

4 Test des Regelkonzeptes unter realistischen Netzbedingungen

In diesem Kapitel wird von einem auf /39,40/ basierenden, extrem vereinfachten Netz-dynamikmodell zur summarischen Nachbildung des Frequenz- und Leistungsverhalten elektrischer Verbund- und Inselnetze ausgegangen. Es dient als Testumgebung für die Untersuchung des Regelverhalten eines Kraftwerksblockes unter Berücksichtigung der netzseitigen Rückwirkungen.

4.1 Netz-dynamikmodell mit einem Ersatz-Kraftwerksblock

Für die Untersuchung des Leistungsregelverhaltens von Kraftwerksblöcken sind die Frequenz f^* und die Generator-Wirkleistung P_G^* die wesentlichen netzseitigen Schnittstellengrößen. Zur Nachbildung der Wechselwirkungen zwischen dem elektrischen Netz und den Kraftwerksblöcken erweist sich ein summarischen Netz-dynamik-Modell als ausreichend, das lediglich aus einem Gesamtverbraucher, einem summarischen Ersatz-Kraftwerksblock und den zugehörigen Regeleinrichtungen besteht, vgl. Bild 4.1. Daher kann auf eine genaue Nachbildung der Netzstruktur mit zahlreichen Kraftwerksblöcken, Verbrauchern und Übertragungsleitungen verzichtet werden.

Im Folgenden werden die drei Komponenten Gesamtverbraucher, summarischer Ersatz-Kraftwerksblock und Regeleinrichtungen erläutert. Der Allgemeingültigkeit wegen erfolgt die Betrachtung anhand von Prozessgrößen, die durch den Bezug auf ihre Nenngrößen dimensionslos sind und sich folglich im Bereich zwischen 0 und 1 bewegen. Aufgrund dessen sind bezogene Frequenz f^* und Drehzahl n^* gleich, auch wenn die tatsächlichen Drehzahlen aufgrund von Getriebe-Übersetzungsverhältnissen oder Polpaarzahlen $\neq 1$ unterschiedlich sind. Die elektrische Leistung ist auf die jeweilige Nennleistung bezogen. Diese ist ca. 10% größer als die in Tabelle 4.1 angegebene Gesamtlast. Für eine maximale Störleistung von $\Delta P_Z = 3 \text{ GW}$ ergibt sich damit die maximale prozentuale Störleistung

- bei Schwachlastbetrieb zu $\Delta P_Z^* = 3 \text{ GW} / 150 \text{ GW} = 2\%$ und
- bei Starklastbetrieb zu $\Delta P_Z^* = 3 \text{ GW} / 300 \text{ GW} = 1\%$.

Elektrischer Verbrauch [GW]	20. August 1997	19. Dezember 1997
3.00 h morgens	135.7	199.7
11.00 h morgens	204.9	262.9
Maximum	210.9	272.5

Tabelle 4.1: Elektrische Last im europäischen Verbundnetz 1997 /41/

a) Ersatz-Kraftwerksblock (1)

b) Netz-Eigendynamik (ungeregelt)

