der Beobachterrobustheit nun auch die Berücksichtigung des Blindanteils der elektrischen Leistung an. Der Leistungswinkel φ als zur Verfügung stehende Mischgröße wird als weitere Rückführungsgröße eingeführt:

$$\varphi(t) = \arctan \frac{Q(t)}{P(t)} \quad (2.1.3.2-1)$$

Um die Einführung von Nichtlinearitäten bezüglich des Stabilitätsverhaltens des Zustandsbeobachters während der Anfahrphase zu vermeiden, wird die hier eingeführte Leistungswinklerückführung erst nach Erreichen des stationären Betriebspunktes zugeschaltet. Sie erfüllt da-

¹ Siehe hierzu die Diskussion in 2.1.4 und Bild 2.1.4-1.

mit ihren Zweck ausschließlich zur Verbesserung der Robustheit gegenüber externen Störeinflüssen. Für den Leistungswinkelfehler:

$$e_{\varphi} = (\varphi(t) - \hat{\varphi}(t)) \quad (2.1.3.2-2)$$

wird der geschätzte Leistungswinkel $\hat{\varphi}(t)$ aus folgender Gleichung bestimmt:

$$\hat{\varphi}(t) = \arctan \frac{\hat{Q}(t)}{P(t)} \quad (2.1.3.2-3)$$

Resultierend ergibt sich die Differentialgleichung für den rekonstruierten Stromvektor nach der Anfahrphase:

$$\begin{aligned} \mathbf{X}^* \frac{d}{dt} \hat{\mathbf{I}}^*(z) = & \left(-\mathbf{R}^* + \omega_r z \mathbf{K}^* \right) \hat{\mathbf{I}}^*(z) \\ & - \left(\underline{\mathbf{u}}_g^*(z) + \underline{\mathbf{u}}_f^*(z) \right) \\ & - \underline{\mathbf{K}}_f^*(z) \left(\mathbf{i}_f^* - \hat{\mathbf{i}}_f^* \right) \\ & - \underline{\mathbf{K}}_{\varphi}^*(z) (\varphi - \hat{\varphi}) \end{aligned} \quad (2.1.3.2-4)$$

wobei

$$\begin{aligned} \underline{\mathbf{K}}_f^*(z) &= \left(\underline{\mathbf{K}}_{d,f}^* + z \underline{\mathbf{K}}_{q,f}^* \right) \quad ; \quad \underline{\mathbf{K}}_{\varphi}^*(z) = \left(\underline{\mathbf{K}}_{d,\varphi}^* + z \underline{\mathbf{K}}_{q,\varphi}^* \right) \\ \underline{\mathbf{K}}_{d,f}^* &= \begin{bmatrix} k_f^d & k_f^D & k_f^f \end{bmatrix}^T \quad ; \quad \underline{\mathbf{K}}_{q,f}^* = \begin{bmatrix} k_f^q & k_f^Q & 0 \end{bmatrix}^T \\ \underline{\mathbf{K}}_{d,\varphi}^* &= \begin{bmatrix} k_{\varphi}^d & k_{\varphi}^D & k_{\varphi}^f \end{bmatrix}^T \quad ; \quad \underline{\mathbf{K}}_{q,\varphi}^* = \begin{bmatrix} k_{\varphi}^q & k_{\varphi}^Q & 0 \end{bmatrix}^T \end{aligned} \quad (2.1.3.2-5)$$

Entsprechend gilt für den mechanischen Teilbeobachter:

$$\frac{d}{dt} \hat{s} = \frac{m_m - m_{el}}{T_m} - k_s^s (s - \hat{s}) - k_{\varphi}^s (\varphi - \hat{\varphi}) \quad (2.1.3.2-6)$$

$$\frac{d}{dt} \hat{\delta} = \omega_n s - k_s^{\vartheta} (s - \hat{s}) - k_{\varphi}^{\delta} (\varphi - \hat{\varphi}) \quad (2.1.3.2-7)$$

Da die φ -Rückführung ausschließlich in der Nähe des stationären Betriebspunktes wirkt, läßt sich der entsprechende Zustandsschätzfehler für den elektrischen Teilbeobachter linear ansetzen zu:

$$\Delta e_{\varphi}^*(t) = (\Delta \varphi(t) - \Delta \hat{\varphi}(t)) \quad (2.1.3.2-8^*)$$

Somit ergibt sich die Beobachterfehlergleichung zu:

$$\mathbf{X}^* \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{e}}^*(z) = \left(-\mathbf{R}^* + \omega_r z \mathbf{K}^* - \underline{\mathbf{K}}_f^*(z) \right) \underline{\mathbf{e}}^*(z) - \underline{\mathbf{K}}_{\varphi}^*(z) \Delta e_{\varphi}^* \quad (2.1.3.2-9)$$

Die Bestimmung der Rückführungskoeffizienten für die Leistungswinkelrückführung als auch die Rückführungskoeffizienten für den elektrischen bzw. mechanischen Teil werden mittels Optimierung bestimmt¹.

Eine zusätzliche Verbesserung der Beobachterrobustheit stellt sich bei der Einführung eines Schätzwertes für den Feldstrom ein. Dieser Schätzwert berücksichtigt implizit vorherrschende Sättigungseinflüsse, die in der bisherigen Modellierung nicht berücksichtigt wurden. Diese Sättigungseinflüsse ließen sich durch Verwendung bekannter Belastungskennlinien kompensieren – doch berücksichtigen diese allerdings nicht die sich mit der Zeit einstellende Alterung des Systems Turbogenerator, und damit einhergehend nicht die Änderung von Maschinenparametern im Laufe des Betriebes. Die hier beschriebene Vorgehensweise benutzt einen Ansatz, der ohne Belastungskennlinien auskommt.

Im praktischen Anwendungsfall zeigen die Meßreihen, daß bei betriebsüblichen Arbeitspunkten der Feldstrom im Prozentbereich von den idealen ungesättigten Werten abweicht. Dieser höhere gesättigte Wert führt bei einem Beobachter, dessen Modellierung die Sättigung unberücksichtigt läßt, folgerichtig zu überhöhten Blindleistungswerten, dargestellt in **Bild.2.1.3.1-8**.

Ausgehend von der Feldgleichung angegeben in /90.Os, 91-1.Ne-Fi-No, 91-2.Ne-Fi-No/, kann der Feldstrom für einen stationären Betriebspunkt bestimmt werden aus:

$$I_f = x_d I_s \sin(\delta + \varphi) + r_s I_s \cos(\delta + \varphi) + U_g \cos(\varphi) \quad (2.1.3.2-10)$$

mit der Gleichung für den Polradwinkel /90.Os, 91-1.Ne-Fi-No/, 91-2.Ne-Fi-No/:

$$\delta = \arctan \frac{(x_q + x_e) I_s \cos(\varphi) - (r_s + r_e) I_s \sin(\varphi)}{(r_s + r_e) I_s \cos(\varphi) + (x_q + x_e) I_s \sin(\varphi) + u_g} \quad (2.1.3.2-11)$$

In diesen Ausdrücken werden nur meßbare Größen oder bekannte Maschinenparameter benutzt. Der auf diese Art bestimmte Wert für den Feldstrom dient als Grundlage für die Bestimmung eines Schätzwertes, der implizit die real im praktischen Anwendungsfall vorherrschende Sättigung berücksichtigt.

¹ Siehe hierzu das folgende Unterkapitel 2.1.4.

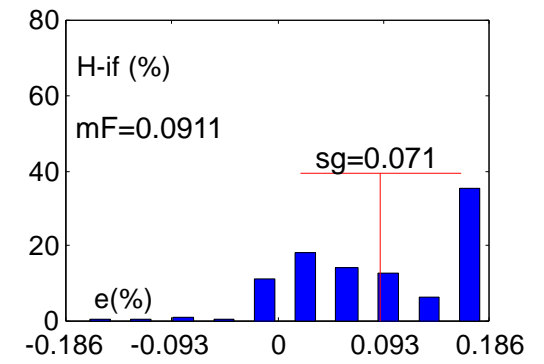
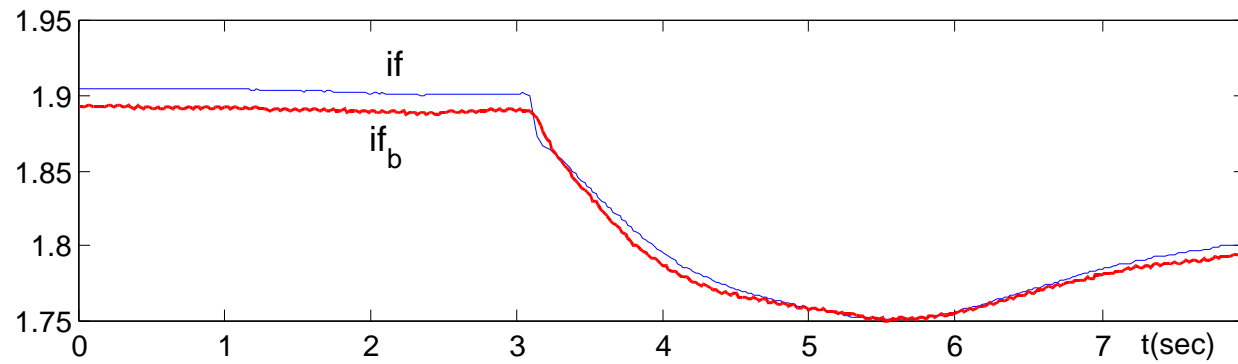
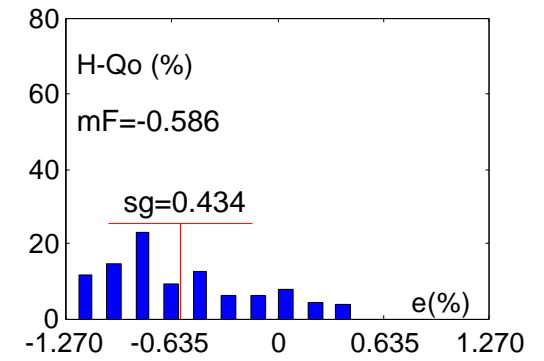
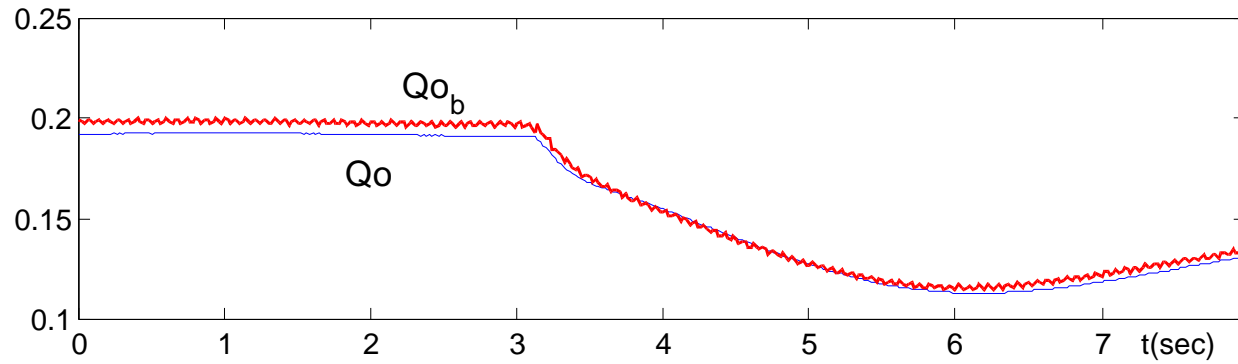


Bild 2.1.3.1-8: Zustandsrekonstruktion ohne Ausgleich des Sättigungseinflusses

2.1.4 Bestimmung optimaler Rückführungskoeffizienten

Die Rückführungskoeffizienten für die zwei Teilbeobachter werden mittels eines Optimierungsverfahrens dahingehend bestimmt, daß die Differenz zwischen beobachteten Größen und den entsprechenden meßbaren Größen minimiert wird.

Die Zielfunktion ist hierbei das Integral über die Summe der gewichteten Differenzen:

$$f(\underline{x}) = \sum_{i=0}^{t_{\text{imax}}} t_i^p \sum_{j=0}^m w_j |y_j - \hat{y}_j|^q \quad (2.1.4-1)$$

mit

$f(\underline{x})$	Zielfunktion
\underline{x}	n-dimensionaler Eingangsgrößenvektor
t_{imax}	Zeitdauer des Sollwertverlaufes
t	Zeit
p	Exponent der zeitlichen Wichtung
\underline{y}	m-dimensionaler Sollwertgrößenvektor
$\hat{\underline{y}}$	m-dimensionaler Beobachtergrößenvektor
\underline{w}	m-dimensionaler Wichtungsgrößenvektor
q	Bewertung der Differenzen

Als Optimierungsverfahren wird der Pattern-Search-Algorithmus gewählt /93.Ne-Fi-No-Ha/. Die Optimierung selber erfolgt zweistufig, wobei in der ersten Stufe die Rückführungskoeffizienten:

$$\underline{K}_{d,f}^* = \begin{bmatrix} k_f^d & k_f^D & k_f^f \end{bmatrix}^T \quad ; \quad \underline{K}_{q,f}^* = \begin{bmatrix} k_f^q & k_f^Q & 0 \end{bmatrix}^T$$

$$k_s^s, \quad k_s^\delta \quad (2.1.4-2)$$

für die Beobachterzustandsfehler des Feldstromes und des Schlupfes:

$$e_f = \left(i_f(t) - \hat{i}_f(t) \right)$$

$$e_s = \left(s(t) - \hat{s}(t) \right) \quad (2.1.4-3)$$

bestimmt werden. Die Optimierungsbedingungen bestehen hierbei in Simulationsläufen für:

- Beobachter Anfahren,
- Z_e - Störung,
- U_n - Störung und
- m_m - Störung.

In der zweiten Stufe der Optimierung werden die Rückführungskoeffizienten der Leistungswinkelrückführung bestimmt:

$$\underline{\mathbf{K}}_{d,\varphi}^* = \begin{bmatrix} k_{\varphi}^d & k_{\varphi}^D & k_{\varphi}^f \end{bmatrix}^T ; \quad \underline{\mathbf{K}}_{q,\varphi}^* = \begin{bmatrix} k_{\varphi}^q & k_{\varphi}^Q & 0 \end{bmatrix}^T \quad (2.1.4-4)$$

$$k_{\varphi}^s, k_{\varphi}^{\delta}$$

für den Beobachterzustandsfehler:

$$e_{\varphi} = (\varphi(t) - \hat{\varphi}(t)) \quad (2.1.4-5)$$

Für beide Optimierungsstufen werden als Vergleichsgrößen der Statorstrom $\underline{I}^*(Z)$, der Schlupf s , die Leistungen P_o, Q_o und der Leistungswinkel φ benutzt.

Wesentlich in der ersten Optimierungsstufe ist das schnelle und stabile Beobachteranfahrverhalten unabhängig vom Arbeitspunkt. Dies wird im folgenden anhand der Betrachtung des Polradwinkels exemplarisch gezeigt.

Um das Beobachteranfahrverhalten quantitativ erfassen zu können, wird die Zeitspanne zwischen dem Zeitpunkt des Beobachterneustarts und dem Zeitpunkt, nach dem sich die beobachteten Werte endgültig in einer ε -Umgebung von den Werten des Arbeitspunktes befinden, ermittelt. Es erfolgt eine Unterteilung in den mechanischen und den elektrischen Teil:

elektrischer Teil:	Anfahrzeitdauer $t_{a.el}$	$\varepsilon = 0.0025$
mechanischer Teil:	Anfahrzeitdauer $t_{a.mech}$	$\varepsilon = 0.005$

Zur Verdeutlichung der Problematik sind die Zeiten für das Anfahren des Beobachters zu verschiedenen Arbeitspunkten in nachfolgender Tabelle **T2.1.4-1** zusammengestellt und in **Bild 2.1.4-1** illustriert. Der Arbeitspunkt wird gekennzeichnet durch den Leistungsfaktor $\cos(\varphi)$, der Klemmenspannung U_s und dem Statorstrom I_s .

i_s	$t_{a.el}$ [s]	$t_{a.mech}$ [s]
0.6	5.8	6.0
0.8	4.9	5.2
1.0	4.6	4.8
1.2	5.0	5.1

T2.1.4-1: Anfahrzeitdauer zu verschiedenen Arbeitspunkten
($\cos \varphi = 0.8, u_g = 1.0$)

Es ergeben sich im Rahmen der ersten Optimierungsstufe die folgenden Rückführungsvektoren für den elektrischen Teil:

$$\underline{\mathbf{K}}_{d,f}^* = [102.2 \quad 173.8 \quad -216.7]^T \quad (2.1.4-6)$$

$$\underline{\mathbf{K}}_{q,f}^* = [-85.8 \quad 148.8 \quad 0]^T$$

und für den mechanischen Teil:

$$\begin{aligned} k_s^\delta &= 21.5 \\ k_s^s &= -278.0 \end{aligned} \tag{2.1.4-7}$$

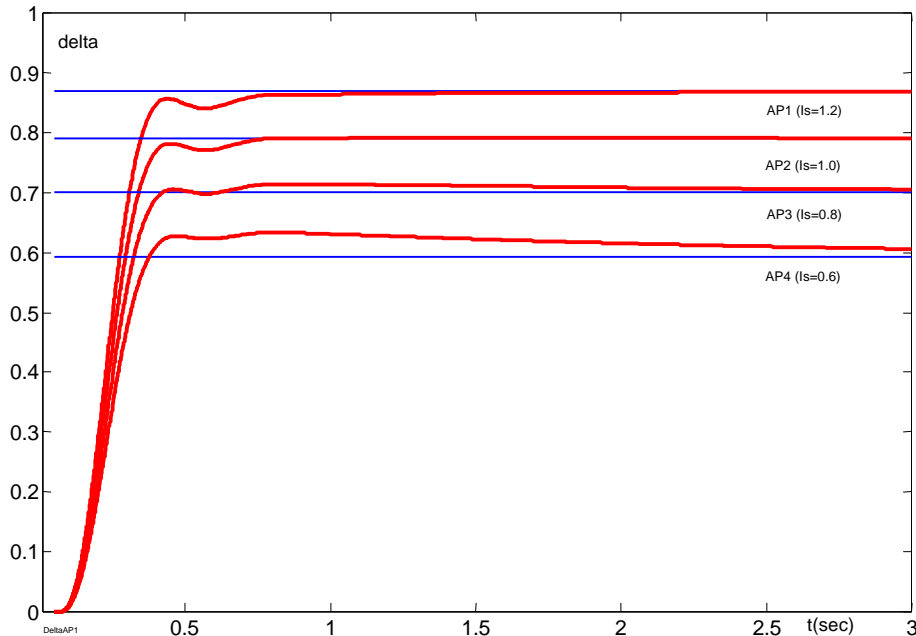


Bild: 2.1.4-1: Beobachteranfahren zu verschiedenen Arbeitspunkten

Detaillierte Angaben zu den Optimierungsergebnissen der ersten Stufe sind in /93.Ne-Fi-No-Ha, 98.Ne-Os-Ab-Le-No/ zu finden.

In **Bild 2.1.4-2** und **Bild 2.1.4-3** sind für die Testfälle der Transformatorstufung als Blindleistungsänderung und des Brennstoffventilsprunges als Wirkleistungsanregung die Ergebnisse der ersten Optimierungstufe illustriert. Es treten transiente Abweichungen im Prozentbereich auf. Um diese im Transienten auftretenden Abweichungen zu kompensieren, wurden die zusätzlichen Leistungswinkelrückführungen eingeführt.

Die Bestimmung der Rückführungskoeffizienten der Leistungswinkelrückführungen erfolgt nun in der zweiten Optimierungstufe. Dabei werden für gemessene 8 verschiedene Schalthandlungstypen an verschiedenen Arbeitspunkten die optimalen Werte errechnet.

Kriterium ist dabei die Gütefunktion in Gleichung (2.1.4-1), die eine gewichtete Summe der Abweichungen bei Statorstrom, Feldstrom, Blindleistung, Wirkleistung und Schlupf darstellt. Der Wert der Gütefunktion ohne φ -Rückführung wird dem optimierten Wert gegenübergestellt (Quotientenbildung). Die für jede Schalthandlung bestimmten Rückführungskoeffizienten werden gemittelt und daraufhin für alle Schalthandlungen nochmals im einzelnen untersucht, d.h. es wird überprüft, ob die Gütefunktion eine Verbesserung im Bereich der maximal erreichbaren Verbesserung anzeigt.

Die Ergebnisse der Optimierung sind in der folgenden Tabelle **T2.1.4-2** angegeben /93.Ne-Fi-No-Ha/. Dabei bedeuten:

hz1..7	Rückführungskoeffizient
SH1..8	Schalthandlung 1..8
DS	Durchschnittswert
GF_v	Gütefunktion ohne zusätzliche Rückführungen
GF_{opt}	Gütefunktion Rückführungskoeffizienten für die betreffende Schalthandlung
V_{opt}	Verbesserung GF_{opt}/GF_v
GF_{DS}	Gütefunktion gemittelter Rückführungsvektor
V_{DS}	Verbesserung (GF_{DS}/GF_v)

	SH1	SH2	SH3	SH4	SH5	SH6	SH7	SH8	DS
hz1	2.85	0.75	0.98	3.05	2.88	0.83	3.4	2.01	1.58
hz2	-0.48	-2.5	-0.98	-0.88	-0.87	-0.36	-2.08	-2.06	-0.92
hz3	-0.98	-0.24	-1.1	-0.73	-0.75	-0.5	-3.34	-3.13	-0.90
hz4	-0.4	1.43	0.22	1.91	2.1	-0.43	0.9	-0.31	0.47
hz5	7.9	4.44	-1.51	5.89	1.0	0.47	-3.45	-1.03	0.12
hz6	-0.13	-0.16	-0.06	-0.1	-0.15	-0.03	-0.49	-0.28	-0.11
hz7	-11.7	-11.5	-14.8	-14.8	-11.3	-12.3	-27.3	-26.2	-11.4
GF_v	0.4355	0.4587	1.5599	1.6645	0.5085	0.6724	2.5408	2.2377	1.26
Gf_{opt}	0.0981	0.0906	0.3030	0.2441	0.0390	0.1020	0.1796	0.1815	0,155
V_{opt}	0.2252	0.1974	0.1942	0.1466	0.0769	0.1517	0.0707	0.0811	0.1429
GF_{DS}	0.1044	0.1101	0.3102	0.2513	0.0421	0.1066	0.1833	0.1892	0.162
V_{DS}	0.2396	0.2399	0.1988	10.1509	0.0828	0.1585	0.0721	0.0845	0.1534

T 2.1.4-2: Ergebnisse der Leistungswinkelrückführung

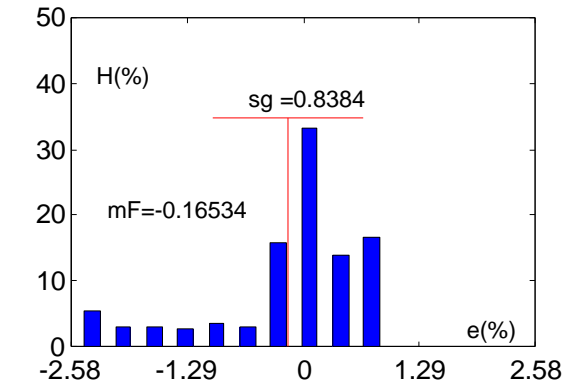
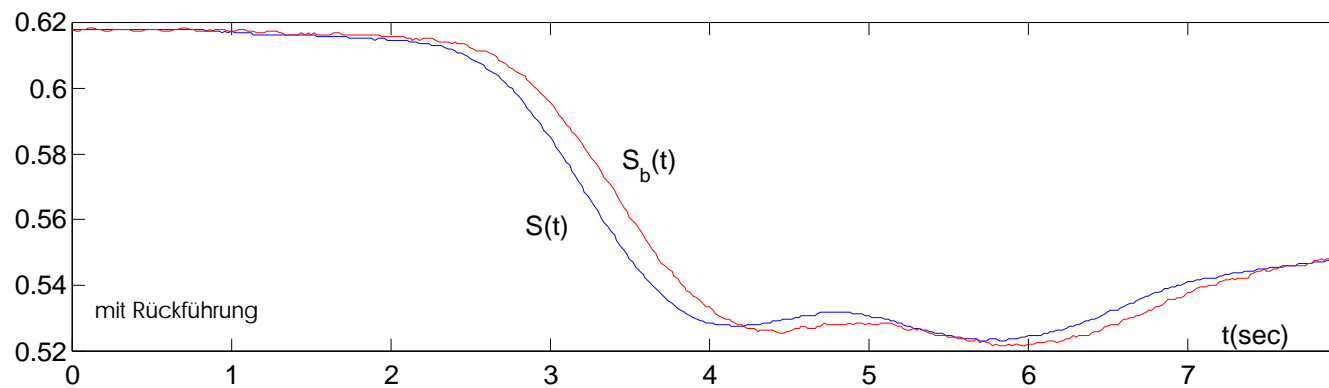
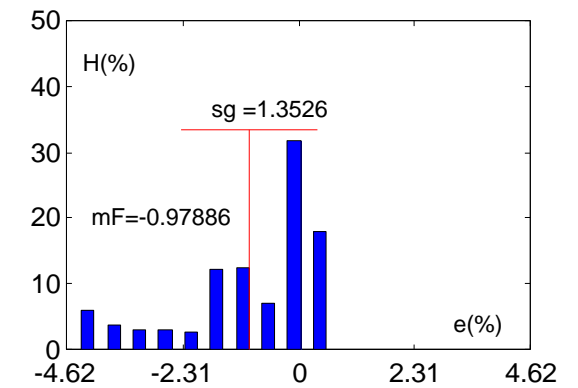
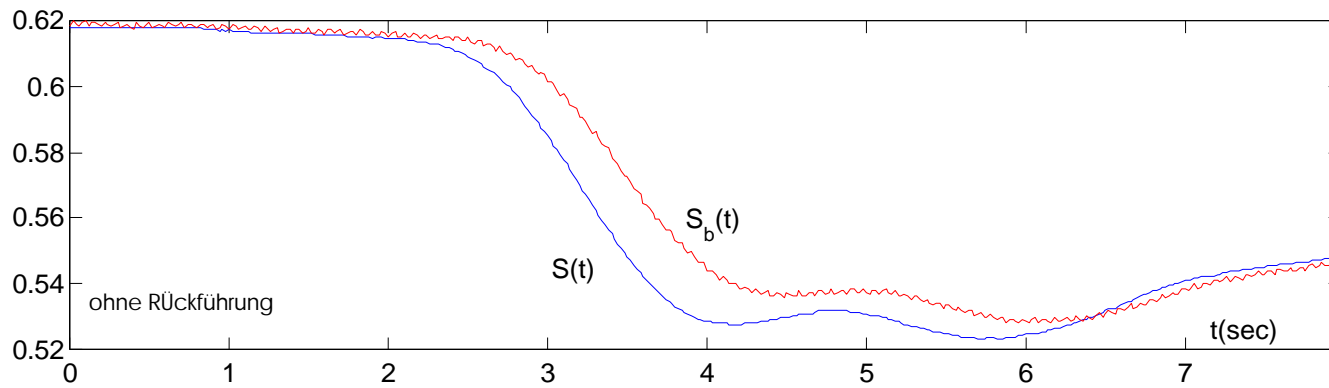


Bild 2.1.4-2: Transiente Abweichungen vor und nach zweiter Optimierungsstufe ,
Scheinleistung für den Testfall Wirkleistungsanregung (Meßdatensatz MD335)

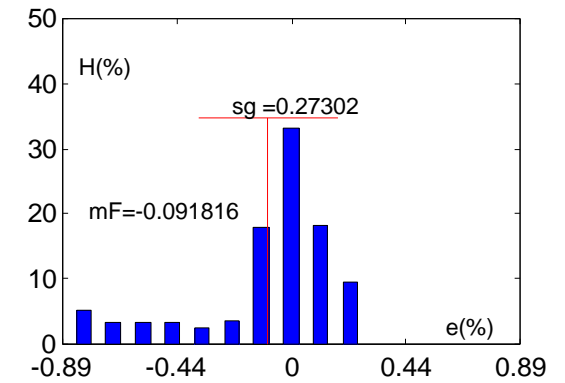
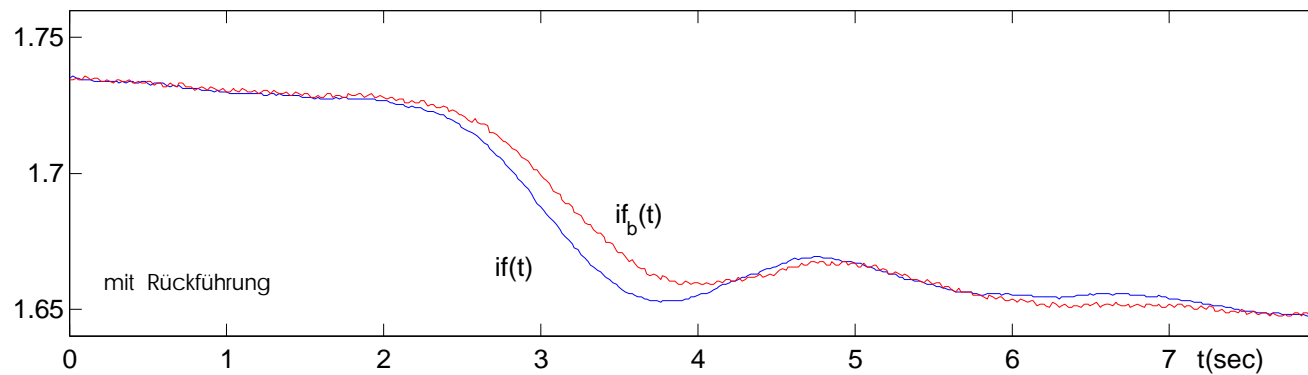
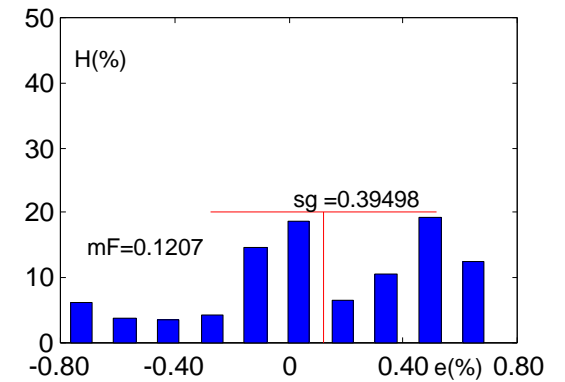
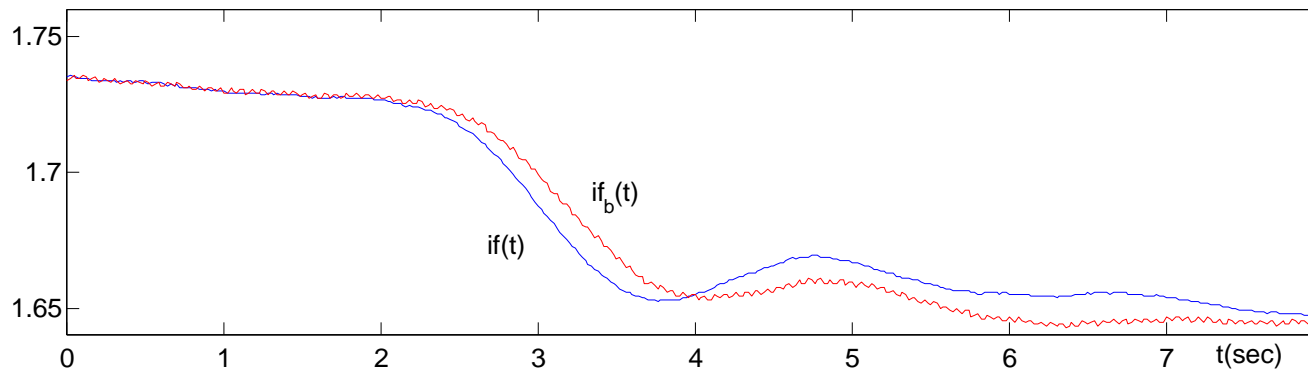


Bild 2.1.4-3: Transiente Abweichungen vor und nach zweiter Optimierungsstufe ,
Feldstrom für den Testfall Wirkleistungsanregung (Meßdatensatz MD335)

2.2 Simulation des Turbogeneratorbeobachters

Die in Unterkapitel 1.7 diskutierten Simulationsläufe für das Modell des Turbogenerators werden im folgenden für die Simulation des Beobachters herangezogen. Das Verhalten des Beobachters wird anhand folgender Simulationsfälle demonstriert:

- Anfahren des Beobachters (Ms, Is, ID)
- Feldspannungssprung -20% (Ms, Sn)
- Netzimpedanzsprung -20% (Ms, ID)
- Netzspannungssprung -20% (Ms, Sn)
- Momentensprung -20% (Ms, ID)

Zur Darstellung kommen die in Unterkapitel 1.5 angegebenen zentralen Systemgrößen: Luftspaltquaternion, Scheinleistung, Stator- und Rotorstrom, wobei für jeden Simulationstyp eine dreidimensionale z -Darstellung sowie eine zeitkontinuierliche und eine Ortskurvendarstellung angegeben ist.

2.2.1 Anfahrverhalten

Das Verhalten des Beobachters bei Anfahren zu einem stationären Betriebspunkt ist in **Bild 2.2.1-1** bis **Bild 2.2.1-3** veranschaulicht. In **Bild 2.2.1-1** ist in der z - und der zeitkontinuierlichen Darstellung abzulesen, wie die höherfrequenten¹ Einschwingvorgänge des Luftspaltquaternions $M_s(z)$ nach 0.1 sec abgeschlossen sind, sich ein aperiodischer Verlauf einstellt und der Betriebspunkt nach 0.8 sec erreicht wird. Die Ortskurve veranschaulicht, daß sich das Anfahren des Luftspaltquaternions im wesentlichen in drei Phasen vollzieht: Energieschub in Richtung negativer e_d - Achse bei fast konstantem e_q - Anteil. Daraufhin stellt sich ein Verlauf in negativer e_d - Achse ein, der schließlich in einem aperiodischer Verlauf in Richtung positiver e_q - Achse mündet. Ähnlich ist der Verlauf des Stator- und des Rotorstromes, dargestellt in **Bild 2.2.1-2** und **Bild 2.2.1-3**

Auch hier ist ein höherfrequenter, „spiralförmiger“ Anteil bis 0.1 sec und der sich einstellende aperiodische Verlauf bis zum Erreichen des Betriebspunktes nach 0.8 sec festzustellen.

¹ Der eher ungebräuchliche Terminus höherfrequent bezieht sich auf den Umstand, daß das dynamische Verhalten des Turbogenerators durch Frequenzen im Bereich von 50Hz (der elektrischen Größen) und ca. 1 Hz (der mechanischen Größen) gekennzeichnet ist.

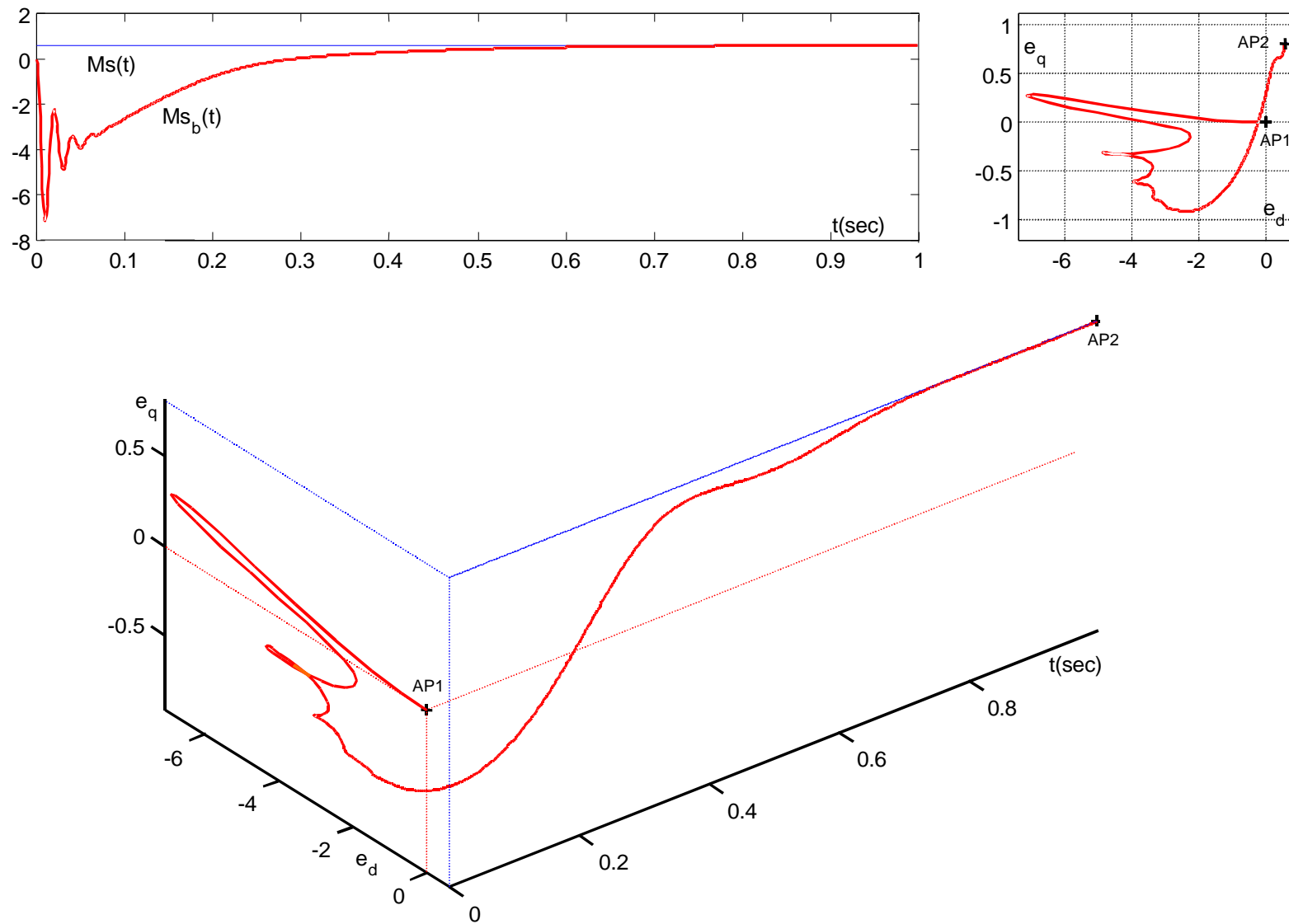


Bild 2.2.1-1: Luftspaltquaternion $M_S(z)$: Beobachteranfahren zum Nennbetriebspunkt

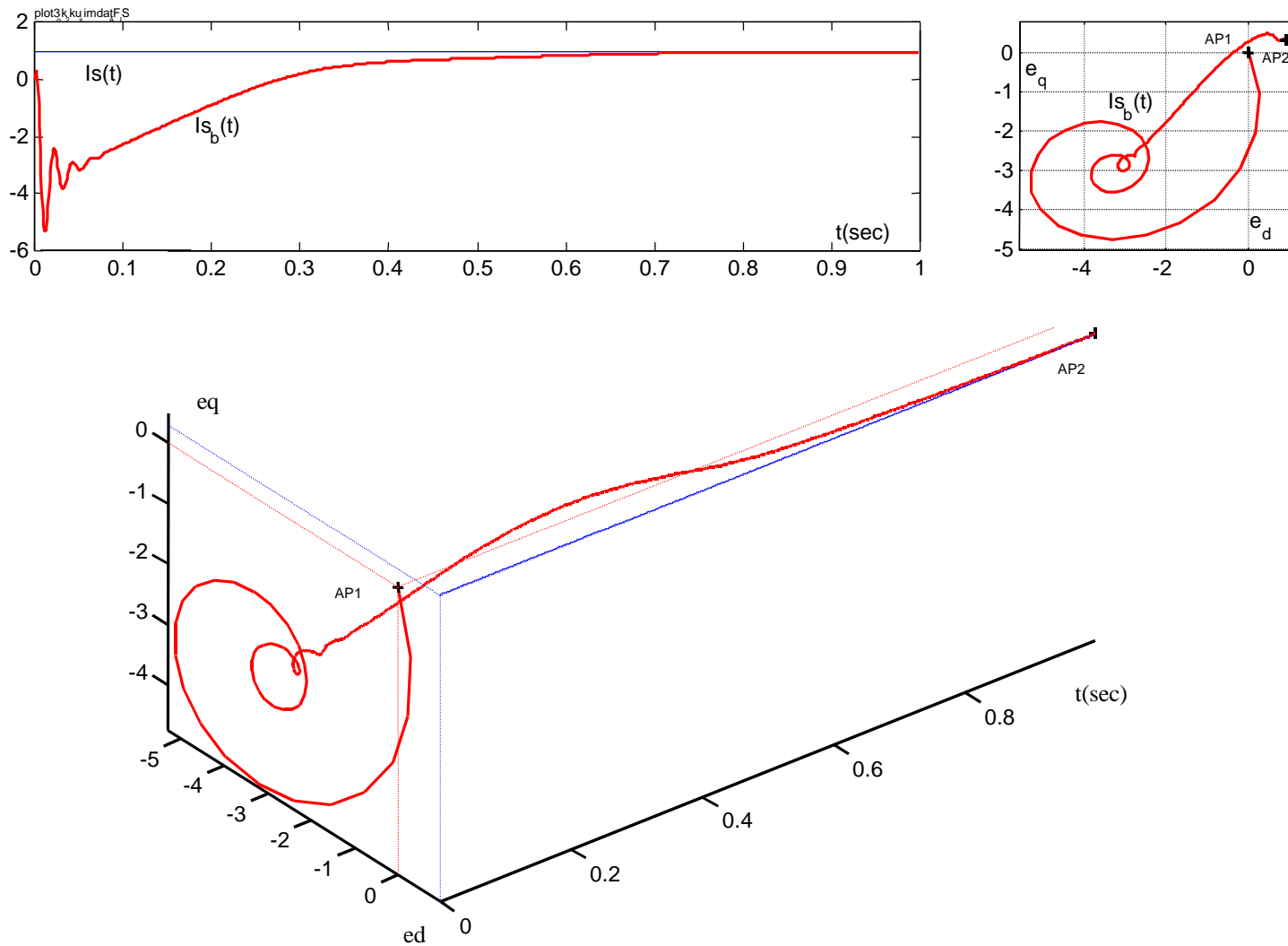


Bild 2.2.1-2: Statorstrom $I_S(z)$: Beobachteranfahren zum Nennbetriebspunkt

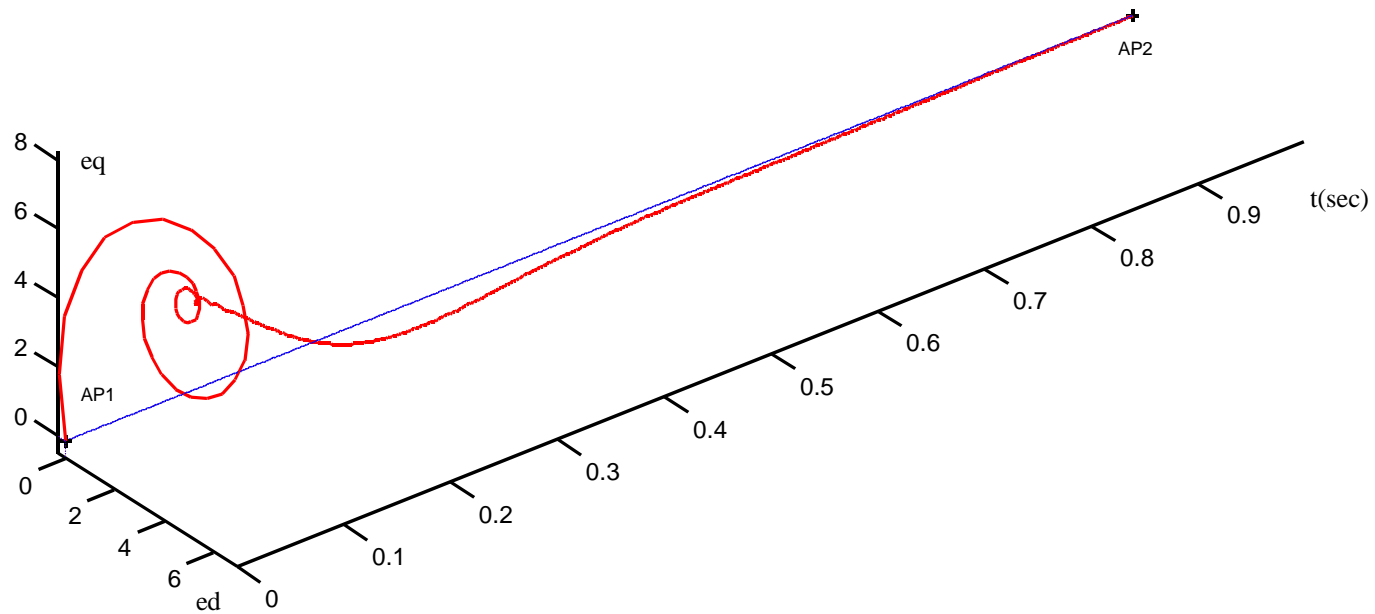
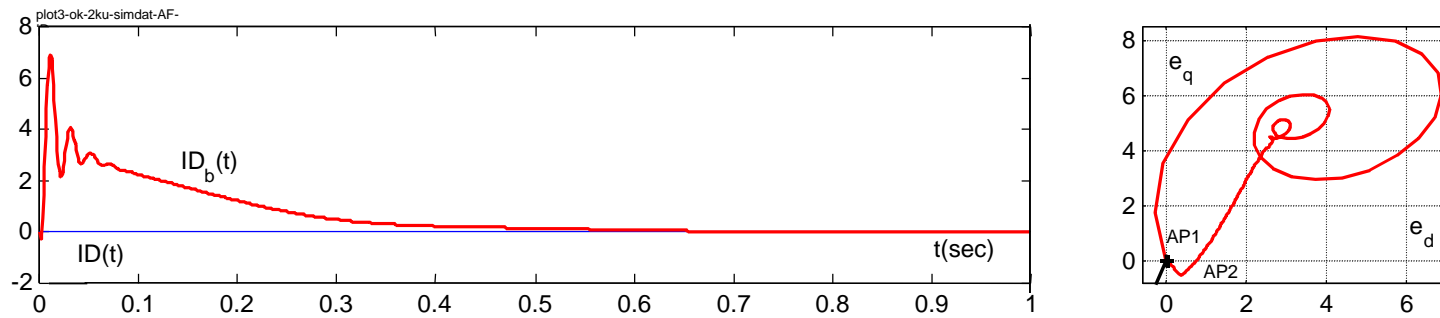


Bild 2.2.1-3: Rotorstrom $I_D(z)$: Beobachteranfahren zum Nennbetriebspunkt

2.2.2 Führungs- und Störgrößenverhalten

Wie schon in Unterkapitel 1.7 wird das Führungs- und Störverhalten des Beobachters für verschiedene Fälle untersucht. In **Bild 2.2.2-1** ist das Führungsverhalten, im Falle einer Feldspannungsabsenkung um -20% , anhand des Verlaufes des Luftspaltquaternions $M_S(z)$ illustriert. Es vollziehen sich niederfrequente Schwingungen im Bereich der Eigenfrequenz des Generators. Die Luftspaltenergie „wandert“ in Form niederfrequenter Schwingungen in Richtung negativer e_d -Achse bei gleichzeitiger Abnahme des Blindanteils (e_q - Richtung). Da es sich bei der Feldspannung um eine gemessene Eingangsgröße handelt, kommt es nur zu sehr geringen Abweichungen zwischen gemessenen und beobachteten Größen.