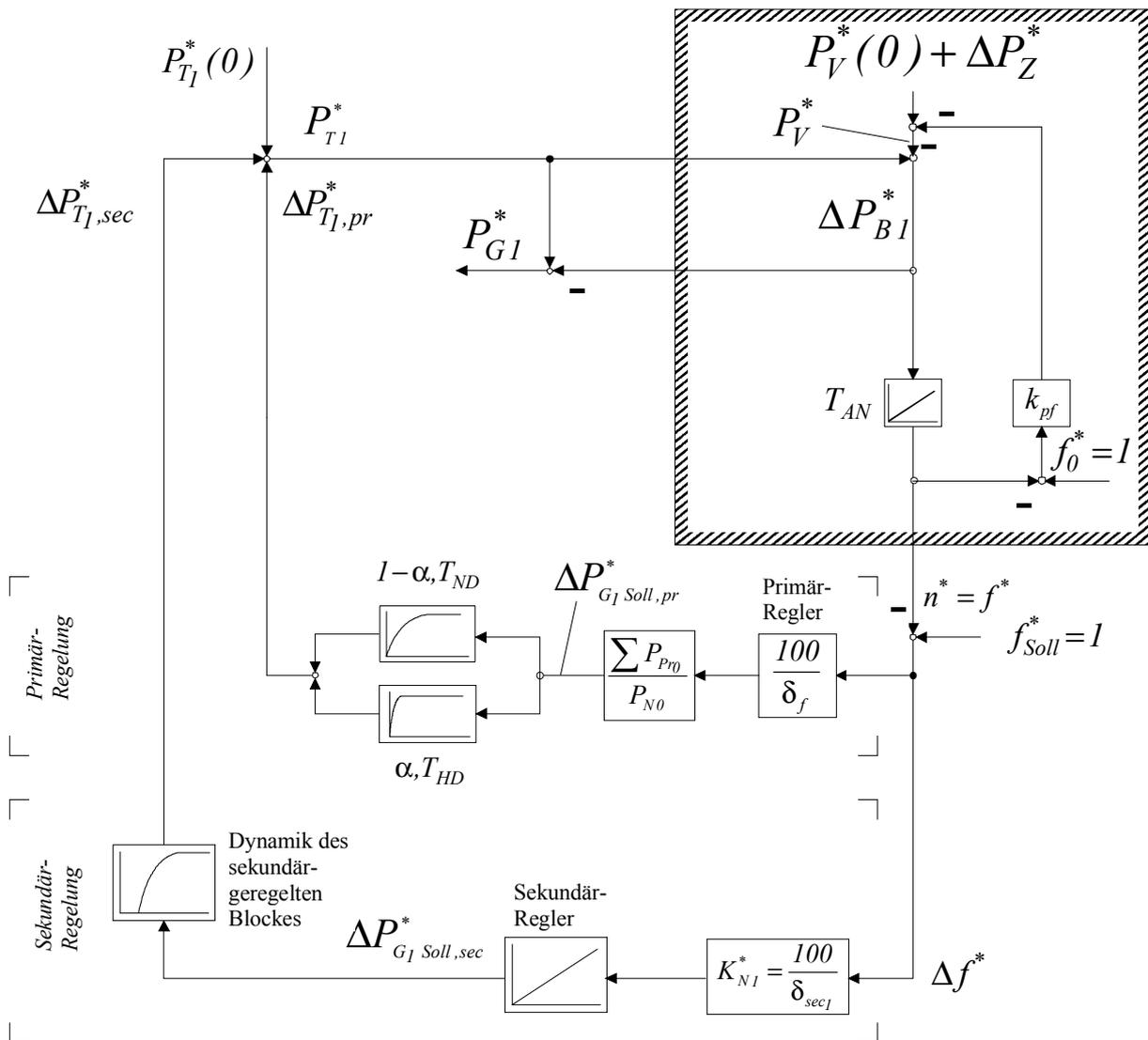


Bild 4.1: Summarisches Frequenz-Wirkleistungsmodell des elektrischen Verbundnetzes /39,40/

4.1.1 Summarischer Ersatz-Kraftwerksblock /39,40/

Wie schon in Kapitel 3 dargelegt, bewirkt eine Erhöhung der Soll-Leistung $\Delta P_{G1}^{* Soll, pr}$ durch die Öffnung des Frischdampfventils y_T^* einen fast unverzögerten Anstieg des Hochdruck (HD)-Leistungsanteils α , während die Erhöhung des Niederdruck (ND)-Leistungsanteils $1-\alpha$ durch den Zwischenüberhitzer verzögert wird.

Dabei wird vorausgesetzt, dass die Blockführung die Dampferzeugerleistung \dot{Q}_{DE}^* derart anpasst, dass die Leistungserhöhung auch mittel- und langfristig sichergestellt ist.

4.1.2 Ungeregeltes Netz

Da die Trägheit des elektrischen Übertragungsnetzes vernachlässigbar klein ist, gilt zu jedem Zeitpunkt das Gleichgewicht zwischen der durch den Generator erzeugten Leistung P_G^* und der durch den Verbraucher abgenommenen Leistung P_V^* .