Im Falle der Scheinleistung (**Bild 2.2.2-2**) wirkt sich die Feldspannungsabsenkung in einen insbesondere in der Ortskurve zu erkennenden spiralförmigen Verlauf aus. Auch hier sind die Abweichungen der gemessenen von den beobachteten Werten naturgemäß sehr gering.

Zu entsprechend höherfrequenten (50Hz) Schwingungen kommt es im Falle der sprunghaften Änderung der Netzanschlußimpedanz Z_e (-20%). Die Energie des Luftspaltquaternions $M_S(z)$ in **Bild 2.2.2-3** schwingt auf der fallenden Links/Rechts-Diagonalen der Ortskurve und der dreidimensionalen z -Darstellung. Die anfänglichen Schwingungen hoher Amplitude, gekennzeichnet durch zusätzlich steile Flanken, schwingen nach 0.5 sec gedämpft aus. Bedingt dadurch, daß es sich bei dieser Störung um eine Modellparameterstörung handelt, kommt es innerhalb dieser Zeitspanne zu größeren transienten Abweichungen in den Beobachterzuständen. Nach 0.5 sec ist der Zustand ausreichend genau rekonstruiert. Im Falle des Rotorstromes in **Bild 2.2.2-4** kommt es zu einem in der Ortskurve zur e_d -Achse spiegelsymmetrischen Schwingungsmuster. Die Deckung des Beobachterzustandes mit dem Systemzustand stellt sich nach 0.5 sec ein. In der zeitkontinuierlichen Darstellung ist die niederfrequente Modulation der schnellen elektrischen Größen durch die mechanischen Größen zu erkennen.

Im dem weiteren Fall der Einwirkung externer Störgrößen, der Netzspannungsabsenkung von -20% in **Bild 2.2.2-5**, ist wiederum die schnelle (50Hz)-Reaktion des elektrischen Teilsystems festzustellen. Das Luftspaltquaternion zeigt zu Beginn der Anregung Amplituden des 2.5 fachen Nennwertes, die nach 0.5 sec gedämpft abklingen.

Die Luftspaltenergie schwingt in der Ortskurve spiegelsymmetrisch um die Verbindungsachse der beiden Arbeitspunkte zu Beginn und zum Ende der Anregung. Da es sich auch bei der Netzspannung um eine gemessene Größe handelt, die dem Beobachter zugeführt wird, sind die Abweichungen zwischen gemessenen und beobachteten Werten minimal gering. Dementsprechend ähnlich ist die Ausprägung der Scheinleistung in **Bild 2.2.2-6**.

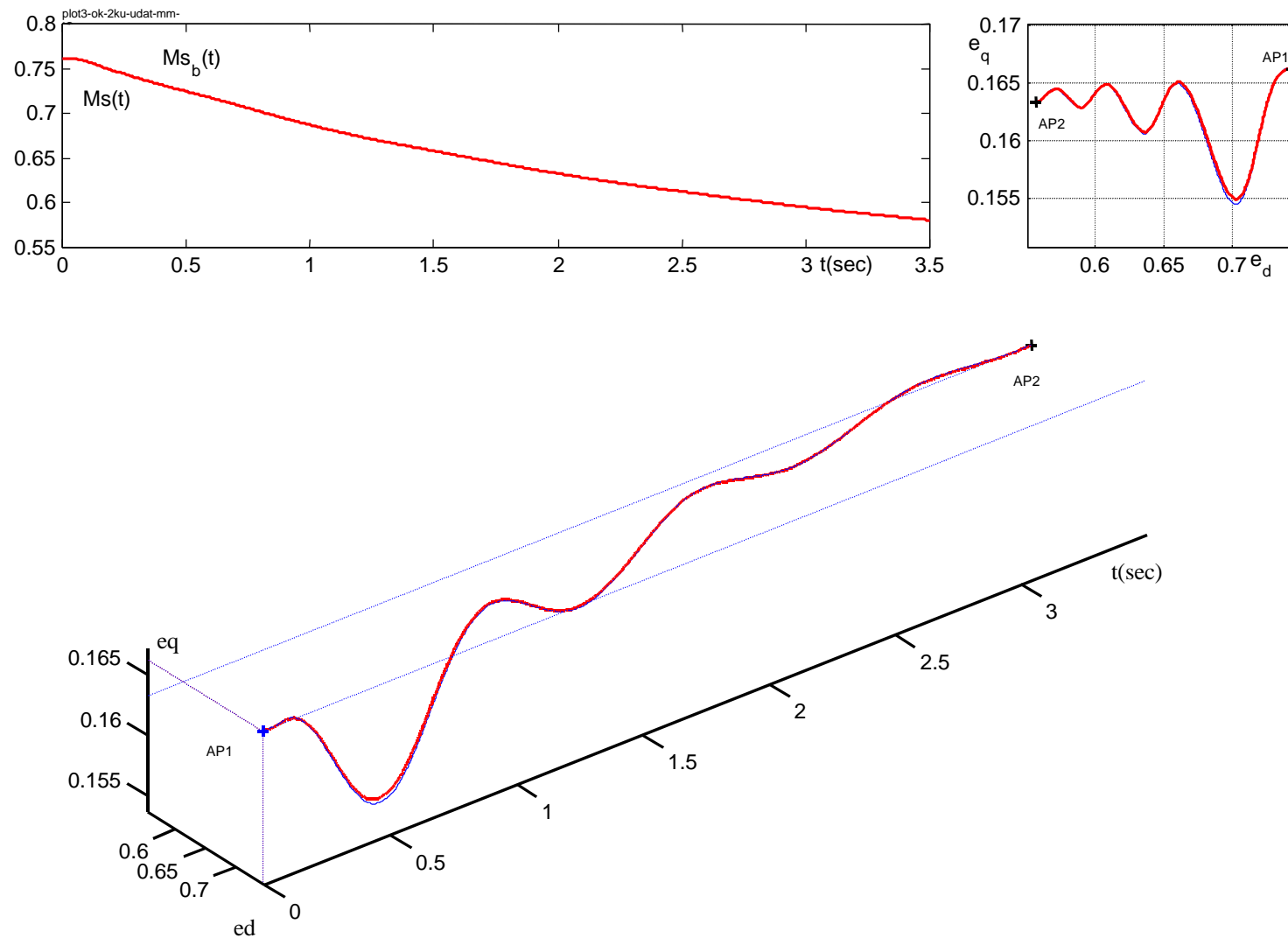


Bild 2.2.2-1: Luftspaltquaternion $M_S(z)$: Führungsgrößenänderung, Feldspannungsabsenkung um -20%

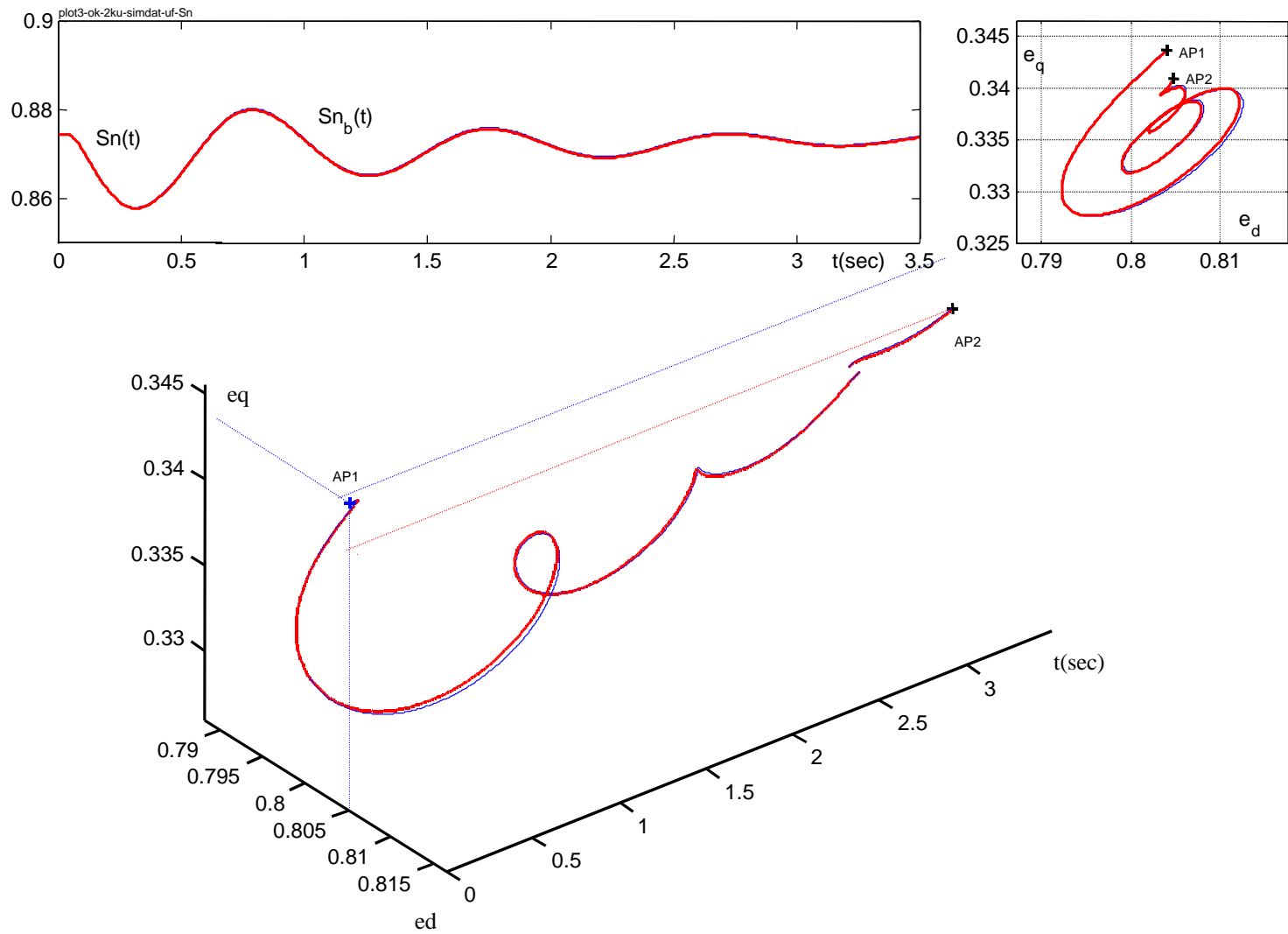


Bild 2.2-2-2: Scheinleistung $S_n(z)$: Führungsgrößenänderung. Feldspannungsabsenkung um -20%

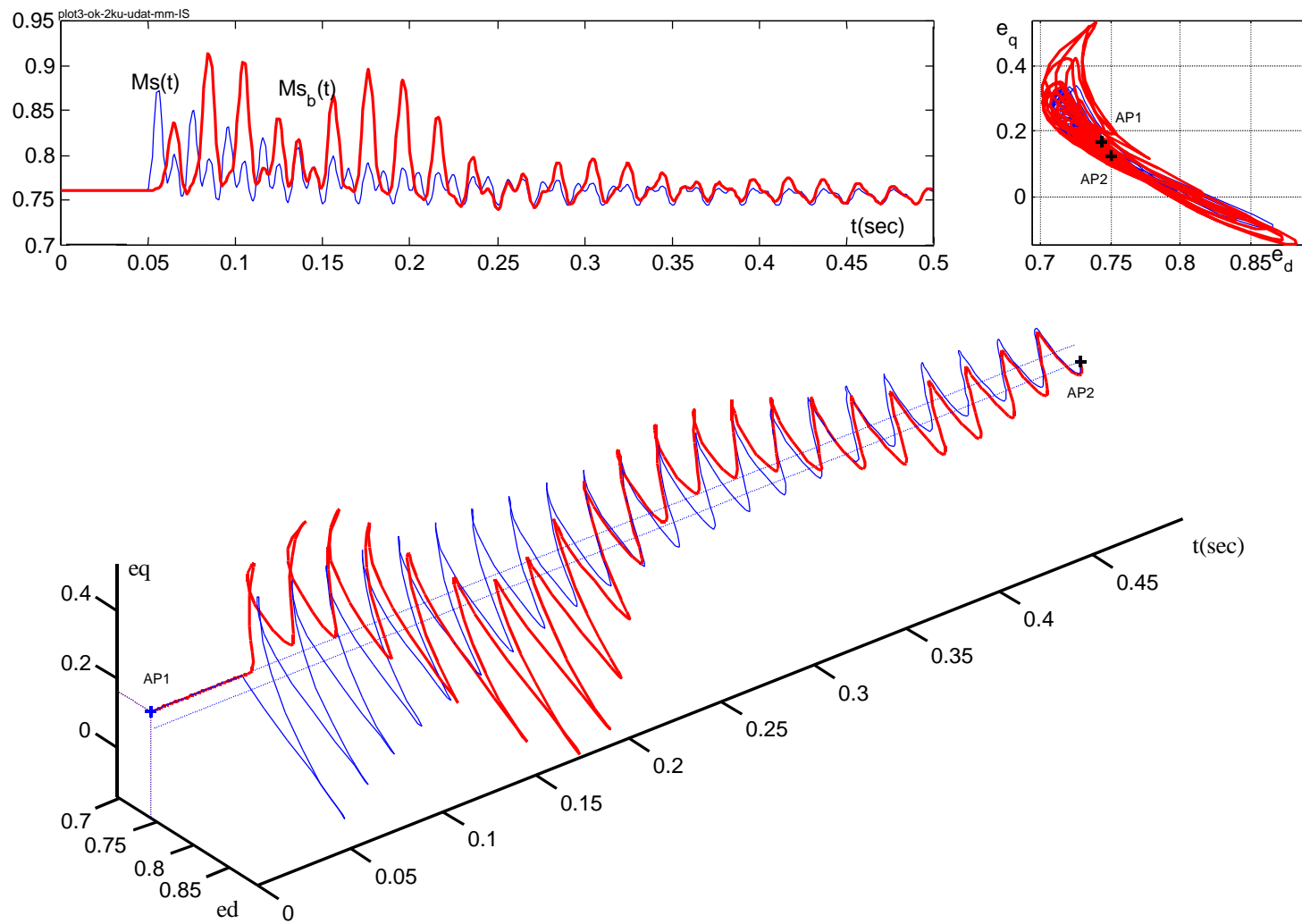


Bild 2.2-2-3: Luftspaltquaternion $M_S(z)$: Störgrößenänderung (20% Absenkung der Netzanschlußimpedanz)

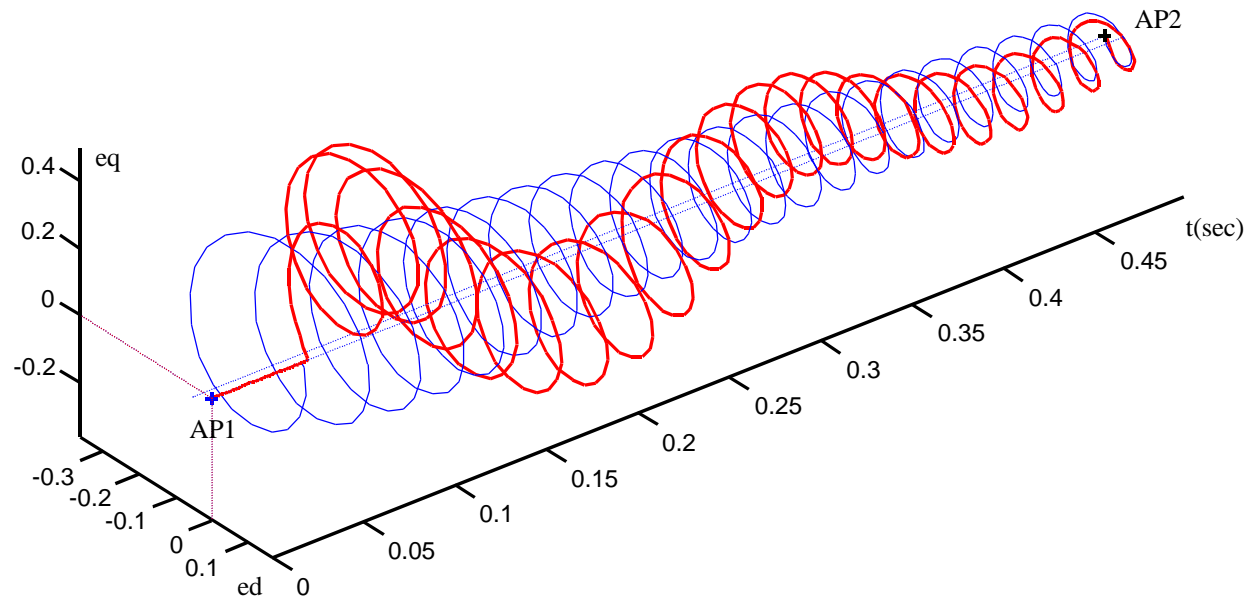
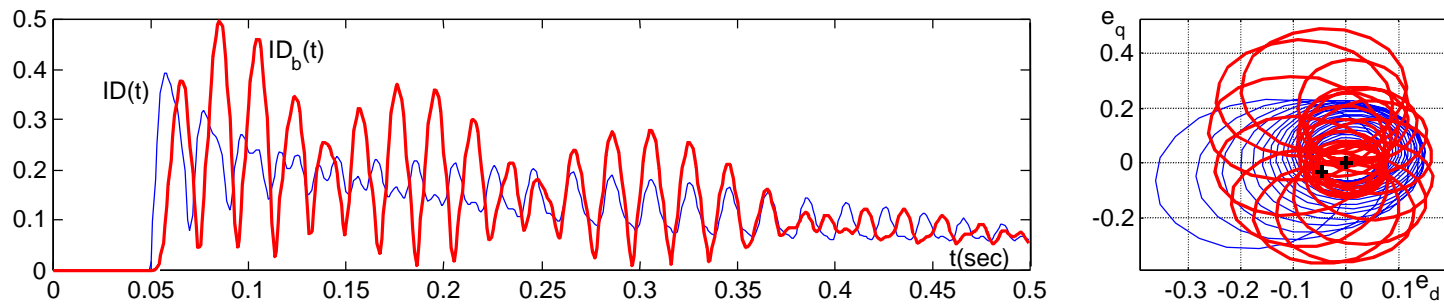


Bild 2.2-2-4: Rotorstrom $I_D(z)$ Störgrößenänderung (20% Absenkung Netzanschlußimpedanz)

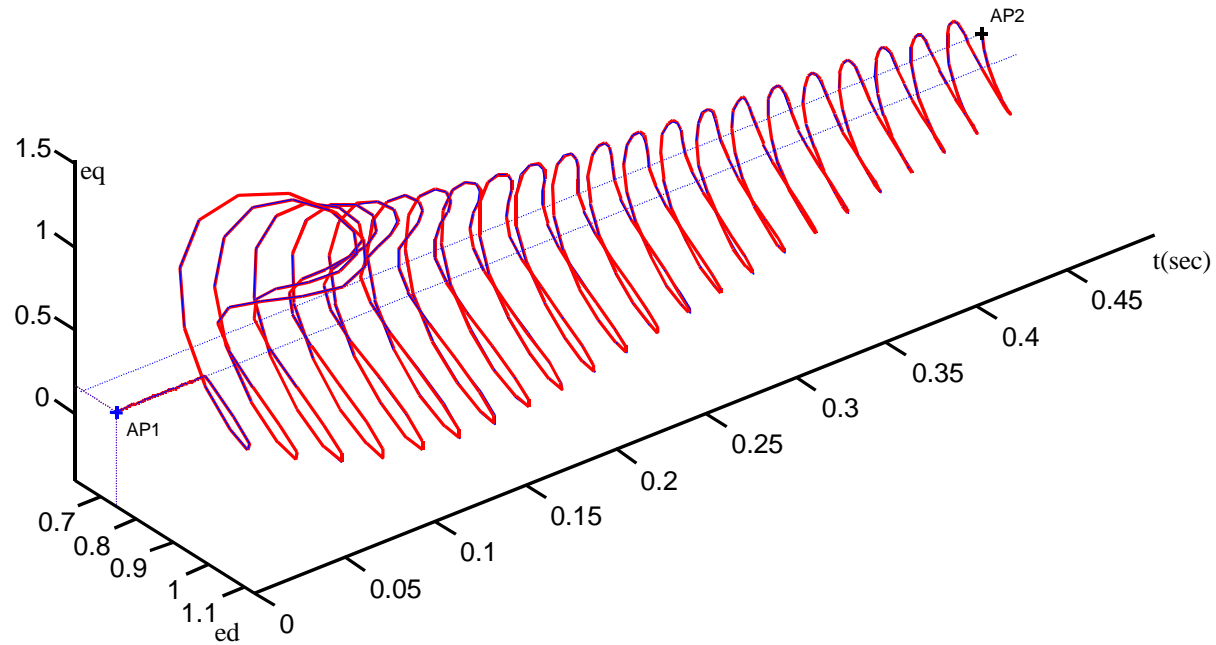
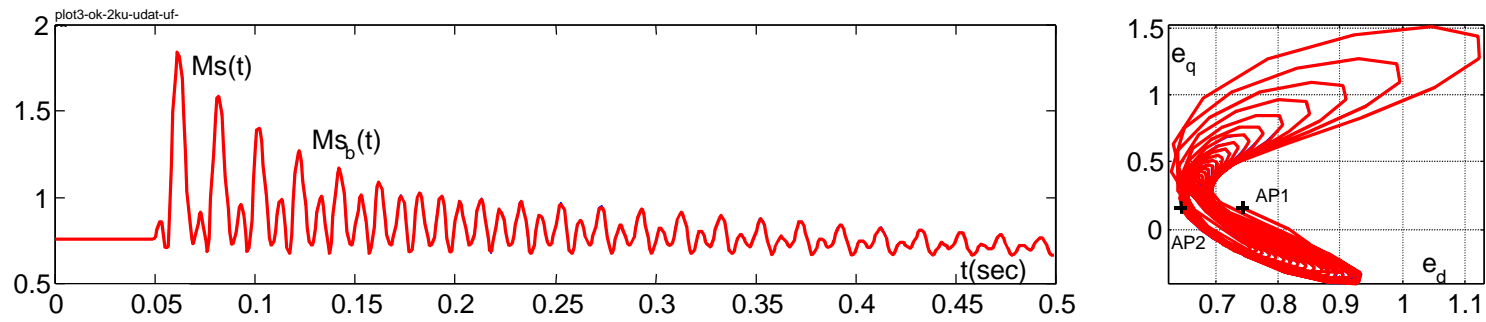


Bild 2.2.2-5: Luftspaltquaternion $M_S(z)$: Störgrößenänderung (20% Absenkung Netzspannung)

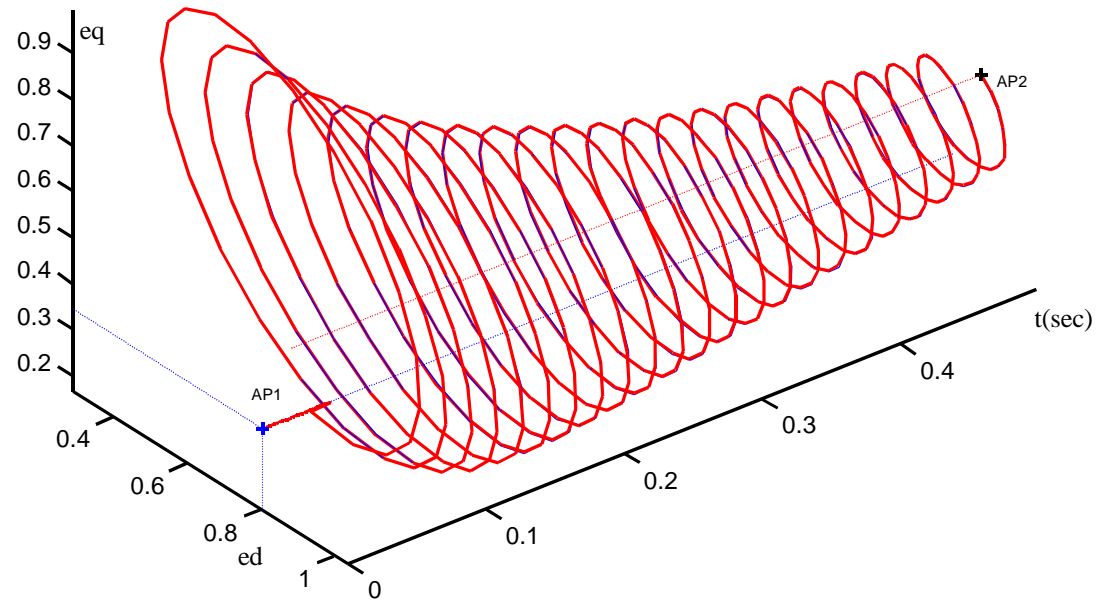
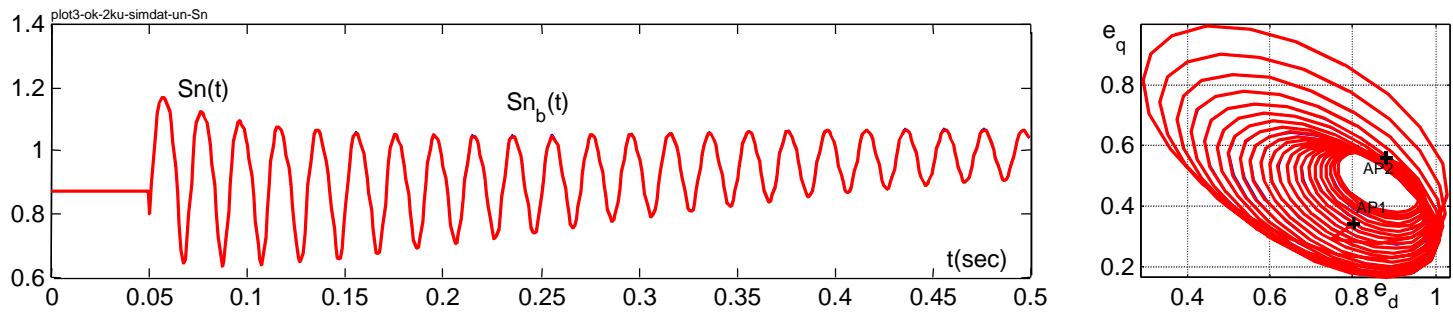


Bild 2.2-2-6: Scheinleistung $S_n(z)$: Störgrößenänderung (20% Absenkung Netzspannung)

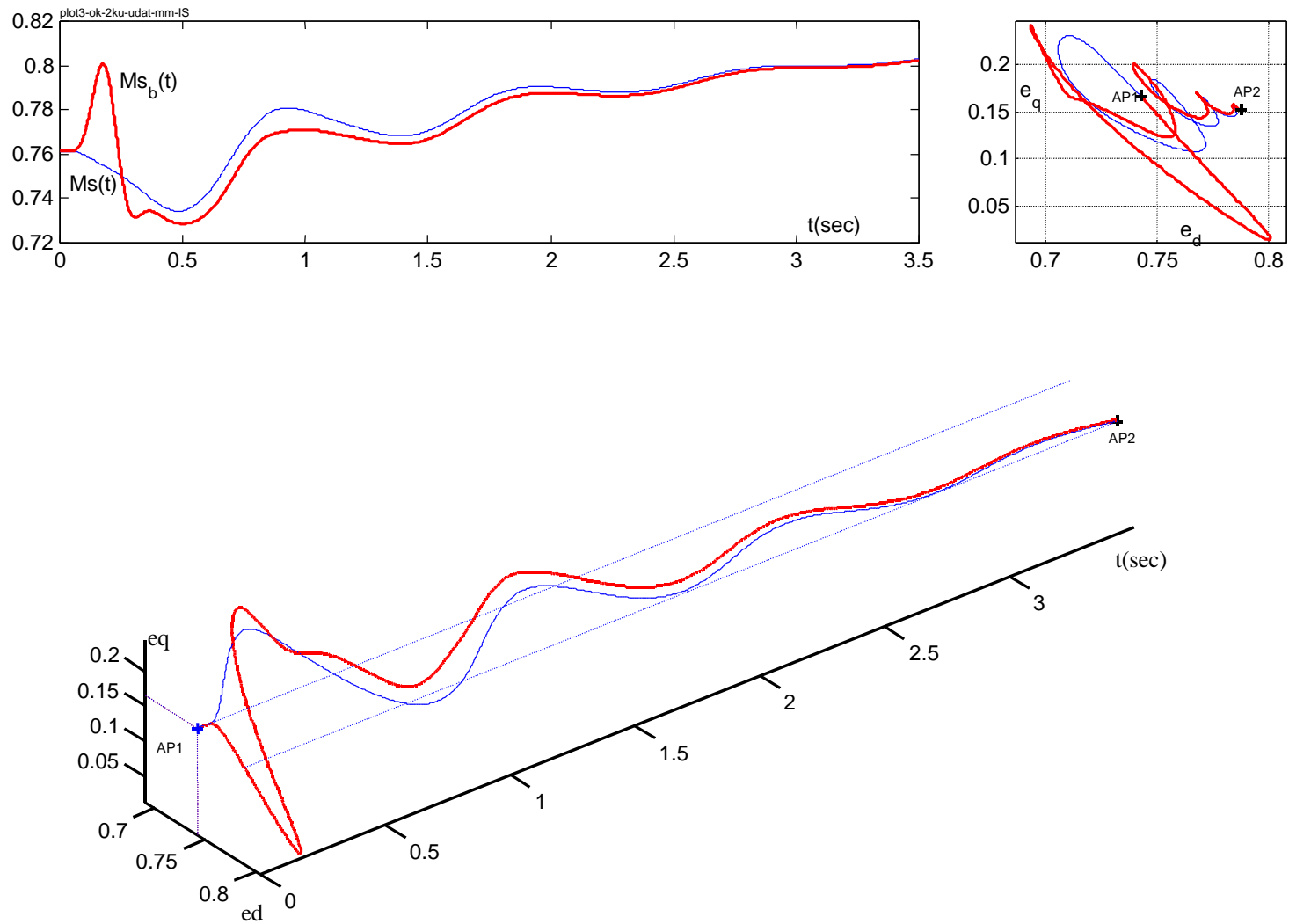


Bild 2.2-2-7: Luftspaltquaternion $M_S(z)$: Störgrößenänderung (20% Absenkung Antriebsmoment)

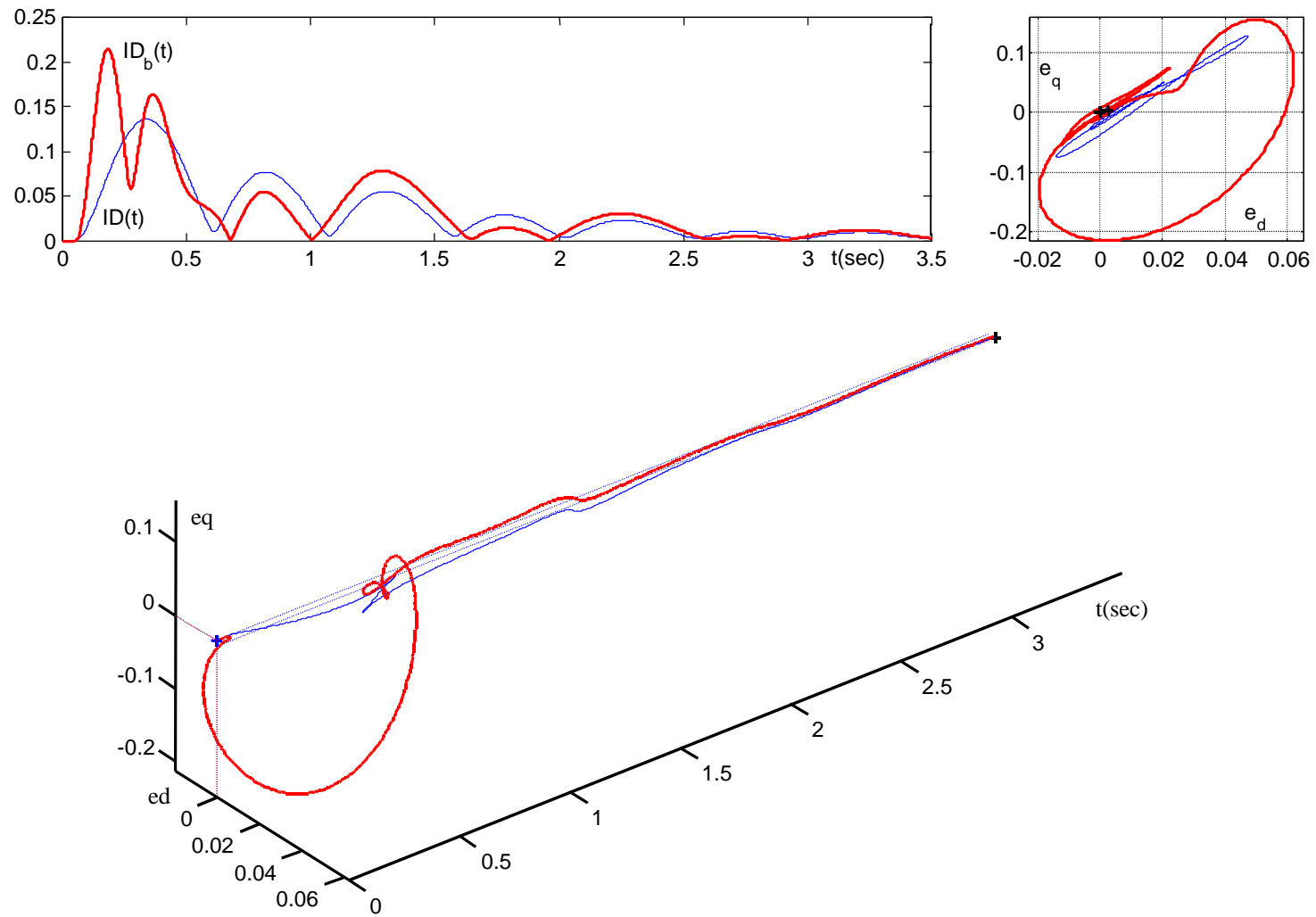


Bild 2.2-2-8: Rotorstrom $I_D(z)$ Störgrößenänderung (20% Absenkung Antriebsmoment)

Eine wesentlich langsamere Dynamik ist bei der Anregung durch einen Antriebsmomentensprung zu erwarten.

In **Bild 2.2.2-7** ändert sich das Luftspaltquaternion entsprechend der niederfrequenten Rückwirkung des mechanischen Teilsystems. Innerhalb der ersten 0.5 sec ist eine steile Auslenkung des Beobachterquaternions festzustellen (Auslenkung in der fallenden Links/Rechts-Diagonalen der Ortskurve), die im Laufe von 3 sec zu einer gedämpften 1 Hz Schwingung abklingt. Die Energie schwingt mit hoher Amplitude aus dem Startarbeitspunkt¹ fast parallel zur und in Richtung der positiven e_d -Achse in den Endarbeitspunkt. Der Beobachter benötigt hier 3.5 sec, um den Systemzustand ausreichend genau zu rekonstruieren. Der geschätzte Rotorstrom, dargestellt in **Bild 2.2.2-8**, reagiert nach Einwirkung der Störung mit großem, in der Ortskurve in der steigenden Links/Rechts-Diagonalen plazierten Ausschlag innerhalb der ersten 0.5 sec. Danach stellt sich ein gedämpft abklingender Schwingungsvorgang ein. Der Beobachter rekonstruiert den Systemzustand ausreichend genau nach 3.5 sec.

2.3 Verifikation des Turbogeneratorbeobachters

Um die Zuverlässigkeit und die Übereinstimmung des Modells bzw. des Beobachters mit dem Verhalten des realen Prozesses sicherzustellen, ist eine Bestätigung und Verifikation anhand von Messungen notwendig. Zu diesem Zweck wie auch zur Bestätigung der Echtzeitfähigkeit der soft- und hardwaremäßigen Realisierung des Zustandsbeobachters wurden mehrere Meßunternehmungen in dem GuD-Kraftwerk München Süd und dem Kernkraftwerk Gösigen (CH)² durchgeführt. Im GuD-Kraftwerk wurden die beiden Beobachterentwürfe für Turbogenerator und Gasturbine getestet - während im Kernkraftwerk (1200 MW Turbogenerator) ausschließlich der Generatorbeobachter überprüft wurde. Diese umfangreichen Messungen wurden in Zusammenarbeit mit der Kraftwerksunion KWU und Siemens Erlangen geplant und umgesetzt. Zum einen dienten diese Messungen dazu, den auf einem verteilten Prozessorsystem /95.Ne-Fi-No, 93-1.Ne-Kr-Fi-No, 91-1.Ne-Fi-No, 91-2.Ne-Fi-No/ realisierten Zustandsbeobachter unter Bedingungen des üblichen Kraftwerksbetriebes umfassend zu testen. Zum anderen stand im Vordergrund, dynamische Anregungen des Turbosatzes durchzuführen und als offline auswertbare Meßreihen zu erfassen. Diese dynamischen Anregungen gingen im einzelnen auch über die übliche Beanspruchung der Turbosätze im normalen Kraftwerksbetrieb hinaus, so daß der Beobachter auch in Grenzbereichen auf Robustheit hin überprüft und verifiziert werden konnte.

2.3.1 Messungen im GuD-Kraftwerk und im Kernkraftwerk

In **Bild 2.3.1-1** ist das Prinzipschaubild des GuD-Kraftwerkes München Süd angegeben. Installiert sind hier drei Turbosätze – zwei Gasturbosätze und ein Dampfturbosatz, wobei die

¹ Arbeitspunkt AP1 zu Beginn der Anregung.

² Detaillierte Angaben hierzu sind in /95.Ne-Fi-No, 93.Ne-Fi-No-Ha/ zu finden.

beiden Gasturbosätze vornehmlich und schwerpunktmäßig zur Deckung der Spitzenlasten eingesetzt wurden. Den beiden Gasturbinen des Typs V94.1 der Firma Siemens/KWU sind jeweils Abhitzekessel zugeordnet, in denen die thermische Energie der Abgase zur Dampferzeugung für den Dampfturbosatz genutzt wird. Der auf diese Weise erzeugte Dampf wird über zwei Sammelleitungen (ND und HD) der nachgeschalteten Dampfturbine zugeführt. Im Zusatz hierzu ist die Dampferntnahme zur Einspeisung in das Fernwärmenetz der Stadt München gegeben. Die Gasturbosätze haben jeweils eine Nennleistung von 100 MW, der Dampfturbosatz eine Nennleistung von 80 MW. Der Turbogeneratorbeobachter wurde am Gasturbosatz¹ als auch am Dampfturbosatz erprobt und verifiziert.

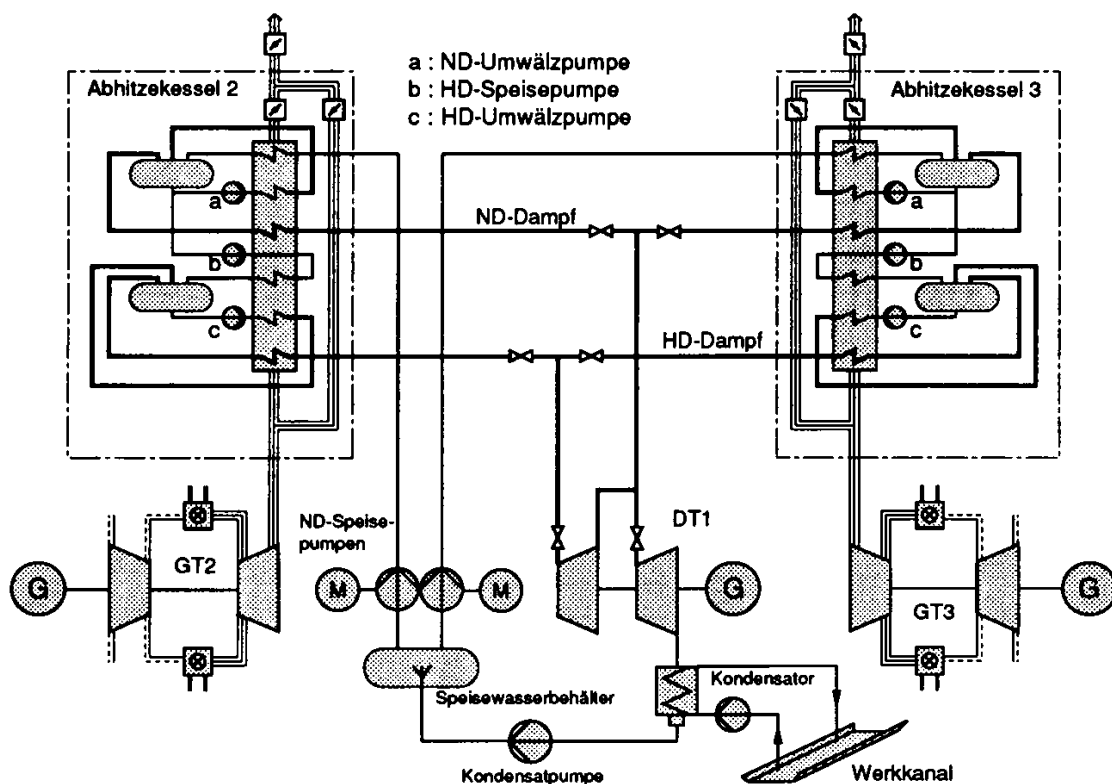


Bild 2.3.1-1: Prinzipieller Aufbau des GuD-Kraftwerkes München Süd /89.KWU/

Die Messungen am Dampfturbogenerator im Kernkraftwerk Gösgen² (CH) wurden ausschließlich an dem 1200 MW Turbogenerator vorgenommen. Es wurden im Rahmen dieser Messungen auf der Wirkleistungsseite ausschließlich Anregungen aus dem üblichen Betrieb erfaßt. Demgegenüber konnten auf der Blindleistungsseite ausgeprägtere dynamische Anregungen gefahren werden – insbesondere eine Blindleistungsrampe von 40% /93.Ne-Fi-No-Ha/. Ein herauszustellender Aspekt hierbei ist der Umstand, daß es sich bei dem hier instal-

¹ Im Rahmen dieser Arbeit wird schwerpunktmäßig auf den Maschinendatensatz des Gasturbogenerators zurückgegriffen. Ergebnisse bzgl. des Dampfturbosatzes sind in /95.Ne-Fi-No, 93-1.Ne-Kr-Fi-No/ zu finden.

² Beschreibung der Ergebnisse dieser Messungen sind in /93-1.Ne-Kr-Fi-No/ dokumentiert.

lierten Erregersystem um einen Erreger mit rotierende Dioden handelte. Somit war die Messung des Feldstromes nur indirekt möglich /93-1.Ne-Kr-Fi-No/.

2.3.2 Durchgeführte Schalthandlungen zur dynamischen Anregung des Turbogeneratorsatzes

Um ein umfassendes Abbild der dynamischen Verhaltenseigenschaften des Turbosatzes zu erhalten, wurden verschiedene dynamische Anregungen des Turbosatzes initiiert und meßtechnisch in Form von Meß- und Datenreihen erfaßt. Die Schalthandlungen bestanden im wesentlichen in ausgeprägten Wirk- und Blindleistungsanregungen, die zum einen wie im Falle der Transformatorstufungen, dem üblichen Kraftwerksbetrieb entsprachen. Es handelte sich aber auch um Schalthandlungen, die nur zum Zwecke der ausgeprägten Dynamik-Anregung durchgeführt wurden, wie im Falle der Sprunganregung auf den Spannungssollwert¹.

Im GuD-Kraftwerk wurden die folgenden Schalthandlungen und dynamischen Anregungen durchgeführt:

SH1	Transformatorhochstufung, (3-2, 2-1, 3-2-1-2-3)
SH2	Transformatorabstufung, (3-2, 2-1, 3-2-1-2-3)
SH3	Spannungssollwertänderung, steigend (Rampe, 6%-12% Sprung)
SH4	Spannungssollwertänderung, fallend (Rampe, 6%-12% Sprung)
SH5	Zuschalten Kompensationsdrossel, (80 MVAR)
SH6	Abschalten Kompensationsdrossel, (80 MVAR)
SH7	Leistungsanregung durch Regelventilstellungsänderung, steigend (6%-12%)
SH8	Leistungsanregung durch Regelventilstellungsänderung, fallend (6%-12%)

Bei den Schalthandlungstypen (SH1-SH4) handelt es sich um reine Blindleistungsänderungen. Bei dem Zu- bzw. Abschalten der Kompensationsdrossel (SH5-SH6) handelt es sich theoretisch eher um eine gemischte Wirk-/Blindleistungsanregung, die im Praktischen aufgrund der Verhältnismäßigkeit als Blindleistungsanregung wirkt. Reine Wirkleistungsanregungen sind mit den Schalthandlungstypen SH7-SH8 erfaßt. Als reine externe Störanregungen werden hier die Schalthandlungen SH1-SH2, SH5-SH6 gewertet. Die Schalthandlungen SH3-SH4 und SH7-SH8 lassen sich als Führungsgrößenänderung interpretieren - in den vorhergehenden Kapitel wurde die Antriebsmomentenänderung als reiner Störeinfluß² bewertet. Zu jedem Schalthandlungstyp wurde der auf einem Prozessorsystem realisierte Beobachter in

¹ Beaufschlagung des Spannungssollwertes des analog realisierten Spannungsreglers (hinter dem Drehzahlregler) mit einem 1 Volt Sprung („Batteriekästchen“).

² Dieser Interpretation wurde in den vorhergehenden Kapiteln gefolgt, um einen inhaltlichen Bezug und ausreichende Vergleichsmöglichkeiten zu der Arbeit von /90.Os/ herzustellen.

Echtzeit aufgeschaltet und parallel dazu mehrere Meßdatensätze¹ erfaßt und in geeignetem Format abgespeichert.

2.3.3 Ergebnisse der Verifikation

Entsprechend den im vorhergehenden Abschnitt aufgeführten Schalthandlungen, werden im folgenden exemplarisch vier Schalthandlungen behandelt und das dynamische Verhalten des Beobachters anhand dieser beschrieben, die Verifikationsergebnisse illustriert und auf der Basis einer Fehlerstatistik diskutiert /96.No-Dz-Ne, 96.Dz-Ne-No, 97.Ne-Dz-No/:

- Transformatorabstufung (Bild 2.3.3-1 – Bild 2.3.3-3)
- Spannungssollwertänderung, steigende Rampe (Bild 2.3.3-4 – Bild 2.3.3-6)
- Abschalten Kompensationsdrossel (Bild 2.3.3-7 – Bild 2.3.3-9)
- Ventilstellungsänderung (Bild 2.3.3-10 – Bild 2.3.3-12)

Wie schon angemerkt handelt es sich bei den drei erst genannten um Blindleistungsanregungen - bei der letzt genannten um eine Wirkleistungsänderungen. Die im folgenden gewählte Darstellung der Verifikationsergebnisse sieht im jeweils ersten Diagramm die dreidimensionalen z -Darstellung der beobachteten und gemessenen Scheinleistung vor, einschließlich der zeitkontinuierlichen Vergleichsdarstellung, einer Ortskurve und einer Darstellung des jeweiligen Beobachterzustandsfehlers in Form eines Fehlerklassenhistogrammes mit Angabe des mittleren Fehlers (mF) und der Standardabweichung(sg). Daran schließt sich eine zeitkontinuierliche Vergleichsdarstellung der wesentlichen Vergleichsgrößen (beobachtet – gemessen) mit entsprechendem Fehlerhistogramm an. Zu jedem Schalthandlungstyp werden noch interne (also rein rekonstruierte) Zustandsgrößen und die Steuergrößen (Feldspannung u_f , Brennstoffventilstellung x_f) dargestellt.

Die zuerst diskutierte Schalthandlung (Bild 2.3.3-1 bis Bild 2.3.3-3) ist die Blocktransformatorstufung – und zwar hier in dem speziellen Fall einer Abstufung von Trafoschalterstellung² 3 nach 2. Es stellt sich eine Absenkung der Scheinleistung von 8% ein – dementsprechend sinkt der Feldstrom und die Blindleistung, da es sich im wesentlichen um eine Blindleistungsänderung handelt. Aufgrund dieser Lastminderung erhöht sich kurzzeitig die Drehzahl und die Wirkleistung, bis der Drehzahlregler korrigierend eingreift. Die Wirkleistung und der Statorstrom sind in ihrem zeitkontinuierlichen Verlauf ähnlich ausgeprägt.

Die Ortskurve verdeutlicht den Verlauf der Scheinleistung. Ihr ist zu entnehmen, wie der e_q -Anteil von Arbeitspunkt AP1 auf minimales Maß in Arbeitspunkt AP2 absinkt. Da es sich

¹ Aufgenommen wurden 120 Datensätze im GuD-Kraftwerk München-Süd und 30 Datensätze in KKW Gösgen; insgesamt stand ein Datenmaterial von 520 Mb zur Verfügung.

² Dies entspricht einer Änderung der Blocktrafo-Oberspannung von 1%.

vorwiegend um eine Blindleistungsänderung handelt, wandert die Ortskurve in eigenfrequenten Schwingungen parallel zur e_q -Achse in den Arbeitspunkt AP2.

Die Fehlerklassendiagramme belegen, daß die Zustände innerhalb dieser dynamischen Anregung ausreichend genau rekonstruiert werden. Es stellen sich in den betrachteten Größen mittlere Fehler zwischen 0.001 bis 0.8 % ein. Die größeren Fehler treten in der Blindleistung und dem Schlupf ein, da hier die Auslenkungen gravierender sind – im Falle der Blindleistung bis zu 80% des Wertes vor der Anregung.

Herauszustellen ist an dieser Stelle, daß der Generator durch diese Anregung in den untererregten Bereich hineingefahren wird und Blindleistung aufnimmt, so daß der Polradwinkel sich in Richtung Stabilitätsgrenze öffnet.

In **Bild 2.3.3-3** sind u.a. die e_d - und e_q -Anteile des Rotorstromes aufgetragen. Die jeweiligen Verläufe geben wieder, wie die Dämpferströme der dynamischen Anregung entgegen wirken. Insbesondere ist die durch die Blindleistungsanregung initiierte Änderung des elektrischen Momentes und die gegenläufige Bewegung des e_q -Anteiles zu erkennen.

Der zweite hier diskutierte Schalthandlungstyp, die rampenförmige Änderung des Spannungswertes, ist in **Bild 2.3.3-4** bis **Bild 2.3.3-6** illustriert. Es kommt durch diesen Eingriff zu einem stetigen Anstieg des e_q -Anteiles der Scheinleistung $S_n(z)$ um fast 100% innerhalb der Zeitspanne von 6 sec (**Bild 2.3.3-4**). Feldstrom und Blindleistung haben entsprechenden Verlauf – während die Wirkleistung nur gering dynamisch der Änderung der Drehzahl folgt.

Ein leichtes Absinken des elektrischen Momentes und ein eher ausgeprägteres Abfallen des Polradwinkels ist festzustellen. Die Dämpferströme reagieren entsprechend dynamisch träge.

Die Fehlerhäufigkeitsdiagramme dokumentieren nur geringe mittlere Fehler im Falle der elektrischen Größen, da es sich bei dieser Anregung, der Spannungsrampe, um eine dynamisch sehr langsame Änderung handelt. Sie liegen in dem Bereich von 0.004 – 0.027% für die elektrischen Größen. Ein relativ großer Fehler, in der Höhe von 3.12 %, ist im Falle des Schlupfes zu erkennen, da es mit Beginn der Rampe zu einer merklichen Drehzahländerung kommt.

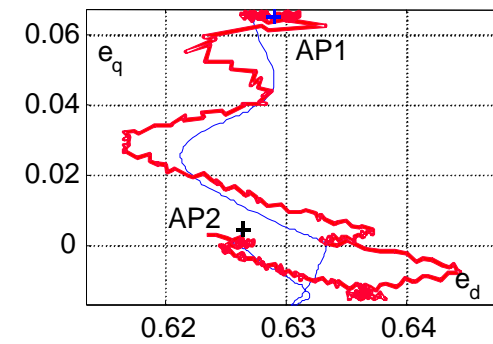
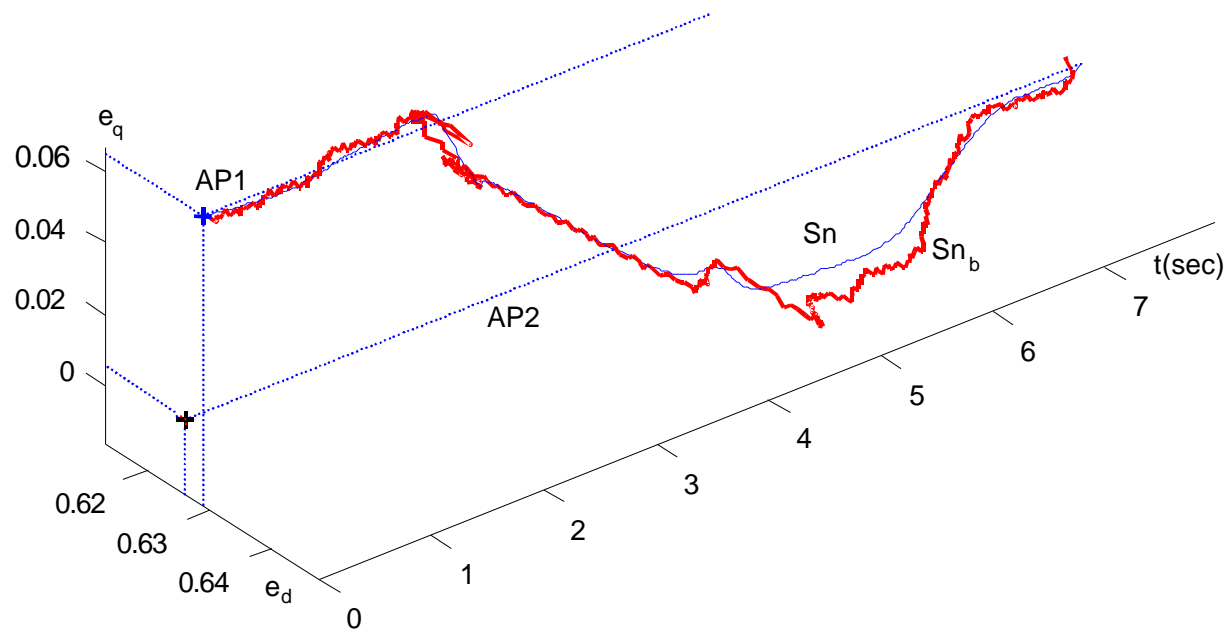
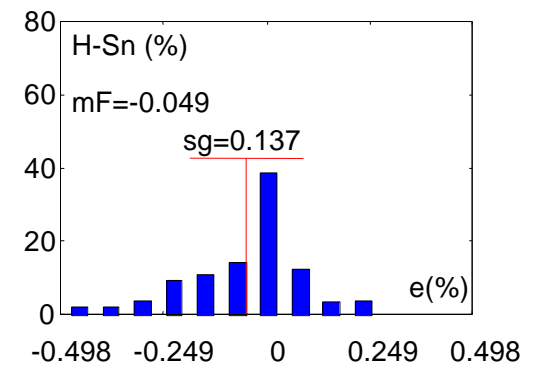
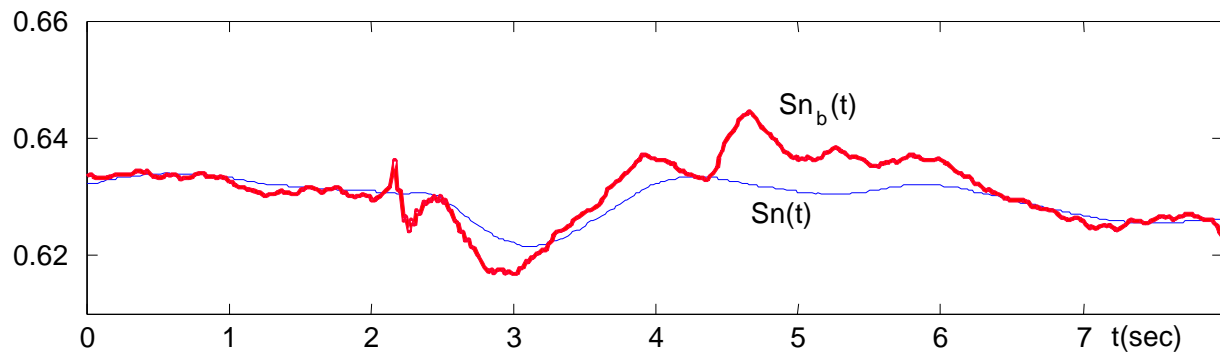


Bild 2.3.3-1: Scheinleistung $S_n(z)$ im Falle einer Transformatorstufe, Schalthandlung SH1

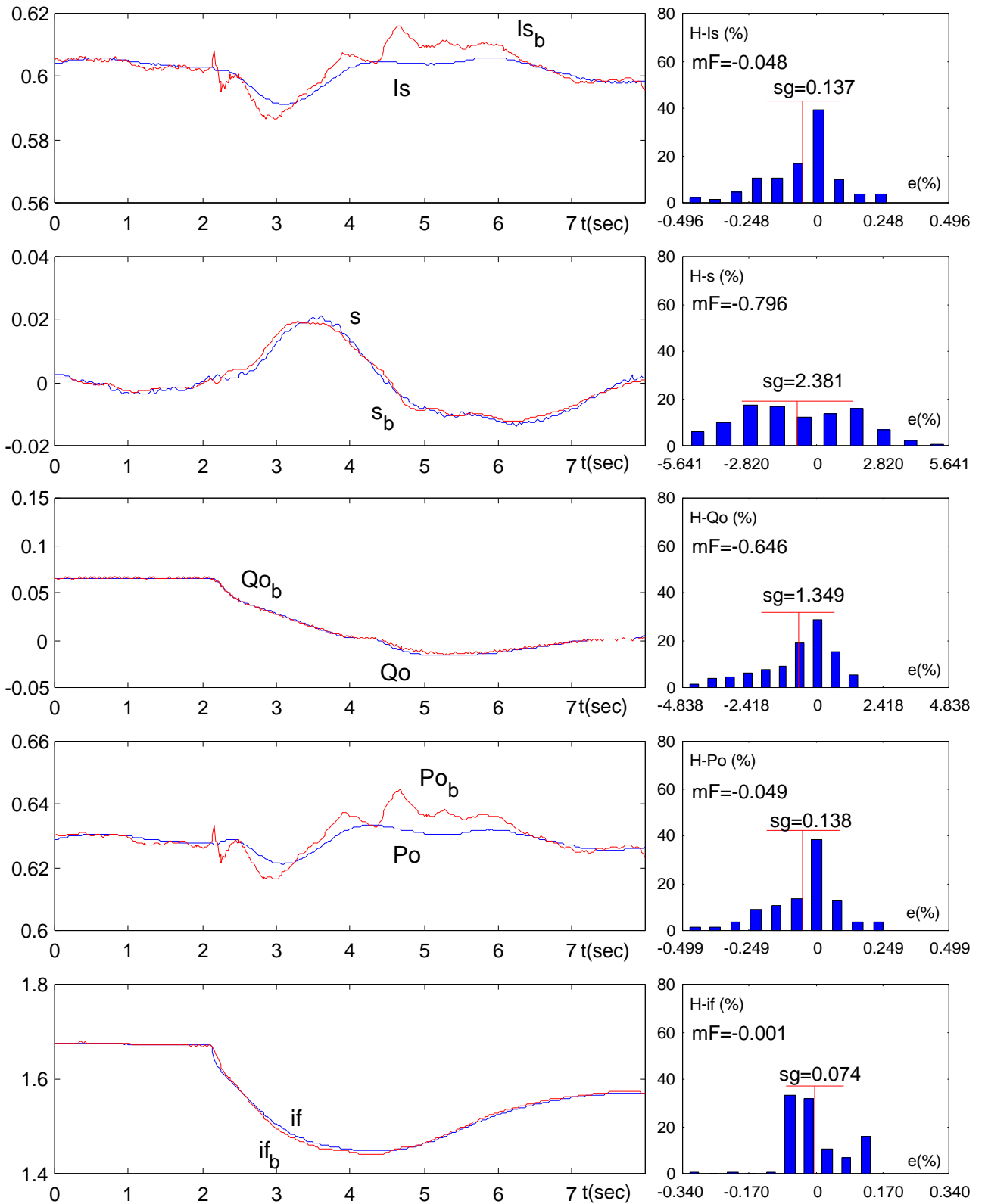


Bild 2.3.3-2: Vergleich gemessener und beobachteter Größen und Fehlerklassendiagramm, SH1: Transformatorstufe

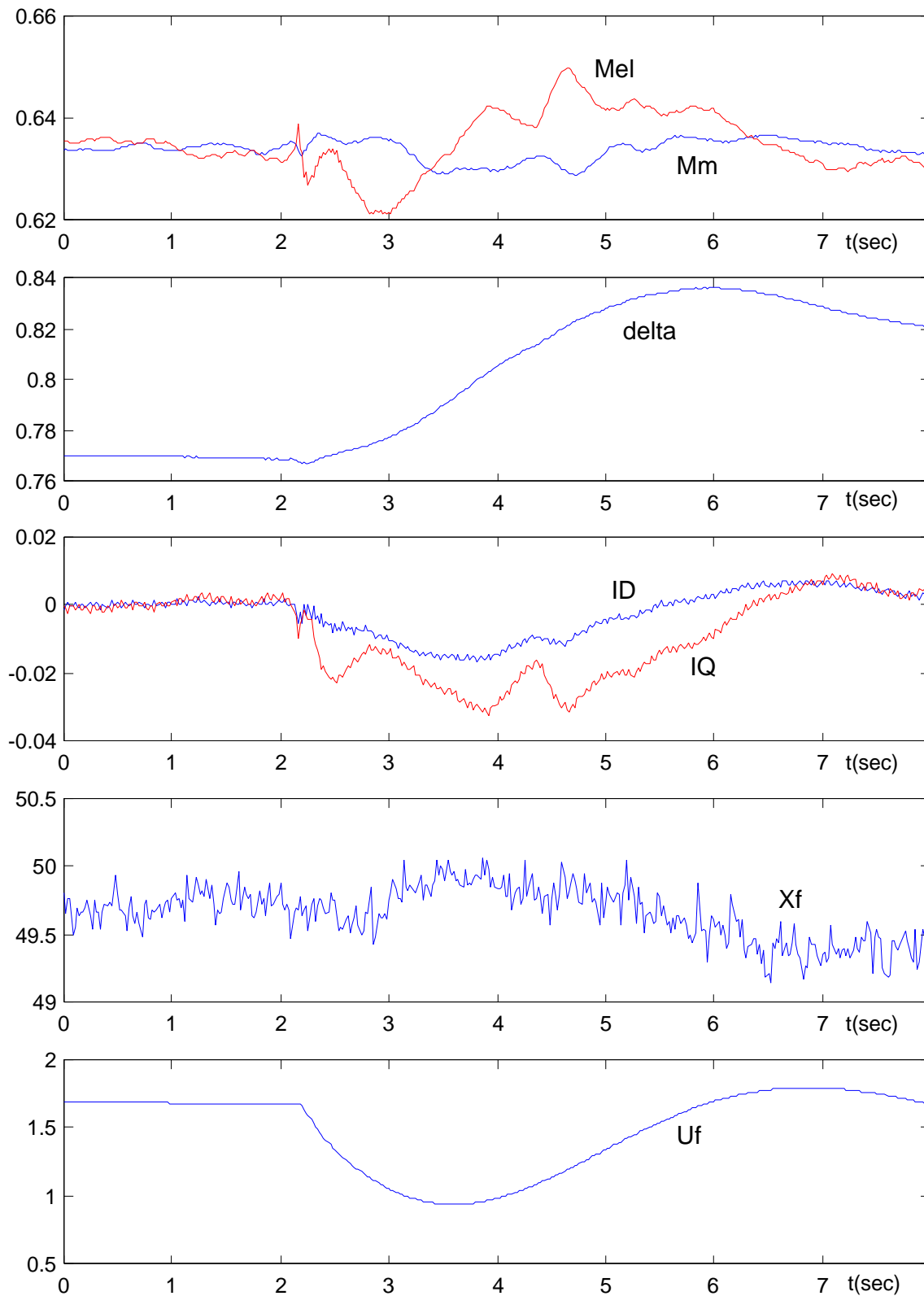


Bild 2.3.3-3: Steuergrößen und rekonstruierte Zustandsgrößen, SH1: Transformatorstufung

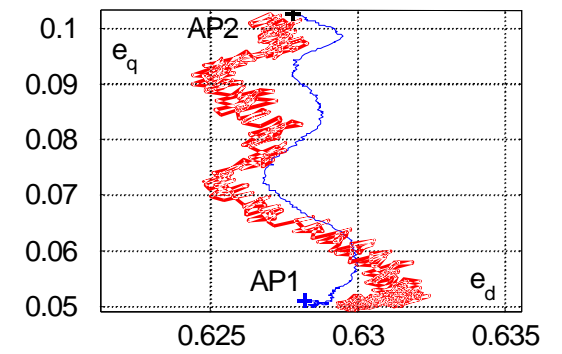
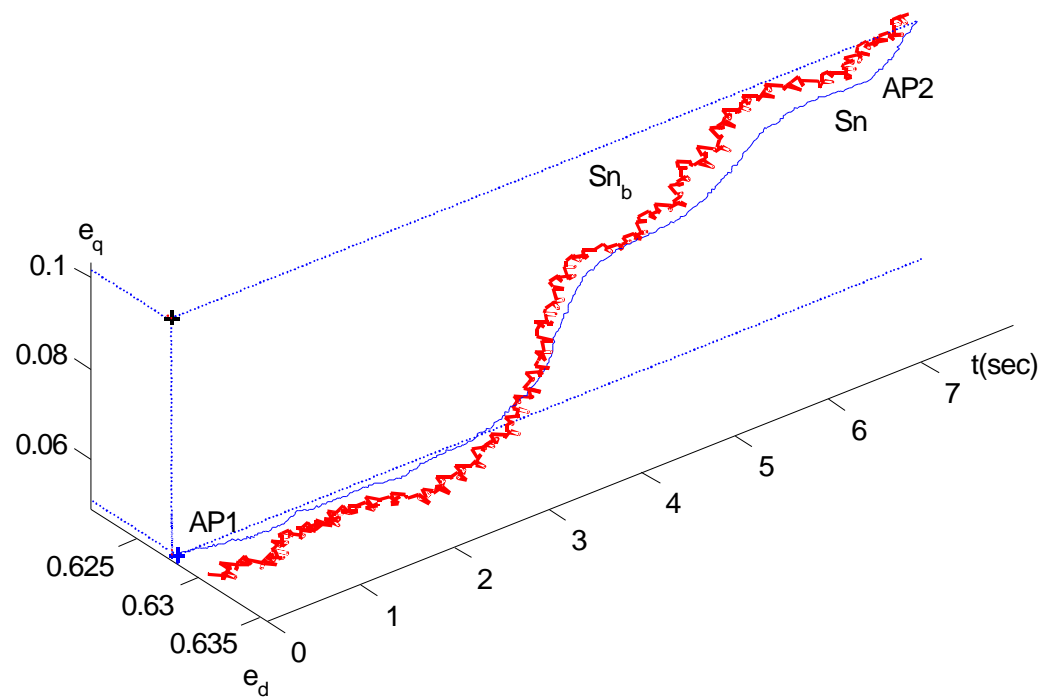
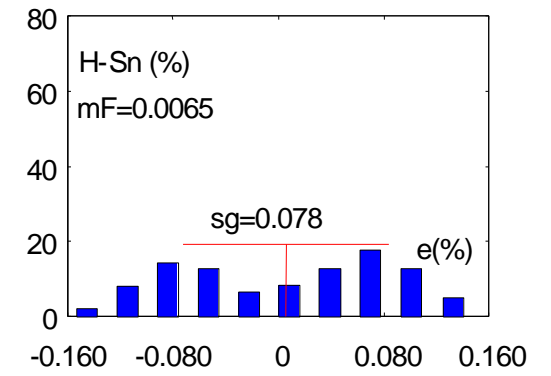
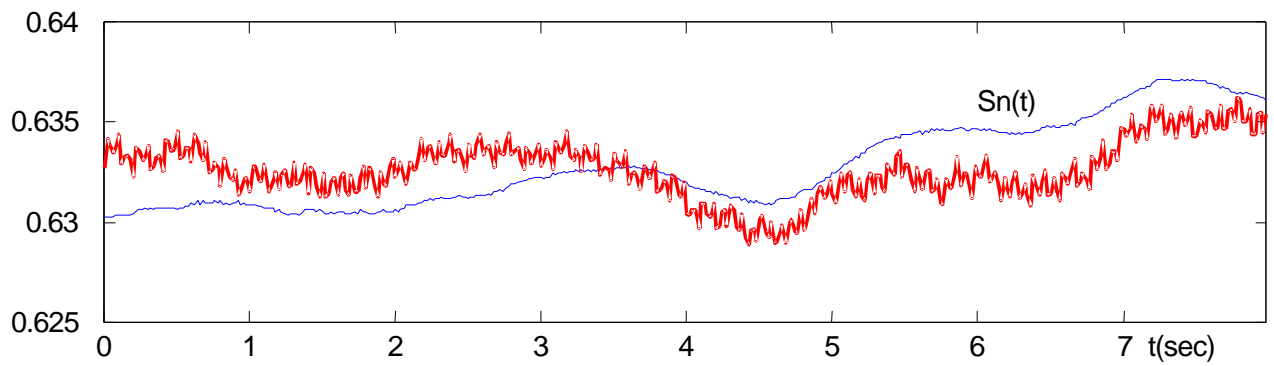


Bild 2.3.3-4: Scheinleistung $S_n(z)$ im Falle einer Spannungssollwerttrampe (SH3)

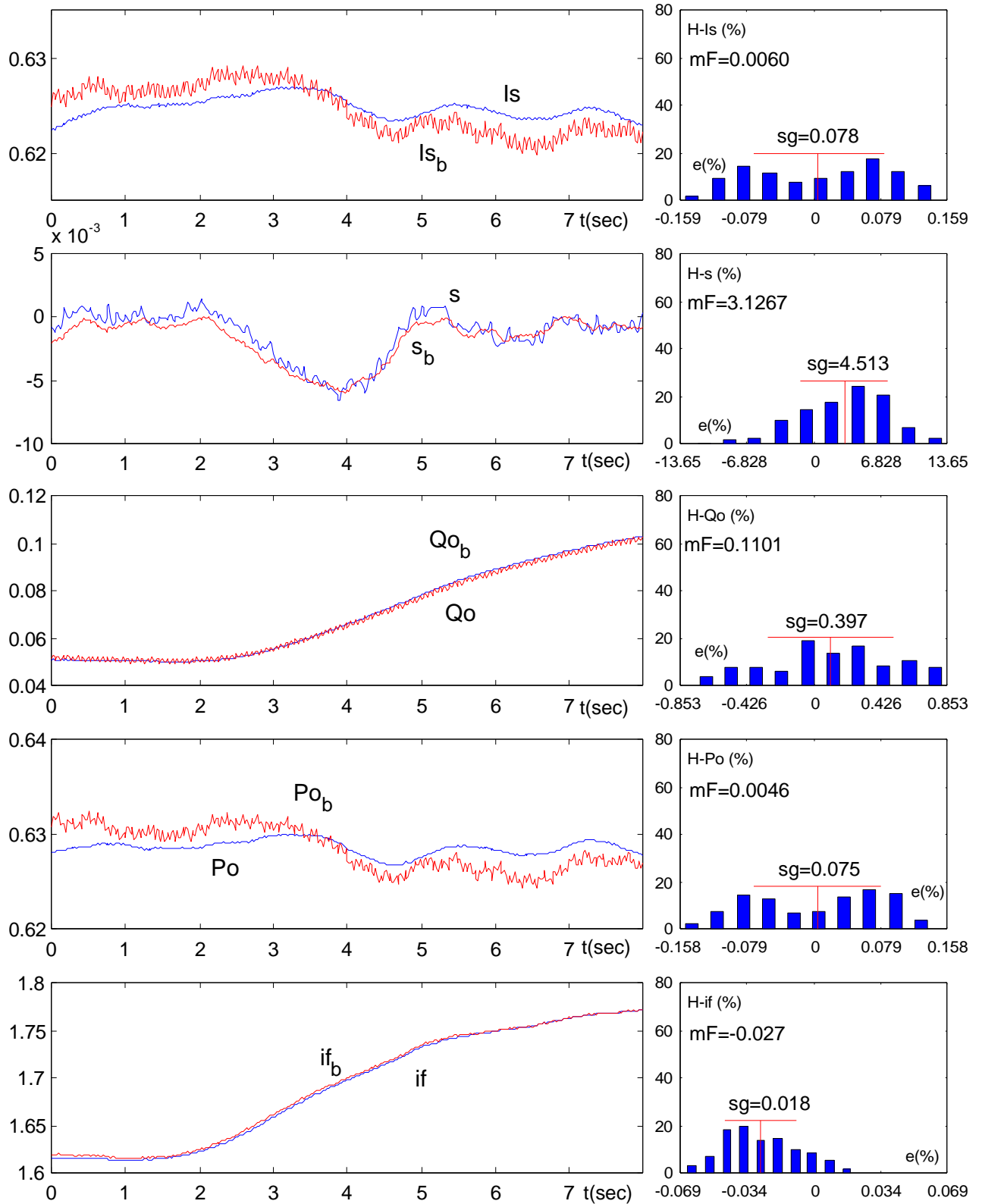


Bild 2.3.3-5: Vergleich gemessener und beobachteter Größen und Fehlerklassendiagramm, SH3: Spannungssollwertrampe

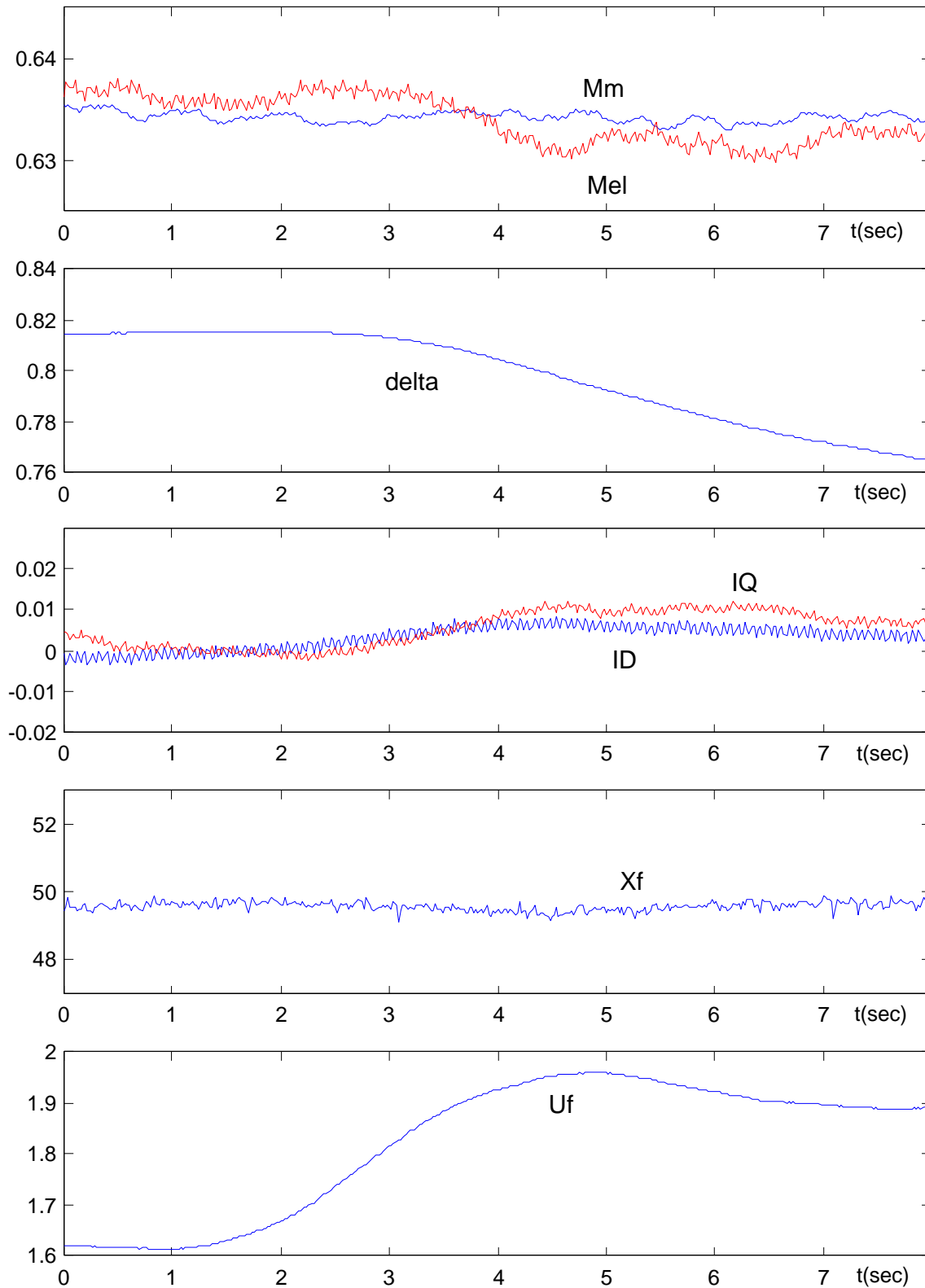


Bild 2.3.3-6: Steuergrößen und rekonstruierte Zustandsgrößen,
SH3: Spannungssollwerttrampe

Der Fall der dynamischen Anregung durch das Abschalten einer 80 MVAR Kompensationsdrossel im Netz ist in **Bild 2.3.3-7** bis **Bild 2.3.3-9** dokumentiert. Das Verlaufsmuster der Scheinleistung ähnelt dem Verlauf der Scheinleistung im Falle der Trafostufung, da hier auch vornehmlich die Blindleistungsanteile angeregt werden. Bei dieser Anregung handelt es sich um eine „echte“ aus dem Netz heraus initiierte Dynamikänderung des Turbogenerators. Auch hier ist ein Abfallen des e_q -Anteils der Scheinleistung unter Null zu beobachten – dementsprechend steigt der Polradwinkel. Der Beobachter rekonstruiert die Zustände mehr als befriedigend genau, und zeichnet sich insbesondere unter diesen extremen Bedingungen als sehr robust aus. Die mittleren Fehler liegen zwischen 0.005% und 1.5%. Eine ausgeprägte Wirkleistungsänderung besteht mit dem Schalthandlungstyp SH8: der Brennstoffventilstellungsänderung, dargestellt in **Bild 2.3.3-10** bis **Bild 2.3.3-12**. Bei dieser Schalthandlung wird die Brennstoffventilstellung um 15% des Ausgangswertes verändert, was zu einem 13%igen Anstieg der Scheinleistung führt. Es stellt sich eine ausgeprägte Auslenkung des e_d -Anteiles ein – wobei der e_q -Anteil nur geringfügig im Prozentbereich geändert wird. Die Wirkleistung, die Blindleistung und entsprechend der Feldstrom folgen dieser Auslenkung. Bei der Drehzahl ist eine Erhöhung zu beobachten, die nach 1.5 sec abklingt und gedämpft in den neuen Arbeitspunkt hineinpendelt. Die Brennstoffzufuhr wirkt sich naturgemäß in einem Anstieg des Antriebs- und des elektrischen Momentes aus. Dementsprechend öffnet sich der Polradwinkel in Richtung der Stabilitätsgrenze.

Der mittlere Fehler zwischen gemessenen und beobachteten Größen liegt zwischen 0.01% und 1.9%, wobei der größere Fehler wiederum in der Drehzahl auftritt.

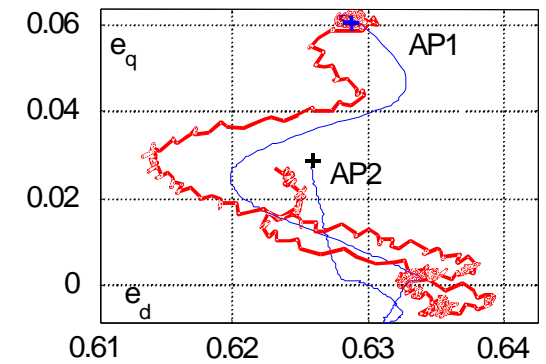
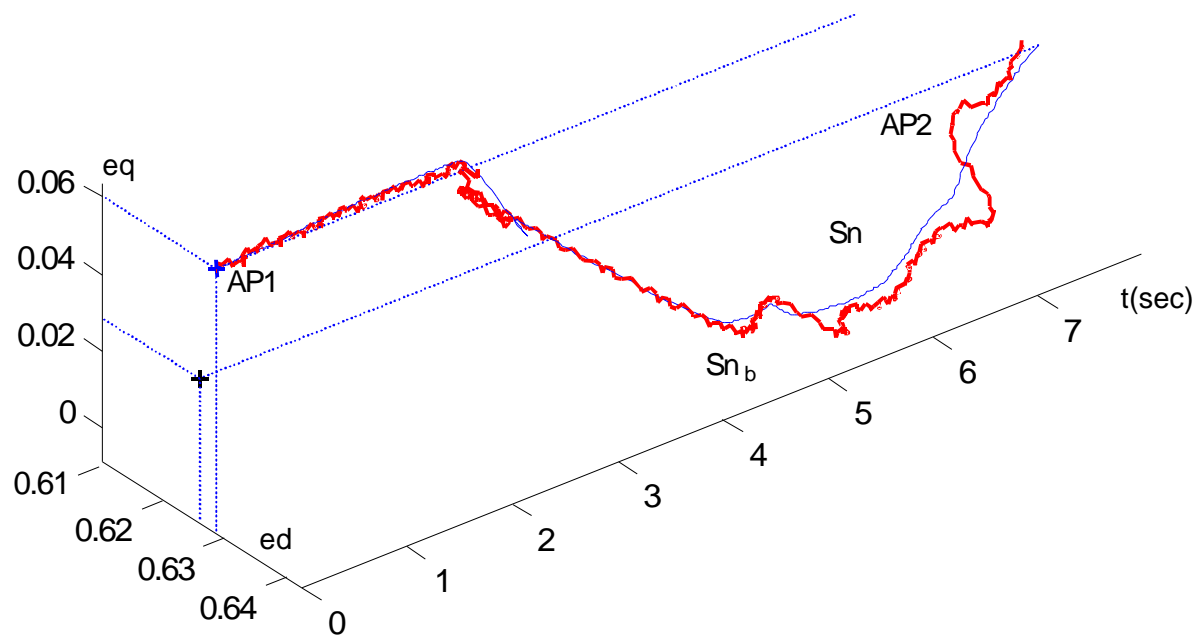
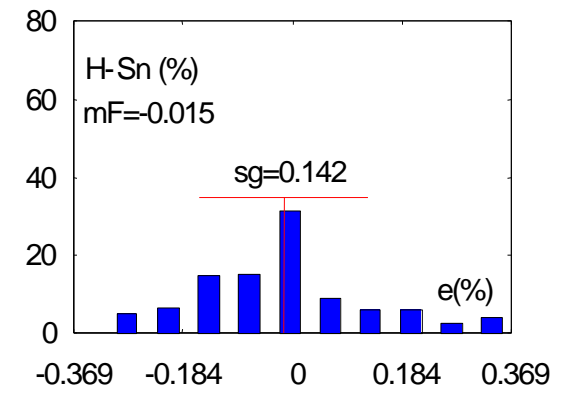
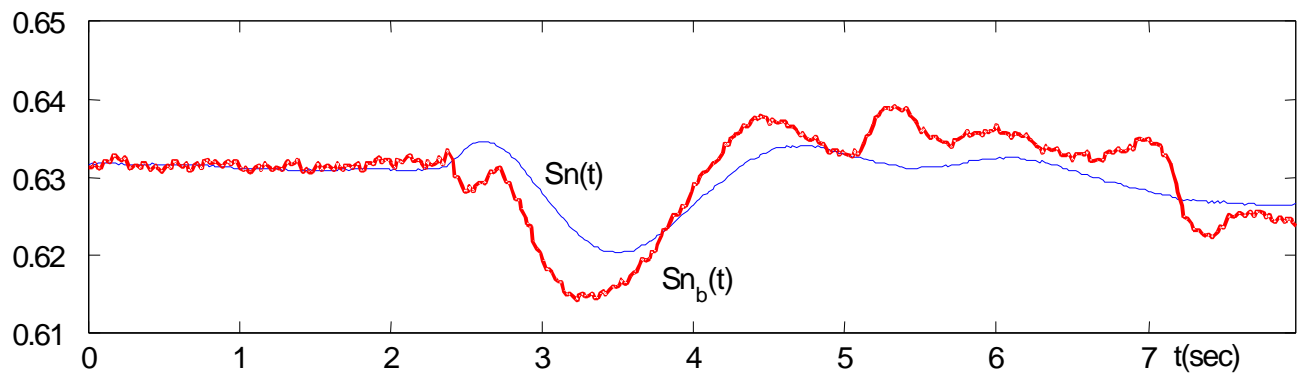


Bild 2.3.3-7: Scheinleistung $S_n(z)$ im Falle der Dynamikanregung durch das Abschalten einer Kompensationsdrossel (80 MVAR)
Schalthandlung SH6

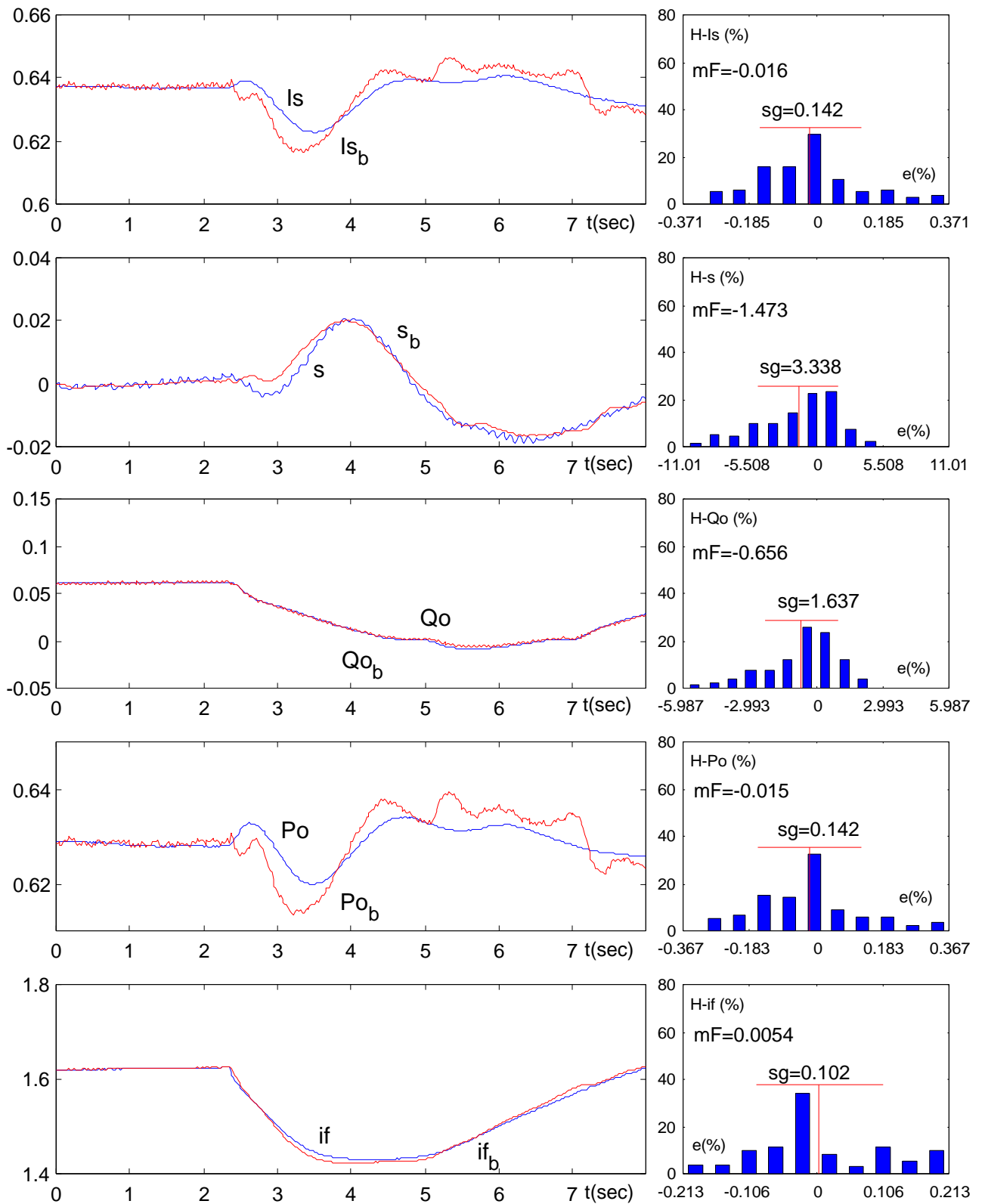


Bild 2.3.3-8: Vergleich gemessener und beobachteter Größen und Fehlerhäufigkeitsdiagramm, SH6: Kompensationsdrossel

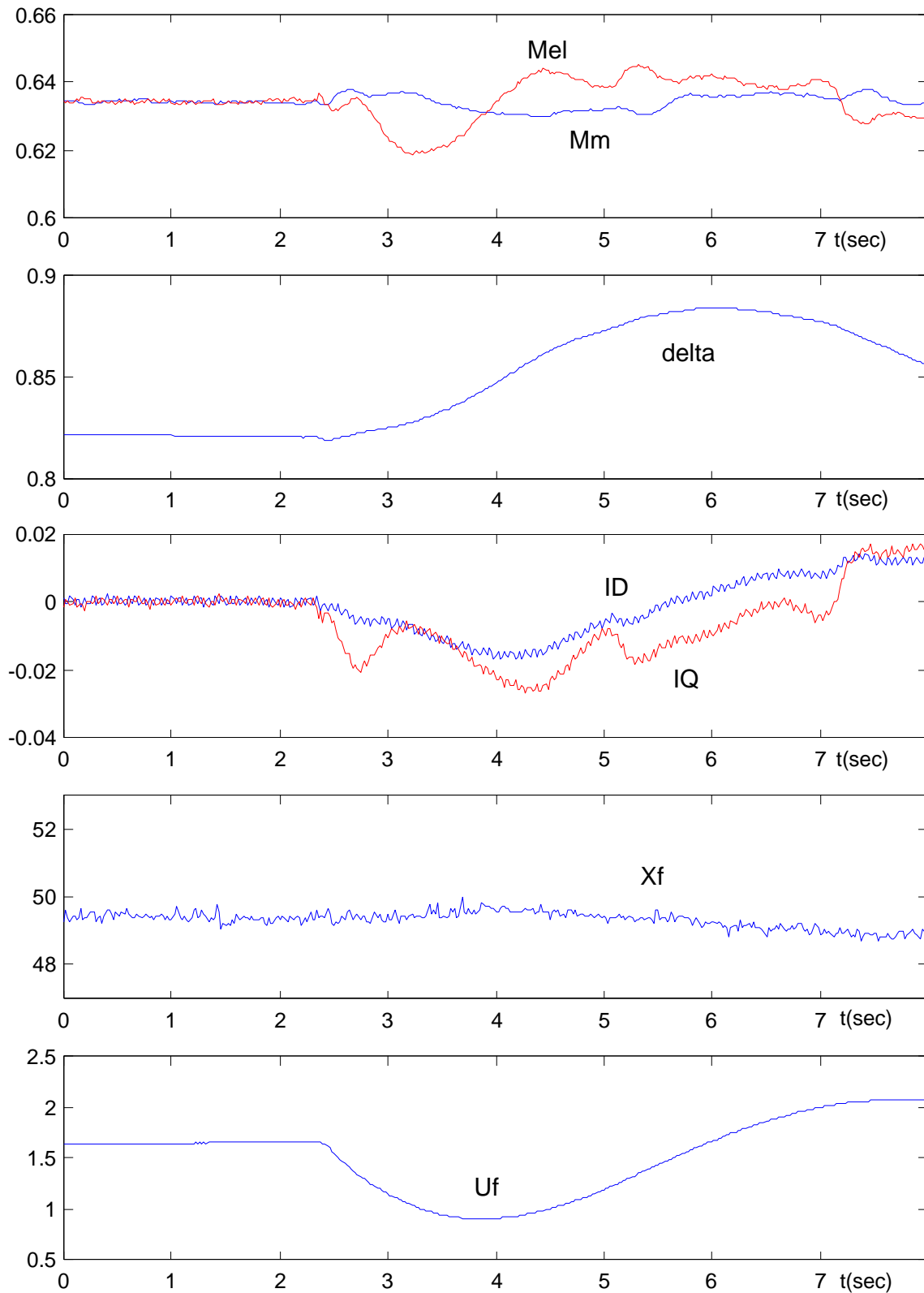


Bild 2.3.3-9: Steuergrößen und rekonstruierte Zustandsgrößen, SH6: Kompensationsdrossel