Wenn eine Störung ΔP_Z^* - z.B. durch das Zuschalten eines weiteren Verbrauchers - auftritt, erhöht sich deswegen augenblicklich die Generatorleistung P_G^* um den entsprechenden Betrag. Dies gilt unter der hier zulässigen Annahme einer ideal wirkenden Spannungsregelung. Damit wird dem Generator mehr Leistung entnommen als in der Turbine erzeugt wird. Dieses Ungleichgewicht wird durch das Abbremsen aller rotierenden Massen in den Turbosätzen und motorgetriebenen Antriebsmaschinen ausgeglichen. Gemäß dem Drallsatz

$$J_{rot} \frac{d\omega}{dt} = M_T - M_G$$

folgt mit $P = M \cdot \omega$

$$J_{rot} \omega \frac{d\omega}{dt} = M_T \omega - M_G \omega = P_T - P_G = \Delta P_G$$

und beim Übergang auf bezogene Größen

$$\frac{J_{rot} \omega_0^2}{\underbrace{P_{N0}}_{T_{rot}}} \underbrace{\omega_0}_{\approx 1} \frac{d(\omega/\omega_0)}{dt} = \frac{\Delta P_G}{P_{N0}}$$

Da in dieser Betrachtung lediglich das mittlere Frequenzverhalten von Interesse ist, kann die Summation über alle am Netz rotierenden erzeuger- und verbraucherseitigen Schwungmassen erfolgen, die im Falle eines Leistungsdefizits abgebremst werden und dadurch Rotationsenergie ausspeichern. Das individuelle Frequenzverhalten der einzelnen Kraftwerksblöcke, das zu überlagerten lokalen und globalen Netzpendelungen führt /48/, bleibt damit unberücksichtigt. Die Summation über alle am Netz rotierenden erzeuger- und verbraucherseitigen Schwungmassen ergibt:

$$\underbrace{\sum_{i=1}^n T_{rot,i}}_{T_{AN}} \cdot \underbrace{\frac{d(\omega/\omega_0)}{dt}}_{\frac{df^*}{dt}} = \underbrace{\sum_{i=1}^n \frac{\Delta P_{G,i}}{P_{N0}}}_{\Delta P_G^*}$$

$$T_{AN} \frac{df^*}{dt} = \Delta P_B^*$$

Die Integration liefert die in Bild 4.1 dargestellte Beziehung

$$f^*(t) = f^*(0) + \frac{1}{T_{AN}} \int_0^t \Delta P_B^* d\tau$$

Die sogenannte Netzanlaufzeitkonstante T_{AN} repräsentiert die Trägheit aller erzeuger- und verbraucherseitigen rotierenden Schwungmassen. Mit dem Sinken der Drehzahl n^* und damit

auch der Netzfrequenz des f^* tritt der so genannte „Verbraucher-Selbstregeleffekt“ in Erscheinung, der darauf beruht, dass die Leistungsaufnahme dynamischer Verbraucher wie motorgetriebener Pumpen oder Verdichter drehzahl- und somit frequenzabhängig ist. Der Koeffizient k_{pf} beschreibt die Größe dieses „Verbraucher-Selbstregeleffektes“. Die Netzfrequenz f^* sinkt aufgrund dieses Einflusses nur so lange, bis sich auf einem erniedrigten Niveau ein neues stationäres Gleichgewicht zwischen Erzeugung P_T^* und Verbrauch P_V^* einstellt.

Wie in Bild 4.1 angedeutet, lässt sich das dynamische Verhalten des gesamten unregulierten elektrischen Netzes durch die beiden Parameter T_{AN} und k_{pf} charakterisieren. Mehrjährige experimentelle Untersuchungen [39,49] haben ergeben, dass $10s < T_{AN} < 12s$ und $k_{pf} = 1\% / \%$ gilt.

In Bild 4.2 ist das Verhalten des elektrischen Verbundnetzes für einen sprunghaftigen Anstieg der Verbraucherleistung von $\Delta P_Z^* = 2\%$ dargestellt. Im fiktiven Fall des unregulierten Netzes sinkt die Frequenzabweichung in Bild 4.2a ab, um schließlich bei $t = 80 s$ den durch den Verbraucherselbstregeleffekt bedingten stationären Endwert von -1000 mHz zu erreichen. Da keine Regler aktiviert sind, verharrt der Wert der Turbinenleistung in Bild 4.2c auf seinem Anfangsniveau. Bild 4.2b zeigt, dass die Verbraucherleistung P_V^* und damit auch die Generatorleistung P_G^* zunächst sprunghaft um 2% ansteigen und dann aufgrund des mit abnehmender Frequenz wirksam werdenden Verbraucherselbstregeleffektes wieder auf 0% absinken.