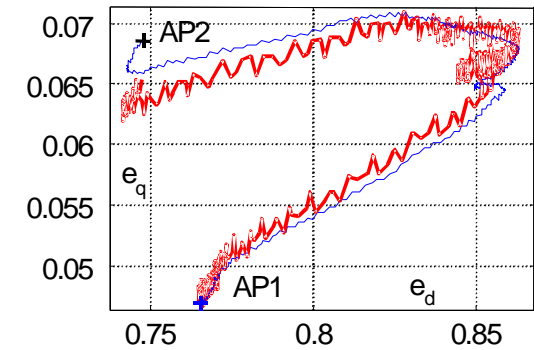
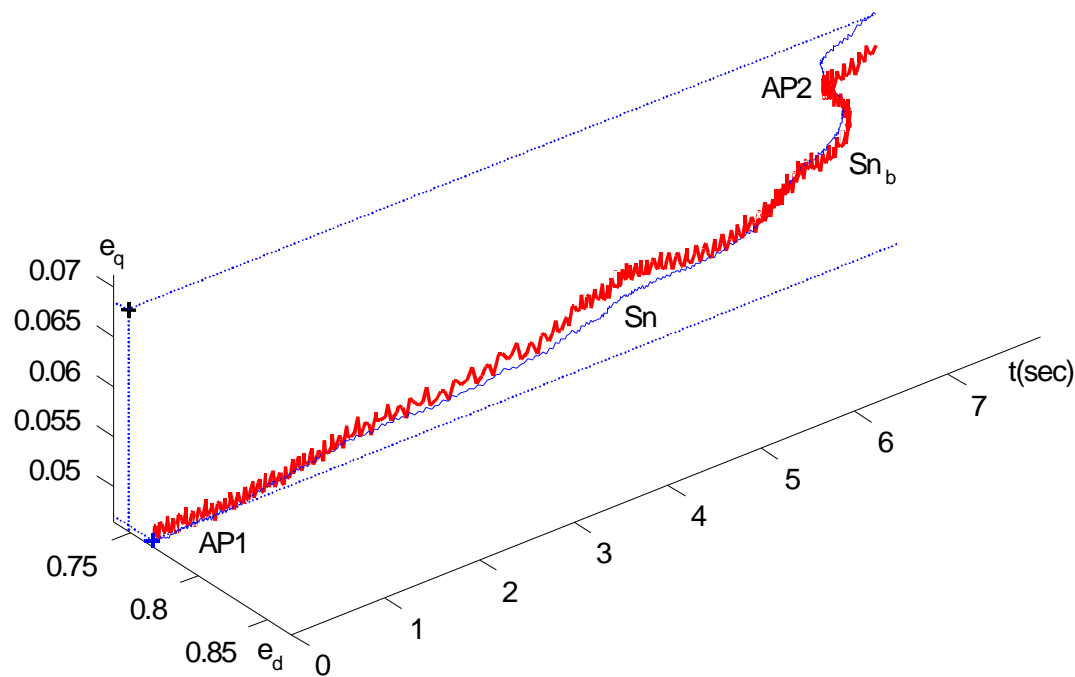
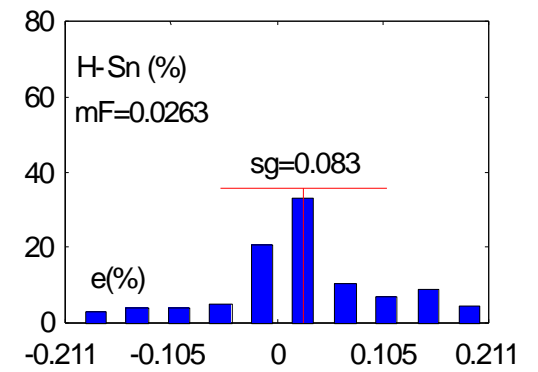
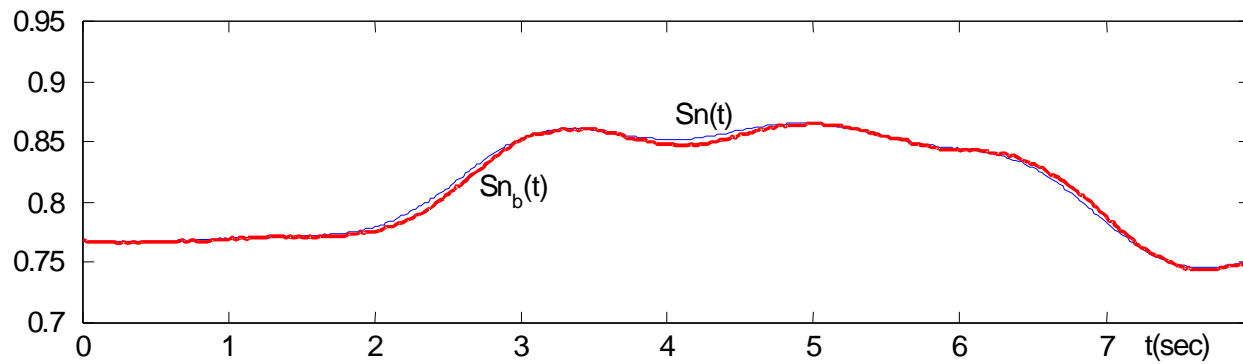


Bild 2.3.3-10: Scheinleistung $S_n(z)$, Schalthandlungstyp SH8, Brennstoffventilstellungsänderung

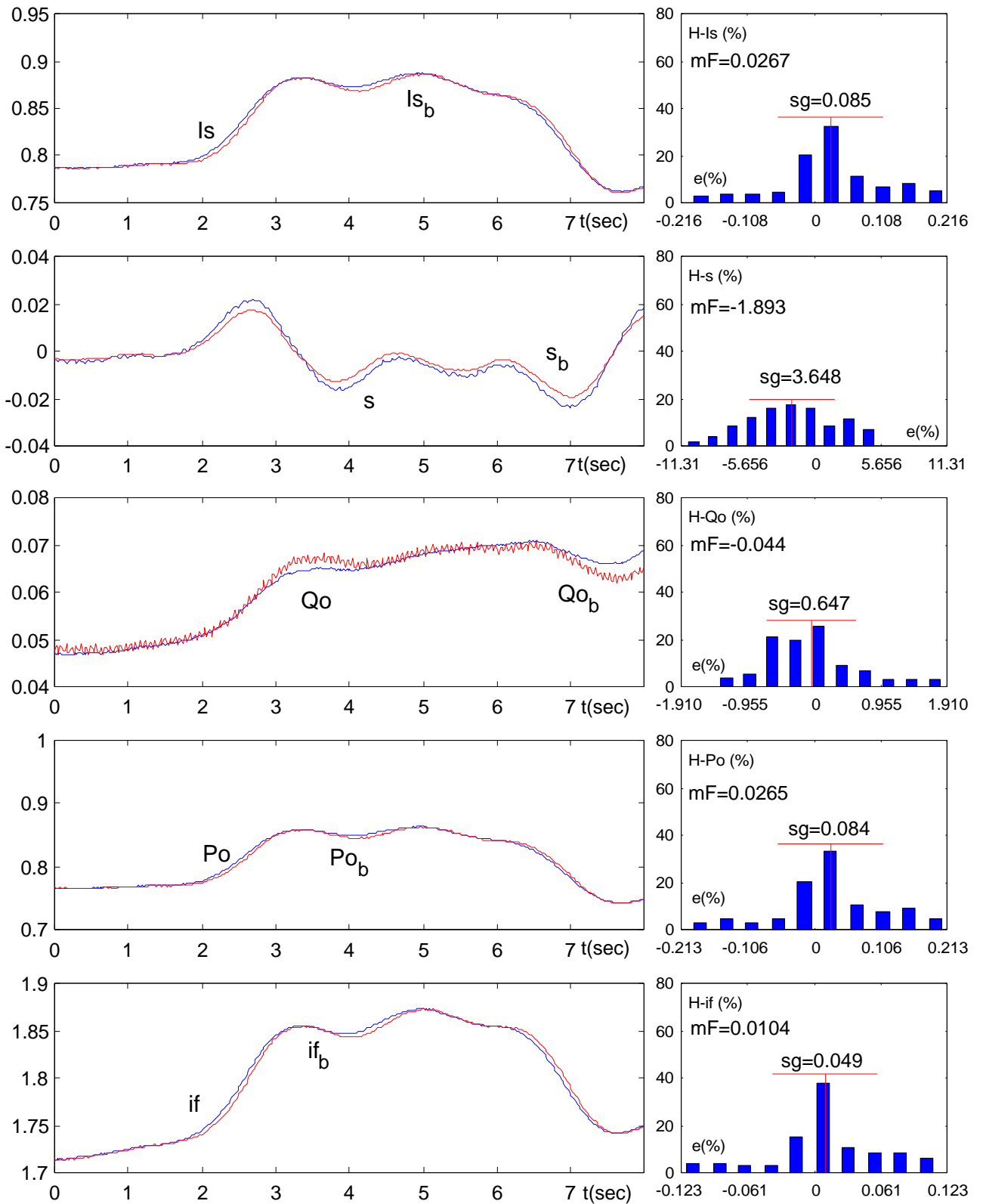


Bild 2.3.3-11: Vergleich gemessener und beobachteter Größen und Fehlerhäufigkeitsdiagramm, SH8: Brennstoffventilstellungspung

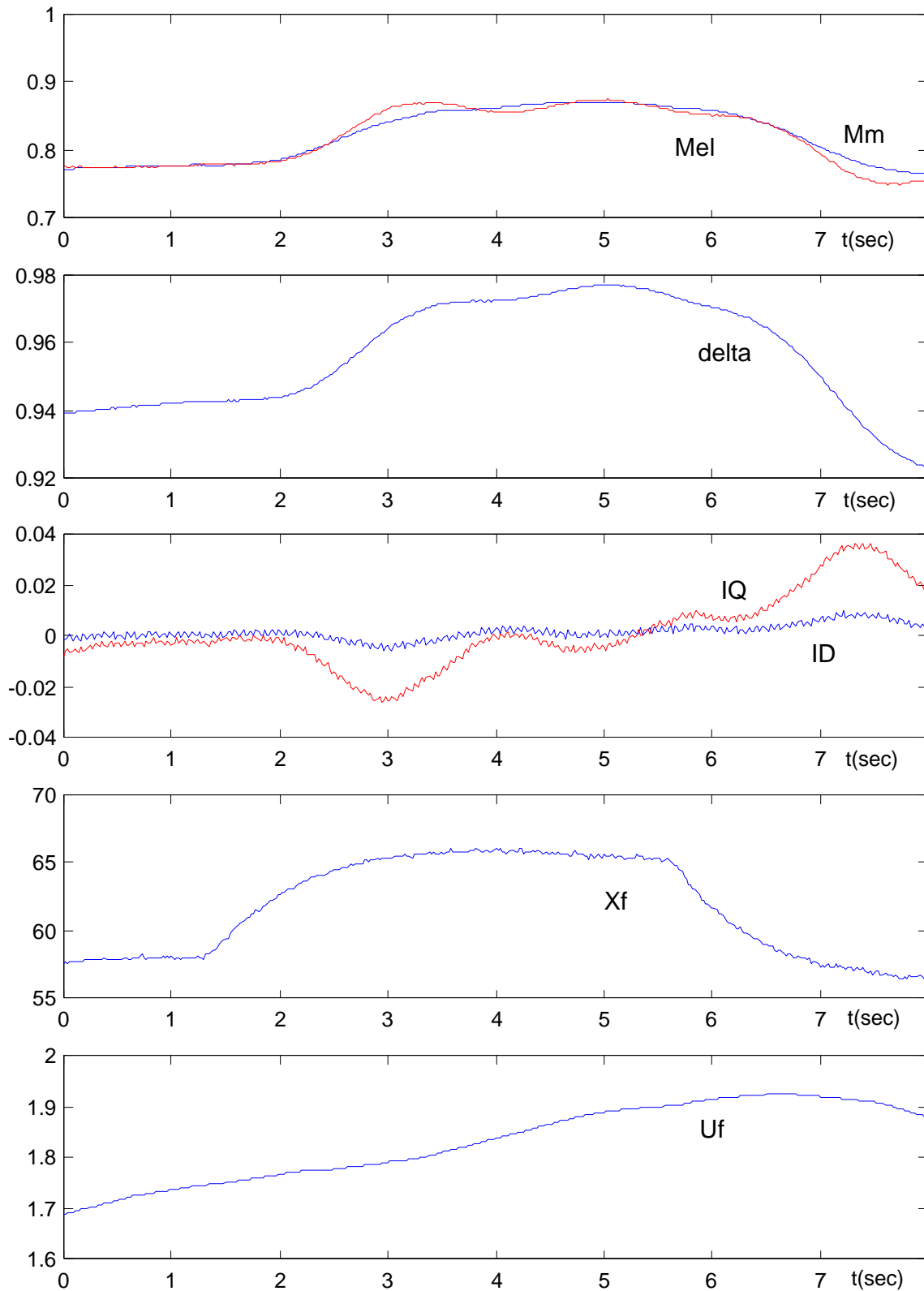


Bild 2.3.3-12: Steuergrößen und rekonstruierte Zustandsgrößen, SH8: Brennstoffventilstellungsänderung

2.4. Zusammenfassung

Auf der Basis des allgemein gültigen - d.h. anwendbar für symmetrische und asymmetrische Turbogeneratoren - Dynamikmodell des Turbogenerators wird in diesem Unterkapitel der Beobachterentwurf für den Turbogenerator behandelt. Bei der Synthese des nichtlinearen Beobachters in „*- Notation wird in 2.1 von zwei Teilbeobachtern ausgegangen: einem Teilbeobachter für den elektrischen und einem Teilbeobachter für den mechanischen Teil des Turbogenerators. Für den elektrischen Teilbeobachter werden z -komplexe Rückführungskoeffizienten eingeführt. Die Beobachterstörungsrobustheit wird durch verschiedene Maßnahmen erreicht: Schätzung des mechanischen Antriebsmoments, der Netzanschlußimpedanz und des Leitungswinkels. Auftretende Abweichungen im Transienten werden durch Einführung zusätzlicher Leistungswinkelrückführungen ausgeglichen. Der vorerst nicht modellierte Sättigungseinfluß wird durch eine korrigierende Feldstromschätzung kompensiert. Die Bestimmung der konstanten Rückführungskoeffizienten erfolgt mittels einer zweistufigen Optimierung.

Die Simulationsergebnisse des Beobachteranfahrens zu verschiedenen Arbeitspunkten - sowie die Reaktion des Beobachters auf Änderungen der Führungs- bzw. Störgrößen - werden in Kapitel 2.2. diskutiert. Die Simulationsstudien dienen zur Parametrisierung des nichtlinearen Beobachters zur anschließenden Echtzeitverifikation im GuD-Kraftwerk München-Süd und KKW Gösgen.

In Kapitel 2.3 folgt eine umfassende Beschreibung der offline und online durchgeführten Verifikation des entworfenen Turbogeneratorbeobachters. Anhand durchgeführter Schalthandlungen zur dynamischen Anregung des Turbogenerators wird der entworfene nichtlineare Turbogeneratorbeobachter online und offline getestet und verifiziert. Es werden 8 verschiedene Schalthandlungstypen zur Blind- und Wirkleistungsanregung des Turbogenerators aufgeführt. Auf Basis umfangreicher Meßreihen werden die Eigenschaften des nichtlinearen Turbogeneratorbeobachters bestätigt und verifiziert: wie i.e. Stabilität des Anfahrens zu verschiedenen Arbeitspunkten, Robustheit gegenüber externen Wirk- und Blindleistungsstöreinflüssen und ausreichend genaue Zustandsrekonstruktion. Unter Benutzung von Fehlerklassenhistogrammen wird die Verifikation des nichtlinearen Beobachters dargestellt und bestätigt.

3.0 Nichtlineare Modellierung der Spitzenlastgasturbine

Bei den Gasturbinen im GuD-Kraftwerk München-Süd sind die Turbinen- und Verdichterkomponenten auf einer Welle vereinigt. Diese Einwellenmaschinen dienen im allgemeinen dem Antrieb für Generatoren für Grund- und Spitzenlastanlagen sowie für Verdichter oder andere Arbeitsmaschinen. Geeignete Brennstoffe sind sowohl flüssige Brennstoffe, wie leichtes oder schweres Heizöl, als auch gasförmige Brennstoffe, wie Erdgas oder Lichtgas.

In diesem Kapitel wird, basierend auf den modellierten thermisch stationären Zusammenhängen, das nichtlineare Dynamikmodell der Kraftwerksgasturbine vorgestellt. Da die Umgebungstemperatur, der Verdichteraustrittsdruck, die Verdichteraustrittstemperatur und die Brennstoffventilstellung in der üblichen Kraftwerksinstrumentierung meßtechnisch zur Verfügung stehen, werden diese Größen innerhalb des Dynamikmodells als Modellstützgrößen eingeführt.

Nach einer kurzen Beschreibung des Aufbaus der Gasturbinenanlage im GuD-Kraftwerk MS wird das allgemeine algebraische Modell (siehe /91.Kr-Ne-No/) für den thermisch stationären Fall der Gasturbine in **Unterkapitel 3.2** behandelt. Auf der Grundlage der Modellierung der thermisch stationären Zustände wird in dem darauf folgenden **Unterkapitel 3.3** das nichtlineare Dynamikmodell speziell für die Spitzenlastgasturbine mit auf der Welle liegendem Verdichter abgeleitet und erläutert.

Da auf die gemessenen Verdichteraustrittsgrößen als Modellstützgrößen zurückgegriffen werden kann, erübrigt sich eine detaillierte Modellierung der inneren Verdichterverhältnisse. Der Verdichtermassenstrom wird direkt aus den gemessenen Stützgrößen bestimmt, wobei die zusätzlich verdichtende Wirkung des Brennstoffmassenstromes berücksichtigt wird (**Abschnitt 3.3.2**). Zur Modellierung der thermisch stationären Brennkammerverhältnisse wird in **Abschnitt 3.3.3** von einem konstanten Brennkammerwirkungsgrad ausgegangen. Die Modellierung der Turbinenkomponente führt in **Abschnitt 3.3.4** zum Leistungsdynamik Modell der Gasturbine, als Grundlage für die Erstellung einer Zustandsraumbeschreibung der Gasturbine in **Abschnitt 3.3.5**, wobei die Leistungen und Massenströmen als Systemzustände definiert werden. Zur Erstellung eines Druckmodells in **Abschnitt 3.3.6** wird die meßbare Turbinenaustrittstemperatur als weitere Stützgröße eingeführt. Im **Abschnitt 3.3.7** werden die für die thermisch stationäre Modellierung der Gasturbine benötigten Zeitkonstanten und Parameter bestimmt.

3.1 Gasturbinenanlage im GuD-Kraftwerk

Die Frischluft bei Umgebungstemperatur wird vom Verdichter angesaugt und verdichtet. In der Brennkammer wird Brennstoff zugeführt, verbrannt und die Luft als thermisches Medium auf Turbineneintrittstemperatur erhitzt. Das heiße Gas wird in der Turbine auf Atmosphärendruck entspannt, wobei die Abgase durch die nachgeschalteten Anlagenteile - im Falle des GuD-Kraftwerkes MS die Abhitzeessel - strömen und zur Erhitzung des zugeführten Speisewassers für die HD- und ND-Komponenten im Kraftwerk dienen.

Turbine und Verdichter sind in einem Gehäuse plaziert und haben einen gemeinsamen mit zwei Lagern geführten Läufer. Das Austrittsgehäuse besteht aus einem äußeren Kegel und einem inneren Zylinder, so daß ein Ringraum für die Abgasführung entsteht. Zum Schutz der Umgebung sind die Gehäuse an der Außenseite wärme- und schallisoliert. In der Brennkammer wird die vom Verdichter gelieferte Luft durch die Verbrennung von Heizgas, Heizöl oder beidem zusammen auf die Turbineneintrittstemperatur erhitzt. Die beiden Brennkammern sind seitlich gegenüberliegend an die Turbine stehend angeflanscht. Verdichterluft umströmt zum Zwecke der Kühlung die im inneren liegenden Heißgas führenden Verbindungen der Brennkammer.

3.2 Das thermisch stationäre algebraische Gasturbinenmodell

Bezüglich der thermodynamischen Grundlagen wird auf die Grundlagenliteratur /47.Ba, 53.Ec, 66.Ba, 82.Tr, 73.El, 82.Kl, 82.Cz-Wu, 57.Kn/¹ verwiesen. Das T-S-Diagramm in **Bild 3.2-1** dient zur Darstellung und Erläuterung des grundlegenden thermischen Kreisprozesses in der Kraftwerksgasturbine. Darauf folgend sind die wesentlichen Gleichungen für den stationären Betrieb der Gasturbine angegeben, die auch detailliert erläutert und umfassend in /91.Kr-Ne-No, 93-2.Ne-Fi-Kr-No, 94-2.Ne-La-No, 93.Kr/ zu finden sind. Ergänzende Gleichungen sind in **Anhang 3.2-1** aufgeführt.

Der Frischluftmassenstrom \dot{m}_0 mit der Temperatur T_u und dem Umgebungsdruck P_u wird im Verdichter auf den Verdichteraustrittsdruck P_1 komprimiert, wobei eine Temperaturerhöhung von T_u auf T_1 entsprechend dem isentropen Verdichterkompressionsfaktor π_c erfolgt:

$$\pi_c = \left[\frac{P_1}{P_u} \right]^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \quad (3.2-1)$$

Der Isentropenexponent der Luft κ , abhängig von den spezifischen Wärmekapazitäten der Luft und des Gases, wird ausführlich in /93.Kr, 91.Kr-Ne-No/ diskutiert und hier mit $\kappa=1.4$ als konstant gemittelt angenommen.

Die effektiv erreichte Verdichteraustrittstemperatur T_1 ist vom inneren thermischen Wirkungsgrad η_c ² des Verdichters abhängig /65.Ha, 70.Pf, 70.Hl, 77.Mü-Ku, 82El, 82.Cz, 88.Bl, 88.Kl, 91.Kr-Ne-No/:

$$T_1 = \left[1 + \frac{1}{\eta_c} (\pi_c - 1) \right] T_u \quad (3.2-2)$$

¹ Hierbei handelt es sich um eine Auswahl.

² Dieser innere thermische Wirkungsgrad ist nicht meßbar. Er wird in Abschnitt 3.3.7 „Bestimmung der Zeitkonstanten und Parameter“ für den Nennbetrieb bestimmt.

Die innere thermische Kompressionsenthalpie /73.El/ berechnet sich mit dem isentropischen Kompressionsfaktor und der spezifischen Wärmekapazität der Luft (bei konstantem Druck), die hier mit $c_p = 1.004$ /93.Kr/ angenommen wird, mittels:

$$h_{ic} = c_p (T_1 - T_u) \quad (3.2-3)$$

Die stationäre thermo-mechanische Leistung $P_{c,th}$, die effektiv benötigt wird, um die stationäre Frischluftmenge \dot{m}_0 auf den Verdichteraustrittsdruck P_1 zu bringen, ist gegeben durch:

$$P_{c,th} = c_p (T_1 - T_u) \dot{m}_c \quad ; \quad \text{wobei} \quad \dot{m}_c = \dot{m}_{cc} = \dot{m}_0 \quad (3.2-4)$$

mit dem Kompressormassenstrom \dot{m}_c und dem Brennkammermassenstrom \dot{m}_{cc} .

Bleiben die Sog- bzw. Verdichtungsvorgänge der Brennkammer vorerst unberücksichtigt¹, so läßt sich die stationäre Energiebilanzgleichung wie folgt angeben:

$$c_p (T_2 - T_u) \dot{m}_{cc} = c_p (T_1 - T_u) \dot{m}_c + \eta_b H_{bf} \dot{m}_f \quad (3.2-5)$$

In dieser Gleichung werden die folgenden Größen benutzt: Brennkammerwirkungsgrad η_b , Brennstoffheizwert H_{bf} , Brennstoffmassenstrom \dot{m}_f , Brennkammermassenstrom \dot{m}_{cc} und Turbineneintrittstemperatur T_2 .

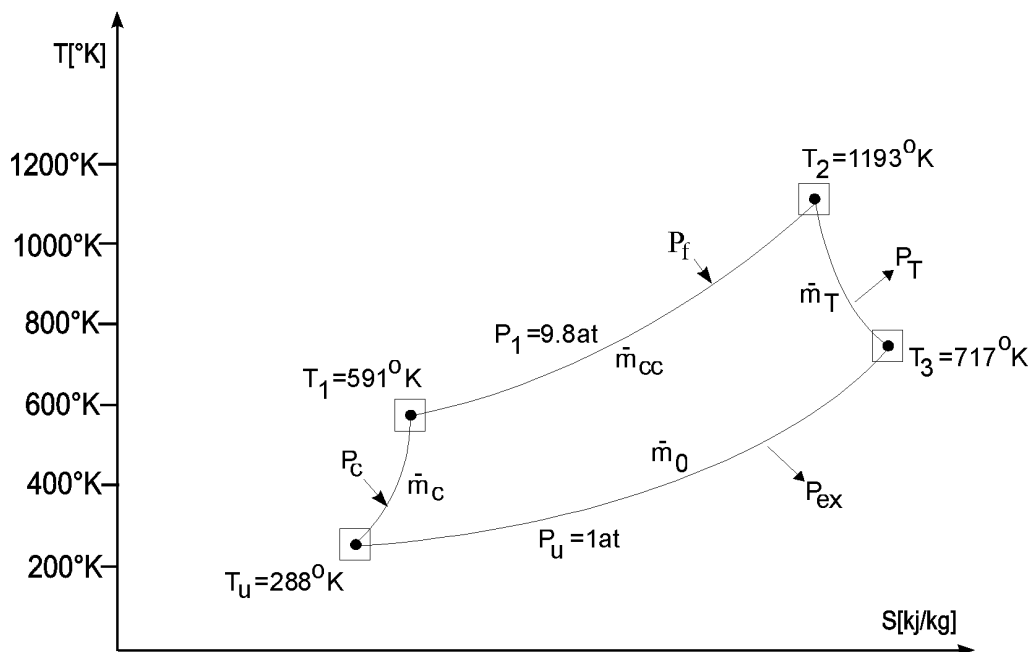


Bild 3.2-1: T-S-Diagramm des thermischen Kreisprozesses der Gasturbine

¹ Die verdichtende Wirkung des Brennstoffmassenstromes wird erst im Rahmen der Behandlung des Dynamikmodells in Abschnitt 3.3.2 berücksichtigt.

Unter Gebrauch des Turbinenmassenstromes \dot{m}_T verknüpfen die folgenden Relationen die für die Verbrennung nötigen Luftmassenströme und den Brennstoffmassenstrom /93.Ne-Fi-Kr-No, 94-2.Ne-La-No/:

$$\dot{m}_c = k_b \dot{m}_f, \quad k_b = L_{\min} \Gamma_b \quad \text{und} \quad \dot{m}_T = \dot{m}_{\text{ex}} = (1 + k_b) \dot{m}_f \quad (3.2-6)$$

Der Relationsfaktor k_b ist das Produkt aus minimaler Luftmasse L_{\min} , die für die Verbrennung benötigt wird, und dem Luftüberschußkoeffizienten Γ_b /94.KWU, 82.El/. Ausgedrückt als Funktion der Temperaturen läßt sich für k_b schreiben:

$$k_b = \frac{\left[k_h - \left(\frac{T_2}{T_u} - 1 \right) \right]}{\left[\left(\frac{T_2}{T_u} - 1 \right) - \left(\frac{T_1}{T_u} - 1 \right) \right]} \quad (3.2-7)$$

Der Faktor k_h gibt den effektiven Heizwert H_{bf} bezogen auf die Luftenthalpie an /73.El, 91.Kr-Ne-No /:

$$k_h = \frac{\eta_b H_{\text{bf}}}{c_p T_u} \quad (3.2-8)$$

Die resultierende thermische Brennkammerleistung errechnet sich zu:

$$P_{\text{cc,th}} = c_p (T_2 - T_1) \dot{m}_{\text{cc}} \quad (3.2-9)$$

Mit dem stationären inneren Wirkungsgrad η_{iT} der Turbineneinheit und dem Expansionsfaktor:

$$\pi_T = \left(\frac{P_2}{P_3} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \quad (3.2-10)$$

berechnet sich mit P_2 dem Turbineneintrittsdruck, P_3 dem Turbinenaustrittsdruck und T_3 der Turbinenaustrittstemperatur die stationäre innere Enthalpie h_{iT} der Turbine anhand:

$$h_{iT} = c_p T_2 \eta_{iT} \left[1 - \frac{1}{\pi_T} \right] = c_p (T_2 - T_3) \quad (3.2-11)$$

Die stationären thermischen Leistungen der Turbineneinheit $P_{T,\text{th}}$ und des Abgases $P_{\text{ex,th}}$ sind durch die folgenden Gleichungen gegeben:

$$P_{T,\text{th}} = c_p (T_2 - T_1) (1 + k_b) \dot{m}_{\text{cc}} \quad (3.2-12)$$

$$P_{\text{ex,th}} = c_p (T_3 - T_u) (1 + k_b) \dot{m}_{\text{cc}} \quad (3.2-13)$$

Mit den thermischen Leistungen $P_{T,th}$, $P_{c,th}$ und $P_{cc,th}$ läßt sich somit der stationäre thermische Gesamtwirkungsgrad der Gasturbine bestimmen:

$$\eta_{GT} = \frac{P_{T,th} - P_{c,th}}{P_{cc,th}} = \frac{k_b \left[(T_2 - T_3) - \frac{T_1 - T_u}{1 + k_b} \right]}{(T_2 - T_1)} \quad (3.2-14)$$

Im **Anhang 3.2-2** sind die ISO-Leistungsangaben für den Grundlastbetrieb der Gasturbine angegeben. Diese Größen dienen im folgenden als Bezugs- und Normierungsgrößen für die Dynamik-Modellierung.

3.3 Nichtlineares Leistungsdynamik-Modell der Kraftwerksgasturbine

In diesem Abschnitt wird das Dynamikmodell speziell für die Gasturbine mit auf der Welle liegendem Verdichter vorgestellt, wobei die hier formulierten Zusammenhänge auf die Auswertung der Messungen an der Spitzenlastgasturbine im GuD-Kraftwerk München-Süd beruhen. Die Maschine (Schnitt in **Bild 3.3-1**) ist als einwellige Spitzenlastgasturbine ausgeführt. Im Gegensatz zur allgemeinen stationären Modellbeschreibung im vorhergehenden Abschnitt ist das Verhältnis von Luftmassenstrom zu Brennstoffmassenstrom (Relationsfaktor k_b) nicht konstant. Zu beachten ist hierbei, daß die Leistungsregelung der Gasturbine über die Turbineneintrittstemperatur erfolgt, wobei der Turbinenmassenstrom geringfügig durch die Brennstoffzufuhr und den Verdichteraustrittsdruck beeinflusst wird (**Anhang 3.2-2**).

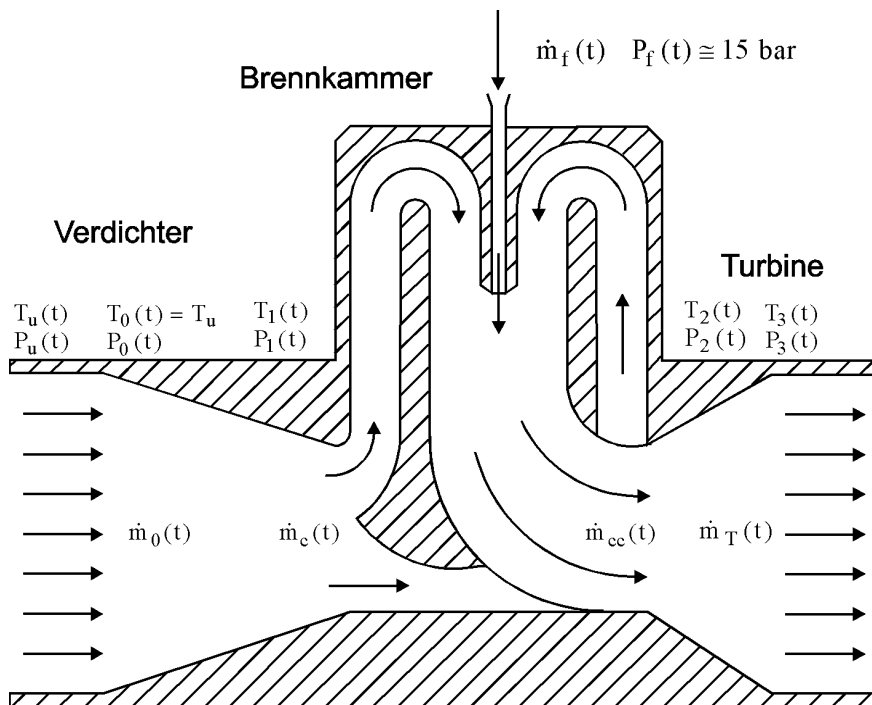


Bild 3.3-1: Schematisches Schnittbild der Gasturbine

3.3.1 Meßbare Stützgrößen an der Gasturbine

Auf Basis des im vorhergehenden Abschnitt angegebenen stationären Modells wird zur Simulation des Langzeitverhaltens der Gasturbine /94-2.No-Fi-Ne-La, 93-2.Ne-Kr-Fi-No, 93-3.Ne-Kr-No/ auf eine ausreichende Anzahl von Meßgrößen als Modellierungsstützgrößen zurückgegriffen. Es handelt sich hierbei um im gewöhnlichen Kraftwerksbetrieb übliche Meßgrößen. Weiterhin wird anhand meßbarer Größen die Verifikation des Dynamikmodells durchgeführt.

Am Verdichter sind Verdichtereintrittstemperatur T_u , Verdichteraustrittstemperatur T_1 und Verdichtereintrittsdruck P_1 meßbar. Der Verdichteransaugdruck P_0 ist nur über den Umgebungsluftdruck P_u erfassbar. Bedingt durch die Querschnittsänderung am Verdichtereintritt entspricht der Verdichteransaugdruck P_0 nicht genau dem Verdichtereintrittsdruck¹. Im Brennkammerbereich sind die Ventilstellung x_f und der Gasdruck vor dem Ventil ($P_{f,v}$) meßtechnisch zugänglich. An der Turbine sind nur die Turbinenaustrittstemperatur T_3 und der Turbinenaustrittsdruck P_3 meßbar. Die Leistung der Gasturbine wird nur indirekt über die Wirkleistung des Gasturbogenerators P_{el} gemessen, hingegen wird die Drehzahl des Gasturbosatzes unmittelbar erfaßt. In Tabelle **T3.3-1** sind diese am Gasturbosatz gemessenen Modellierungsstützgrößen aufgeführt. Zu bemerken wäre hier, daß die sehr hohe Turbineneintrittstemperatur T_2 im üblichen Kraftwerksbetrieb nicht meßbar ist und somit eine der wichtigen zu schätzenden Größen darstellt; zumal übliche Regelkonzepte auf diese Größe angewiesen sind, wobei diese Temperatur indirekt über Kennlinien bestimmt wird.

Nr	Bezeichnung	Formelzeichen	Einheit
Verdichter			
1	Umgebungstemperatur	T_u	°K
2	Verdichteraustrittstemperatur	T_1	°K
3	Umgebungsdruck	P_u	bar
4	Verdichteraustrittsdruck	P_1	bar
Brennkammer			
5	Erdgasdruck vor Ventil	$P_{f,v}$	bar
6	Brennstoffventilstellung	x_f	%
Turbineneinheit			
7	Turbinenaustrittsdruck	P_3	bar
8	Turbinenaustrittstemperatur	T_3	°K

T3.3-1: Tabelle der meßbaren Stützgrößen des Leistungsdynamikmodells der Gasturbine

¹ Siehe hierzu Abschnitt 3.3.6.

3.3.2 Verdichtermmodell

Berücksichtigt wird bei der Modellierung des Verdichtermassenstroms die zusätzlich verdichtende Wirkung der Brennkammer. Es wird hier eine vereinfachte Beschreibung der Vorgänge im Verdichter angegeben, die ausreichend genau im Sinne der Langzeitmodellierung ist. Der Verdichtermassenstrom ist von den folgenden Größen abhängig:

$$\dot{m}_c = f(n, T_u, P_u, T_1, P_1) \quad (3.3.2-1)$$

Die Umgebungstemperatur T_u beeinflusst die Dichte der Ansaugluft und somit auch geringfügig den Verdichtermassenstrom. Der Umgebungsdruck P_u ist über längere Zeiträume nicht konstant. Weiterhin ist zu berücksichtigen, daß aufgrund der Querschnittsänderung am Verdichtereintrittskanal der Umgebungsdruck nicht gleich dem Verdichtereintrittsdruck ist. Da die Drehzahl n des Gasturbosatzes zu 3000 U/min geregelt wird, ist der Einfluß der Drehzahl auf den Verdichtermassenstrom im Nennbetrieb vernachlässigbar. Die Verdichteraustrittstemperatur bzw. die Brennkammereintrittstemperatur T_1 wird bei sich einstellender Brennstoffzufuhranregung nicht beeinflusst und wirkt sich nur vernachlässigbar gering auf den Verdichtermassenstrom aus. Aufgrund des nicht konstanten Relationsfaktors k_b ändert sich der Verdichteraustrittsdruck P_1 .

Da der Brennstoff mit 15-fachem Atmosphärendruck, und somit mit bedeutend höherem Druck als der Verdichteraustrittsdruck (9.6 bar), in die Brennkammer eingeleitet wird, vollziehen sich hier Sog- und Verdichtungsvorgänge. Effektiv bewirkt dieser Vorgang eine Erhöhung des Verdichteraustrittsdruckes und damit des Verdichtermassenstromes aufgrund des indirekt über die Brennkammer erhöhten Kompressionsverhältnisses des Verdichters (siehe **Bild 3.3-1**). T_u und P_u wirken indirekt über die mechanische Leistung des Verdichters und finden in der Dynamik der meßbaren Größen am Verdichteraustritt ihre Berücksichtigung. Bei unter Dynamikgesichtspunkten berechtigter Vernachlässigung der Wirkung der Umgebungsgrößen und der Drehzahl, (d.h. n , T_u und P_u konstant) besteht nur noch die alleinige Abhängigkeit des Verdichtermassenstromes von den Verdichteraustrittsgrößen T_1 und P_1 :

$$\dot{m}_c = f(T_1, P_1) \quad (3.3.2-2)$$

Basierend auf der allgemeinen Zustandsgleichung idealer Gase gilt somit für den Verdichtermassenstrom:

$$\dot{m}_c = k_{\dot{m}_c} \frac{P_1}{T_1} \quad (3.3.2-3)$$

Bei angenommener konstanter Strömungsgeschwindigkeit und Verdichteraustrittstemperatur T_1 ist der Verdichtermassenstrom als Funktion des Verdichteraustrittsdruckes beschrieben¹.

¹ Der hier angesetzte Parameter $k_{\dot{m}_c}$ wird in Abschnitt 3.3.7 erläutert.

Die Messungen bestätigen diese Zusammenhänge (siehe **Bild 3.3-1**). Die zeitlich veränderliche thermische Verdichterleistung, $P_{c,th}$ ist somit mit $k_1 = 1.19 \cdot 10^{-3} c_p$ durch

$$P_{c,th} = k_1 (T_1 - T_u) \dot{m}_c \quad (3.3.2-4)$$

gegeben. Die Differentialgleichung für die mechanische Verdichterleistung $P_{c,m}$ ergibt sich aus der Ein-Kammermodellierung der Energiebilanzgleichung mit T_c der Kompressorzeitkonstanten nach /93-2.Ne-Kr-Fi-No, 93-2.Ne-Kr-No, 93-1.No-Ne-Kr, 87.St, 87.Bl/:

$$T_c \frac{d}{dt} P_{c,m} + P_{c,m} = P_{c,th} \quad (3.3.2-5)$$

3.3.3 Brennkammermodell

Ein typisches Merkmal der einwelligen Spitzenlastgasturbine im betrachteten Kraftwerk ist der veränderliche Wirkungsgrad. Im Nennbetrieb liegt er bei 30,2% (bei 104,8 MW), sonst erheblich darunter. Zurückzuführen ist das auf den brennstoffzufuhr- und damit arbeitspunktabhängigen Brennkammerwirkungsgrad.

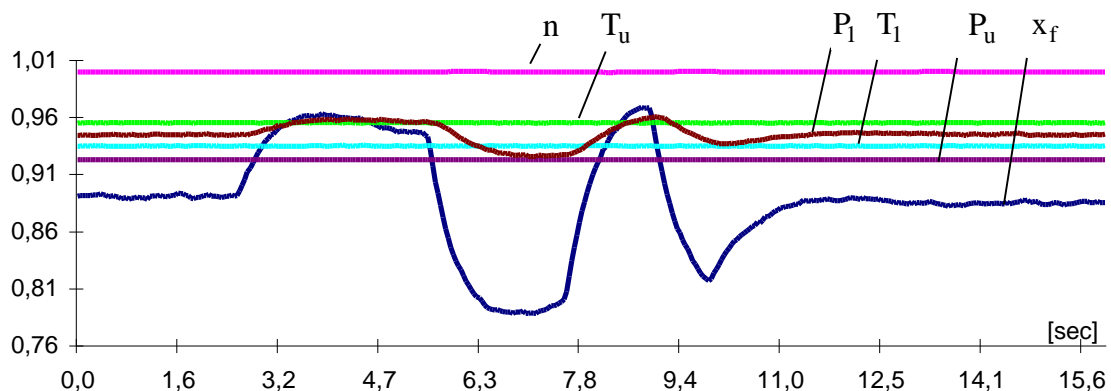


Bild 3.3-1: Gemessene Größen am Verdichter

Die Brennkammerbauform wird durch eine strömungstechnische Brennkammerzeitkonstante berücksichtigt, da die für die Turbine bereitstehende thermische Brennkammerleistung erst nach einer Verzögerungszeit im Turbineneinlaßbereich verfügbar ist. Die dem physikalischen Aufbau entsprechende Zweiteilung /93.Sc/ der Brennkammer in heiße und kalte Volumina kann hier unter Dynamik Gesichtspunkten vernachlässigt werden, da die Zeitkonstante der heißen Brennkammer gegenüber der der kalten um den Faktor 4.2 größer ist /89.KW, 86.De-Br, 85.Gr/. Die hier angesetzte Gesamtbrennkammerzeitkonstante T_{cc} wird aus der Approximation der resultierenden Strömungstotzeit berechnet, so daß die eingetretene Phasenverschiebung mit der eines Verzögerungsgliedes übereinstimmt. Angesetzt wird folgende Gleichung:

$$T_{cc} \frac{d}{dt} P_{cc,th} + P_{cc,th} = k_1 \dot{m}_f k_{bf} \quad (3.3.3-1)$$

Hierbei wird der Brennstoffmassenstrom unter Verwendung der vom Hersteller bereitgestellten Ventilkennlinie als Funktion der Ventilstellung und des Gasdrucks vor und nach dem Ventil bestimmt. Der spezifische Heizwert wird als Funktion des vorerst als konstant angenommenen Brennkammerwirkungsgrades und des Brennstoffheizwertes berechnet¹.

Ein Teil der Verdichterluft wird an der Brennkammer zur Kühlung der Turbine vorbeigeleitet, so daß ein Kühlluftfaktor zur modellmäßigen Berücksichtigung der Kühlluftentnahme dementsprechend eingeführt wird. Die DGL für den Brennkammermassenstrom schreibt sich also:

$$T_{cc} \frac{d}{dt} \dot{m}_{cc} + \dot{m}_{cc} = (1 - c_k) \dot{m}_c + \dot{m}_f \quad (3.3.3-2)$$

Aus der Brennkammerleistungsrelation

$$P_{cc,th} = k_1 (T_2 - T_1) \dot{m}_{cc} \quad (3.3.3-3)$$

läßt sich damit die nicht meßbare Turbineneintrittstemperatur (=Brennkammeraustrittstemperatur) bestimmen zu:

$$T_2 = T_1 + \frac{P_{cc,th}}{k_1 \dot{m}_{cc}} \quad (3.3.3-4)$$

3.3.4 Turbinenmodell

Die thermische Turbinenleistung

$$P_{T,th} = k_1 (T_2 - T_3) \dot{m}_{cc} \quad (3.3.4-1)$$

wirkt als Eingangsgröße für die Turbinendynamik, deren thermo-mechanische Leistungsumwandlung durch Approximation der partiellen Differentialgleichungen für die Energiebilanz in /93-2.Ne-Kr-No; 93-1.No-Ne-Kr, 93.Kr/ gelöst wurde. Dieser Ein-Kammer-Approximation wird auch hier gefolgt. Daraus resultieren mit der Turbinenzeitkonstanten T_T die Differentialgleichungen für die Turbinenleistung $P_{T,m}$, dem Turbinenmassenstrom \dot{m}_T und der Koppelleistung:

$$T_T \frac{d}{dt} P_{T,m} + P_{T,m} = P_{T,th} \quad (3.3.4-2)$$

$$T_T \frac{d}{dt} \dot{m}_T + \dot{m}_T = \dot{m}_{cc} \quad (3.3.4-3)$$

¹ Siehe hierzu Abschnitt 3.3.7.

$$P_{g,m} = P_{k,m} = P_{T,m} - P_{c,m} \quad (3.3.4-4)$$

Für den Abgaswärmetauscher hinter der Gasturbine berechnet sich die Turbinenaustrittstemperatur aus der Turbinenleistung /93-2.Ne-Kr-No; 93-1.No-Ne-Kr /

$$P_{T,m} = k_1 (T_2 - T_3) \dot{m}_T \quad (3.3.4-5)$$

durch

$$T_3 = T_2 - \frac{P_{T,m}}{k_1 \dot{m}_T} \quad (3.3.4-6)$$

und schließlich die effektiv gemessene Gasturbinaustrittstemperatur, die aufgrund der örtlich versetzten Messung totzeitbehaftet (T_d) ist:

$$\tilde{T}_3(t) = T_3(t - T_d) \quad (3.3.4-7)$$

Für die gasturbinenseitigen Abgase ergeben sich damit die Relationen:

$$T_T \frac{d}{dt} \dot{m}_{Tk} + \dot{m}_{Tk} = c_k \dot{m}_c \quad (3.3.4-8)$$

$$\dot{m}_{ex} = \dot{m}_T + \dot{m}_{Tk} \quad (3.3.4-9)$$

$$P_{ex,th} = k_1 (T_3 - T_u) \dot{m}_{ex} \quad (3.3.4-10)$$

wobei mit \dot{m}_{Tk} der approximativ berechnete Kühlluftmassenstrom, mit \dot{m}_{ex} der gesamte Abgasmassenstrom und mit $P_{ex,th}$ die abgegebene thermische Abgasleistung gegeben ist. Das Strukturbild in **Bild 3.3-2** illustriert die Modellgleichungen des Gasturbinenleistungsmodells. In Tabelle **T3.3-1** sind die wesentlichen Differentialgleichungen und zusammengefaßt.