4.1.3 Regeleinrichtungen

Ein im Falle größerer Netzstörungen weiteres Absinken der Netzfrequenz f^* und damit auch der Turbinendrehzahlen n^* in den Bereich der Eigenfrequenzen der großen ND-Turbinenschaufeln hätte massive Schäden an diesen Schaufeln zur Folge [42]. Deswegen ist die Frequenz laut [43] mit Hilfe der schnellen, proportional wirkenden Primärregelung stationär auf einen Wert von $\Delta f^* \geq -180 mHz$ abzufangen und mit der integral wirkenden Sekundärregelung bleibend auszuregeln. In Bild 4.2 sind zusätzlich die Verläufe eingezeichnet, wenn neben dem Verbraucherselbstregeleffekt von $k_{pf} = 1\% / \%$ die Primär- bzw. Primär- und Sekundärregelung aktiviert werden.

Neben der eigentlichen Reglerverstärkung von $100/\delta_f$ wird im summarischen Netzdynamikmodell mit dem Faktor $\sum P_{Pr}^*/P_{N0} = 50\%$ berücksichtigt, dass sich nur ca. die Hälfte der Kraftwerksblöcke an der Primärregelung beteiligt.

Der *Primärregler* fängt den Frequenzabfall dynamisch bereits bei -289 und stationär sogar bei -165 mHz ab. Er bewirkt eine Leistungserhöhung von 1.67 %, die die 2% sprunghafte Störleistung bereits bis auf 0.33% kompensiert, siehe Bild 4.2b-c.

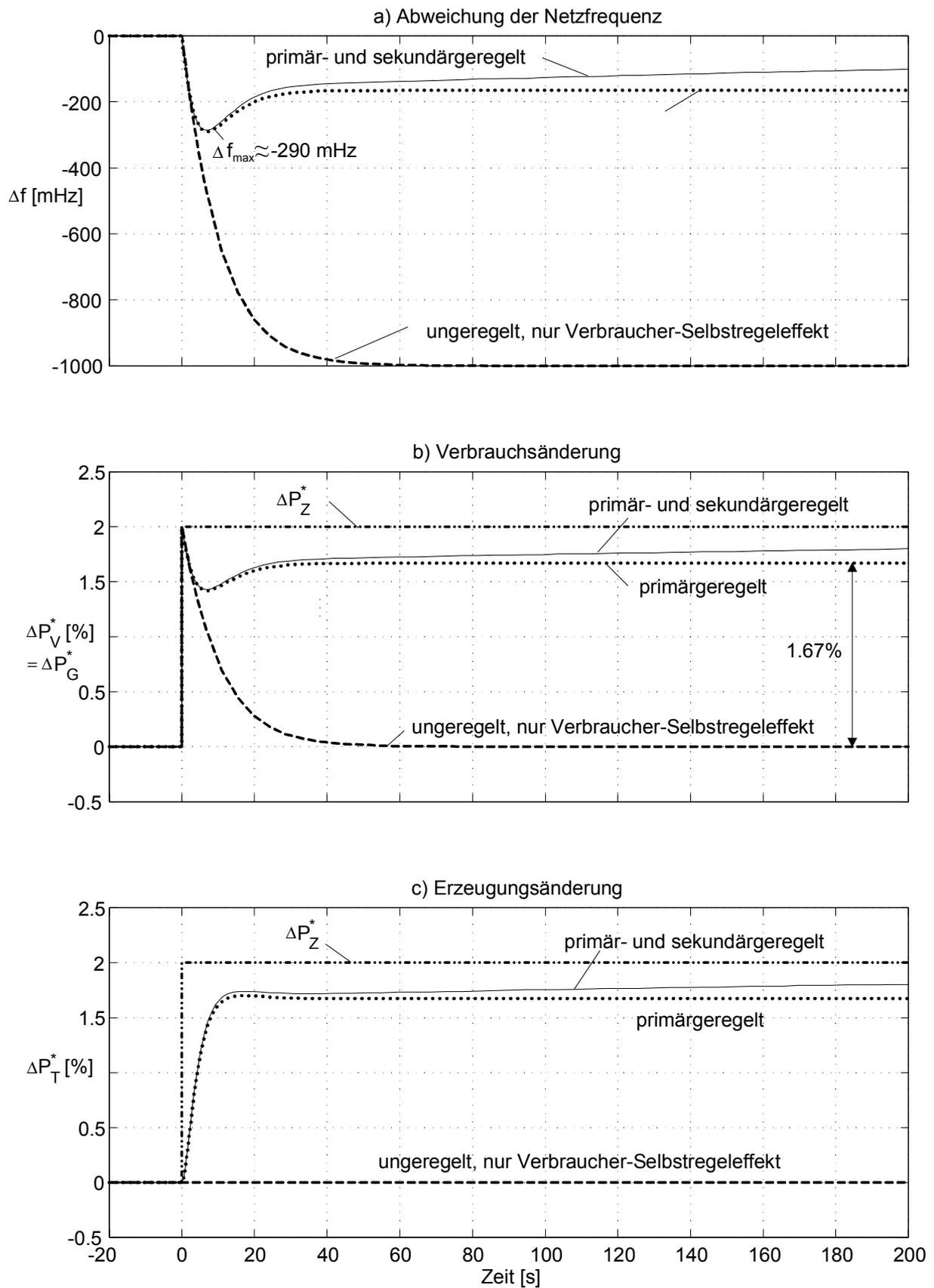


Bild 4.2: Verhalten des Verbundnetzes bei einem 2%igen sprungförmigen Leistungsdefizit: Verbraucherselbstregelleffekt $k_{pf}=1\%/ \% /49/$, unbegrenzte Sekundenreserveleistungs-Vorhaltung

Der Einfluss des *Sekundärregler* macht sich aufgrund der mit $T_N = 60\text{ s}$ recht trägen Einstellung erst nach $t = 20\text{ s}$ bemerkbar. Dadurch wird die maximale Frequenzabweichung im Vergleich zum ausschließlichen Einsatz des Primärreglers nur geringfügig von -290 mHz auf -286 mHz reduziert; die bleibende Abweichung geht aber wegen des I-Verhaltens des Sekundärreglers bereits nach wenigen Minuten gegen null. Dies bedeutet auch, dass die Verbraucherstörung dann fast vollständig durch die Erhöhung der Turbinen- und Generatorleistung kompensiert wird.

Angesichts der langsamen Änderung der Sekundärleistung spielt die Dynamik der sekundär-regelten Blöcke keine nennenswerte Rolle.