3.3.5 Zustandsraumbeschreibung des Leistungsdynamik-Modells

Als sechste meßbare Stützgröße wird die Turbinenaustrittstemperatur T_3 eingeführt, um eine Zustandsraumbeschreibung des nichtlinearen Dynamikmodells zu erstellen. In Gleichung (3.3.4-1) wird die nicht meßbare Turbineneintrittstemperatur T_2 ersetzt durch Gleichung (3.3.3-4), so daß für die thermische Turbinenleistung nur noch die Abhängigkeit von Verdichter- und Brennkammergrößen (Verdichteraustrittstemperatur T_1 , thermische Brennkammerleistung $P_{cc,th}$ und Brennkammermassenstrom \dot{m}_{cc}) besteht.

Als Zustandsgrößen werden die thermischen und mechanischen Leistungen und die Massenströme entsprechend **Bild 3.3-3** gewählt. Der Brennstoffmassenstrom \dot{m}_f wird als Steuergröße definiert während der Kompressormassenstrom \dot{m}_c als Störgröße wirkt. Es ergibt sich eine zeitvariante Systemmatrix $\mathbf{P}(T_1, T_3)$, die von den beiden meßbaren Temperaturen T_1

und T_3 abhängt. Die Differenz der gemessenen Größen T_1 und T_3 variiert bei dynamischer Anregung des Gesamtsystems nur geringfügig im Bereich 1%-2% /93-2.Ne-Kr-Fi-No/. Weiterhin ändern sich die Eigenwerte der Systemmatrix $\mathbf{P}(T_1, T_3)$ bei Variation dieser Differenz nicht, so daß sich im Zustandsraum die folgende Darstellung des Modells 6ter Ordnung ergibt, wobei die nichtlinearen Anteile nur in den Steuer- bzw. Störtermen auftritt:

$$\dot{\underline{x}} = \mathbf{P}(T_1, T_3) \underline{x} + \underline{\mathbf{B}}_1 \dot{m}_f + \underline{\mathbf{B}}_2(T_1, T_u) \dot{m}_c \quad (3.3.5-1)$$

mit dem Zustandsvektor \underline{x} ,

$$\underline{x} = \left[P_{cc,th} \quad P_{T,m} \quad P_{c,m} \quad \dot{m}_{cc} \quad \dot{m}_T \quad \dot{m}_{Tk} \right]^T \quad (3.3.5-2)$$

dem Steuervektor $\underline{\mathbf{B}}_1$:

$$\underline{\mathbf{B}}_1 = \left[k_1 k_{bf} \frac{1}{T_{cc}} \quad 0 \quad 0 \quad \frac{1}{T_{cc}} \quad 0 \quad 0 \right]^T \quad (3.3.5-3)$$

dem Störvektor $\underline{\mathbf{B}}_2$:

$$\underline{\mathbf{B}}_2 = \left[0 \quad 0 \quad \frac{1}{T_c} k_1 (T_1 - T_u) (1 - c_k) \quad \frac{1}{T_{cc}} (1 - c_k) \quad 0 \quad \frac{1}{T_k} c_k \right]^T \quad (3.3.5-4)$$

der Steuergröße \dot{m}_f , dem hier als Störgröße definierten Verdichtermassenstrom \dot{m}_c und der Systemmatrix $\mathbf{P}(T_1, T_3)$:

$$\mathbf{P}(T_1, T_3) = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_{cc}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{T_T} & -\frac{1}{T_T} & 0 & \frac{1}{T_T} (T_1 - T_3) k_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T_c} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_{cc}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{T_T} & -\frac{1}{T_T} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_T} \end{bmatrix} \quad (3.3.5-5)$$

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_3 & \\ & \mathbf{0}_3 \end{bmatrix}, \quad \underline{y} = \mathbf{C}\underline{x} = \left[P_{cc,th} \quad P_{T,m} \quad P_{c,m} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right]^T \quad (3.3.5-5^*)$$

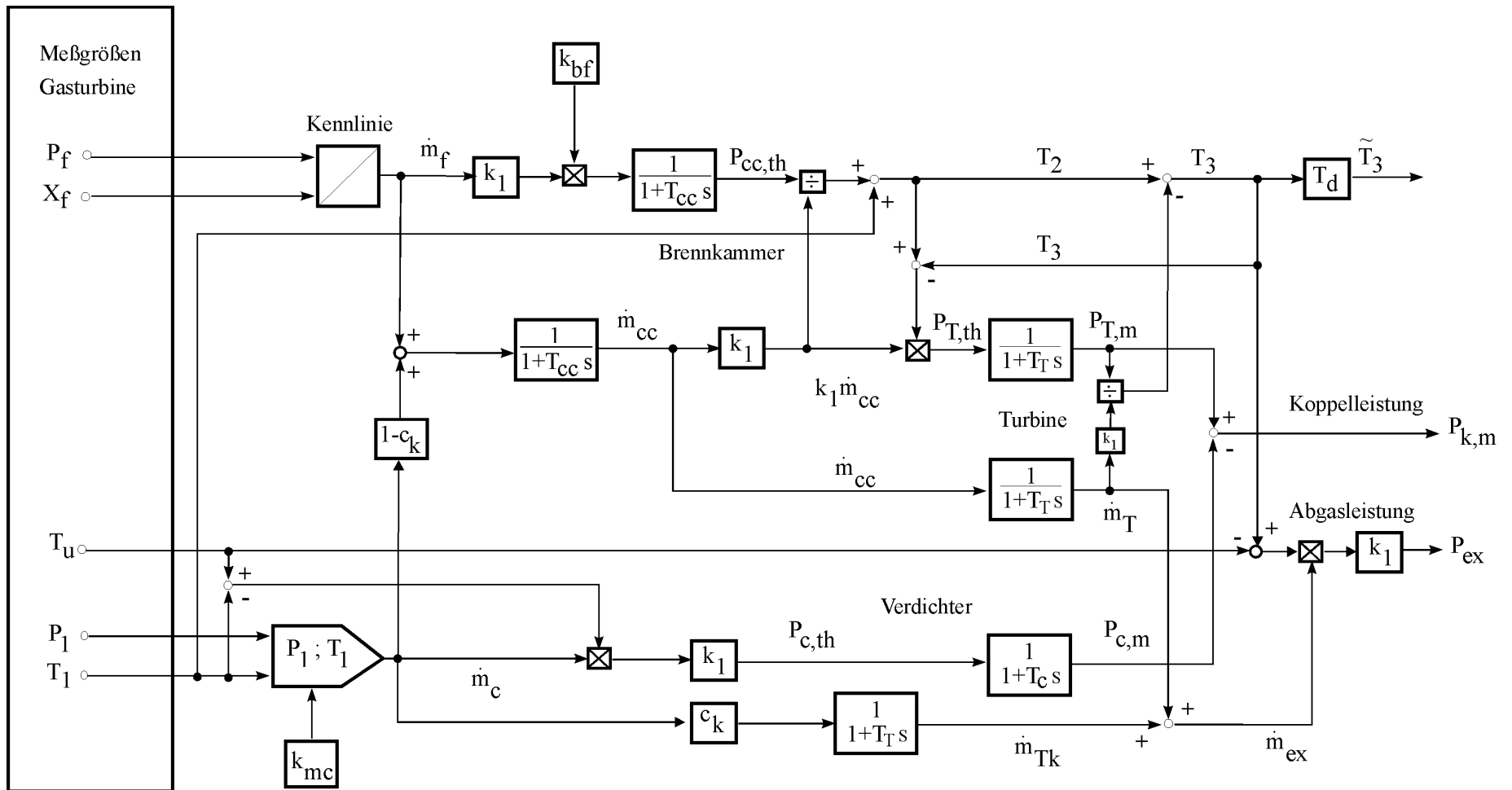


Bild 3.3-2: Leistungsdynamikmodell der Gasturbine

Verdichter				
$P_{c,th} = k_I (T_1 - T_u) \dot{m}_c$ $T_c \frac{d}{dt} P_{c,m} + P_{c,m} = P_{c,th}$	$\dot{m}_c = k \dot{m}_c \frac{P_1}{T_1}$	T_u - meßbar T_1 - meßbar $T_a = c_0 T_1$	$T_c \frac{d}{dt} P_0 + P_0 = \left[\frac{T_a}{T_u} \right]^{\frac{k-1}{k}} P_1$ P_u, P_1 - meßbar	k_I, κ $k \dot{m}_c$ T_c, c_0
Brennkammer				
$T_{cc} \frac{d}{dt} P_{cc,th} + P_{cc,th} = k_I \dot{m}_f k_{bf}$	$\dot{m}_f = f(x_f, P_f)$ $T_{cc} \frac{d}{dt} \dot{m}_{cc} + \dot{m}_{cc} = (1 - c_k) \dot{m}_c + \dot{m}_f$	$T_2 = T_1 + \frac{P_{cc,th}}{k_I \dot{m}_{cc}}$	$T_{cc} \frac{d}{dt} P_2 + P_2 = c_I P_1$	$k_{bf} = \frac{T_{cc}}{\eta_b H_{bf} c_p}$ $c_k, c_I = 1 - \delta_e$
Turbine				
$P_{T,th} = k_I (T_2 - T_3) \dot{m}_{cc}$ $T_T \frac{d}{dt} P_{T,m} + P_{T,m} = P_{T,th}$ $P_{k,m} = P_{T,m} - P_{c,m}$	$T_T \frac{d}{dt} \dot{m}_T + \dot{m}_T = \dot{m}_{cc}$ $T_T \frac{d}{dt} \dot{m}_{Tk} + \dot{m}_{Tk} = c_k \dot{m}_c$	$T_3 = T_2 - \frac{P_{T,m}}{k_I \dot{m}_T}$ $\tilde{T}_3(t) = T_3(t - T_d)$ T_3 - meßbar	$\frac{T_{cc}}{2} \frac{d}{dt} p_a + p_a = \left[\frac{P_1}{P_0} \right]^{\frac{k-1}{k}}$ $T_T \frac{d}{dt} P_3 + P_3 = \left[\frac{P_2}{p_a} \right]^{\frac{k-1}{k}} c_2$ P_3 - meßbar	T_d T_T $c_2 = \frac{1}{1 + \delta_a + \delta_b}$
Abgasseite				
$P_{ex,th} = k_I (T_3 - T_u) \dot{m}_{ex}$	$\dot{m}_{ex} = \dot{m}_T + \dot{m}_{Tk}$	T_u - meßbar	P_u - meßbar	
Leistungen	Massenströme	Temperaturen	Drücke (Druckmodell)	Parameter

T 3.3-1: Tabelle der Gleichungen und Parameter des Leistungsdynamik-Modell

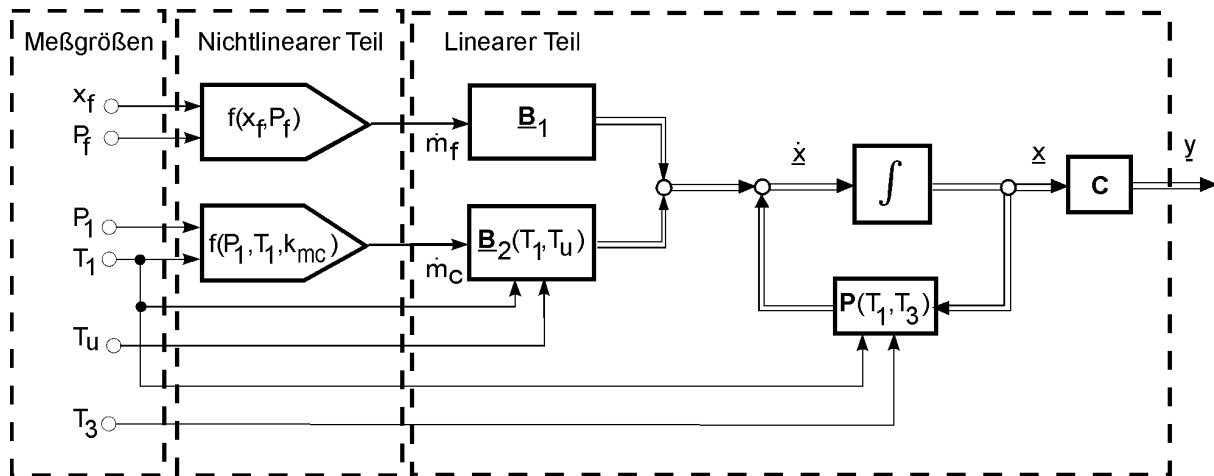


Bild 3.3-3 Blockdiagramm der Zustandsraumbeschreibung

3.3.6 Druckmodell

Unter der Annahme, daß bei den vorgegebenen Druckverhältnissen nur noch die Kontinuitätsgleichung gilt, lassen sich die für die Leistungs- und Massenstrommodellierung benutzten Zeitkonstanten auch auf ein Druckmodell anwenden. Bei der hier vorgestellten Modellierung der Druckverhältnisse werden die durch Modellreduktion ermittelten Druckabsenkungsfaktoren nach /93-2.Ne-Kr-Fi-No, 93.Kr/ benutzt. Es werden die folgenden Größen als Zustände gewählt: Turbineneintrittsdruck P_2 , Kompressoreintrittsdruck P_0 und Turbinenausgangsdruck P_3 , der als weitere meßbare Stützgröße zur Verfügung steht. Der Turbineneintrittsdruck P_2 läßt sich nach /93.Kr/ in Abhängigkeit zu dem Verdichtereintrittsdruck P_1 bei Einführung des Druckabsenkungsfaktors δ_e bringen:

$$T_{cc} \frac{d}{dt} P_2 + P_2 = c_1 P_1 \quad (3.3.6-1)$$

mit

$$c_1 = 1 - \delta_e$$

Der Turbineneintrittsdruck (=Brennkammeraustrittsdruck) ist bei Brennstoffzufuhr nicht konstant, d.h. bedingt durch die Laufzeit des strömenden Gases pflanzt sich die Druckerhöhung am Verdichter auch am Brennkammeraustritt mit einer Zeitverzögerung fort, d.h. die "Sog- und Verdichtungswirkung" der Brennkammer beeinflusst den Turbineneingangsdruck.

Die durch die Brennkammer hervorgerufene Druckerhöhung am Verdichterausgang beeinflusst ebenso den Verdichtereintrittsdruck P_0 . Aus der isentropen Verdichteraustrittstemperatur, die näherungsweise nach /93-2.Ne-Kr-Fi-No/ über den Korrekturfaktor c_0 aus der gemessenen Verdichteraustrittstemperatur

$$T_a = c_0 T_1 \quad (3.3.6-2)$$

berechnet werden kann, wird für die Dynamik des Verdichtereintrittsdruckes wie folgt angesetzt:

$$T_c \frac{d}{dt} P_0 + P_0 = \left[\frac{T_a}{T_u} \right]^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} P_1 \quad (3.3.6-3)$$

Der im Turbinenbereich wirksame isentrope Kompressionsfaktor π_a wird näherungsweise berechnet mit der "mittleren" Zeitkonstanten $T_{cc}/2$ zu

$$\frac{T_{cc}}{2} \frac{d}{dt} \pi_a + \pi_a = \left[\frac{P_1}{P_0} \right]^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \quad (3.3.6-4)$$

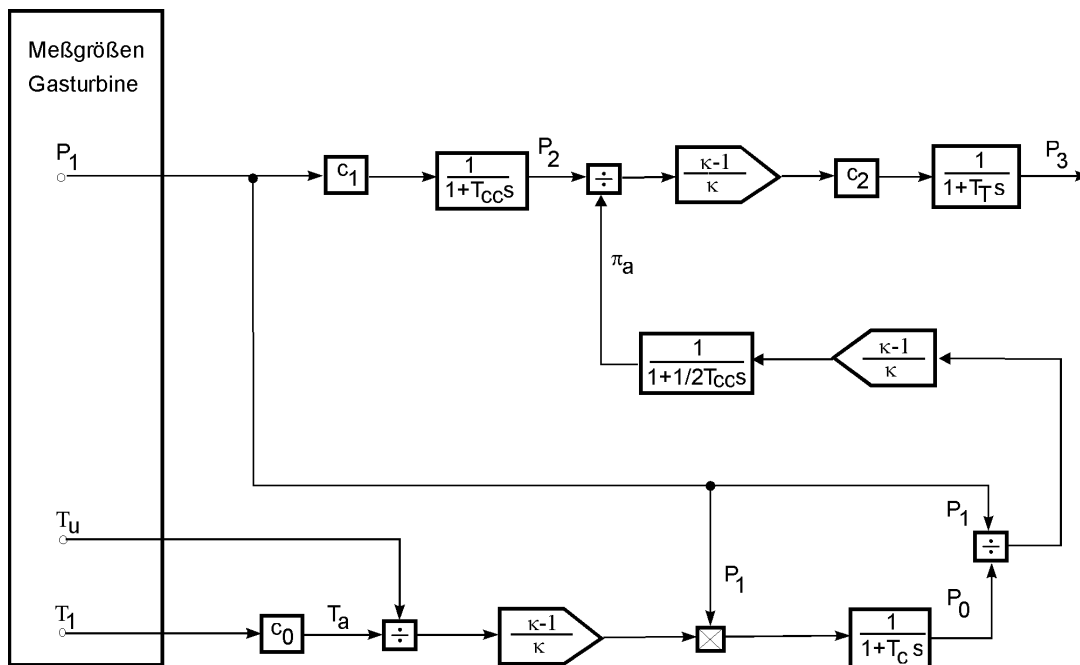


Bild 3.3.-4: Druckmodell der Gasturbine

so daß sich für den Turbinenausstrittsdruck mittels des wirksamen isentropen Kompressionsfaktors und mit δ_e und δ_a als den Druckabsenkungsfaktoren folgende Gleichung ergibt:

$$T_T \frac{d}{dt} P_3 + P_3 = \left[\frac{P_2}{\pi_a} \right]^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} c_2 \quad (3.3.6-5)$$

mit

$$c_2 = \frac{1}{1 + \delta_a + \delta_b}$$

3.3.7 Parameter und Zeitkonstanten

Der Parameter $k_{\dot{m}_c}$ berechnet sich für den Verdichtermassenstrom:

$$k_{\dot{m}_c} = \frac{T_{1,N} \cdot \dot{m}_{0,N}(P_{1,N}, T_{1,N})}{P_{1,N}} \quad (3.3.7-1)$$

wobei für $\dot{m}_{0,N}$ der in /89.KW/ angegebene Frischluftmassenstrom und für die übrigen Größen die Nennwerte eingesetzt werden (**Anhang A3.2-2**).

Der Brennstoffmassenstrom wird mittels Ventilkennlinie und der in /89.KW/ gegebenen Konstanten $a_{f,\max}$ bestimmt:

$$\dot{m}_f(x_f, P_f) = a_{f,\max} x_f \frac{P_f}{P_{fN}} \quad (3.3.7-2)$$

Der Parameter k_{bf} in Gleichung (3.3.3-1) berechnet sich bei angenommenen konstantem Brennkammerwirkungsgrad nach:

$$k_{bf} = \frac{\eta_b H_{bf}}{c_p} \quad (3.3.7-3)$$

Da bei Leistungsänderung dieser Wirkungsgrad nicht konstant ist, wird der Parameter k_{bf} so gewählt, daß im stationären Fall die Energiebilanzgleichung erfüllt ist, d.h. daß die Koppelleistung des Gasturbinenmodells im stationären Fall gleich der mechanischen Leistung des Generators ist.

Die Abschätzung der Gasturbinenzeitkonstanten erfolgt mit den in /93-2.Ne-Kr-Fi-No/ angegebenen Beziehungen. Sie nutzen dabei die Konstruktionsdaten bzw. Abmessungen der Gasturbinen-Teilsysteme Verdichter, Brennkammer und Turbine.

Die Turbinenzeitkonstante ist abhängig von der Länge des Turbinenschaftes und der mittleren Strömungsgeschwindigkeit des Gases:

$$T_T = \frac{L_T}{v_{m,T}} \quad (3.3.7-4)$$

Analog hierzu berechnet sich die Verdichter-Zeitkonstante:

$$T_c = \frac{L_c}{v_{m,c}} \quad (3.3.7-5)$$

Unter der Annahme konstanter Druckverhältnisse in der Brennkammer hängt die Brennkammer-Totzeit von der Länge der Brennkammer und der mittleren Strömungsgeschwindigkeit in der Brennkammer ab:

$$\tau_{cc} = \frac{L_{cc}}{v_{m,cc}} \quad (3.3.7-6)$$

Nach /91.Kr-Ne-No, 93-2.Ne-Kr-Fi-No, 93.Kr/ läßt sich schreiben:

$$T_{cc} = \frac{4}{\pi} \tau_{cc} \quad (3.3.7-7)$$

Unter der Annahme, daß die Strömungsgeschwindigkeit in den 3 Teilsystemen gleich ist, d.h.:

$$v_{m,T} = v_{m,cc} = v_{m,c} = v_{m,GT} \quad (3.3.7-8)$$

Aus den Geometriedaten der Gasturbine ergeben sich die mittleren Längen, aus denen die Zeitkonstanten abgeschätzt werden können.

$$T_T = \frac{\bar{L}_T}{\bar{v}_{m,GT}} \quad , \quad T_c = \frac{\bar{L}_c}{\bar{v}_{m,GT}} \quad , \quad T_{cc} = \frac{4}{\pi} \frac{\bar{L}_{cc}}{\bar{v}_{m,GT}} \quad (3.3.7-9)$$

Aufgrund der geometrischen Abmessungen ist z. B. die Verdichterzeitkonstante ungefähr dreimal größer als die Turbinenzeitkonstante, da die Schaftlänge des Verdichters das dreifache der Turbine beträgt. Das heißt $T_c \approx 3 \cdot T_T$ und $T_{cc} \approx 2 \cdot T_c$. Die räumlich versetzte Messung der Turbinenaustrittstemperatur wird durch eine Totzeit T_d berücksichtigt (**T3.3-2**).

Bezeichnung	Formelzeichen	Wert
Verdichterzeitkonstante	T_c	0,36 s
Brennkammerzeitkonstante	T_{cc}	0,7 s
Turbinenzeitkonstante	T_T	0,12 s
Totzeit (Turbinenaustrittstemperatur)	T_d	0,62 s

T3.3-2: Tabelle der Zeitkonstanten des Gasturbinenmodells

3.3.8 Simulationsergebnisse

In den **Bildern 3.3.8-1 - 3.3.8-3** sind Ergebnisse der Simulationsstudien dargestellt. Benutzt wurden hierbei die aufgenommenen Meßdaten aus der Messung im GuD-Kraftwerk München-Süd an der Gasturbine des Typs KWU V94.1. Die Turbine wurde folgenden dynamischen Anregungen unterzogen: Änderungen der Brennstoffventilstellung x_f - 6% Anhebung - 12% Absenkung - Regelungsvorgang bis auf Sollwert - 6% Absenkung - 12% Anhebung.

In **Bild 3.3.8-1** ist die mechanische Leistung der Turbine $P_{T,m}$, die thermische Leistung des Abgases $P_{ex,th}$ und die mechanische Verdichterleistung $P_{c,m}$ dargestellt. Es ist zu erkennen, wie die Dynamik der mechanischen Verdichterleistung sich mit gleicher Periode in der me-

chanischen Turbinenleistung $P_{T,m}$ fortpflanzt, während die thermische Abgasleistung $P_{ex,th}$ zeitverzögert mit größerer Periode folgt.

Die Verläufe in **Bild 3.3.8-2** geben die vier Massenströme wieder: Brennstoffmassenstrom \dot{m}_f , Verdichtermassenstrom \dot{m}_c , Brennkammermassenstrom \dot{m}_{cc} und den Turbinenmassenstrom \dot{m}_T . Hier überträgt sich die Dynamik des Brennstoffmassenstromes \dot{m}_f auf den Verdichtermassenstrom \dot{m}_c , wobei der Brennkammermassenstrom \dot{m}_{cc} und der Turbinenmassenstrom \dot{m}_T dynamisch ähnlich reagieren.

Bild 3.3.8-3 zeigt einen Vergleich der simulierten mechanischen Gasturbinenkoppleistung $P_{k,m}$ mit der gemessenen elektrischen Leistung P_{el} des Turbogenerators. Im Falle der elektrischen Leistung ist das generatorseitig ausgelöste Nachpendeln zu erkennen. Zu bemerken ist hier die gute Übereinstimmung der Größen bei vorgegebener Leistungsänderung. Beim Einsatz des Modells als Grundlage für den Entwurf des Zustandsbeobachters tragen die Rückführungskoeffizienten zur genauen Parameteranpassung bei.

3.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde die Spitzenlastgasturbine, als Antriebsaggregat eingesetzt im GuD-Kraftwerk, behandelt. Bei dieser Spitzenlastgasturbine befinden sich die Turbinen- und Verdichterkomponenten auf einer Welle. Es wird das nichtlineare Dynamikmodell der Kraftwerksgasturbine vorgestellt, welches basierend auf den modellierten thermisch stationären Zusammenhängen entwickelt wird. Als Modellstützgrößen werden verschiedene in der Kraftwerksinstrumentierung zugängliche Meßgrößen, wie der Verdichteraustrittsdruck, die Verdichteraustrittstemperatur, die Brennstoffventilstellung für die Modellierung des dynamischen Verhaltens benutzt.

Das allgemeine algebraische Modell /91.Kr-Ne-No/ für den thermisch stationären Fall der Gasturbine wird in Unterkapitel 3.2 abgeleitet, als Grundlage für die in Unterkapitel 3.3 durchgeführte Entwicklung des nichtlinearen Leistungsdynamikmodells. Da auf ausreichende Meßgrößen für den Verdichter zugegriffen werden kann, werden die Verdichterverhältnisse nur reduziert modelliert, währenddessen die zusätzlich verdichtende Wirkung des Brennstoffmassenstromes in der Modellierung explizit berücksichtigt wird.

Bei der Modellierung der thermisch stationären Brennkammerverhältnisse wird in Abschnitt 3.3.3 vorerst von einem konstanten Brennkammerwirkungsgrad ausgegangen, der im späteren Schritt korrigiert und dynamisch nachgeführt wird. In Abschnitt 3.3.5 wird eine Zustandsraumbeschreibung angegeben, wobei die Leistungen und Massenströme als Systemzustände definiert werden. Bei der Entwicklung eines Druckmodells wird die meßbare Turbinenaustrittstemperatur als weitere Stützgröße eingeführt.

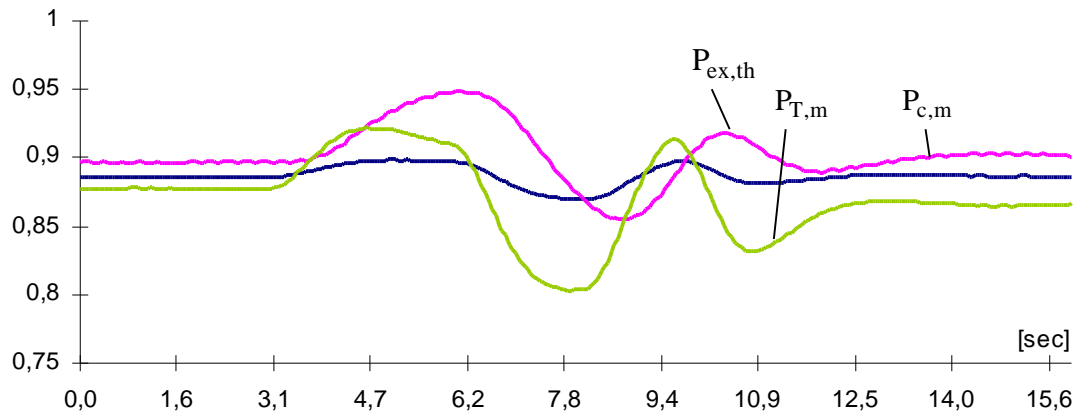


Bild 3.3.8-1 Mechanische Leistung der Turbine $P_{T,m}$, thermische Leistung des Abgases $P_{ex,th}$ und die mechanische Verdichterleistung $P_{c,m}$

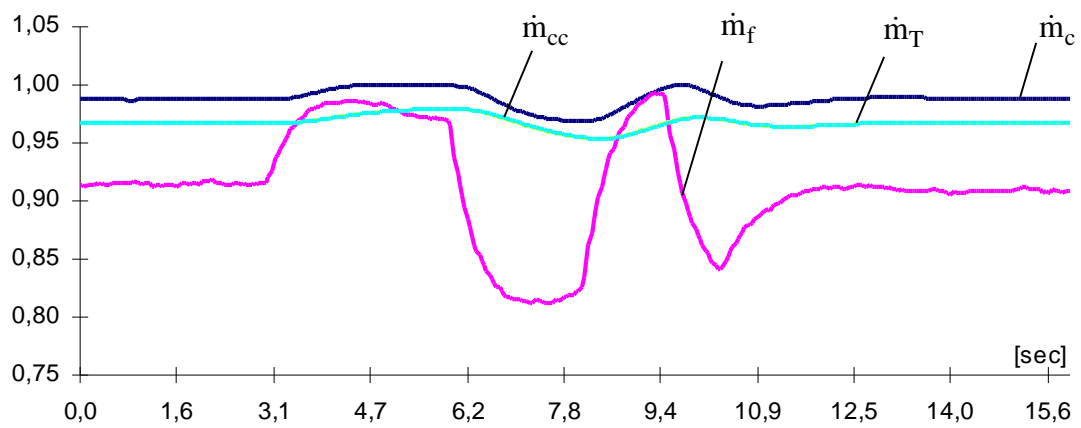


Bild 3.3.8-2: Brennstoffmassenstrom \dot{m}_f , Verdichtermassenstrom \dot{m}_c , Brennkammermassenstrom \dot{m}_{cc} und Turbinenmassenstrom \dot{m}_T

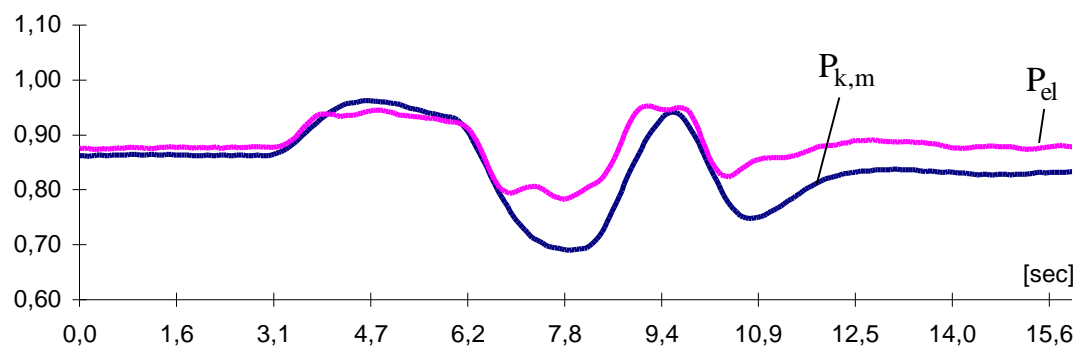


Bild 3.3.8-3: Mechanische Gasturbinenkoppelleistung $P_{k,m}$, gemessene elektrische Generatorleistung P_{el}

4.0 Synthese, Simulation und Verifikation des nichtlinearen Zustandsbeobachters für die Gasturbine

Das hier vorgestellte Konzept des Gasturbinenbeobachters sieht die Zerlegung in einzelne Teilbeobachter vor, i.e. dem Leistungsbeobachter, dem Massenstrombeobachter, dem Druckbeobachter und zusätzlich einer algebraischen Schätzung der Wirkungsgrade (**Bild 4.0-1**). Da zur Bestimmung der Massenströme die jeweiligen Temperaturen und Leistungen bekannt sein müssen, gewinnt der Leistungsbeobachter, und damit verbunden die Schätzung der nicht meßbaren Turbineneintrittstemperatur, ein zentrales Gewicht im Konzept des Gasturbinenbeobachters.

Sämtliche Rückführungskoeffizienten werden durch Simulation bestimmt. Eine Festlegung der Rückführungskoeffizienten mittels umfassender Stabilitätsbetrachtungen, wie in /90.0s/ gezeigt, ist nicht Gegenstand dieser Arbeit.

Bei dem in **Unterkapitel 4.1** behandelten Leistungsbeobachter werden die Schätzungen der Massenströme vorerst als Zwischengrößen aufgefaßt, da deren Dynamik näherungsweise entsprechend dem im vorhergehenden Abschnitt diskutierten Modell mittels Verzögerungsgliedern beschrieben wird.

Erst in **Unterkapitel 4.2** wird ein zeitdiskreter Massenstrombeobachter angegeben, in welchem die Strömungslaufzeiten physikalisch adäquat als Totzeitglieder behandelt werden. Der im **Unterkapitel 4.3** entwickelte Druckbeobachter wird wiederum im Zeitkontinuierlichen dargestellt. Die algebraische Berechnungen der Teilwirkungsgrade für die Brennkammer und der Turbine wird in **Unterkapitel 4.4** beschrieben. Die Berechnung erfolgt unter Gebrauch der im Leistungsbeobachter vorgenommenen Zustandsschätzung der Turbineneintrittstemperatur und der im zeitdiskreten Massenstrombeobachter rekonstruierten Massenströme.

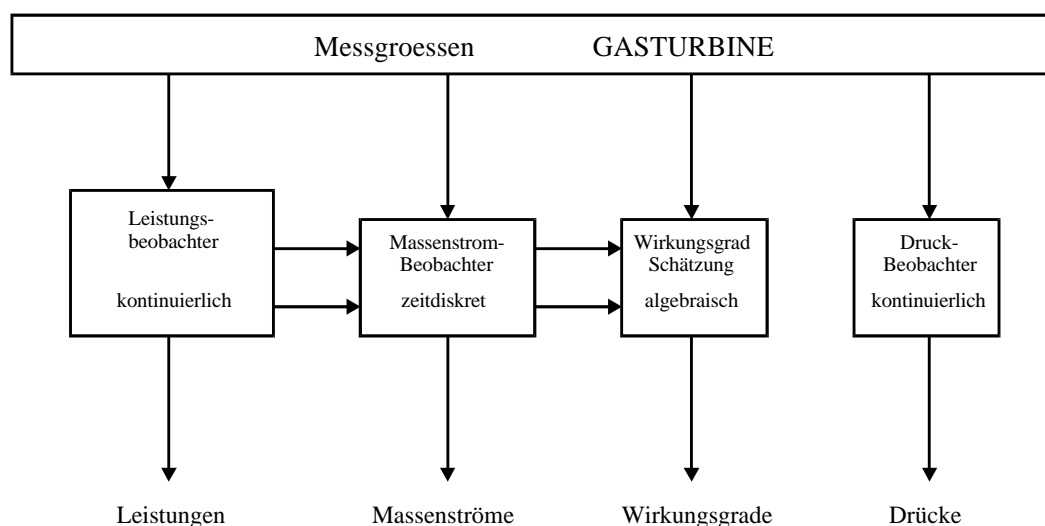


Bild 4.0-1: Strukturschema des verteilt realisierten Gasturbinenbeobachters

Als zur Rückführung dienende Beobachtergrößen stehen die Turbinenaustrittstemperatur und das mechanische Koppelmoment der Gasturbine zur Verfügung. Aufgrund der räumlich versetzten Messung wird die Turbinenaustrittstemperatur als totzeitbehaftet angenommen. Die Kopplung zum Turbogeneratorbeobachter wird hergestellt, indem die dort rekonstruierte Größe des mechanischen Momentes mit dem beobachteten Koppelmoment des Gasturbinenbeobachters verglichen wird und die resultierende Differenz als Beobachterrückführung benutzt wird.

4.1 Leistungsbeobachter

Die im vorhergehenden Abschnitt ermittelte Zustandsgleichung (3.3.5-1) wird um den Rückführungsterm erweitert:

$$\hat{\underline{x}} = \mathbf{P}\hat{\underline{x}} + \mathbf{B}_1\dot{m}_f + \mathbf{B}_2\dot{m}_c + \mathbf{r} \underline{e} \quad (4.1-1)$$

mit der Rückführungsmatrix \mathbf{r} und dem Fehlervektor \underline{e} :

$$\mathbf{r} = \begin{bmatrix} r_1 & r_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & r_3 & r_4 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \quad (4.1-2)$$

$$\underline{e} = [e_T \quad e_M]^T \quad (4.1-3)$$

Der Temperaturfehler e_T berechnet sich aus der Differenz der gemessenen und rekonstruierten Turbinenaustrittstemperatur T_3 bzw. \hat{T}_3 . Der Momentenfehler entspricht der Differenz aus dem gasturbinenbeobachterseitig rekonstruierten Koppelmoment \hat{M}_k und generatorbeobachterseitig rekonstruiertem Antriebsmoment \hat{M}_m :

$$e_T = (T_3 - \hat{T}_3) \quad \text{und} \quad e_M = (\hat{M}_m - \hat{M}_k) \quad (4.1-4)$$

Es wird hier das im Rahmen des Generatorbeobachterentwurfes geschätzte Antriebsmoment benutzt¹. Die thermische Brennkammerleistung $P_{cc,th}$ wird über den mit r_1 gewichteten Temperaturfehler, die thermische Turbinenleistung $P_{T,th}$ über die jeweils mit r_2 bzw. r_3 gewichteten Kombination aus Temperatur- und Momentenfehler korrigiert. Die Korrektur der thermischen Verdichterleistung erfolgt über den gewichteten Momentenfehler $r_3 \cdot e_M$.

Bild 4.1-1 gibt das zugehörige Blockschaltbild wieder.

¹ Siehe Unterkapitel 2.1.3.1. Anzumerken ist an dieser Stelle, daß das rekonstruierte Koppelmoment als Eingangsgröße für den Turbogeneratorbeobachter genutzt werden könnte. Dieser Ansatz wird in dieser Arbeit nicht verfolgt, da die Beobachter für Generator und Gasturbine getrennt betrachtet werden.

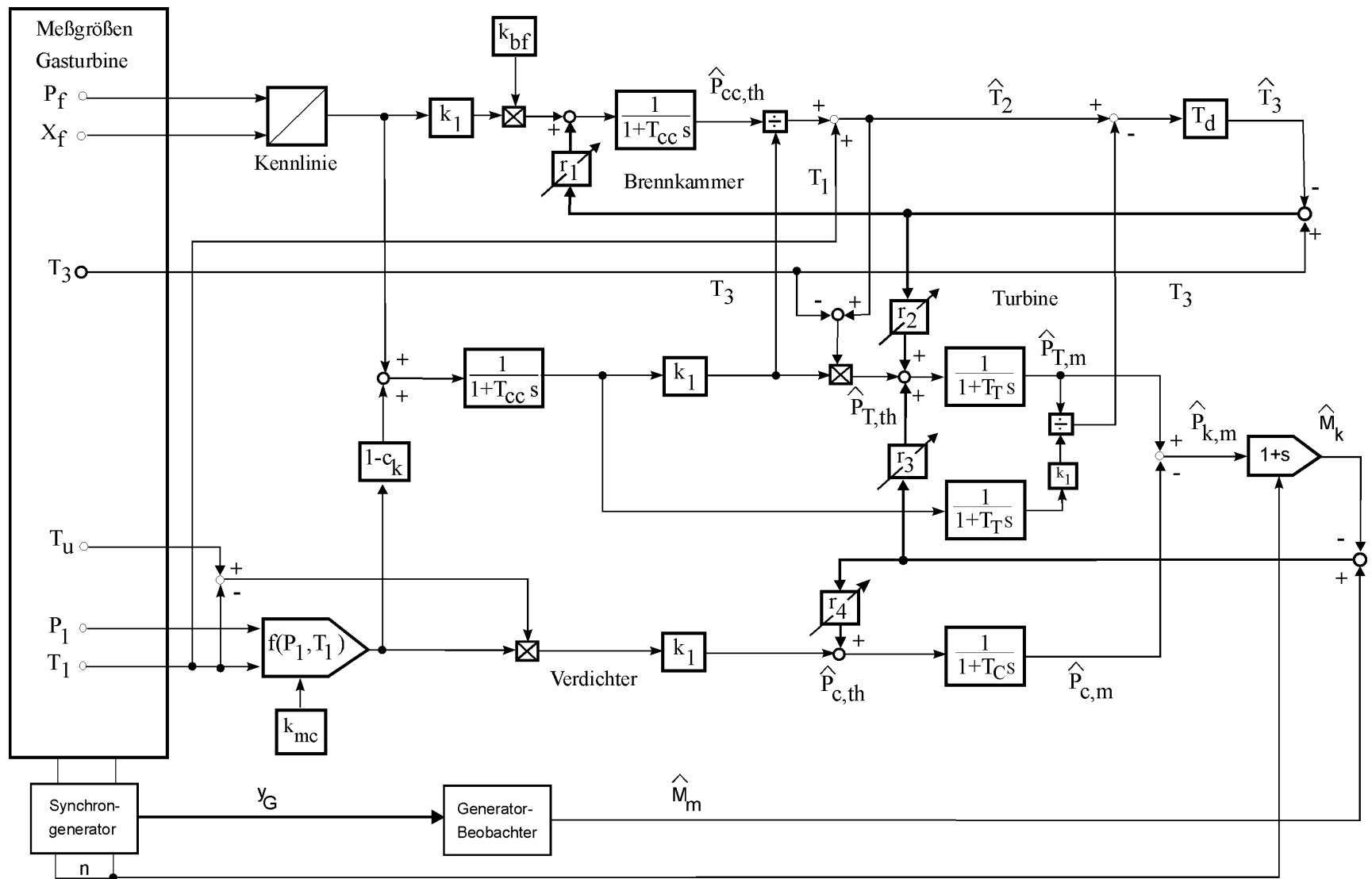


Bild 4.1-1: Blockschaltbild des Leistungsbeobachters

Explizit schreiben sich die maßgeblichen Gleichungen wie folgt:

a) thermische Brennkammerleistung¹

$$T_{cc} \frac{d}{dt} \hat{P}_{cc,th} + \hat{P}_{cc,th} = k_1 \dot{m}_f k_{bf} + r_1 (T_3 - \hat{T}_3) \quad (4.1-5)$$

Mittels der gemessenen Verdichteraustrittstemperatur T_1 und des Brennkammermassenstroms \dot{m}_{cc} wir die Turbineneintrittstemperatur geschätzt zu:

$$\hat{T}_2 = T_1 + \frac{\hat{P}_{cc,th}}{k_1 \dot{m}_{cc}} \quad (4.1-6)$$

Eingangsgrößen für die Dynamik der Turbinenleistung sind die beobachtete Turbineneintrittstemperatur \hat{T}_2 , abzüglich der gemessenen Turbinenaustrittstemperatur T_3 und der Brennkammermassenstrom \dot{m}_{cc}

b) mechanische Turbinenleistung

$$T_T \frac{d}{dt} \hat{P}_{T,m} + \hat{P}_{T,m} = k_1 (\hat{T}_2 - T_3) \dot{m}_{cc} + r_2 (T_3 - \hat{T}_3) + r_3 (\hat{M}_m - \hat{M}_k) \quad (4.1-7)$$

Anhand der Turbineneintrittstemperatur \hat{T}_2 und der geschätzten mechanischen Turbinenleistung $\hat{P}_{T,m}$ erfolgt die Ermittlung der unverzögerten Turbinenaustrittstemperatur:

$$\tilde{T}_3 = \hat{T}_2 - \frac{\hat{P}_{T,m}}{k_1 \dot{m}_T} \quad (4.1-8)$$

und mit Berücksichtigung der räumlich versetzten Temperaturmessung gilt:

$$\hat{T}_3(t) = \tilde{T}_3(t - T_d) \quad (4.1-9)$$

Die beobachtete mechanische Leistung am Verdichter lautet:

c) mechanische Verdichterleistung

$$T_c \frac{d}{dt} \hat{P}_{c,m} + \hat{P}_{c,m} = k_1 (T_1 - T_u) (1 - c_k) \dot{m}_{cc} + r_4 (\hat{M}_m - \hat{M}_k) \quad (4.1-10)$$

Die Gasturbinenkoppleistung ist die Differenz zwischen mechanischer Turbinen- und Verdichterleistung.

d) Gasturbinenkoppleistung

$$\hat{P}_{k,m} = \hat{P}_{T,m} - \hat{P}_{c,m} \quad (4.1-11)$$

¹ Im Falle der thermischen Brennkammerleistung wird nochmals darauf hingewiesen, daß der Brennkammerwirkungsgrad implizit in dem Faktor k_{bf} aus Gleichung 3.3.7-3 gegeben ist.

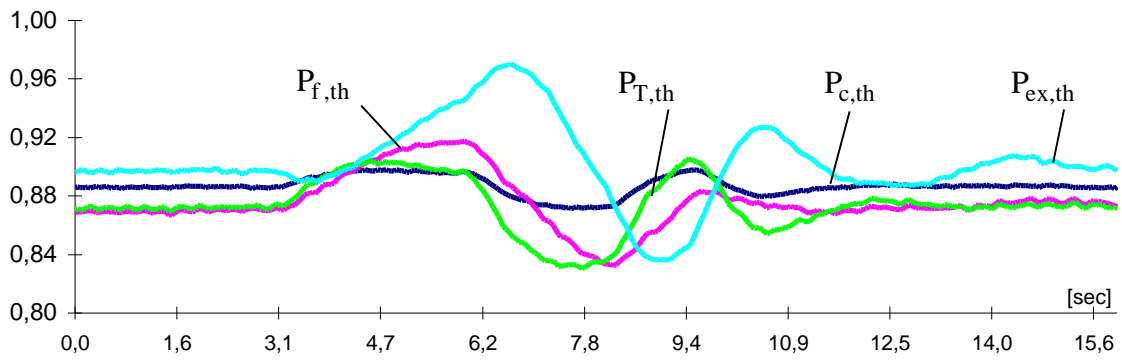


Bild 4.1-2: Vergleich der beobachteten thermischen Leistungen

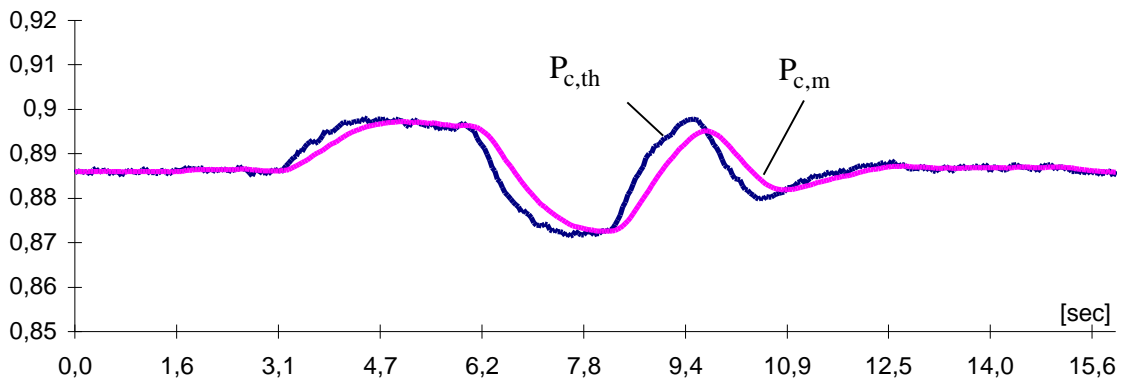


Bild 4.1-3: Thermische und mechanische Leistungen des Verdichters

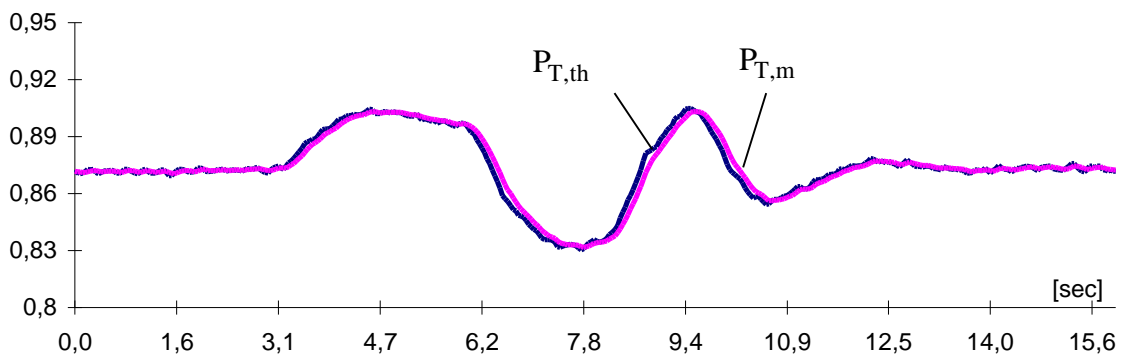


Bild 4.1-4: Thermische und mechanische Leistungen der Turbine

Die durch den Leistungsbeobachter rekonstruierten Größen sind im Verifikationsvergleich mit gemessenen Größen in den **Bildern 4.1-2 - 4.1-7** dargestellt. In **Bild 4.1-2** sind sämtliche rekonstruierten thermischen Leistungen angegeben, während in **Bild 4.1-3** und in **Bild 4.1-4** die thermischen und mechanischen Leistungen jeweils für Kompressor und Turbine im Vergleich dargestellt sind. Zu erkennen ist wiederum, wie die mechanischen Leistungen den thermischen zeitverzögert folgen. **Bild 4.1-5** gibt die Steuergröße der Gasturbine und den Ausgang des Systems Gasturbosatz die elektrische Leistung wieder. Eine wesentliche rekonstruierte Größe - die nicht meßbare Turbineneintrittstemperatur - ist in **Bild 4.1-6** dargestellt.

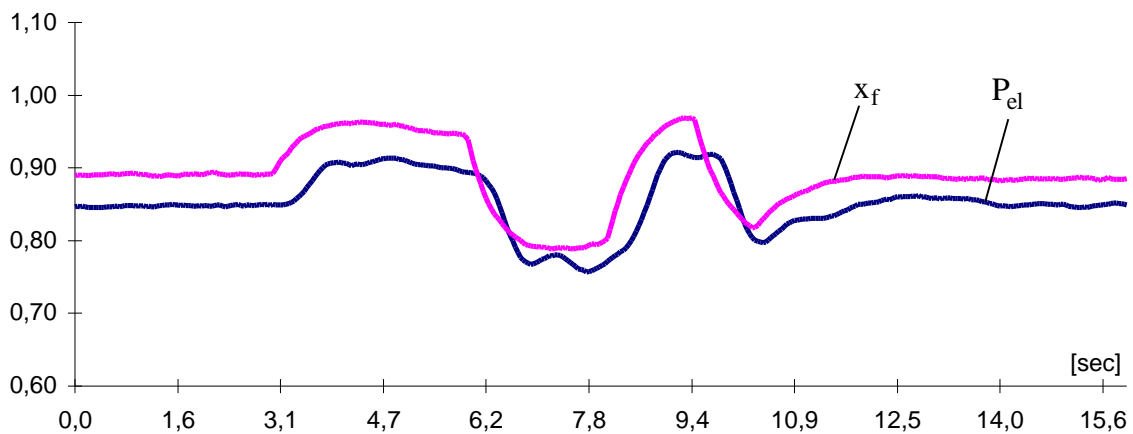


Bild 4.1-5: Ausgangsgröße: elektrische Leistung, Steuergröße: Ventilstellung

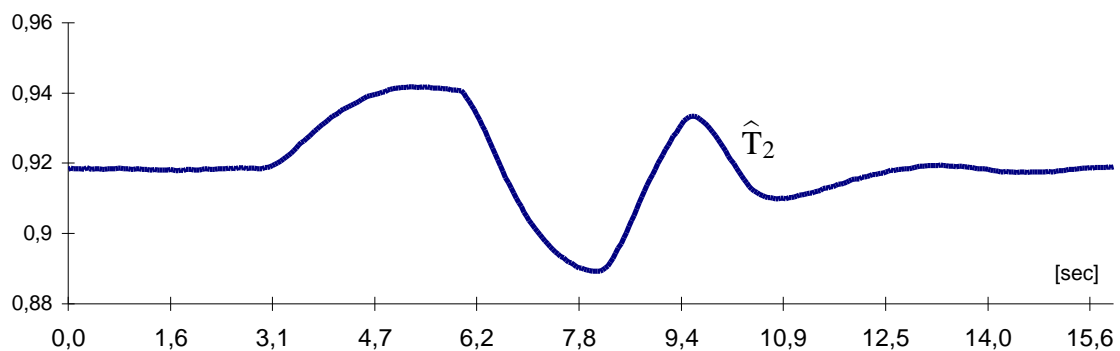


Bild 4.1-6: Rekonstruierte nicht meßbare Turbineneintrittstemperatur

Für die Turbineneintrittstemperatur konnte ein weiterer Schätzwert ermittelt werden, da in der konventionellen Regelung diese Temperatur als Regelgröße benutzt wird und aufgrund dessen ausreichendes Kennlinienmaterial zur indirekten Bestimmung zur Verfügung stand. Somit stehen für einen Verifikationsvergleich drei Größen zur Verfügung: die Turbinenaustrittstemperatur, der Kennlinienschatzwert der Turbineneintrittstemperatur und das mechanische Antriebsmoment des Generatorbeobachters. In **Bild 4.1-7** ist dieser Verifikationsvergleich anhand des Fehlerklassenhistogrammes illustriert. Es ist ein direkter Vergleich des durch den Gasturbinenbeobachter rekonstruierten Koppelmomentes und des durch den Generatorbeob-

achter geschätzten Antriebsmomentes dargestellt – zugleich ein Verifikationsvergleich der gemessenen und rekonstruierten Turbineneintritts- und austrittstemperatur.

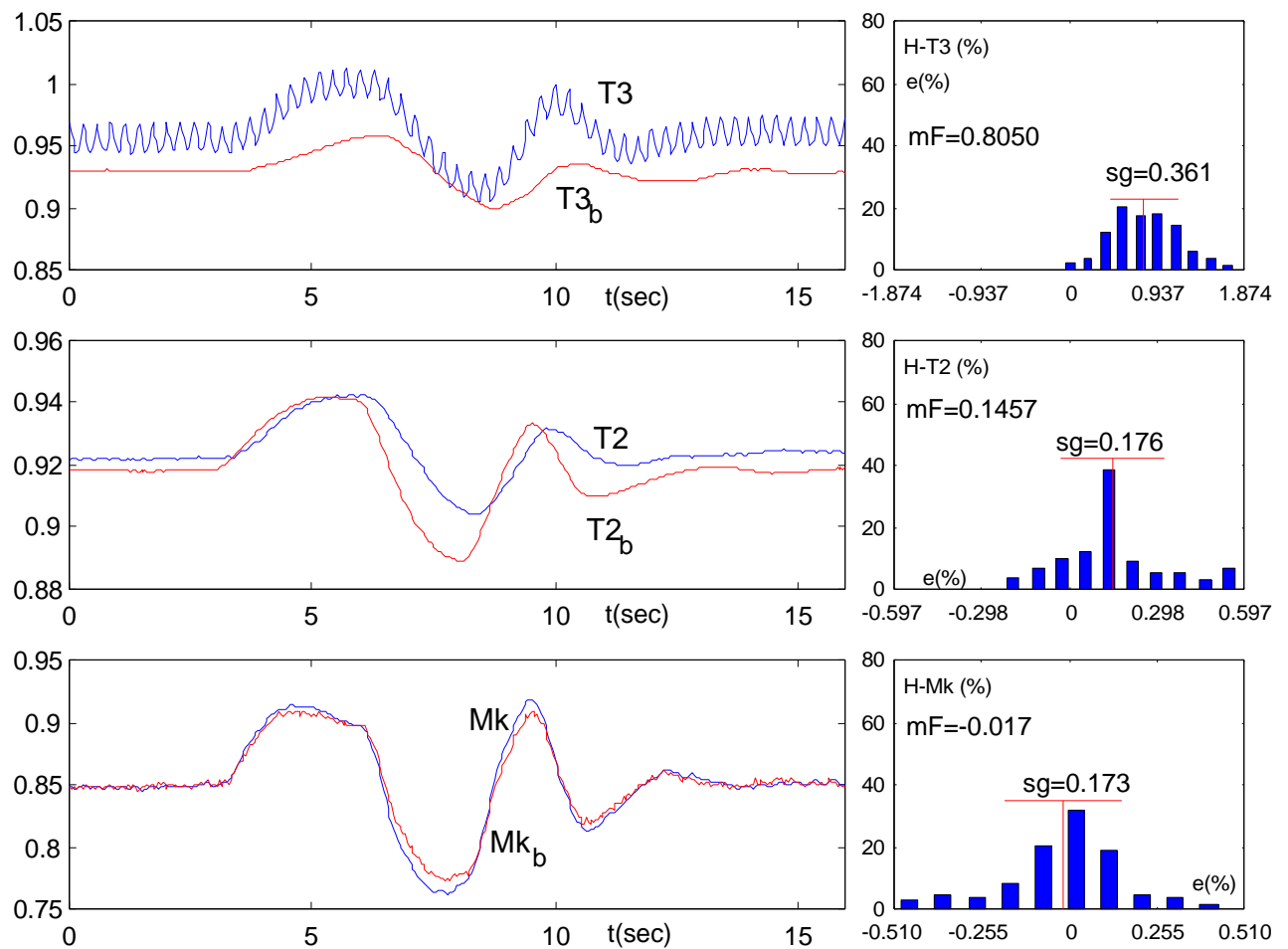


Bild 4.1-7: Vergleich gemessener und beobachteter Größen, Turbinenaustrittstemperatur, Turbineneintrittstemperatur und mechanische Momente

4.2 Massenstrombeobachter

Der Massenstrombeobachter besteht aus einem zeitdiskret beschriebenen dynamischen Block mit den Zustandsgrößen \dot{m}_{cc} , \dot{m}_T und \dot{m}_{Tk} , den über Kennlinien bzw. Meßgrößen bestimmten Massenströmen \dot{m}_f und \dot{m}_c und einem algebraischen Block, bei dem die Massenströme aus den vom Leistungsbeobachter rekonstruierten Leistungen berechnet werden. Die zur Zustandsrekonstruktion benutzten Beobachterfehler werden aus dem Vergleich der jeweiligen Zustandsgrößen des dynamischen und des algebraischen Blocks generiert.

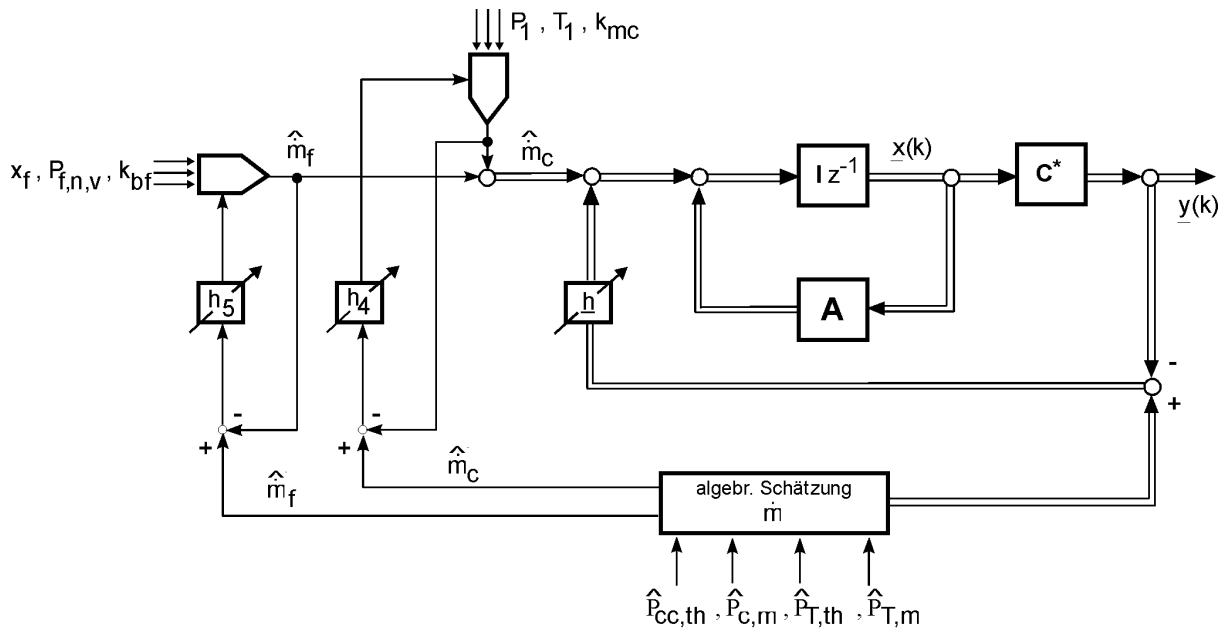


Bild 4.2-1: Blockdiagramm des Massenstrombeobachters

Im zeitdiskreten Block werden die Laufzeiten der Massenströme physikalisch adäquat als Totzeiten interpretiert und als mathematische Beschreibung ein Modell mit zeitdiskreten Zustandsgrößen gewählt. In dem algebraischen Block werden die Massenströme mittels der rekonstruierten Leistungen bestimmt:

$$\hat{m}_f^*(k) = \frac{\hat{P}_{cc,th}(k)}{k_1 k_{bf}} \quad (4.2-1)$$

$$\hat{m}_c^*(k) = \frac{\hat{P}_{c,m}(k)}{k_1 (T_1(k) - T_u(k))} \quad (4.2-2)$$

$$\hat{m}_{cc}^*(k) = \frac{\hat{P}_{T,th}(k)}{k_1 (\hat{T}_2(k) - T_3(k))} \quad (4.2-3)$$

$$\hat{m}_T^*(k) = \frac{\hat{P}_{T,m}(k)}{k_1 (\hat{T}_2(k) - T_3(k))} \quad (4.2-4)$$

$$\hat{m}_{Tk}^*(k) = c_k \hat{m}_c^*(k) \quad (4.2-5)$$

Entsprechend den Zeitkonstanten $T_T = 0.12$ und $T_{cc} = 0.72$ wird die Abtastrate zu $T_s = 0.06$ gewählt. Die Vektoren $\underline{x}_1(k)$, $\underline{x}_2(k)$, $\underline{x}_3(k)$ repräsentieren die verzögerten zeitdiskreten Zustände der Variablen: \dot{m}_{cc} , \dot{m}_T , \dot{m}_{Tk} . Es gilt:

$$\dim \underline{x}_1(k) = 2, \quad \dim \underline{x}_2(k) = 12, \quad \dim \underline{x}_3(k) = 12 \quad (4.2-6)$$

Gemäß **Bild 4.2-1** ergibt sich für den zeitdiskreten Block die folgende Beschreibung:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \underline{x}_1 \\ \underline{x}_2 \\ \underline{x}_3 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \underline{A}_1 & 0 & 0 \\ \underline{b}_2 \underline{C}_1 & \underline{A}_2 & 0 \\ 0 & 0 & \underline{A}_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{x}_1(k) \\ \underline{x}_2(k) \\ \underline{x}_3(k) \end{bmatrix}_k + \\ &+ \begin{bmatrix} \underline{b}_1 & \underline{b}_1(1-c_k) \\ 0 & 0 \\ 0 & \underline{b}_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\underline{m}}_f \\ \dot{\underline{m}}_c \end{bmatrix}_k - \begin{bmatrix} \underline{b}_1 h_1 & 0 & 0 \\ 0 & \underline{b}_1 h_2 & 0 \\ 0 & 0 & \underline{b}_1 h_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ e_3 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (4.2-7)$$

$$\begin{bmatrix} \underline{y}_1 \\ \underline{y}_2 \\ \underline{y}_3 \\ \hat{y} \end{bmatrix}_k = \begin{bmatrix} \underline{C}_1 & 0 & 0 \\ 0 & \underline{C}_2 & 0 \\ 0 & 0 & \underline{C}_3 \\ 0 & \underline{C}_2 & \underline{C}_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{x}_1 \\ \underline{x}_2 \\ \underline{x}_3 \end{bmatrix}_{k-1} \quad (4.2-9)$$

Die Vektoren und Matrizen der aufgeführten Gleichungen sind im **Anhang 4.2-1** gegeben. Als Eingangsgrößen gelten hierbei der Brennstoffmassenfluß als Funktion der Ventilkennlinie und dem aus der Messung der Verdichterausgangstemperatur bzw. -druck bestimmten Verdichtermassenfluß:

$$\hat{m}_c(k) = k_{\dot{m}_c} \frac{P_1(k)}{T_1(k)} \quad (4.2-10)$$

$$\hat{m}_f(k) = f(x_f(k), P_f(k)) \quad (4.2-11)$$

Für den Fehlervektor \underline{e}_m werden die Rückführungskoeffizienten h_1, h_2, h_3 angesetzt:

$$\underline{e}_m = \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ e_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{m}_{cc}(k)^* - \hat{m}_{cc}(k) \\ \hat{m}_T(k)^* - \hat{m}_T(k) \\ \hat{m}_{Tk}(k)^* - \hat{m}_{Tk}(k) \end{bmatrix} \quad (4.2-12)$$

Die Beobachterfehler der nichtlinearen algebraischen Abschätzung:

$$\dot{e}_4 = \hat{m}_f(k)^* - \hat{m}_f(k) \quad (4.2-13)$$

$$\dot{e}_5 = \hat{m}_c(k)^* - \hat{m}_c(k) \quad (4.2-14)$$

werden mittels Gewichtung durch die Rückführungskoeffizienten h_4, h_5 benutzt, um die in Abschnitt 3.3.7-3 behandelten Parameter k_{bf} und $k_{\dot{m}_c}$ entsprechend **Bild 4.2-1** zu korrigieren. Das heißt für den Brennstoff- und Verdichtermassenstrom werden die gewichteten Beobachterfehler zur Parameteradaption wie folgt eingesetzt:

$$\hat{m}_c(k) = \left(k_{\dot{m}_c} - h_4 \left[\hat{m}_c^*(k) - \hat{m}_c(k) \right] \right) \frac{P_1(k)}{T_1(k)} \quad (4.2-15)$$

$$\hat{m}_f(k) = \left(a_{f,max} - h_5 \left[\hat{m}_f^*(k) - \hat{m}_f(k) \right] \right) \frac{P_f(k)}{P_{fN}} \quad (4.2-16)$$

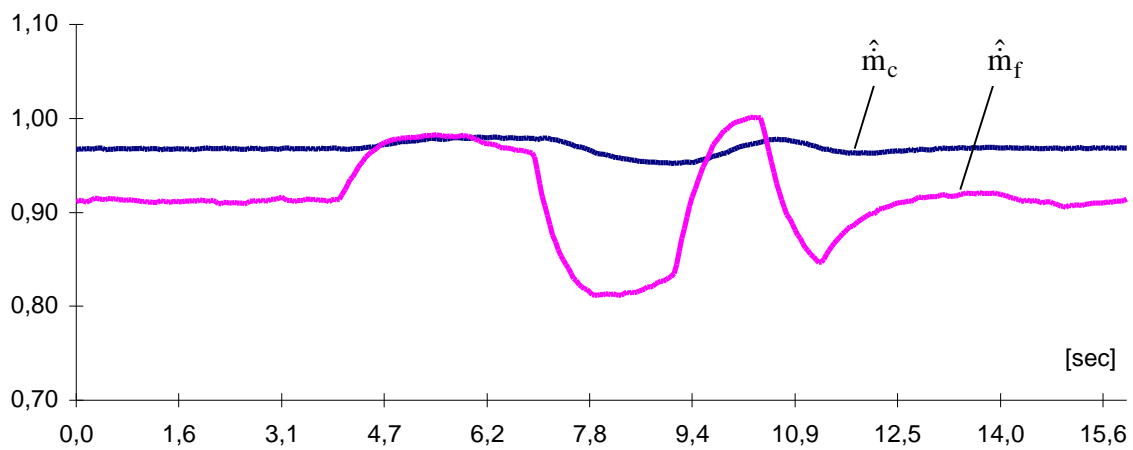


Bild 4.2-2: Rekonstruierter Brennstoffmassenstrom und Kompressormassenstrom

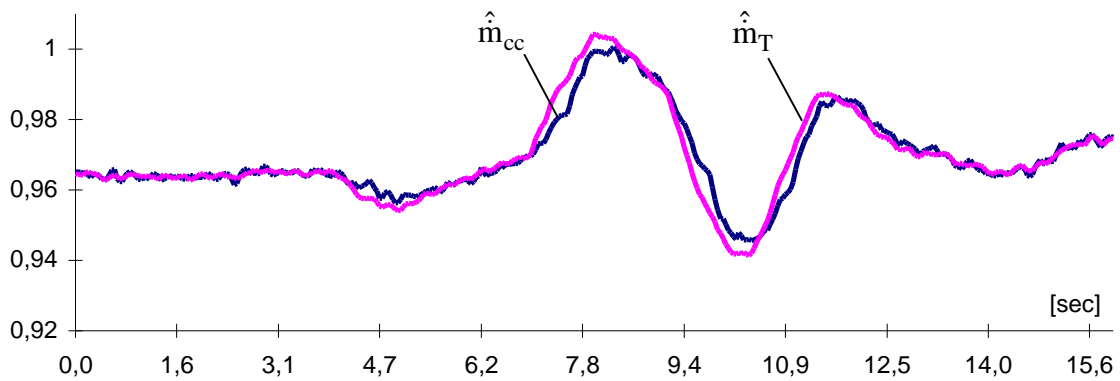


Bild 4.2-3: Rekonstruierte Massenströme für die Turbine und Brennkammer

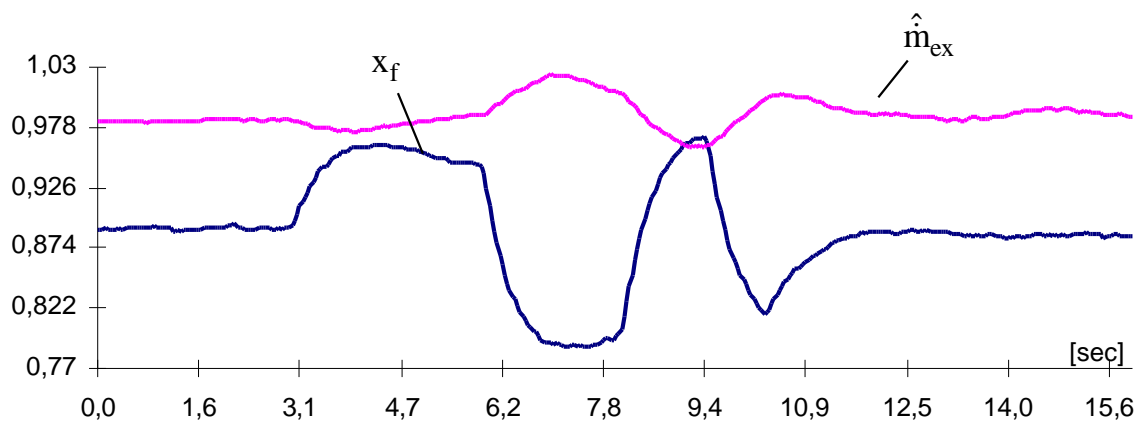


Bild 4.2-4: Rekonstruierter Abgasmassenstrom und gemessene Ventilstellung

Die abgegebene Leistung zum Wärmetauscher berechnet sich bei Vernachlässigung des Kühlluftmassenstromes zu:

$$\hat{P}_{\text{ex,th}}(k) = k_1 (T_3(k) - T_u(k)) \hat{m}_T(k) \quad (4.2-17)$$

In **Bild 4.2-2** bis **4.2-4** sind die rekonstruierten Massenströme dargestellt.

4.3 Algebraische Schätzung der Wirkungsgrade

Die im folgenden beschriebene algebraische Schätzung der Teilwirkungsgrade für Verdichter, Turbine und Brennkammer greift im wesentlichen auf das in Kapitel 3.2 diskutierte stationäre Gasturbinenmodell zurück. Hierin bestimmt sich der Verdichterwirkungsgrad $\hat{\eta}_c$ aus Gleichung (3.2-2) als Funktion des Verdichterkompressionsfaktors π_c (Gleichung 3.2-1). Wird Gleichung (3.2-2) nach $\hat{\eta}_c$ aufgelöst und der Ausdruck für π_c eingesetzt, so ergibt sich der Verdichterwirkungsgrad als Funktion ausschließlich meßbarer Größen, i.e. der Umgebungstemperatur T_u , des Umgebungsdruckes P_u , der Verdichteraustrittstemperatur T_1 und des Verdichteraustrittsdruckes P_1 :

$$\hat{\eta}_c = \frac{\left[\frac{P_1}{P_u} \right]^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1}{\frac{T_1}{T_u} - 1} \quad (4.3-1)$$

Der Isentropenkoeffizient κ wird, wie in Kapitel 3.2 angegeben, als konstant angenommen. Basierend auf Gleichung (3.2-11) wird der Turbinenwirkungsgrad $\hat{\eta}_T$ mittels der beobachteten Turbineneintrittstemperatur \hat{T}_2 und der meßbaren Turbinenausgangstemperatur T_3 geschätzt:

$$\hat{\eta}_T = \frac{1 - \frac{T_3}{\hat{T}_2}}{1 - \frac{\Psi}{\pi_c}} \quad (4.3-2)$$

Neben dem bekannten Verdichterkompressionsfaktor π_c tritt in dieser Gleichung der in /93.Kr, 93-2.Ne-Kr-Fi-No/ eingeführte Druckabsenkungskoeffizient Ψ auf. Dieser berechnet sich als Quotient aus π_c und dem in Gleichung (3.2-10) angegebenen Expansionsfaktor π_T , wobei in dieser Gleichung der Turbineneintrittsdruck P_2 näherungsweise gleich dem Verdichteraustrittsdruck P_1 gesetzt wird.

Ausgehend von der Energiebilanzgleichung (3.2-5) und unter Rückgriff auf die geschätzten Massenströme \hat{m}_f ; \hat{m}_{cc} und \hat{m}_c sowie der geschätzten Turbineneintrittstemperatur \hat{T}_2 folgt für die Schätzung des Brennkammerwirkungsgrades $\hat{\eta}_{cc}$ der Ausdruck:

$$\hat{\eta}_{cc} = \left[\frac{c_p}{H_{bf}} \right] \frac{1}{\hat{m}_f} \left(\hat{m}_{cc} \left[\frac{\hat{T}_2}{T_u} \right] - \hat{m}_c \left[\frac{T_1}{T_u} \right] \right) \quad (4.3-3)$$

Der thermische Gesamtwirkungsgrad, auch als Koppelwirkungsgrad bezeichnet, berechnet sich anhand der beobachteten thermischen Teilleistungen der Turbine, des Verdichters und der Brennkammer zu:

$$\hat{\eta}_{GT} = \frac{\hat{P}_{T,th} - \hat{P}_{c,th}}{\hat{P}_{cc,th}} \quad (4.3-4)$$

In **Bild 4.3-1** ist als Eingangsgröße die gemessene Ventilstellung und der sich einstellende Wirkungsgrad am Verdichter dargestellt. Der Verlauf der rekonstruierten Turbineneintrittstemperatur im Vergleich zu den Verläufen der rekonstruierten Brennkammer- und Turbinenwirkungsgrade sind in **Bild 4.3-2** angegeben. **Bild 4.3-3** belegt, wie mit steigender Turbineneintrittstemperatur der Gesamtwirkungsgrad verbessert wird.

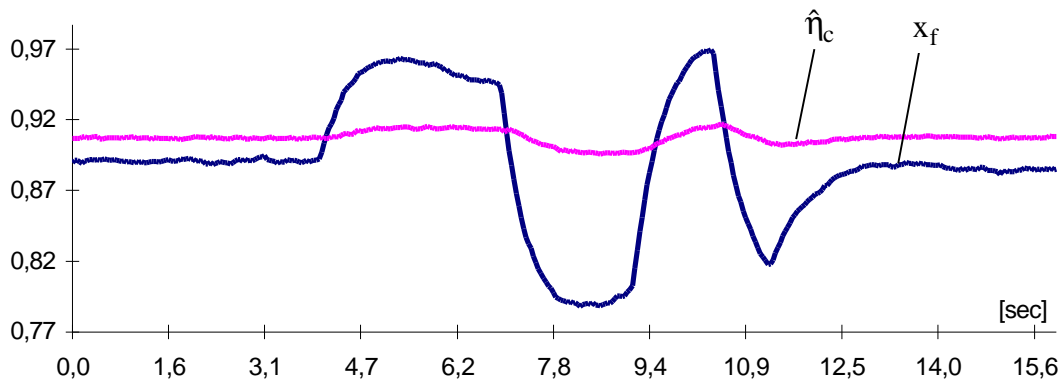


Bild 4.3-1: Gemessene Ventilstellung x_f und rekonstruierter Verdichterwirkungsgrad $\hat{\eta}_c$

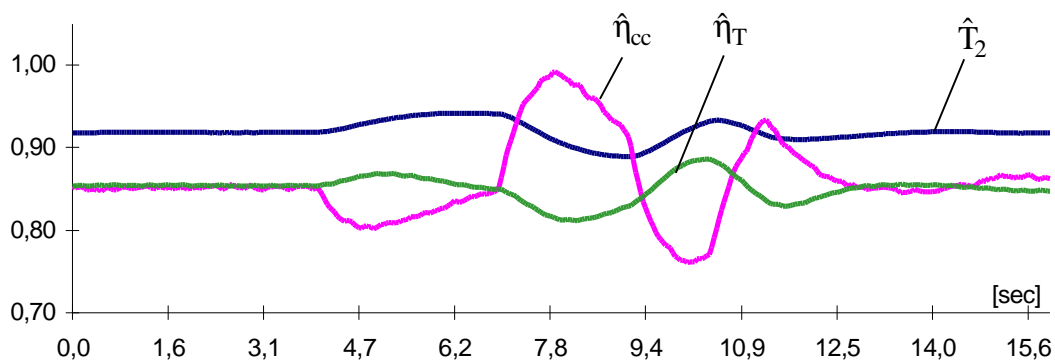


Bild 4.3-2: Rekonstruierte Wirkungsgrade der Brennkammer und der Turbine im Vergleich zur rekonstruierten Turbineneintrittstemperatur

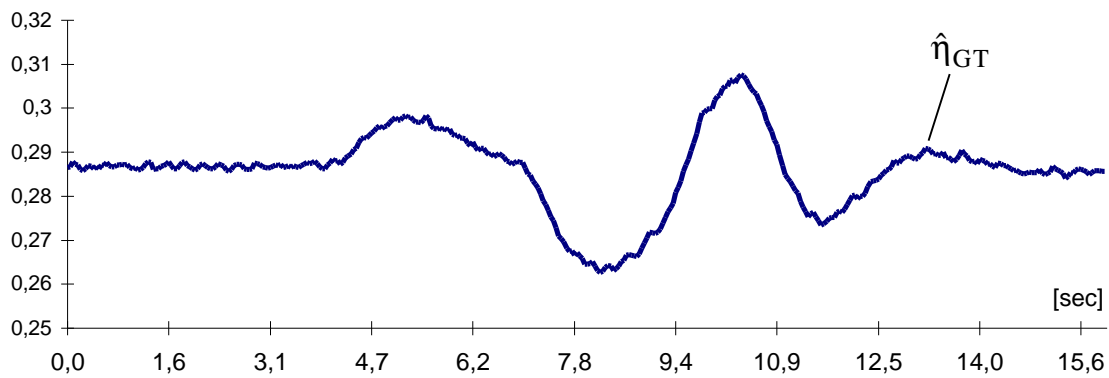


Bild 4.3-3: Rekonstruierter Gesamtgasturbinenwirkungsgrad

4.4 Druckbeobachter

Als Grundlage für den Entwurf des Druckbeobachters dient das in Unterkapitel 3.3.6 angegebene Druckmodell (siehe **Bild 3.3-4**). Es werden die folgenden Größen als Zustände gewählt: Turbineneintrittsdruck \hat{P}_2 , Verdichtereintrittsdruck \hat{P}_0 und Turbinenausstrittsdruck \hat{P}_3 , der zudem als Meßgröße zur Verfügung steht und zur Generierung des rückgeführten Beobachterfehlers dient, entsprechend:

$$e_p = P_3 - \hat{P}_3 = \Delta P_3 \quad (4.4-1)$$

Die in Unterkapitel 3.3.6 angegebenen Dynamikgleichungen für den Turbineneintrittsdruck P_2 , den Turbinenausstrittsdruck P_3 und den Verdichtereintrittsdruck P_0 werden über gewählte Rückführungskoeffizienten r_5 , r_6 und r_7 korrigiert:

$$T_{cc} \frac{d}{dt} \hat{P}_2 + \hat{P}_2 = c_1 P_1 + r_5 \Delta P_3 \quad (4.4-2)$$

$$T_c \frac{d}{dt} \hat{P}_0 + \hat{P}_0 = \left[\frac{T_a}{T_u} \right]^{\kappa-1} P_1 + r_6 \Delta P_3 \quad (4.4-3)$$

$$T_T \frac{d}{dt} \hat{P}_3 + \hat{P}_3 = \left[\frac{\hat{P}_2}{\pi_a} \right]^{\kappa-1} c_2 + r_7 \Delta P_3 \quad (4.4-4)$$

Die Verifikation illustriert **Bild 4.4-1**, in dem der Vergleich des gemessenen und rekonstruierten Turbinenausstrittsdrucks dargestellt ist. Im Fehlerhäufigkeitsdiagramm ist ein geringer Rekonstruktionsfehler verzeichnet. Der Verlauf der wesentlichen Größe, der Turbineneintrittstemperatur ist in **Bild 4.4-2** im Vergleich mit den Verläufen der Turbinen- und Kompressoreintrittsdrücke gezeigt. Hier ist wiederum die Korrespondenz zwischen den Eingangsdrukken und der Eingangstemperatur zu erkennen. In **Bild 4.4-3** ist das Blockdiagramm des Druckbeobachters angegeben.

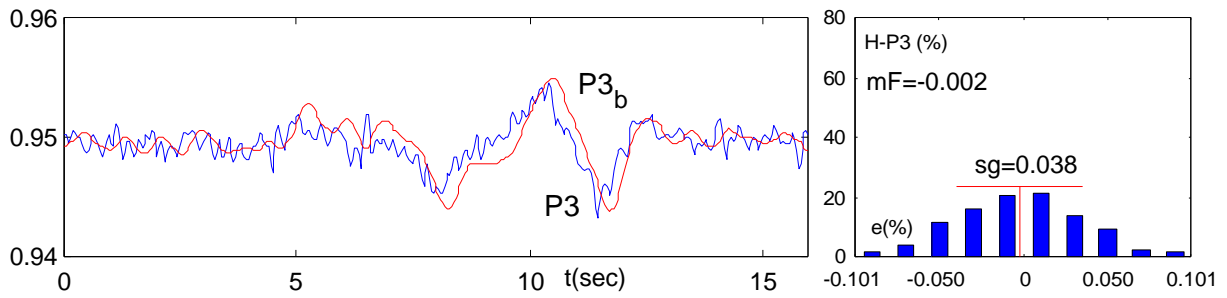


Bild 4.4-1: Vergleich des gemessenen und rekonstruierten Turbinenaustrittsdrucks

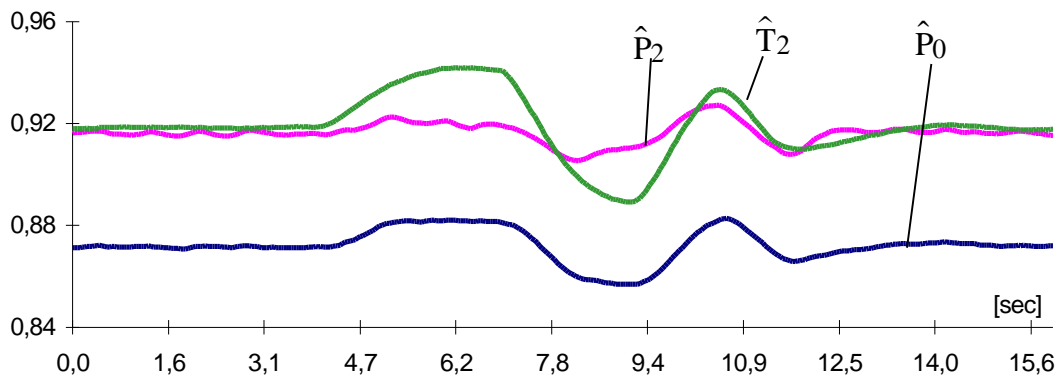


Bild 4.4-2: Turbinen- und Verdichtereintrittsdruck im Vergleich mit der rekonstruierten Turbineneintrittstemperatur

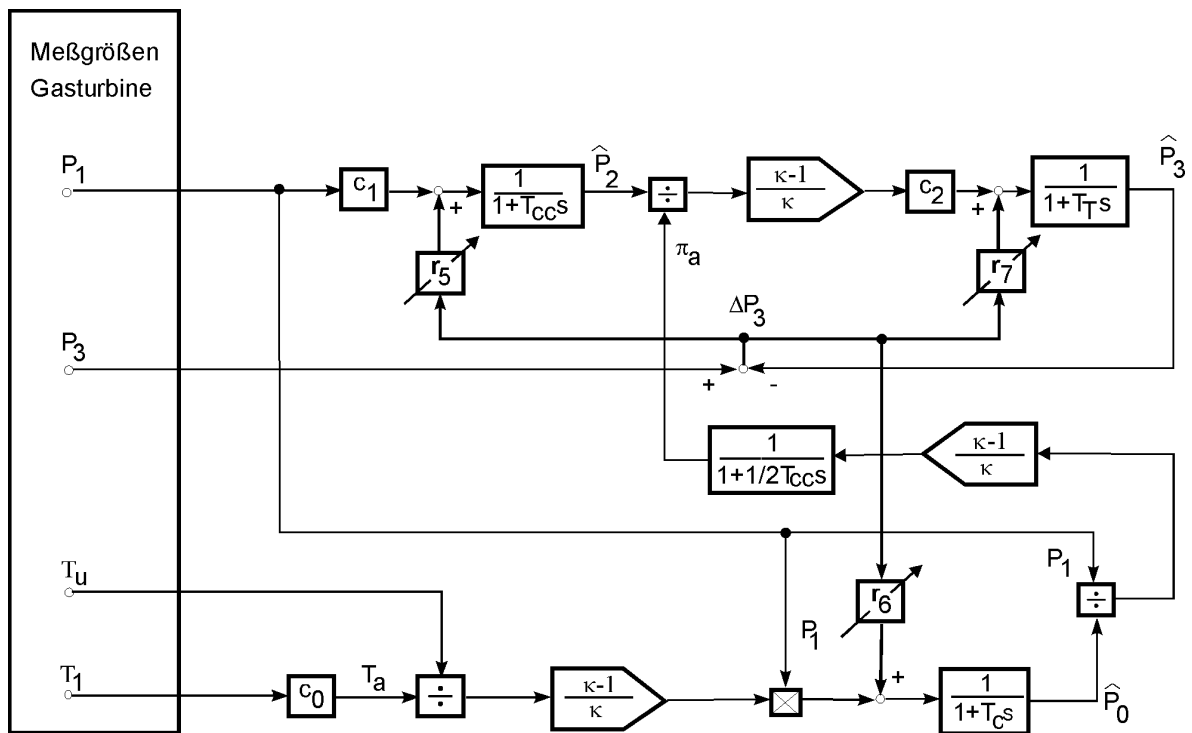


Bild 4.4-3: Blockschaltbild des Druckbeobachters

4.5 Zusammenfassung

Der in diesem Kapitel beschriebene nichtlineare Gasturbinenbeobachter besteht aus drei Teilbeobachtern: dem Leistungsbeobachter, dem Massenstrombeobachter, dem Druckbeobachter und einer algebraischen Schätzung der Wirkungsgrade. Als wichtiges Kernstück wird der Leistungsbeobachter entwickelt - zur Rekonstruktion der Temperaturen, der thermischen und mechanischen Leistungen, wobei die nicht meßbare Turbineneintrittstemperatur eine zentrale Größe darstellt. In diesem Leistungsbeobachter 5ter Ordnung wird der Beobachterzustandsfehler der Turbinenaustrittstemperatur zur Korrektur der thermischen Leistungen der Brennkammer und der Turbine eingesetzt.

Eine zweite Rückführung unter Gebrauch des vom Turbogeneratorbeobachter gelieferten mechanischen Antriebsmomentes verwertet den Zustandsfehler des mechanischen Momentes zur Korrektur der thermischen Turbinen- und Verdichterleistung. Der zeitdiskret entworfene Massenstrombeobachter rekonstruiert die Massenströme physikalisch adäquat, da die Strömungslaufzeiten als Totzeitglieder modelliert werden.

Die Berechnung der Teilwirkungsgrade erfolgt algebraisch unter Gebrauch der rekonstruierten Turbineneintrittstemperatur, der Leistungen (Leistungsbeobachter) und der rekonstruierten Massenströme (Massenstrombeobachter). In einem nichtlinear entworfenen Druckbeobachter 4ter Ordnung wird der Beobachterzustandsfehler des Turbinenaustrittsdruckes zur Korrektur der Turbinen- und Verdichtereintrittsdrücke herangezogen. Die Rückführungskoeffizienten werden durch Simulation bestimmt.

Eine Verifikation der Teilbeobachter wird anhand des statistisch bewerteten Vergleiches der gemessenen und rekonstruierten Temperaturen und Drücke am Turbinenaustritt durchgeführt. Da die Turbineneintrittstemperatur in der konventionellen Regelung als Regelgröße benutzt wird, standen Kennlinien zur Verfügung, über die ein weiterer Vergleichswert für die Turbineneintrittstemperatur bestimmt werden konnte. Dieser Schätzwert und das im Turbogeneratorbeobachter rekonstruierte mechanische Antriebsmoment werden zum Verifikationsvergleich eingesetzt. Die statistische Bewertung der Zustandsrekonstruktion mittels Fehlerklassenhistogrammen zeigt, daß die Zustände ausreichend genau rekonstruiert werden.

5.0 Zusammenfassung

In ersten Kapitel wurde gezeigt, wie sich unter Benutzung der Quaternionen und der Algebra der Raumhyperkomplexe eine räumlich und zeitlich in sich geschlossene Darstellung der Synchrongeneratorndynamik erreichen läßt. Die Modellierungsbasis bestand hierbei in der bekannten d-q-Achsentheorie, wobei die Einheitsrichtungen als raumhyperkomplexe Größen dargestellt wurden. Der wesentliche Nachteil der bestehenden Raumzeigertheorie nach /59.Ko/, daß sich ausschließlich symmetrische Synchronmaschinen schlüssig beschreiben lassen, wurde aufgezeigt und als Alternative die z -komplexe raumorientierte Darstellung für den allgemein gültigen Fall des IEC-Modells festgestellt. Es wurde die neue Formulierung der d-q-Achsentheorie mittels Raumhyperkomplexen und Quaternionen abgeleitet. Das Leistungsquaternion lieferte als raumorientierte z -komplexe Variable eine richtungsneutrale Wirkleistungskomponente und eine richtungsorientierte Blindleistungskomponente mit der Orientierung in Richtung der Drehachse des Antriebes. Das Luftspaltquaternion ergab sich mit einem richtungsneutralen magnetischen Energiestrom im Stator und dem richtungsorientierten elektrischen Moment. Die linearen Beziehungen zwischen den magnetischen Flüssen und den elektrischen Strömen wurden in raumhyperkomplexer Beschreibung angegeben, wobei zur impliziten Berücksichtigung der Symmetrieeigenschaften des Synchrongenerators die Clifford Projektoren eingeführt und die linearen Fluß/Strom-Beziehungen in „*“- Notation abgeleitet wurden. Auf dieser Basis wurde das allgemein gültige IEC-Dynamik Modell in komplexer Darstellung hergeleitet. Als wesentliche Modellkomponente ergab sich die Zeit/Raum Impedanz, die auf ϵ -komplexe Polynome 2ter und 3ter Ordnung zurückgeführt wurde.