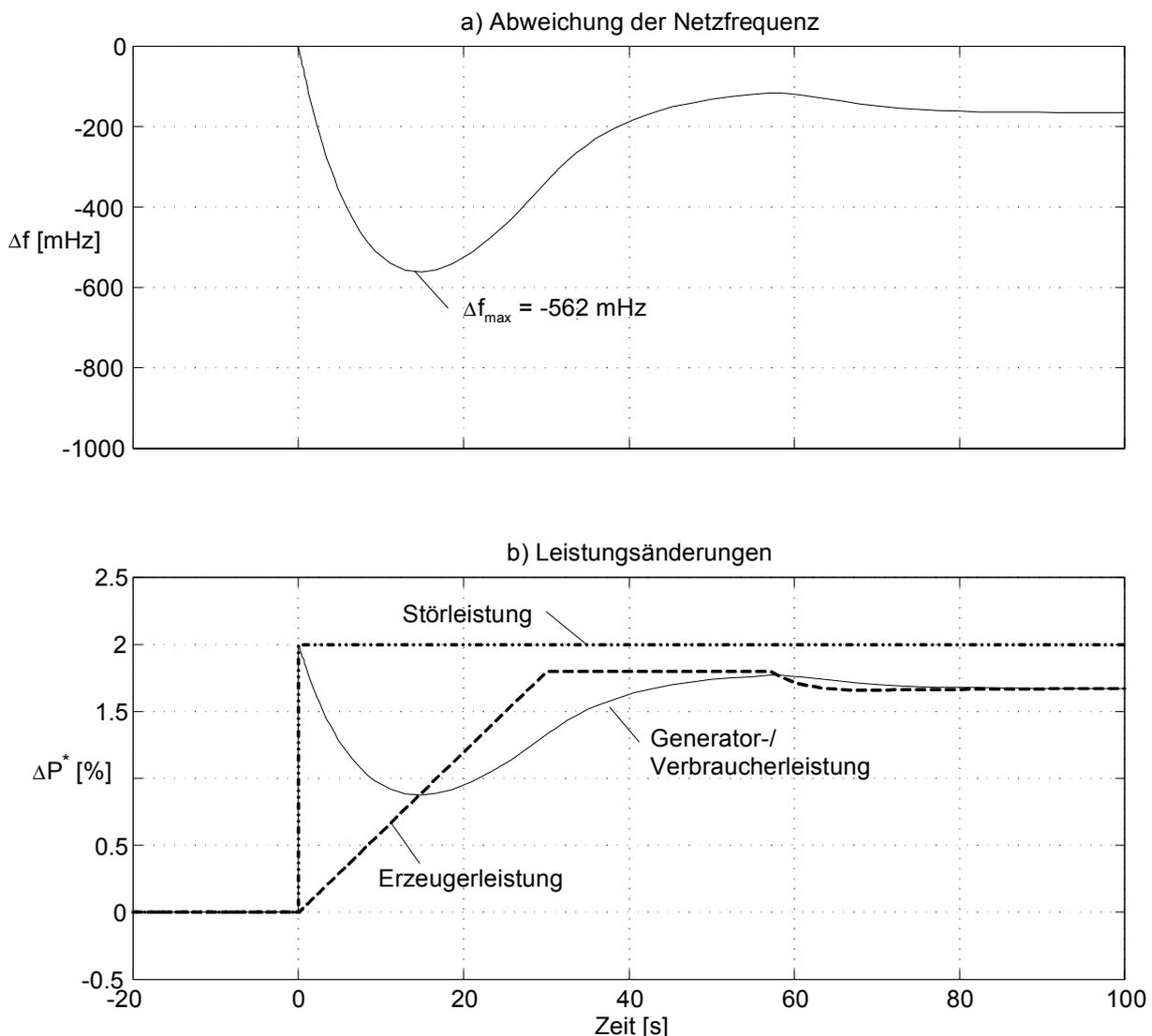


Bild 4.3: Verhalten des Verbundnetzes bei einem 2%igen sprungförmigen Leistungsdefizit: Verbraucherselbstregleffekt $k_{pf}=1\%/%$, Sekundenreserveleistungs-Vorhaltung gemäß DVG-Empfehlung /43/

Die Verläufe für den Fall mit Primär-, aber ohne Sekundärregler zeigen, dass die dynamische Abweichung noch sehr weit von ihrem kritischen Wert von 800 mHz entfernt ist. Aus diesem

Grunde und weil die Reservevorhaltung teuer ist, hat die Zusatzleistung lt. DVG nur noch rampenförmig innerhalb von 30s auf ihren Maximalwert anzusteigen /43/.

In Bild 4.3 ist das entsprechende Netzverhalten für einen Verbraucher-Selbstregelleffekt von $k_{pf} = 1\%/%$ dargestellt. Wegen der Begrenzung des Leistungsgradienten steigt die Frequenzabweichung zwar von -290 mHz auf -562 mHz an, bewahrt aber immer noch einen großen Abstand zum lt. /43/ zulässigen Minimalwert von -800 mHz. Die stationäre Frequenzabweichung beträgt wieder -165 mHz.

Bei der Festlegung ihrer Vorgabe ging die DVG von der Worst-Case Annahme aus, dass der Verbraucher-Selbstregelleffekt nur $k_{pf} = 0.5\%/%$ beträgt /43/. Ein dynamisches Absinken um mehr als -800 mHz wird auch in diesem Fall vermieden, wenn die 2% Zusatzleistung wie gefordert rampenförmig innerhalb der ersten 30s bereitgestellt werden, vgl. Bild 4.4.