Das zweite Kapitel befaßte sich mit dem Beobachterentwurf für den Turbogenerator. Bei der Synthese des nichtlinearen Beobachters in „*“- Notation wurde von zwei Teilbeobachtern ausgegangen: einem Teilbeobachter für den elektrischen und einem Teilbeobachter für den mechanischen Teil. Für den elektrischen Teilbeobachter wurden konstante z -komplexe Rückführungskoeffizienten eingeführt. Die Beobachterstörungsrobustheit wurde durch verschiedene Maßnahmen erreicht: Schätzung des mechanischen Antriebsmomentes, der Netzanschlußimpedanz und des Leitungswinkels. Auftretende Abweichungen im Transienten wurden durch Einführung zusätzlicher Leistungswinkelrückführungen ausgeglichen und der Sättigungseinfluß durch eine Feldstromschätzung kompensiert. Die Bestimmung der z -komplexen und konstanten Rückführungskoeffizienten erfolgte mittels einer zweistufigen Optimierung. Die Simulation des Beobachters wurde anhand des Anfahrens des Beobachters zu verschiedenen Arbeitspunkten sowie anhand des Führungs- und Störverhaltens diskutiert. Es folgte eine umfassende Beschreibung der offline und online durchgeführten Verifikation des Turbogeneratorbeobachters. Anhand durchgeführter Schalthandlungen zur dynamischen Anregung des Turbogenerators wurde der entworfene nichtlineare Turbogeneratorbeobachter online- und offline getestet und verifiziert. Es wurden 8 verschiedene Schalthandlungstypen zur Blind- und Wirkleistungsanregung des Turbogenerators aufgeführt. Unter Benutzung von Fehlerklassenhistogrammen wurde die Verifikation des nichtlinearen Beobachters statistisch bewertet.

In dritten Kapitel wurde die Spitzenlastgasturbine im GuD-Kraftwerk behandelt. Es wurde das nichtlineare Dynamikmodell der Kraftwerksgasturbine abgeleitet und erläutert. Als Modellstützgrößen wurden verschiedene in der Kraftwerksinstrumentierung zugängliche Meßgrößen wie der Verdichteraustrittsdruck, die Verdichteraustrittstemperatur, die Brennstoffventilstellung in die Modellierung des dynamischen Verhaltens mit einbezogen. Das allgemeine algebraische Modell für den thermisch stationären Fall der Gasturbine wurde abgeleitet und als Grundlage für die Entwicklung des nichtlinearen Leistungsdynamikmodells benutzt. Da auf ausreichende Meßgrößen für den Verdichter zugegriffen werden konnte, wurden die Verdichterverhältnisse nur reduziert modelliert und die zusätzlich verdichtende Wirkung des Brennstoffmassenstromes explizit berücksichtigt und modelliert. Bei der Modellierung der thermisch stationären Brennkammerverhältnisse wurde vorerst von einem konstanten Brennkammerwirkungsgrad ausgegangen, der in einem späteren Schritt korrigiert und der Dynamik nachgeführt wurde. In einer Zustandsraumbeschreibung wurden die Leistungen und Massenströme als Systemzustände definiert. Bei der Entwicklung eines Druckmodells wurde die meßbare Turbinenaustrittstemperatur als weitere Stützgröße eingeführt.

Der im vierten Kapitel entworfene nichtlineare Gasturbinenbeobachter bestand aus drei Teilbeobachtern: dem Leistungsbeobachter, dem Massenstrombeobachter, dem Druckbeobachter und einer algebraischen Schätzung der Wirkungsgrade. Der Leistungsbeobachter rekonstruiert die Temperaturen und die thermischen bzw. mechanischen Leistungen. Zugleich wurde die nicht meßbare Turbineneintrittstemperatur als zentrale Größe geschätzt. In diesem Leistungsbeobachter 5ter Ordnung wurde der Beobachterzustandsfehler der Turbinenaustrittstemperatur zur Korrektur der thermischen Leistungen der Brennkammer und der Turbine eingesetzt. Eine zweite Rückführung unter Gebrauch des vom Turbogeneratorbeobachter gelieferten mechanischen Antriebsmomentes verwertete den Zustandsfehler des mechanischen Momentes zur Korrektur der thermischen Turbinen- und Verdichterleistung. Der zeitdiskret entworfene Massenstrombeobachter rekonstruierte die Massenströme physikalisch adäquat, da die Strömungslaufzeiten als Totzeitglieder modelliert wurden. Die Berechnung der Teilwirkungsgrade erfolgte algebraisch unter Gebrauch der rekonstruierten Turbineneintrittstemperatur sowie der Leistungen (Leistungsbeobachter) und der rekonstruierten Massenströme (Massenstrombeobachter). In einem nichtlinear entworfenen Druckbeobachter 4ter Ordnung wurde der Beobachterzustandsfehler des Turbinenaustrittsdruckes zur Korrektur des Turbinen- und Verdichtereintrittsdruckes herangezogen. Die Rückführungskoeffizienten wurden durch Simulation bestimmt. Eine Verifikation der Teilbeobachter wurde anhand des statistisch bewerteten Vergleiches von Turbinenaustrittstemperatur und -druck durchgeführt. Da Kennlinien zur Verfügung standen, wurden ebenfalls die Turbineneintrittstemperatur und das im Turbogeneratorbeobachter rekonstruierte mechanische Antriebsmoment zur Verifikation eingesetzt. Die statistische Bewertung der Zustandsrekonstruktion mittels Fehlerklassenhistogramm zeigte, daß die Zustände ausreichend genau rekonstruiert wurden.

6.0 Anhang

A1.0-1 Quaternionen und die Raumhyperkomplexe

Quaternionen wurde erstmalig von Hamilton /69.Ha/ eingeführt und später für den Einsatz in der Roboterkinematik als eine Alternative zu den homogenen Transformationen /95.No, 98.Ha-No/ vorgeschlagen. Als algebraisches Objekt werden sie dargestellt durch

$$q = sI_0 + i x + j y + k z \quad (\text{A1.0-1-1})$$

wobei die Parameter s, x, y, z reelle Zahlen sind. Die algebraischen Elemente i, j, k erfüllen die Relationen:

$$ij = -ji = k; jk = -kj = i; ki = -ik = j; i^2 = j^2 = k^2 = I_0 \quad (\text{A1.0-1-2})$$

Die Definition von i, j, k ist grundverschieden zur gängigen Bedeutung in der Euklidischen Geometrie ($i^2 = j^2 = k^2 = -1$). Van der Waerden /59.vdW, 73.vdW/ führte die Quaternionen umfassender ein, indem er zeigte, daß ihre Algebra eine Matrixdarstellung mit der Dimension $n=4$ besitzen. Die Darstellung der Quaternionen wird durch Euler in trigonometrischer bzw. exponentieller Form folgendermaßen angegeben:

$$q = r \cdot (\cos \Phi + \sin \Phi \cdot \mathbf{n}) = r \cdot e^{\Phi \cdot \mathbf{n}} \quad ; \quad \mathbf{n}^2 = -1 \quad (\text{A1.0-1-3})$$

wobei \mathbf{n} die Einheitsorientierung (reines Quaternion) wiedergibt. Bis zu diesem Zeitpunkt wurden Quaternionen dazu eingesetzt, Raumdrehungen und ihre Inversen zu repräsentieren /59.vdW, 73.vdW /.

Die algebraische Definition eines Hyperkomplexes "A" über den Vektorraum $V \in \mathbb{R}^3$ mit $A \in V$ wird in /59.vdW/ angegeben zu:

$$A = A_1 i + A_2 j + A_3 k \quad , \quad \underline{A} = [A_1, A_2, A_3] \\ A^2 = -\|A\|^2 I_0 \quad (\text{A1.0-1-4})$$

$$\|A\|^2 = \sum_{k=1}^3 A_k^2 = \|A\|^2 \quad (\text{A1.0-1-5})$$

Ebenso kann der Hyperkomplex "A" in der Form

$$A = \|A\|^2 \mathbf{a} \quad (\text{A1.0-1-6})$$

$$\mathbf{a}^2 = -I_0 \quad (\text{A1.0-1-7})$$

gegeben werden, wobei "a" eine Richtungseinheit darstellt. Der Hyperkomplex "A" ist eine 3-Parameter-Darstellung einer geometrischen oder physikalischen richtungsabhängigen Variablen, wie einer Linien- oder einer Oberflächenrichtung, den Achsen einer Rotation, Geschwindigkeit, Impulsen, usw. Die obige Definition ist unabhängig von einem gegebenen Koordinatensystem.

A1.1-1 Beziehungen für die Flüsse, Spannungen und Ströme

Magnetische Kopplung der Wicklungen nach /68.Ca/:

$$\underline{\Psi} = \frac{1}{\omega_n} \underline{X} \underline{I} \quad (\text{A1.1-1-1})$$

mit

$$\underline{\Psi} = [\Psi_f \ \Psi_d \ \Psi_D \ \Psi_q \ \Psi_Q]^T$$

$$\underline{I} = [I_f \ I_d \ I_D \ I_q \ I_Q]^T$$

Spannungsgleichung für den Strang a an der Dreiphasenwicklung des TGs:

$$U_{ga} = -R_s I_a - \frac{d}{dt} \Psi_a \quad (\text{A1.1-1-2})$$

mit

U_{ga} Generator-Klemmenspannung (Strang a)

R_s Statorwiderstand

I_a Strangstrom (Strang a)

Ψ_a Flußverkettung (Strang a)

Spannungsgleichung mit Netzanschlußmodell für den Strang a der Dreiphasenwicklung /68.Ca/:

$$U_{na} = -(R_s + R_e) I_a - \frac{X_e}{\omega_n} \frac{d}{dt} I_a - \frac{d}{dt} \Psi_a \quad (\text{A1.1-1-3})$$

mit

U_{na} Netzspannung (Strang a)

R_e, X_e Netzersatzimpedanz (Strang a)

Nach dq-Transformation:

$$\underline{U} = \underline{F}(\underline{I}, \underline{\Psi}) \quad (\text{A1.1-1-4})$$

mit

$$\underline{U} = [U_f \ U_d \ U_D \ U_q \ U_Q]^T$$

\underline{U} Vektor der Spannung

\underline{F} 5-dimensionaler Operator

Mechanisches Teilsystem – Bewegungsgleichung der Maschine:

$$J \frac{d}{dt} \omega_m = M_m - M_{el} \quad (\text{A1.1-1-5})$$

mit

J Gesamtträgheitsmoment der Welle

ω_m mechanische Kreisfrequenz

M_m Antriebsmoment

M_{el} elektrisches Moment

A1.1-2 Bezugs- und Kenngrößen

Größen des Bezugssystems nach /52.La/, /80.No/:

x_d	synchrone Reaktanz der d-Achse
x_q	synchrone Reaktanz der q-Achse
r_s	Statorwiderstand
T_D	Dämpferzeitkonstante der d-Achse
T_Q	Dämpferzeitkonstante der q-Achse
T_f	Feldwicklungszeitkonstante
T_m	mechanische Trägheitszeitkonstante
$\sigma_{df}, \sigma_{dD}, \sigma_q$	Streukoeffizienten
μ_f, μ_D	Abschirmkoeffizienten

Netzersatzimpedanz:

$$z_e = r_e + jx_e \quad (\text{A1.1-2-1})$$

Bezugswerte für die Meßgrößen:

I_{fl}	Leerlauf-Erregerstrom für den Erregerstrom
$U_{fl} = R_f I_{fl}$	Leerlauf-Erregerspannung für die Erregerspannung
$\sqrt{2} U_n$	Amplitude der Nenn-Strangspannung für die Strangspannungen
$\sqrt{2} I_n$	Amplitude des Nenn-Strangstromes für die Strangströme
$S_n = 3 U_n I_n$	Nenn-Scheinleistung für Wirk- und Blindleistung
n_n	Nennzahl

Kenngrößen der untersuchten Generatoren für das Normierungssystem nach /52.La/:

Größe	Modellmaschine /90.Os/	Gasturbo- generator KMS	Dampfturbo- generator KMS	Generator KKW Gösgen
X_d	2.700	1.991	1.941	2.449
X_q	2.700	1.892	1.844	2.326
R_s	0.0015	0.0141	0.0274	0.0205
T_D	0.4431	0.3793	0.4492	0.2871
T_Q	0.3240	0.9166	1.099	0.6355
T_f	7.230	11.52	10.41	7.106
T_m	10.80	14.70	8.400	8.200
σ_{df}	0.1482	0.1052	0.0920	0.1265
σ_{dD}	0.1052	0.0803	0.0681	0.1055
σ_q	0.1053	0.0900	0.0761	0.1198
μ_f	0.0756	0.0386	0.0365	0.0335
μ_D	0.0288	0.0119	0.0112	0.0103

TAA1.0-1: Maschinendatensätze (Normierungssystem Laible)

A1.4-1 Double Numbers und Clifford-Projektoren

$$c_d^* = \left(\frac{1+\varepsilon}{2} \right); c_q^* = \left(\frac{1-\varepsilon}{2} \right) \quad (\text{A1.4-1-1})$$

Sie gehorchen den folgenden Relationen bzw. Gesetzen für Projektion, Orthogonalität und Normalisierung:

$$\left(c_d^* \right)^2 = c_d^*; \left(c_q^* \right)^2 = c_q^* \quad (\text{für die Projektion}) \quad (\text{A1.4-1-2})$$

$$c_d^* \cdot c_q^* = 0 \quad (\text{für die Orthogonalität}) \quad (\text{A1.4-1-3})$$

$$c_d^* + c_q^* = 1 \quad (\text{für die Normalisierung}) \quad (\text{A1.4-1-4})$$

A1.5-1 Dynamik Modell in z -komplexer Darstellung

$$X_d \frac{d}{dt} \underline{I}_d + R_d \underline{I}_d + \omega_r K_q \underline{I}_q + (\underline{u}_d + \underline{u}_f) = 0 \quad (\text{A1.5-1-1})$$

$$X_q \frac{d}{dt} \underline{I}_q + R_q \underline{I}_q - \omega_r K_d \underline{I}_d + \underline{u}_q = 0$$

$$(\underline{I}(z) = \underline{I}_d + z \underline{I}_q \quad , \quad \underline{I}(-z) = \underline{I}_d - z \underline{I}_q)$$

a) Die zweite Gleichung in (A1.5-1-1) mit z multiplizieren und beide Gleichungen addieren:

$$\begin{aligned} \left[X_d \frac{d}{dt} \underline{I}_d + X_q z \frac{d}{dt} \underline{I}_q \right] + \left[R_d \underline{I}_d + R_q z \underline{I}_q \right] \\ + \left[\omega_r (K_q \underline{I}_d - K_d z \underline{I}_q) \right] + \left[(\underline{u}_d + z \underline{u}_q) + \underline{u}_f \right] = 0 \end{aligned} \quad (\text{A1.5-1-2})$$

1. Klammer:

$$\begin{aligned} \left[X_d \frac{d}{dt} \underline{I}_d + X_q z \frac{d}{dt} \underline{I}_q \right] = X_d \frac{d}{dt} \left(\frac{\underline{I}(z) + \underline{I}(-z)}{2} \right) + X_q \frac{d}{dt} \left(\frac{\underline{I}(z) - \underline{I}(-z)}{2} \right) \\ = \frac{X_d - X_q}{2} \frac{d}{dt} \underline{I}(z) + \frac{X_d + X_q}{2} \frac{d}{dt} \underline{I}(-z) \end{aligned} \quad (\text{A1.5-1-3})$$

$$\text{somit: } \left[X_d \frac{d}{dt} \underline{I}_d + X_q z \frac{d}{dt} \underline{I}_q \right] = X^+ \frac{d}{dt} \underline{I}(z) + X^- \frac{d}{dt} \underline{I}(-z) \quad (\text{A1.5-1-4})$$

$$\text{mit } X^+ = \frac{1}{2}(X_d + X_q) \quad ; \quad X^- = \frac{1}{2}(X_d - X_q) \quad (\text{A1.5-1-5})$$

2. Klammer:

$$\begin{aligned} \left[R_d \underline{I}_d + R_q z \underline{I}_q \right] = R_d \left(\frac{\underline{I}(z) + \underline{I}(-z)}{2} \right) + R_q \left(\frac{\underline{I}(z) - \underline{I}(-z)}{2} \right) \\ = \frac{R_d - R_q}{2} \underline{I}(z) + \frac{R_d + R_q}{2} \underline{I}(-z) \end{aligned} \quad (\text{A1.5-1-6})$$

$$\text{somit: } \left[R_d \underline{I}_d + R_q z \underline{I}_q \right] = R^+ \underline{I}(z) + R^- \underline{I}(-z) \quad (\text{A1.5-1-7})$$

$$\text{mit } R^+ = \frac{1}{2}(R_d + R_q) \quad ; \quad R^- = \frac{1}{2}(R_d - R_q) \quad (\text{A1.5-1-8})$$

3. Klammer:

$$\begin{aligned} \omega_r \left[K_q \underline{I}_q - K_d z \underline{I}_d \right] = -\omega_r z \left[K_d \underline{I}_d + K_q z \underline{I}_q \right] \\ = -\omega_r z \left[K_d \left(\frac{\underline{I}(z) + \underline{I}(-z)}{2} \right) + K_q \left(\frac{\underline{I}(z) - \underline{I}(-z)}{2} \right) \right] \\ = -\omega_r z \left[\frac{K_d + K_q}{2} \underline{I}(z) + \frac{K_d - K_q}{2} \underline{I}(-z) \right] \end{aligned} \quad (\text{A1.5-1-9})$$

$$\text{somit: } \omega_r \left[\mathbf{K}_q \underline{I}_d - \mathbf{K}_d z \underline{I}_q \right] = -\omega_r z \left[\mathbf{K}^+ \underline{I}(z) + \mathbf{K}^- \underline{I}(-z) \right] \quad (\text{A1.5-1-10})$$

$$\text{mit: } \quad \mathbf{K}^+ = \frac{1}{2}(\mathbf{K}_d + \mathbf{K}_q) \quad ; \quad \mathbf{K}^- = \frac{1}{2}(\mathbf{K}_d - \mathbf{K}_q) \quad (\text{A1.5-1-11})$$

4. Klammer:

$$\left[(\underline{u}_d + z \underline{u}_q) + \underline{u}_f \right] = \left[\underline{u}_g(z) + \underline{u}_f \right] \quad (\text{A1.5-1-12})$$

Insgesamt läßt sich Gleichung (A1.5-1-2) somit schreiben zu:

$$\begin{aligned} \left[\mathbf{X}^+ \frac{d}{dt} \underline{I}(z) + \mathbf{X}^- \frac{d}{dt} \underline{I}(-z) \right] + \left[\mathbf{R}^+ \underline{I}(z) + \mathbf{R}^- \underline{I}(-z) \right] \\ - \omega_r z \left[\mathbf{K}^+ \underline{I}(z) + \mathbf{K}^- \underline{I}(-z) \right] + \left[\underline{u}_g(z) + \underline{u}_f \right] = 0 \end{aligned} \quad (\text{A1.5-1-13})$$

b) Die zweite Gleichung von (A1.5-1-1) mit $-z$ multiplizieren und beide Gleichungen addieren:

$$\begin{aligned} \left[\mathbf{X}_d \frac{d}{dt} \underline{I}_d - \mathbf{X}_q z \frac{d}{dt} \underline{I}_q \right] + \left[\mathbf{R}_d \underline{I}_d - \mathbf{R}_q z \underline{I}_q \right] \\ + \left[\omega_r (\mathbf{K}_q \underline{I}_d + \mathbf{K}_d z \underline{I}_q) \right] + \left[(\underline{u}_d - z \underline{u}_q) + \underline{u}_f \right] = 0 \end{aligned} \quad (\text{A1.5-1-14})$$

1. Klammer:

$$\begin{aligned} \left[\mathbf{X}_d \frac{d}{dt} \underline{I}_d - \mathbf{X}_q z \frac{d}{dt} \underline{I}_q \right] &= \mathbf{X}_d \frac{d}{dt} \left(\frac{\underline{I}(z) + \underline{I}(-z)}{2} \right) - \mathbf{X}_q \frac{d}{dt} \left(\frac{\underline{I}(z) - \underline{I}(-z)}{2} \right) \\ &= \frac{\mathbf{X}_d - \mathbf{X}_q}{2} \frac{d}{dt} \underline{I}(z) + \frac{\mathbf{X}_d + \mathbf{X}_q}{2} \frac{d}{dt} \underline{I}(-z) \end{aligned} \quad (\text{A1.5-1-15})$$

$$\text{somit: } \left[\mathbf{X}_d \frac{d}{dt} \underline{I}_d - \mathbf{X}_q z \frac{d}{dt} \underline{I}_q \right] = \mathbf{X}^- \frac{d}{dt} \underline{I}(z) + \mathbf{X}^+ \frac{d}{dt} \underline{I}(-z) \quad (\text{A1.5-1-16})$$

2. Klammer:

$$\left[\mathbf{R}_d \underline{I}_d + \mathbf{R}_q z \underline{I}_q \right] = \mathbf{R}^- \underline{I}(z) + \mathbf{R}^+ \underline{I}(-z) \quad (\text{A1.5-1-17})$$

3. Klammer:

$$\begin{aligned}
 \omega_r \left[\mathbf{K}_q \underline{I}_q + \mathbf{K}_d z \underline{I}_d \right] &= \omega_r z \left[\mathbf{K}_d \underline{I}_d - \mathbf{K}_q z \underline{I}_q \right] \\
 &= \omega_r z \left[\mathbf{K}_d \left(\frac{\underline{I}(z) + \underline{I}(-z)}{2} \right) - \mathbf{K}_q \left(\frac{\underline{I}(z) - \underline{I}(-z)}{2} \right) \right] \\
 &= \omega_r z \left[\frac{\mathbf{K}_d - \mathbf{K}_q}{2} \underline{I}(z) + \frac{\mathbf{K}_d + \mathbf{K}_q}{2} \underline{I}(-z) \right]
 \end{aligned} \tag{A1.5-1-18}$$

$$\text{somit: } \omega_r \left[\mathbf{K}_q \underline{I}_d - \mathbf{K}_d z \underline{I}_q \right] = \omega_r z \left[\mathbf{K}^- \underline{I}(z) + \mathbf{K}^+ \underline{I}(-z) \right] \tag{A1.5-1-19}$$

4. Klammer:

$$\left[(\underline{u}_d - z \underline{u}_q) + \underline{u}_f \right] = \left[\underline{u}_g(-z) + \underline{u}_f \right] \tag{A1.5-1-20}$$

Insgesamt läßt sich Gleichung (A1.5-1-2) somit schreiben zu:

$$\begin{aligned}
 \left[\mathbf{X}^- \frac{d}{dt} \underline{I}(z) + \mathbf{X}^+ \frac{d}{dt} \underline{I}(-z) \right] + \left[\mathbf{R}^- \underline{I}(z) + \mathbf{R}^+ \underline{I}(-z) \right] \\
 + \omega_r z \left[\mathbf{K}^- \underline{I}(z) + \mathbf{K}^+ \underline{I}(-z) \right] + \left[\underline{u}_g(-z) + \underline{u}_f \right] = 0
 \end{aligned} \tag{A1.5-1-21}$$

A1.5-2 Dynamikmodell in „*“-Notation

Überführung des Dynamikmodells in „*“-Notation, gegeben durch Gleichung (A1.5-2-1):

$$\mathbf{X}^* \frac{d}{dt} \underline{I}^*(z) = -\mathbf{R}^* \underline{I}^*(z) + \omega_r(-z) \mathbf{K}^* \underline{I}^*(z) + \left(\underline{u}_g^*(z) + \underline{u}_f^*(z) \right) \tag{A1.5-2-1}$$

in die z -komplexe Darstellung und Zerlegung in symmetrischen und asymmetrischen Teil (ε -komplex) (99.No-1-3).

- für die Widerstandmatrix:

$$\begin{aligned}
 \mathbf{R}^* &= \mathbf{R}_d c_d^* + \mathbf{R}_q c_q^* = \frac{1}{2} \left[\mathbf{R}_d (1 + \varepsilon) + \mathbf{R}_q (1 - \varepsilon) \right] \\
 &= \frac{1}{2} \left[(\mathbf{R}_d + \mathbf{R}_q) + \varepsilon (\mathbf{R}_d - \mathbf{R}_q) \right] \\
 &= \left[\mathbf{R}^+ + \varepsilon \mathbf{R}^- \right]
 \end{aligned} \tag{A1.5-2-2}$$

- für den ersten Term der rechten Seite $\mathbf{R}^* \underline{I}^*(z)$ von (A1.5-2-1)

$$\mathbf{R}^* \underline{I}^*(z) = \left(\mathbf{R}_d^* + \mathbf{R}_q^* \right) \left(\underline{I}_d^* + z \underline{I}_q^* \right) \equiv \frac{1}{2} \left(\mathbf{R}_d^* \underline{I}_d^* + z \mathbf{R}_q^* \underline{I}_q^* \right) \tag{A1.5-2-3}$$

- Trennung in symmetrischen und asymmetrischen Teil (ε -komplex):

$$\begin{aligned} \mathbf{R}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) &= \frac{1}{2} \left[\mathbf{R}^+ + \varepsilon \mathbf{R}^- \right] \left[\underline{\mathbf{I}}(z) + \varepsilon \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] \\ &= \frac{1}{2} \left[\mathbf{R}^+ \underline{\mathbf{I}}(z) + \varepsilon \mathbf{R}^+ \underline{\mathbf{I}}(-z) + \varepsilon \mathbf{R}^- \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{R}^- \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] \\ &= \frac{1}{2} \left\{ \left[\mathbf{R}^+ \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{R}^- \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] + \varepsilon \left[\mathbf{R}^- \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{R}^+ \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] \right\} \end{aligned} \quad (\text{A1.5-2-4})$$

Analoges Vorgehen für die weiteren Terme führt zu:

- für den zweiten Term der rechten Seite $\mathbf{K}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z)$ von (A1.5-2-1)

$$\mathbf{K}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) = \frac{1}{2} \left\{ \left[\mathbf{K}^+ \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{K}^- \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] + \varepsilon \left[\mathbf{K}^- \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{K}^+ \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] \right\} \quad (\text{A1.5-2-5})$$

- für den Term auf der linken Seite von (A1.5-2-1):

$$\mathbf{X}^* \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}^*(z) = \frac{1}{2} \left\{ \left[\mathbf{X}^+ \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{X}^- \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] + \varepsilon \left[\mathbf{X}^- \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{X}^+ \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] \right\} \quad (\text{A1.5-2-6})$$

Somit ist die Zerlegung von Gleichung (A1.5-2-1) insgesamt in symmetrischen und asymmetrischen Teil möglich:

$$\begin{aligned} &\mathbf{X}^* \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}^*(z) + \mathbf{R}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) + \omega_r(-z) \mathbf{K}^* \underline{\mathbf{I}}^*(z) + \left(\underline{\mathbf{u}}_g^*(z) + \underline{\mathbf{u}}_f^*(z) \right) \\ &= \left\{ \left[\mathbf{X}^+ \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{X}^- \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] + \left[\mathbf{R}^+ \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{R}^- \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] + \omega_r(-z) \left[\mathbf{K}^+ \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{K}^- \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] + \left(\underline{\mathbf{u}}_g^*(z) + \underline{\mathbf{u}}_f^*(z) \right) \right\} \\ &+ \varepsilon \left\{ \left[\mathbf{X}^- \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{X}^+ \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] + \left[\mathbf{R}^- \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{R}^+ \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] + \omega_r(-z) \left[\mathbf{K}^- \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(z) + \mathbf{K}^+ \frac{d}{dt} \underline{\mathbf{I}}(-z) \right] + \left(\underline{\mathbf{u}}_g^*(-z) + \underline{\mathbf{u}}_f^*(-z) \right) \right\} \end{aligned} \quad (\text{A1.5-2-7})$$

A1.5-3 ε^* -komplexes Modell und Übersicht über weitere Darstellungen

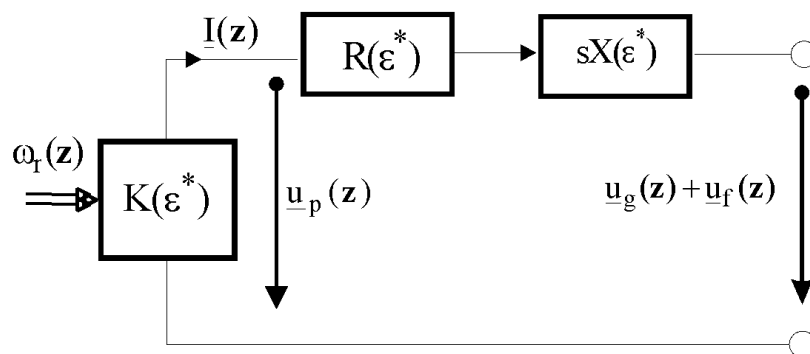


Bild A.1.5-3-1: Spannungsgleichung mit ε^* -komplexen Größen

konjugierte Ströme:

$$\underline{I}(-z) = e^* \underline{I}(z) \quad ; \quad \underline{I}(z) = \varepsilon^* \underline{I}(-z) \quad (\text{A1.5-3-1})$$

Definition:

$$\left(\varepsilon^* \right)^2 = 1 \quad (\text{A1.5-3-2})$$

Fluß/Strom-Beziehung:

$$\underline{\Psi}(z) = X^+ \underline{I}(z) + X^- \underline{I}(-z) = \left(X^+ + e^* X^- \right) \underline{I}(z) \quad (\text{A1.5-3-3})$$

$$\underline{\Psi}(z) = X \left(e^* \right) \underline{I}(z) \quad ; \quad X \left(e^* \right) = \left(X^+ + e^* X^- \right) \quad (\text{A1.5-3-4})$$

Reaktanz-Matrix:

$$X \left(e^* \right) = \left(X^+ + e^* X^- \right) \quad (\text{A1.5-3-6})$$

Überführung in verschiedene Darstellungen:

$$\begin{aligned} X^+ \frac{d}{dt} \underline{I}(z) + X^- \frac{d}{dt} \underline{I}(-z) = & - \left(R^+ \underline{I}(z) + R^- \underline{I}(-z) \right) \\ & + \omega_r z \left(K^+ \underline{I}(z) + K^- \underline{I}(-z) \right) - \left(\underline{u}_g(z) + \underline{u}_f \right) \end{aligned} \quad (\text{A1.5-3-5})$$

$$\begin{aligned} \left(X^+ + e^* X^- \right) \frac{d}{dt} \underline{I}(z) = & - \left(R^+ + \varepsilon^* R^- \right) \underline{I}(z) \\ & + \omega_r z \left(K^+ + \varepsilon^* K^- \right) \underline{I}(z) - \left(\underline{u}_g(z) + \underline{u}_f \right) \end{aligned} \quad (\text{A1.5-3-6})$$

$$X \left(e^* \right) \frac{d}{dt} \underline{I}(z) = - \left[R \left(e^* \right) - \omega_r z K \left(e^* \right) \right] \underline{I}(z) - \left(\underline{u}_g(z) + \underline{u}_f \right) \quad (\text{A1.5-3-7})$$

ε^* -komplexe Reaktanz-Matrix:

$$X \left(e^* \right) = \left(X^+ + e^* X^- \right) \quad (\text{A1.5-3-8})$$

ε^* -komplexe Widerstands-Matrix:

$$R \left(e^* \right) = \left(R^+ + e^* R^- \right)$$

ε^* -komplexe Kopplungsmatrix:

$$K \left(e^* \right) = \left(K^+ + e^* K^- \right) \quad (\text{A1.5-3-9})$$

Ströme	Flüsse	Impedanz	Widerstände	Fluß/Strom Relationen
$\underline{I}_d = [\underline{i}_d \quad i_D \quad i_f]^T$ $\underline{I}_q = [\underline{i}_q \quad i_Q \quad 0]^T$	$\underline{\Psi}_d = [\psi_d \quad \psi_D \quad \psi_f]^T$ $\underline{\Psi}_q = [\psi_q \quad \psi_Q \quad 0]^T$	X_d, X_q	R_d, R_q	$\underline{\Psi}_d = X_d \underline{I}_d$ $\underline{\Psi}_q = X_q \underline{I}_q$
$\underline{I}(\mathbf{z}) = (\underline{I}_d + \mathbf{z} \cdot \underline{I}_q)$	$\underline{\Psi}(\mathbf{z}) = (\underline{\Psi}_d + \mathbf{z} \cdot \underline{\Psi}_q)$	$X_d = X_q$	$R_d = R_q$	$\underline{\Psi}(\mathbf{z}) = X_d \underline{I}(\mathbf{z})$
$\underline{I}(\mathbf{z}) = (\underline{I}_d + \mathbf{z} \cdot \underline{I}_q)$	$\underline{\Psi}(\mathbf{z}) = (\underline{\Psi}_d + \mathbf{z} \cdot \underline{\Psi}_q)$	$X(\delta) =$ $X^+ - X^- D(-2\delta_k)$	$R(\delta) =$ $R^+ - R^- D(-2\delta_k)$	$\underline{\Psi}(\mathbf{z}) = X(\delta) \underline{I}(\mathbf{z})$
$\underline{I}^\pm(\mathbf{z}) = \begin{bmatrix} \underline{I}(\mathbf{z}) \\ \underline{I}(-\mathbf{z}) \end{bmatrix}$	$\underline{\Psi}^\pm(\mathbf{z}) = \begin{bmatrix} \underline{\Psi}(\mathbf{z}) \\ \underline{\Psi}(-\mathbf{z}) \end{bmatrix}$	$X^\pm = \begin{bmatrix} X^+ & X^- \\ X^- & X^+ \end{bmatrix}$	$R^\pm = \begin{bmatrix} R^+ & R^- \\ R^- & R^+ \end{bmatrix}$	$\underline{\Psi}^\pm(\mathbf{z}) = X^\pm \cdot \underline{I}^\pm(\mathbf{z})$
$\underline{I}(\varepsilon) = \frac{1}{2} (\underline{I}(\mathbf{z}) + \varepsilon \cdot \underline{I}(-\mathbf{z}))$	$\underline{\Psi}(\varepsilon) = \frac{1}{2} (\underline{\Psi}(\mathbf{z}) + \varepsilon \cdot \underline{\Psi}(-\mathbf{z}))$	$X(\varepsilon) = (X^+ + \varepsilon \cdot X^-)$	$R(\varepsilon) = (R^+ + \varepsilon \cdot R^-)$	$\underline{\Psi}(\varepsilon) = X(\varepsilon) \cdot \underline{I}(\varepsilon)$
$\underline{I}^*(\mathbf{z}) = (\underline{I}_d^* + \mathbf{z} \cdot \underline{I}_q^*)$	$\underline{\Psi}^*(\mathbf{z}) = (\underline{\Psi}_d^* + \mathbf{z} \cdot \underline{\Psi}_q^*)$	$X^* = (X_d^* + X_q^*)$	$R^* = (R_d^* + R_q^*)$	$\underline{\Psi}^*(\mathbf{z}) = X^* \underline{I}^*(\mathbf{z})$

T.A1.5-3: Übersicht weiterer Darstellungsformen /99.No-1-3/

A1.6-1 Koeffizienten des charakteristischen Polynoms der Zeit/Raum-Matrix

$$\begin{aligned} \text{PZ}_{-ST} &= (\alpha_1 + \varepsilon\alpha_2 + \omega_r z(\alpha_3 + \varepsilon\alpha_4))\lambda^3 + (\beta_1 + \varepsilon\beta_2 + \omega_r z(\beta_3 + \varepsilon\beta_4))\lambda^2 + \\ &+ (\gamma_1 + \varepsilon\gamma_2 + \omega_r z(\gamma_3 + \varepsilon\gamma_4))\lambda + \phi_1 + \varepsilon\phi_2 + \omega_r z(\phi_3 + \varepsilon\phi_4) \end{aligned} \quad (\text{A1.6-1-1})$$

$$\alpha_1 := \frac{1}{2}x_d x_D x_f + x_h^3 - \frac{1}{2}x_h^2 x_f - \frac{1}{2}x_h^2 x_D - \frac{1}{2}x_d x_h^2 \quad (\text{A1.6-1-2})$$

$$\begin{aligned} \alpha_2 &:= \frac{1}{8}x_d x_Q x_f - \frac{1}{8}x_q x_h^2 + \frac{3}{8}x_d x_D x_f - \frac{1}{4}x_h x_{qh} x_f - \frac{1}{8}x_q x_Q x_f + \frac{3}{4}x_h^3 + \frac{1}{4}x_{qh} x_h^2 \\ &+ \frac{1}{8}x_{qh}^2 x_f - \frac{1}{8}x_h^2 x_Q - \frac{3}{8}x_h^2 x_f + \frac{1}{8}x_q x_D x_f - \frac{3}{8}x_d x_h^2 - \frac{3}{8}x_h^2 x_D \end{aligned} \quad (\text{A1.6-1-3})$$

$$\alpha_3 = 0 \quad (\text{A1.6-1-4})$$

$$\alpha_4 = 0 \quad (\text{A1.6-1-5})$$

$$\beta_1 := \frac{1}{2}r_d x_D x_f + \frac{1}{2}x_d r_D x_f - \frac{1}{2}r_d x_h^2 - \frac{1}{2}x_h^2 r_D + \frac{1}{2}x_d x_D r_f - \frac{1}{2}x_h^2 r_f \quad (\text{A1.6-1-6})$$

$$\begin{aligned} \beta_2 &:= \frac{3}{8}r_d x_D x_f + \frac{1}{8}x_{qh}^2 r_f - \frac{3}{8}x_h^2 r_D - \frac{1}{8}x_h^2 r_Q - \frac{1}{8}r_q x_h^2 - \frac{3}{8}x_h^2 r_f \\ &+ \frac{3}{8}x_d r_D x_f + \frac{1}{8}r_q x_D x_f + \frac{1}{8}x_d r_Q x_f - \frac{1}{8}x_q r_Q x_f + \frac{1}{8}x_q r_D x_f + \frac{1}{8}r_d x_Q x_f \\ &- \frac{1}{8}r_q x_Q x_f - \frac{1}{4}x_h x_{qh} r_f + \frac{1}{8}x_d x_Q r_f + \frac{3}{8}x_d x_D r_f \\ &+ \frac{1}{8}x_q x_D r_f - \frac{1}{8}x_q x_Q r_f - \frac{3}{8}r_d x_h^2 \end{aligned} \quad (\text{A1.6-1-7})$$

$$\beta_3 = \alpha_1 \quad (\text{A1.6-1-8})$$

$$\beta_4 = \alpha_2 \quad (\text{A1.6-1-9})$$

$$\gamma_1 := \frac{1}{2}r_d r_D x_f + \frac{1}{2}x_d r_D r_f + \frac{1}{2}r_d x_D r_f \quad (\text{A1.6-1-10})$$

$$\begin{aligned} \gamma_2 &:= \frac{3}{8}r_d r_D x_f + \frac{1}{8}r_q r_D x_f + \frac{1}{8}r_d r_Q x_f - \frac{1}{8}r_q r_Q x_f + \frac{3}{8}x_d r_D r_f \\ &+ \frac{1}{8}r_q x_D r_f + \frac{3}{8}r_d x_D r_f - \frac{1}{8}r_q x_Q r_f - \frac{1}{8}x_q r_Q r_f + \frac{1}{8}r_d x_Q r_f \\ &+ \frac{1}{8}x_q r_D r_f + \frac{1}{8}x_d r_Q r_f \end{aligned} \quad (\text{A1.6-1-11})$$

$$\gamma_3 := -\frac{1}{2}x_d r_D x_f + \frac{1}{2}x_h^2 r_D + \frac{1}{2}x_h^2 r_f - \frac{1}{2}x_d x_D r_f \quad (\text{A1.6-1-12})$$

$$\begin{aligned} \gamma_4 := & -\frac{3}{8}x_d r_D x_f + \frac{1}{4}x_h x_{qh} r_f - \frac{1}{8}x_d r_Q x_f + \frac{1}{8}x_q r_Q x_f \\ & -\frac{1}{8}x_q x_D r_f - \frac{1}{8}x_d x_Q r_f - \frac{3}{8}x_d x_D r_f + \frac{1}{8}x_q x_Q r_f + \frac{1}{8}x_h^2 r_Q \\ & +\frac{3}{8}x_h^2 r_D + \frac{3}{8}x_h^2 r_f - \frac{1}{8}x_{qh}^2 r_f - \frac{1}{8}x_q^2 r_D x_f \end{aligned} \quad (\text{A1.6-1-13})$$

$$\phi_1 := \frac{1}{2}r_d r_D r_f \quad (\text{A1.6-1-14})$$

$$\phi_2 := -\frac{1}{8}r_q r_Q r_f + \frac{1}{8}r_q r_D r_f + \frac{1}{8}r_d r_Q r_f + \frac{3}{8}r_d r_D r_f \quad (\text{A1.6-1-15})$$

$$\phi_3 := -\frac{1}{2}x_d r_D r_f \quad (\text{A1.6-1-16})$$

$$\phi_4 := -\frac{3}{8}x_d r_D r_f + \frac{1}{8}x_q r_Q r_f - \frac{1}{8}x_q r_D r_f - \frac{1}{8}x_d r_Q r_f \quad (\text{A1.6-1-17})$$

A2.1-1 Beobachterentwurf nach /90.Os/

Zustands-Differentialgleichungssystem für den elektrischen Teil in normierter Form:

$$\mathbf{L}_2 \frac{d}{dt} \mathbf{i} = \mathbf{R}_2 \mathbf{i} + \underline{n}_f u_f + \underline{n}_g(\vartheta) u_g \quad (\text{A2.1-1-1})$$

mit

$$\underline{n}_g = \begin{bmatrix} 0 & \omega_n \sin(\vartheta) & 0 & \omega_n \cos(\vartheta) \end{bmatrix}^T \quad (\text{A2.1-1-2})$$

$\underline{n}_g(\vartheta)$ Eingangsvektor für Klemmenspannung u_g

ϑ Polradwinkel

$$\mathbf{L}_2 = \begin{bmatrix} 1 & -x_d(1-\sigma_{df}) & -(1-\mu_f) & 0 & 0 \\ 1 & -x_d & -1 & 0 & 0 \\ -(1-\mu_d) & x_d(1-\sigma_{dD}) & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -x_q & -1 \\ 0 & 0 & 0 & x_q(1-\sigma_q) & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A2.1-1-3})$$

$$\mathbf{R}_2 = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_f} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \omega_n r_s & 0 & -\omega_n x_q & -\omega_n \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T_D} & 0 & 0 \\ -\omega_n & \omega_n x_d & \omega_n & \omega_n r_s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_Q} \end{bmatrix} \quad (\text{A2.1-1-4})$$

Wirk- und Blindleistung:

$$p = u_g \left(i_d \sin(\vartheta) + i_q \cos(\vartheta) \right) \quad (\text{A2.1-1-5})$$

$$q = u_g \left(i_d \cos(\vartheta) - i_q \sin(\vartheta) \right) \quad (\text{A2.1-1-6})$$

Mechanisches Teilsystem:

$$\frac{d}{dt} s = \frac{m_m - m_{el}(i)}{T_m} \quad (\text{A2.1-1-7})$$

$$\frac{d}{dt} \vartheta = \omega_n s \quad (\text{A2.1-1-8})$$

Antriebsmoment m_m und elektrisches Moment:

$$m_{el}(i) = i_f i_q + \left(x_d - x_q \right) i_d i_q + i_d i_{qq} - i_q i_{dd} \quad (\text{A2.1-1-9})$$

Wahl der Beobachterrückführungskoeffizienten

Fehlergleichung des elektrischen Teils:

$$\frac{d}{dt}(\underline{\hat{i}} - \underline{\hat{i}}) = \left[\mathbf{L}^{-1} \mathbf{R} - \underline{\mathbf{h}}_1 \underline{\mathbf{c}}_1^T \right] (\underline{\hat{i}} - \underline{\hat{i}}) + \mathbf{L}^{-1} \left[\underline{\mathbf{n}}_n(\delta) - \underline{\mathbf{n}}_n(\hat{\delta}) \right] \mathbf{u}_n \quad (\text{A2.1-1-10})$$

Der mechanische Teil des Turbogeneratormodells verhält sich dynamisch langsamer als der elektrische Teil (Faktor 10). Somit können die mechanischen Größen als (nahezu) konstant gegenüber den elektrischen Größen angenommen und damit Gleichung (1.1.3-1) als linear behandelt werden.

- Pole: p_{1g} - Wirkung Feldzeitkonstante
 p_{2g}, p_{3g} - Wirkung der Dämpferkonstanten
 $p_{4g} \pm jq_{4g}$ - d-q Achsen-Schwinger

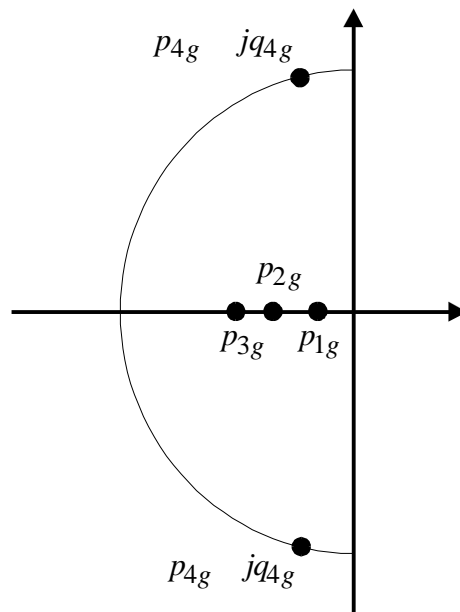


Bild A1.5-1: Polstellenplan des elektrischen Teilsystems des Synchrongenerators

Verfahren der Polfestlegung:

Doppelpol auf der negativ reellen Achse aus konjugiert komplexen Polpaar $p_{4g} \pm jq_{4g}$; Abstand zum Nullpunkt beibehalten; Änderung des Realteils um

$$f = \sqrt{1 + \frac{q_{4g}^2}{p_{4g}^2}} \quad (\text{A2.1-1-11})$$

Pol des Feldstromes p_{1g} mit f multipliziert führt zu Beobachterpol p_{1b} . Dämpferpole werden aus Stabilitätsgründen beibehalten (**Bild A1.5-2**)

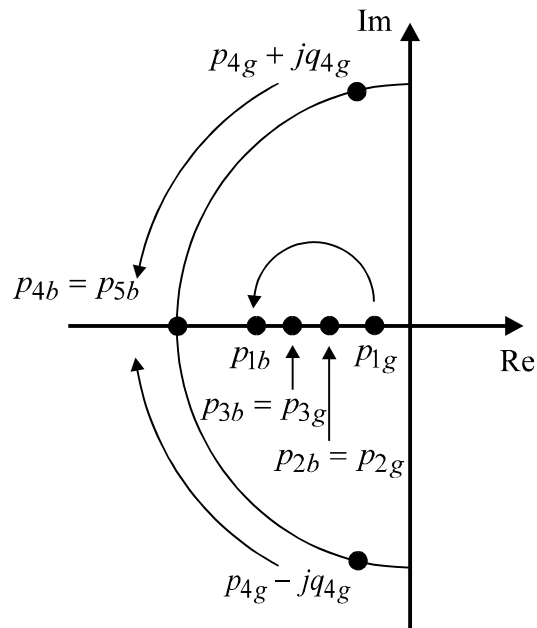


Bild A1.5-2: Zur Festlegung der Beobachterpole für das elektrische Teilsystems des Synchrongenerators

Bestimmung der Beobachter-Rückführungskoeffizienten des mechanischen Teils:

Rekonstruktionsfehlergleichungen für Summenpolradwinkel \mathbf{d} und Schlupf s :

$$\frac{d}{dt}(s - \hat{s}) = -h_{62}(s - \hat{s}) - \frac{m_k}{T_m} \left[\sin(\delta) - \sin(\hat{\delta}) \right] \quad (\text{A2.1-1-12})$$

$$\frac{d}{dt}(\delta - \hat{\delta}) = (\omega_n - h_{72})(s - \hat{s}) \quad (\text{A2.1-1-13})$$

Linearisierung durch Taylorentwicklung:

$$\frac{d^2}{dt^2}(\Delta \delta) + h_{62} \frac{d}{dt}(\Delta \delta) + \frac{m_k}{T_m} (\omega - h_{72}) \cos(\delta_0) (\Delta \delta) = 0 \quad (\text{A2.1-1-14})$$

Untersuchung der Liapunov-Stabilität für (A1.5-5):

$$h_{62} > 0$$

$$h_{72} < \omega_n$$

Kreisfrequenz und Dämpfung des Beobachterfehlers:

$$\omega_b^2 = \frac{m_k}{T_m} (\omega_n - h_{72}) \cos(\delta_0) \quad (\text{A2.1-1-15})$$

$$d_b = \frac{h_{62}}{2 \omega_b} \quad (\text{A2.1-1-16})$$

Kippmoment m_k und Summenpolradwinkel δ_0 ändern bei konstanten Rückführungskoeffizienten auch Kreisfrequenz und Dämpfung des Beobachterfehlers in Abhängigkeit vom Arbeitspunkt. Für einen bestimmten Betriebspunkt wird die Beobachterdämpfung $d_b=2$ gesetzt, woraus $h_{62} = 4\omega_b$ folgt.

Eigenfrequenz der mechanischen Schwingung des Generators:

$$\omega_0^2 = \frac{m_k}{T_m} \omega_n \quad (\text{A2.1-1-17})$$

A2.1-2 Koeffizienten des charakteristischen Polynoms der Zeit/Raum - Matrix

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= 0.01634 \\ \alpha_2 &= 0.003846 \\ \alpha_3 &= 0 \\ \alpha_4 &= 0 \end{aligned} \quad (\text{A2.1-2-1})$$

$$\begin{aligned} \beta_1 &= 0.001504 + 0.03145 k_f^d + 0.11138 k_f^D - 0.310681 k_f^f \\ \beta_2 &= 0.002686 + 0.03145 k_f^d + 0.11138 k_f^D + 0.021016 k_f^f \\ \beta_3 &= -0.016343 + 0.03145 k_f^q + 0.11138 k_f^Q \\ \beta_4 &= -0.003846 + 0.03145 k_f^q + 0.11138 k_f^Q \end{aligned} \quad (\text{A2.1-2-2})$$

$$\begin{aligned} \gamma_1 &= 0.4173110^{-5} + 0.006708 k_f^d - 0.011212 k_f^f \\ \gamma_2 &= 0.41524 10^{-5} + 0.006708 k_f^d - 0.003057 k_f^f \\ \gamma_3 &= -0.001503 + 0.006708 k_f^q + 0.111384 k_f^D + 0.31068 k_f^f \\ \gamma_4 &= -0.002686 + 0.006708 k_f^q + 0.111384 k_f^D - 0.02102 k_f^f \end{aligned} \quad (\text{A2.1.1-2-3})$$

$$\begin{aligned} \phi_1 &= 0 \\ \phi_2 &= 0 \\ \phi_3 &= -0.41524 10^{-5} + 0.003057 k_f^f \\ \phi_4 &= -0.4173110^{-5} + 0.011212 k_f^f \end{aligned} \quad (\text{A2.1.1-2-4})$$

A2.1.-3 Koeffizienten der Polynommatrix

Symmetrischer Fall

Koeffizienten des Polynoms 6ter Ordnung PS(l) :

$$PS_CF6 := .0002670922108 \quad (A2.1.1-3-1)$$

$$PS_CF5 := .001027958858k_d^f + .003640687622k_D^f - .01015489509k_f^f + .00004915062132 \quad (A2.1.1-3-2)$$

$$PS_CF4 := .0009890773402k_d^{f^2} + .007005964492k_d^f k_D^f - .01954159265k_d^f k_f^f + .01240639546k_D^{f^2} - .06920980728k_D^f k_f^f + .0009890773402\omega_n^2 k_q^{f^2} + .007005964492\omega_n^2 k_q^f k_Q^f + .01240639546\omega_n^2 k_Q^{f^2} + .09652274590k_f^{f^2} + .0003138503920k_d^f + .0003349817992k_D^f - .001027958921\omega_n^2 k_q^f - .003640687844\omega_n^2 k_Q^{f^2} - .001300832565k_f^f + .2397590769 \cdot 10^{-5} + .0002670922435\omega_n^2 \quad (A2.1.1-3-3)$$

$$PS_CF3 := .0004219474582k_d^{f^2} + .001494397248k_d^f k_D^f - .004873517868k_d^f k_f^f - .007005964492\omega_n^2 k_D^f k_q^f - .02481279092\omega_n^2 k_D^f k_Q^f + .002497676710k_D^f k_f^f + .0004219474582\omega_n^2 k_q^{f^2} + .001494397248\omega_n^2 k_q^f k_Q^f + .01954159265\omega_n^2 k_q^f k_f^f + .06920980728\omega_n^2 k_Q^f k_f^f + .006966718268k_f^{f^2} + .00002043739778k_d^f + .003640687844\omega_n^2 k_D^f + .9296363482 \cdot 10^{-6} k_D^f - .0003138504054\omega_n^2 k_q^f - .0003349817992\omega_n^2 k_Q^f - .01015489572\omega_n^2 k_f^f - .00003631256934k_f^f + .1255043246 \cdot 10^{-7} + .00004915062432\omega_n^2 \quad (A2.1.1-3-4)$$

$$PS_CF2 := .00004500144989k_d^{f^2} - .0001504273023k_d^f k_f^f + .01240639546\omega_n^2 k_D^{f^2} - .001494397248\omega_n^2 k_D^f k_q^f - .06920980728\omega_n^2 k_D^f k_f^f + .00004500144989\omega_n^2 k_q^{f^2} + .004873517868\omega_n^2 k_q^f k_f^f + .002497676710\omega_n^2 k_Q^f k_f^f + .0001257091346k_f^{f^2} + .09652274590\omega_n^2 k_f^{f^2} + .5598910678 \cdot 10^{-7} k_d^f + .0003349817992\omega_n^2 k_D^f - .00002043739778\omega_n^2 k_q^f - .9296363482 \cdot 10^{-6} \omega_n^2 k_Q^f - .9357798820 \cdot 10^{-7} k_f^f - .001300832588\omega_n^2 k_f^f + .1741488378 \cdot 10^{-10} + .2397590777 \cdot 10^{-5} \omega_n^2 \quad (A2.1.1-3-5)$$

$$\begin{aligned}
\text{PS_CF1} := & -.002497676710\omega_n^2 k_D^f k_f^f + .0001504273023\omega_n^2 k_q^f k_f^f \\
& + .006966718268\omega_n^2 k_f^{f^2} + .9296363482 \cdot 10^{-6}\omega_n^2 k_D^f - .5598910678 \cdot 10^{-7}\omega_n k_q^f \quad (\text{A2.1.1-3-6}) \\
& -.00003631256934\omega_n^2 k_f^f + .1255043246 \cdot 10^{-7}\omega_n^2
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\text{PS_CF0} := & .0001257091346\omega_n^2 k_f^{f^2} - .9357798820 \cdot 10^{-7}\omega_n^2 k_f^f \quad (\text{A2.1.1-3-7}) \\
& + .1741488378 \cdot 10^{-10}\omega_n^2
\end{aligned}$$

Unsymmetrischer Fall

Koeffizienten des Polynoms 6ter Ordnung PUS(1) (ohne PS)

$$\text{PUS_CF6} := .00001479196984 \quad (\text{A2.1.1-3-8})$$

$$\begin{aligned}
\text{PUS_CF5} := & \varepsilon(.0002419123988k_d^f + .0008567730794k_D^f \quad (\text{A2.1.1-3-9}) \\
& + .0001616526130k_f^f + .00002066231614)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\text{PUS_CF4} := & \varepsilon(.0009890773402k_d^{f^2} + .007005964492k_d^f k_D^f \\
& + .001321858138k_d^f k_f^f + .01240639546k_D^{f^2} \\
& + .004681580904k_D^f k_f^f + .0009890773402\omega_n^2 k_q^{f^2} \\
& + .007005964492\omega_n^2 k_q^f k_Q^f + .01240639546\omega_n^2 k_Q^{f^2} \quad (\text{A2.1.1-3-10}) \\
& + .0004416512403k_f^{f^2} + .0002205596975k_d^f \\
& + .0005983961708k_D^f - .0002419123988\omega_n^2 k_q^f \\
& -.0008567730794\omega_n^2 k_Q^f + .00008938465923k_f^f \\
& + .7247533328 \cdot 10^{-5} + .00001479196984\omega_n^2)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\text{PUS_CF3} := & \varepsilon(.0004219474582k_d^{f^2} + .001494397248k_d^fk_D^f \\
& +.0000896434809k_d^fk_f^f - .007005964492\omega_n^2k_D^fk_q^f \\
& -.02481279092\omega_n^2k_D^fk_Q^f - .0006811105982k_D^fk_f^f \\
& +.0004219474582\omega_n^2k_q^{f^2} + .001494397248\omega_n^2k_q^fk_Q^f \\
& -.001321858138\omega_n^2k_q^fk_f^f - .004681580904\omega_n^2k_Q^fk_f^f \\
& -.0001285092991k_f^{f^2} + .00003630072564k_d^f \\
& +.0008567730794\omega_n^2k_D^f + .9250296488 \cdot 10^{-6}k_D^f \\
& -.0002205596974\omega_n^2k_q^f - .0005983961708\omega_n^2k_Q^f \\
& +.0001616526130\omega_n^2k_f^f - .00001625143153k_f^f \\
& +.2230842156 \cdot 10^{-7} + .00002066231614\omega_n^2)
\end{aligned} \tag{A2.1.1-3-11}$$

$$\begin{aligned}
\text{PUS_CF2} := & \varepsilon(.00004500144989k_d^{f^2} - .00004102117358k_d^fk_f^f \\
& +.01240639546\omega_n^2k_D^{f^2} - .001494397248\omega_n^2k_D^fk_q^f \\
& +.004681580904\omega_n^2k_D^fk_f^f + .00004500144989\omega_n^2k_q^{f^2} \\
& -.00008964348094\omega_n^2k_q^fk_f^f + .0006811105982\omega_n^2k_Q^fk_f^f \\
& +.9348235928 \cdot 10^{-5}k_f^{f^2} + .0004416512403\omega_n^2k_f^{f^2} \\
& +.5571165960 \cdot 10^{-7}k_d^f + .0005983961708\omega_n^2k_D^f \\
& -.00003630072564\omega_n^2k_q^f - .9250296488 \cdot 10^{-6}\omega_n^2k_Q^f \\
& -.2539204476 \cdot 10^{-7}k_f^f + .00008938465928\omega_n^2k_f^f \\
& +.1724271675 \cdot 10^{-10} + .7247533328 \cdot 10^{-5}\omega_n^2)
\end{aligned} \tag{A2.1.1-3-12}$$

$$\begin{aligned}
\text{PUS_CF1} := & \varepsilon(-.0006811105982\omega_n^2k_D^fk_f^f + .00004102117358\omega_n^2k_q^fk_f^f \\
& -.0001285092991\omega_n^2k_f^{f^2} + .9250296488 \cdot 10^{-6}\omega_n^2k_D^f \\
& -.5571165960 \cdot 10^{-7}\omega_n^2k_q^f - .00001625143153\omega_n^2k_f^f \\
& +.2230842156 \cdot 10^{-7}\omega_n^2)
\end{aligned} \tag{A2.1.1-3-13}$$

$$\begin{aligned}
\text{PUS_CF0} := & \varepsilon(.9348235928 \cdot 10^{-5}\omega_n^2k_f^f - .2539204476 \cdot 10^{-7}\omega_n^2k_f^f \\
& +.1724271675 \cdot 10^{-10}\omega_n^2)
\end{aligned} \tag{A2.1.1-3-14}$$

A3.2-1 Ergänzende Gleichungen für das thermisch stationäre Gasturbinenmodell

Verdichter:

$$\pi_c = \frac{T_1}{T_u} = \left[\frac{P_1}{P_u} \right]^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \quad (\text{A3.2-1-1})$$

mit

κ - Isentropenexponent der Luft

Verdichtertemperatur:

$$T_1 = \frac{1}{\eta_{ic}} \pi_c T_u \quad (\text{A3.2-1-2})$$

Thermische Kompressionsenthalpie:

$$h_{ic} = c_p (T_1 - T_u) \quad (\text{A3.2-1-3})$$

Thermo-mechanische Leistung:

$$P_{c,th} = c_p (T_1 - T_u) \dot{m}_c \quad ; \quad \dot{m}_c = \dot{m}_1 = \dot{m}_o \quad (\text{A3.2-1-4})$$

Brennkammer Energiebilanz:

$$c_p (T_2 - T_u) \dot{m}_3 = c_p (T_1 - T_u) \dot{m}_c + \eta_{bf} H_{bf} \dot{m}_f \quad (\text{A3.2-1-5})$$

Massenströme:

$$\dot{m}_c = \kappa_b \dot{m}_f \quad ; \quad k_b = L_{\min} \Gamma_b \quad , \quad \dot{m}_2 = \dot{m}_3 = (1 + \kappa_b) \dot{m}_f \quad (\text{A3.2-1-6})$$

Brennkammer-Relationsfaktor:

$$\kappa_b = \frac{\kappa_h - \left(\frac{T_2}{T_u} - 1 \right)}{\left(\frac{T_2}{T_u} - 1 \right) - \left(\frac{T_1}{T_u} - 1 \right)} \quad (\text{A3.2-1-7})$$

Effektiver Heizwert

$$\kappa_h = \frac{\eta_b H_{bf}}{c_p T_u} \quad (\text{A3.2-1-8})$$

Thermische Brennstoffleistung:

$$P_{f,th} = c_p (T_2 - T_1) \dot{m}_3 \quad (\text{A3.2-1-9})$$

$$P_{f,th} = c_p (T_2 - T_1) (1 + \kappa_b) \dot{m}_f \quad (\text{A3.2-1-10})$$

Turbinenwirkungsgrad:

$$\pi_{GT} = \left(\frac{P_2}{P_3} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \quad (\text{A3.2-1-11})$$

Innere Enthalpie:

$$h_{iGT} = c_p T_2 \eta_{iGT} \left(1 - \frac{1}{\pi_{GT}} \right) \quad (\text{A3.2-1-12})$$

$$h_{iGT} = c_p (T_2 - T_3) \quad (\text{A3.2-1-13})$$

Druckverhältnisse:

$$P_2 = P_1 \quad , \quad P_3 = P_u \quad (\text{A3.2-1-14})$$

thermische Leistung:

$$P_{t,th} = c_p (T_2 - T_3) (1 + \kappa_b) \dot{m}_1 \quad (\text{A3.2-1-15})$$

thermische Abgasleistung:

$$P_{t,ex} = c_p (T_3 - T_u) (1 + \kappa_b) \dot{m}_1 \quad (\text{A3.2-1-16})$$

thermischer Gesamtwirkungsgrad:

$$\eta_{GT} = \frac{P_{t,th} - P_{c,th}}{P_{f,th}} = \frac{(T_2 - T_3) - K_b \frac{T_1 - T_u}{1 + \kappa_b}}{T_2 - T_1} \quad (\text{A3.2-1-17})$$

A3.2-2 ISO-Leistungsangaben für den Grundlastbetrieb der Gasturbine MS

Prozeßgröße	Formelzeichen	Bezugswert	Einheit
Ventilstellung	x_f	72,65	%
Frischlufmassenstrom	\dot{m}_0	482,4	kg/s
Brennstoffmassenstrom	\dot{m}_f	6,64	kg/s
Abgasmassenstrom	$\dot{m}_3, \dot{m}_{ex}, \dot{m}_g$	489,0	kg/s
Brennstoffdruck vor Brennstoffventil	P_f	15,0	bar
Umgebungsdruck	P_u	1,013	bar
Verdichteraustrittsdruck	P_1	9,61	bar
Turbineneintrittsdruck	P_2	9,61	bar
Turbinenaustrittsdruck	P_3	1,013	bar
Umgebungstemperatur	T_u	288,0	K
Verdichterendtemperatur	T_1	591,0	K
Turbineneintrittstemperatur	T_2	1193,0	K
Turbinenausrittstemperatur	T_3	717,0	K
Thermische Brennstoffleistung	$P_{f,th}$	351,53	MW
Thermische Brennkammerleistung	$P_{cc,th}$	353,2	MW
Verdichterleistung	P_c	174,52	MW
Turbinenleistung	P_T	277,94	MW
Abgasleistung	P_{ex}	250,5	MW
Koppelleistung	P_κ	103,4	MW
Heizwert	H_{bf}	50056,0	kJ/kg
Brennkammer-Relationsfaktor	k_b	72,65	-
Enthalpie-Relationsfaktor	k_h	154,16	-
Spez. Wärmekapaz. b. konst. Druck	c_p	1,0034	kJ/kg*K
Isentropenexponent	κ	1,4	-
Verdichterkompressionsfaktor	π_a	9,49	-
Isentrop. Kompressionsfaktor	π_c	1,6	-
Innerer Verdichterwirkungsgrad	η_c	0,86	-
Innerer therm. Gesamtwirkungsgrad	η_T	0,88	-
Gesamtwirkungsgrad	η_{GT}	0,29	-

A4.2-1 Vektoren und Matrizen des Massenstrombeobachters

$$A_1 = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \underline{b}_1 = [0 \quad 1]^T, \quad \underline{c}_1 = [1 \quad 0], \quad \dim = 2 \quad (\text{A4.2-1-1})$$

$$A_2 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}; \quad \underline{b}_2 = [1 \quad \dots \quad 0]^T \quad (\text{A4.2-1-2})$$

$$\underline{c}_2 = [1 \quad \dots \quad 0], \quad \dim = 12$$

$$A_3 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}; \quad \underline{b}_3 = [1 \quad \dots \quad 0]^T \quad (\text{A4.2-1-3})$$

$$\underline{c}_3 = [1 \quad \dots \quad 0], \quad \dim = 12$$

$$A = \begin{bmatrix} A_1 & 0 & 0 \\ \underline{b}_2 \underline{c}_1 & A_2 & 0 \\ 0 & 0 & A_3 \end{bmatrix}, \quad C^* = \begin{bmatrix} \underline{c}_1 & 0 & 0 \\ 0 & \underline{c}_2 & 0 \\ 0 & 0 & \underline{c}_3 \end{bmatrix} \quad (\text{A4.2-1-4})$$

7.0 Literatur

- /99.No-1/ Nour Eldin, H.A.; Nern, H.-J.; Hachicho, O.; Lerch, E.;
„Space z-complex Representation of a Synchronous Generator“, IEEE Power Letters, Sept. 1999, EL-Hawary, Canada, pp. 40-42
- /99.No-2/ Nour Eldin, H.A.; Nern, H.-J.; Hachicho, O.; Lerch, E.;
„The Flux-Current Relations for a General Non Symmetric AC Machine“, IEEE Power Letters, Sept. 99, EL-Hawary, Canada, pp. 43-45
- /99.No-3/ Nour Eldin, H.A.; Nern, H.-J.; Hachicho, O.; Lerch, E.;
„The Novel Algebraic d^*-q^* Two Axis Theory and the Generalisation of Kovács-RácZ Theory“, IEEE Power Letters, Sept. 99, EL-Hawary, Canada, pp. 46-49
- /99.No-Ne-Ha-Le/ Nour Eldin, H.A.; Nern, H.-J.; Hachicho, O.; Lerch, E.;
„A New Formulation of the Synchronous Generator Model Using Space Hypercomplex and Quaternion – Part I, II, III“, LESCOPE '99, Large Engineering Systems Conference on Power Engineering, Halifax, Canada, 1999
- /98.Ha-No/ Hachicho, O., Nour Eldin, H.A.;
"Generalized Quaternionic Recursions for Position, Velocities and Accelerations of Robot Links, INCOM'98, 9th Symposium on Information Control in Manufacturing, Nancy-Metz, France, 1998, pp. 461-466
- /98-1.No-Ha-Pu-Pa/ Nour Eldin H.A., Hachicho, O., Pu, H., Pautzke, F.;
"Quaternionic Recursions for the Positions, Velocities and Accelerations of a Revoluted-Joint-Robot, 2nd IMACS Multiconf. CESA 98, Nabeul Hammamet, Tunisia, April 1-4, 1998", pp. 234-238
- /98.No-Ne-Os-Ab-Le/ Nern, H.-J.; Osman, N.; A. Hamid, A.M.; Lerch, E.; Nour Eldin, H.A.;
„Liapunov Stability Analysis of a Nonlinear Observer for the Mechanical States of Turbogenerator Systems“, Proc. of the 2nd IMACS Multiconference CESA 98, Nabeul-Hammamet, Tunisia, April 1-4, 1998, Vol. 1, pp. 667-672
- /97.Ne-Dz-No/ Nern, H.-J.; Nour Eldin, H.A.; Dziech, A.;
„Error Analysis and Quality Evaluation of Multioutput Systems Using Random Pulse Stream Models“, Proc. of the 15th IMACS World Congress, Berlin, Germany, August 24-29, 1997, Vol. V, pp. 597-601
- /97.No-Ne-Fi-Ba-Ab/ Nour Eldin, H.A.; Nern, H.-J.; Fischer, F.; Bahgat, A.; Hamid, A.M.;
„Damping SSR-Oscillations Using Reactive Power Controller Fed from a Physically Realizable State Observer“, Proc. of the Fourth IEEE International Conference on Electronics, Circuits and Systems ICECS'97, Cairo, Egypt, December 15-18, 1997, Vol. 2, pp. 787-791
- /96.Dz-Ne-No/ Dziech, A.; Nern, H.-J.; Nour Eldin, H.A.;
"Quality Evaluation of Multioutput System Using Random Pulse Stream Model", Proc. of the Computational Engineering in Systems Application CESA'96 Multiconference, Symposium on Control, Optimization and Supervision, Lille, France, July 9-12, 1996, pp. 929-933
- /96.No-Dz-Ne/ Nour Eldin, H.A.; Dziech, A.; Nern, H.-J.;
„A New Approach for Defining Quality of Multioutput Systems“, Proc. of the Second World Automation Congress WAC'96, Montpellier, France, May 27-30, 1996, Vol. 4, pp. 175-180

/96.No-Ha-Pu/ Nour Eldin, H.A.; Hachicho, O., Pu, H.;
 "Quaternion and Hypercomplex Formulation for Robot Kinematics," CESA' 96 Conf. Lille
 July 9-12, pp 157-160, 1996

/95.Ho/ Holtz, J.;
 "The Representation of AC Machine Dynamics by Complex Signal Flow Graphs", IEEE
 Trans. on Industrial Applications, Vol. 42, No. 3, June 1995

/95.Ne-Fi-No/ Nern, H.-J.; Fischer, F.; Nour Eldin, H.A.;
 "Aspects of the Hard- and Software Environment of Transputer Based Non Linear Real Time
 Observers for Control and Diagnosis of Large Turbo Generator Sets", 3rd IFAC/IFIP Work-
 shop on Algorithms and Architectures for Real-Time Control AARTC'95, Ostend, Belgium,
 May 31-June 2, 1995

/94.Ne-So-Fi-No/ Nern, H.-J., Soliman, H.H.; Fischer, F.; Nour Eldin H.A.;
 "On Line Observer Based Detection and Classification of External Disturbance Types for the
 State Supervision of Turbogenerators", IFAC Symposium on Artificial Intelligence in Real
 Time Control, Valencia, Spain, Oct. 3-5, 1994

/94-2-Ne-La-No/ Nern, H.-J.; Lahtchev, L.; Nour Eldin, H.A.;
 "Distributed and Complete Non Linear State Reconstruction Observer for Gas Turbines in a
 CGS Power Station", Proc. of the IFAC Conference on Integrated Systems Engineering, Ba-
 den-Baden, Germany, Sept. 27-29, 1994, pp. 287-292

/94.No-Fi-Ne-La/ Nour Eldin, H.A.; Fischer, F.; Nern, H.-J.; Lahtchev, L.;
 "Explicit Modelling of the Stator Winding Bar Water Cooling for Model-Based Fault Diagno-
 sis of Turbogenerators with Experimental Verification", Proc. of the 3rd IEEE Conference on
 Control Applications, Glasgow, Scotland, UK, August 24-26, 1994, pp. 1403-1408

/94.Ne-Kr-Fi-No/ Nern, H.-J.; Kreshman, H.; Fischer, F.; Nour Eldin, H.A.;
 "Modelling of the Long Term Dynamic Performance of a Gas Turbo Generator Set", Proc. of
 the 3rd IEEE Conference on Control Applications, Glasgow, Scotland, UK, August 24-26,
 1994, pp. 491-496

/94-1.Ne-La-No/ Nern, H.-J.; Lahtchev, L.; Nour Eldin, H.A.;
 "Design and Verification of a Non Linear Observer for Power Performance of Stationary Gas
 Turbines", Proc. of the 14th IMACS World Congress, Atlanta, USA, July 11-15, 1994

/93.Fr/ Frank, P.M.;
 „Technische Diagnoseverfahren in der Automatisierungstechnik“, Übersichtsvortrag im ETG-
 Fachbericht 48, ETG Mannheim, Oktober 20-21, 1993

/93.La/ Lausterer, G.;
 „Prozeßoptimierung und –simulation im On-Line-Betrieb“, ETG-Fachbericht 48, ETG Mann-
 heim, Oktober 20-21, 1993

/93.Ne-Fi-No-Ha/ Nern, H.-J.; Fischer, F.; Nour Eldin, H.A.; Hamid, A.;
 „Non-Linear Observer for Synchronous Generators with Optimal Feedback Coefficients“,
 University Magazine 2/93, Menoufia University, Cairo, 1993

/93-2.Ne-Kr-Fi-No/ Nern, H.-J.; Kreshman, H.; Fischer, F.; Nour Eldin, H.A.;
 "Modellierung und Realzeit-Simulation des dynamischen Langzeitverhaltens von GuD-
 Kraftwerksgasturbinen", ETG-Tage, Mannheim, Germany, October 19-21, 1993, ETG-
 Fachbericht 47, pp. 133-142

/93-1.Ne-Kr-Fi-No/ Nern, H.-J.; Kreshman, H.; Fischer, F.; Nour Eldin, H.A.;
 "Reference Measurement of the Dynamic Performance of the Gas- and Steam-Turboset in a
 CGS-Power Plant", Preprints of the IMACS 2nd International Symposium on "Mathematical

and Intelligent Models in System Simulation MIM-S2 '93", Brussels, Belgium, April 12-16, 1993, Vol. I, pp. 346-350

/93-3.Ne-Kr-No/ Nern, H.-J.; Kreshman, H.; Nour Eldin, H.A.;
 "The Long Term Dynamics of the Thermo-Mechanical Energy Conversion in Steam Turbines", Preprints of the IMACS 2nd International Symposium on "Mathematical and Intelligent Models in System Simulation MIM-S2 '93", Brussels, Belgium, April 12-16, 1993, Vol. I, pp. 337-345

/93-2.Ne-Kr-No/ Nern, H.-J.; Kreshman, H.; Nour Eldin, H.A.;
 "Closed-Loop Performance and Control for the Steam Power Station", Preprints of the IMACS 2nd International Symposium on "Mathematical and Intelligent Models in System Simulation MIM-S2 '93", Brussels, Belgium, April 12-16, 1993, Vol. I, pp. 331-336

/93-1.No-Ne-Kr/ Nour Eldin, H.A.; Nern, H.-J.; Kreshman, H.;
 "The Boiler Compartment Model for the Animation of the Long Term Steam Dynamics", Preprints of the IMACS 2nd International Symposium on "Mathematical and Intelligent Models in System Simulation MIM-S2 '93", Brussels, Belgium, April 12-16, 1993, Vol. I, pp. 325-330

/93.Fe/ Fette, M.;
 „Strukturelle Analyse elektrischer Energieversorgungssysteme“, Dissertation, Fortschritt-VDI-Berichte, Reihe 21, Nr. 140, VDI Verlag, 1993

/93.Kr/ Kreshman, H.;
 „Modelling of CGS-Power Stations“, Internal Report, atk, University of Wuppertal, 1993

/93.Sch/ Schulze, J.;
 „Ein robuster Digitalregler für einen Kraftwerksgenerator mit Gasturbine“, Dissertation, FB Regelungstechnik, TU Braunschweig, 1993

/92.La-Za-Dj/ Lahtchev, L.; Zaprianow, J; Djonov J.B.;
 „Acoustic Interface to an Expert System for Turbo Generator Shaft System Diagnosis“, Proc. of the IFAC International Symposium on Control of Power Plants and Power Systems, Munich, March 9-11 1992

/92.Ne-So-No/ Nern, H.-J.; Soliman, H.H.; Nour Eldin, H.A.;
 "Observer Based Detection and Recognition of External Disturbances for Large Turbogenerators", IFAC-Symposium on "Control of Power Plants and Power Systems", Munich, Germany, March 9-11, 1992

/92.Kr/ Kratz, F.; Mourot, G.;
 „Detection of Measurement Errors in Nuclear Power Plants“, Proc. IFAC Symp. on Control of Power Plants and Power Systems, Munich, March 9-11, 1992

/92.Sc-Le/ Schulze, J.; Leonhard, W.;
 „Ein robuster, integrierter Digitalregler für einen Kraftwerksgenerator mit Gasturbine“, Archiv für Elektrotechnik, No. 1, S. 49-58, Vol. 76 (1992),

/91-1.Ne-Fi-No/ Nern, H.-J.; Nour Eldin, H.A.; Fischer, F.;
 "Real-Time Animation of Synchronous Generator Dynamics and its State Reconstruction Observers on a Transputer Network", IMACS-IFAC Symposium on "Modelling and Control of Technological Systems", MCTS '91, Lille, France, May 7-10, 1991

/91-2.Ne-Fi-No/ Nern, H.-J.; Fischer, F.; Nour Eldin, H.A.
 "Distributed Real-Time State Reconstruction and Visualisation for Control and Monitoring of Turbogenerators", Proc. of the IFAC International Symposium on "Distributed Intelligence Systems", Arlington, Virginia, USA, August 13-15, 1991, pp. 312-318

- /91.Kr-Ne-No/ Kreshman, H.; Nern, H.-J.; Nour Eldin, H.A.;
 "Modelling and Simulation of the Dynamic Behaviour of Stationary Gas Turbine", Proc. of the IMACS-IFAC International Symposium "Parallel and Distributed Computing in Engineering Systems P.D.COM'91", Corfu, Greece, June 23-28, 1991, pp. 529-536
- /91.Ne-No/ Nern, H.-J.; Nour Eldin, H.A.;
 "Observer Based Control Scheme of Large Turbogenerators on a Distributed Processor System", Proc. of the IMACS-IFAC International Symposium "Parallel and Distributed Computing in Engineering Systems P.D.COM'91", Corfu, Greece, June 23-28, 1991, pp. 333-340
- /91.Kr/ Krutemeier, F.;
 „Drehmomentregelung von Kraftwerks-Turbinen im Lastinselbetrieb, Automatisierungstechnik at 39, S. 56-63, 1991
- /90.Sö/ Sölter, H.;
 „Mehrgrößen-Regelungskonzept für ein Gasturbinentriebwerk“, Dissertation TU Braunschweig, FB Maschinenbau, 1990
- /90.Os/ Osman N.;
 „Nichtlinearer Zustandsbeobachter für die Spannungsregelung des Synchrongenerators“, Dissertation, Universität GH Wuppertal, atk, 1990
- /90.No-Ab-Ne-He/ Nour Eldin, H.A.; Abdel-Hamid, A.M.; Nern, H.-J.; Hefnawy, A.A.E.;
 "Simulations for Torsional Oscillations and Subsynchronous Resonance (SSR) - Dynamics in Large Power System Generators", IMACS International Symposium on "Mathematical and Intelligent Models in System Simulation MIM-S2 `90", Brussels, Belgium, Sept. 1990, pp 367-381
- /90-1.Ne-No/ Nern, H.-J.; Nour Eldin, H.A.;
 "Survey in Methodology and Real Time Realisation of State Observers for Electrical Generators", IMACS International Symposium on "Mathematical and Intelligent Models in System Simulation MIM-S2 `90", Brussels, Belgium, Sept. 1990, pp 351-356
- /90.Do-Fe-Vo/ Dourdoumas, N.; Fette, M.; Voß, J.;
 „Modellbildung und Simulation elektrischer Energieversorgungssysteme“, Fortschritte in der Simulationstechnik, Band 1, ASIM - Simulationstechnik, 6. Symposium Wien, Vieweg-Verlag, S. 450-454, September 1990
- /90.Kr/ Krutemeier, F.
 „Regelung von Dampfturbosätzen im Last-Inselbetrieb“, Dissertation TU Braunschweig 1990
- /89.Ka/ Kantor, J.; Solodovnikov, A.;
 “Hypercomplex Numbers: An Elementary Introduction to Algebra”, Springer Verlag, 1989
- /89.Ll-Pa-Wh/ Lloyd, B.; Park, W.; White, J.;
 „Development of an On-Line Generator Expert Monitoring System“, 10th Int. Conf. on Power Systems, Liege, 1989, pp 234-239
- /89.Da-Ra-Op/ Dans, G.; Raed de J.; Opdenacker P.;
 „An Advanced Vibration Monitoring System for Large Turbosets“, 10th Int. Conf. on Power Systems, Liege, 1989, pp 253-258
- /89.Ko-Sa/ Kokotovic, P.V.; Sauer, P.W.;
 „Integral Manifold as a Tool for Reduced-Order Modelling of Nonlinear Systems: A Synchronous Machine Case Study“ IEEE Trans. on Circuits and Systems, Vol. CAS-36, No.3, pp. 403-410 March 1989

- /89.KW/ KWU Mülheim,
Datenhandbuch der GT94.1, Kraftwerks Union Mülheim, 1989
- /89.Wo/ Wolgast, B.;
„Ein lernend-adaptiver Spannungsregler für Synchrongeneratoren“, Dissertation TU Braunschweig 1989
- /88.Ja/ B.Jancewicz;
"Multivectors and Clifford Algebra in Electrodynamics", World Scientific, New York, 1988
- /88.Lo-No/ Lopez, L.F.; Nour Eldin, H.A.;
„Three Time Scale Modelling and Systematic Order Reduction of Nonlinear Electrical Multimachine Systems in: Modelling and Simulation of Electrical Machines and Power Systems; J. Robert, D.K. Tran (Editors)“, Elsevier Science Publishers B.V. (North Holland), pp. 245-255, IMACS 1988
- /88.Kl/ Klotz, R.;
„Ein Beitrag zur digitalen Simulation von Turbostrahltriebwerken mit Hilfe vereinfachter Modell“, Dissertation, Institut für Flugführung, TU Braunschweig, 1988
- /87.St/ Stelter, R.
„Modellreduktion und Betriebsoptimierung für Gasverteilnetze“, Dissertation, FB Elektrotechnik, Universität-GH Wuppertal, 1987
- /87.Bl/ Blotenberg, W.
„Ein Beitrag zur digitalen Pumpschutzregelung von Turbocompressoren“, Dissertation, Technische Hochschule Braunschweig, 1987
- /87.Sa-La-Ah-Pa/ Sauer, P.W.; LaGesse, D.J.; Ahmed-Zaid, S.; Pai, M.A.;
„Reduced Order Modelling of Interconnected Multimachine Power Systems Using Time-Scale Decomposition“ IEEE Trans. on Power Systems, Vol. PWRs-2, No. 2, pp.310-320, May 1987
- /87.Lo/ Lopez L.;
„Modellierung und systematische Modellreduktion von nichtlinearen Netzmodellen mittels Singular Perturbation“, Dissertation, BUGH Wuppertal, 1987
- /86.Kl/ Kleinrath, A;
"Stromrichtergespeiste Drehstrommaschinen", Springer Verlag, 1986
- /86.An-Fo/ Anderson, P.M.; Fouad, A.A;
„Power System Control and Stability“, The Iowa State University Press, Ames, Iowa, Volume 1, Fourth Printing 1986
- /86.De-Br/ Deblon, Bruno;
„A Decade of Experience with Model V-94 Gas Turbines“, International Gas Turbine Conference and Exhibition, Düsseldorf, Juni 8-12 1986
- /85.Ya-Ta/ Yamashita K.; Taniguchi T.;
„On the Estimation of the Transient State of a Synchronous Machine by an Optimal Observer“, Int. J. Control, Vol 41, No 2, 417-428, 1985
- /85.Gr/ Grahl, K.;
„Theoretische Untersuchungen des Betriebsverhaltens von Gasturbinen“, VDI-Forschungsbericht, VDI-Verlag Düsseldorf, 1985
- /85.Le/ Leonhard, W.;
„Einführung in die Regelungstechnik“, Vieweg Verlag, Braunschweig, Wiesbaden, 1985

- /84.Le/ Lerch, E.;
 „Ein neues Verfahren zur Lösung stationärer Arbeitspunktprobleme im elektrischen Energienetz“, Dissertation, Uni-GH-Wuppertal, Mai 1984
- /84.No-Lo/ Nour Eldin, H.A.; Lopez, L.;
 „Modelling and Model Reduction of the Synchronous Machine Through Singular Perturbation Methods“, Proceeding of the IX IFAC-World Congress, Vol. V, pp.149-154, Budapest, 1984
- /82.Ca/ Canany, I.M.;
 „A Novel Approach to the Torsional Interaction and Electrical Damping of the Synchronous Machine“, IEEE Trans. 101, pp. 3630-3647, 1982
- /82.He/ Heister, M.;
 "Eine Methodik zur rechnergestützten Analyse und Synthese von Mehrgrößenregelsystemen", Dissertation, atk, BUGH Wuppertal, 1982
- /82.Cz-Wu/ Czermak, H.; Wunsch, A.;
 „The 125 MW Combined Cycle Power Plant“, ASME, GT 323, 1982
- /82.Kl/ Klenke, W.;
 „Grundlagen Thermodynamik“, Manuskript zur Vorlesung Thermodynamik, TU Braunschweig, 1982
- /82.Tr/ Traupel, W.;
 „Thermische Turbomaschinen“, Band I/II, Springer: Berlin, Heidelberg, 1982
- /82.Ec/ Eckhardt, H.;
 „Grundzüge der elektrischen Maschinen“, Teubner Studienbücher, 1982
- /81.Li-Ch/ Lim Choo Min; Choi, San Shing;
 „On the Design of Luenberger Type Observers for Single-Maschine Infinite-Bus Power Systems“, Electric Power System Research, pp. 271-276, 1981
- /80.Le/ Leonhard, W.;
 „Regelung in der elektrischen Energieversorgung“, Teubner Verlag, Stuttgart, 1980
- /80.No-Le/ Nour Eldin, H.A.;Lerch E. et. al.;
 „Digitale Simulation der Synchronmaschine mit Zustandsraumdarstellung“, ETZ-Archiv, Bd. 2, 1980
- /78.Qu-Mo/ Quintana, V.H.; Moharrem O.E.;
 „Minimal-Order Observers for Synchronous Machine Control“, IEEE PES Winter meeting, New York, January-29th February 3rd, 1978
- /77.An-Fo/ Anderson, P.M.;Fouad A.A.;
 „Power System Control and Stability“, Vol.1, Iowa State University Press 1977
- /77.Ca/ Canay, I.M.;
 „Extended Synchronous Machine Model for Calculation of Transient Processes“, IEEE Trans. 32, pp 137-150, 1977
- /77.Mü-Ku/ Münzberg, H.G.; Kurzke, J.;
 „Gasturbinen – Betriebsverhalten und Optimierung“, Springer: Berlin, Heidelberg, New York, 1977
- /76.Ko-O'M-Sa/ Kokotovic, P.V.; O'Malley, Jr., R.E., Sannuti, D.;
 „Singular Perturbations and Reduction in Control Theorie – An Overview“, pp.123-132, Pergamon Press, Automatic 12, 1976
- /75.IEC/ International Engineering Committee;
 Publication 34-10/1975

/75.Ko-El-Ta/ Kou, S. R.; Elliot, D.L.; Tarn, T. J.;
 „Exponential Observers for Nonlinear Dynamic Systems“, Information and Control 29, pp. 204-216, 1975

/73.El/ Elsner, N.
 „Grundlagen der technischen Thermodynamik“, Vieweg Verlag, Braunschweig, 1973

/73.Ne/ Nelles, D.;
 „Die Beschreibung der Synchronmaschine für Ausgleichsvorgänge in Drehstromnetzen“, Wiss. Ber. AEG-Telefunken, 46, 1973

/73.An/ Anderson, P.M.;
 „Analysis of Faulted Power Systems“, Iowa State Univ. Press, 1973

/73.vdW/ Van der Waerden, B.L.;
 “Hamiltons Entdeckung der Quaternionen”, Goettingen, Vandenhoeck & Ruprecht, pp.3-14, 1973

/72.Ar-Ra/ Arumugam, M.; Ramamoorthy, M.;
 „A Dynamic Observer for Synchronous Machine“, Int. J. Control, Vol.15, No 6, pp 1129-1136, 1972

/71.Lu/ Luenberger, D.;
 „An Introduction to Observers“, IEEE Transactions on Automatic Control 16, pp 596-602, 1971

/70.Hl/ Hlubek H;
 „Das stationäre Betriebsverhalten von Gasturbinen“, Dissertation, RWTH Aachen, 1970

/70.Pf/ Pfenninger, H.;
 „Combined steam and gas turbine power station“, BBC Rev. Go, pp.389-397, 1970

/69.Ha/ Hamilton, W.H.;
 “Elements of Quaternions”, Volumes I, II, Chelsea Publishing Company, New York, 1869

/68.Ca/ Canay, M.;
 „Ersatzschemata der Synchronmaschine sowie Vorausberechnung der Kenngrößen mit Beispielen“, Dissertation EPUL Lausanne, 1968

/67.St/ Stepina, J.;
 „Raumzeiger als Grundlage der Theorie der elektrischen Maschinen“, ETZ-Archiv Bd. 88, S. 23-29, 1967

/66.Ba/ Baehr, H.D;
 „Thermodynamik“, Springer Verlag, Berlin-Heidelberg-New York, 1966

/66.Lu/ Luenberger, D. G.;
 „Observers for Multivariable Systems“, IEEE Trans. Automatic Control 11, pp 190-197, 1966

/65.Ha/ Harms, A.;
 „Über das Zusammenwirken der Anlagenteile einer Gasturbinenanlage beim Regelvorgang“, Dissertation, FB Maschinenbau, RWTH Aachen, 1965

/64.Lu/ Luenberger, D. G.;
 „Observing the State of a Linear System“, IEEE Transactions on Military Electronics MIL-8, pp 74-80, 1964

/63.Ba/ Bayoumi, M.M.;
 „Investigation of a Thyatron- or Thyristor-Controlled Synchronous Motor by Simulation on a Analog Computer“, Dissertation, ETH-Zürich, 1963

/63.No/ Nour Eldin, H. A.;
 „Non-linear Stability - Analysis for Restricted Nonlinearities Using the Second Method of Liapunov“, 2nd. International IFAC-Conference, pp. 561-567, Basel, 1963

/61.So/ A.Sommerfeld;
 "Elektrodynamik", Akademische Verlagsgesellschaft, Leibzig, 1961

/59.vdW/ Van der Waerden, B.L.;
 "Algebra", Vol. I, II, Springer Verlag, 4. Ausgabe, 1959

/59.Ko/ Kovács,S.; Rácz, L.;
 "Transiente Vorgänge in Wechselstrommaschinen", Ungarische Akademien der Wissenschaften, Budapest, 1959

/57.Kn/ Knowlton, A.;
 „Standard Handbook for Electrical Engineering“, McGraw-Hill, 9th Edition, 1957

/53.Ec/ Eckert, B.;
 „Axial – und Radialverdichter“, 1. Auflage, Springer Verlag, 1953

/52.La/ Laible, T.;
 „Die Theorie der Synchronmaschine im nichtstationären Betrieb“, Springer-Verlag, Berlin, Göttingen, Heidelberg, 1952

/51.Co/ Concordia, C.;
 „Synchronous Machines“, Wiley, New York, 1951

/50.We/ Westinghouse Electric Corp.;
 „Electrical Transmission and Distribution Reference Book“, Pittsburgh, Pa., 1950

/47.Ba/ Bammert, K.;
 „Grundlagen zur Regelung von Turbinenriebwerken“, „Die Technik“ 7/47

/45.Cr/ Crary, S.B.;
 „Power System Stability“, Vol. 1, Wiley, New York 1945

/37.Kr/ Kron, G.;
 „The Application of Tensors to the Analysis of Rotating Electrical Machinery“, General Electrical Review, USA, 1937

/29.Pa/ Park, R.H.;
 „Two Reaction Theory of Synchronous Machines - Generalized Method of Analysis“, Trans. American Institute of Electrical Engineers, USA, 1929