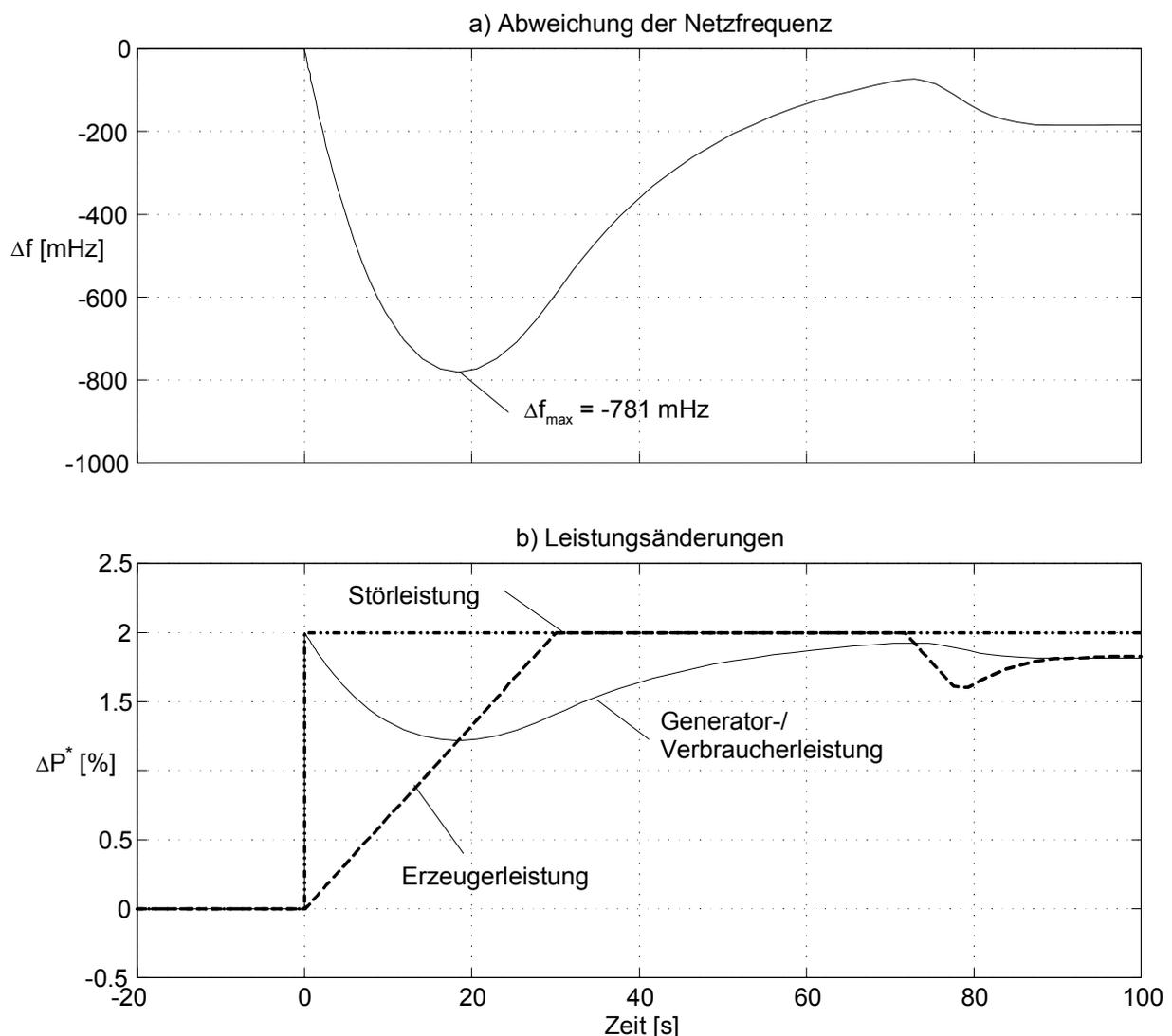


Bild 4.4: Verhalten des Verbundnetzes bei einem 2%igen sprungförmigen Leistungsdefizit:
 => Verbraucherselbstregelleffekt $k_{pf}=0.5\%/%$,
 => Sekundenreserveleistungs-Vorhaltung gemäß DVG-Empfehlung /43/

4.2 Test des Regelkonzeptes bezüglich des Ausregels von Netzstörungen => Verbraucherleistungsstörung im Verbundnetz

Das in Kapitel 4.1 vorgestellte Ersatz-Netzodynamikmodell, welches das mittlere Netz-Frequenz-Verhalten aller primär- und sekundärgeregelten Blöcke summarisch berücksichtigt, wird nun derart erweitert /40/, dass es zum Test eines zusätzlichen primärgeregelten Kraftwerksblockes verwendet werden kann, vgl. Bild 4.5.

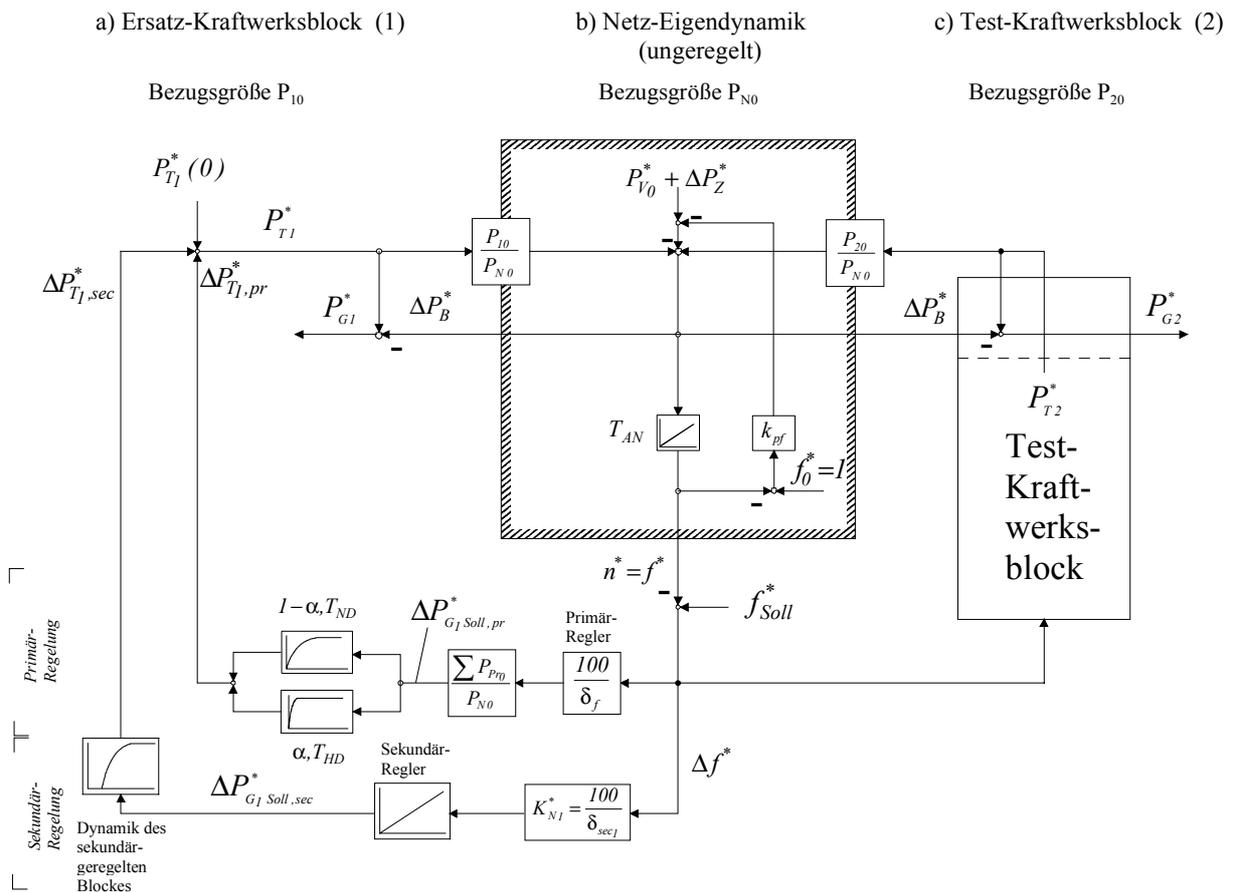


Bild 4.5: Summarisches Frequenz-Wirkleistungsdynamikmodell zum Test des Kraftwerks-Regelkonzeptes bei netzseitigen Leistungsstörungen

Der Bereich „a) Ersatzkraftwerksblock“ bleibt unverändert, er umfasst das gesamte Verbundnetz bis auf jenen Leistungsanteil, der vom Testblock geliefert wird.¹ Bei der Berechnung der gesamten Erzeugerleistung des Netzes müssen nun die Leistungen des summarischen Ersatzblockes und des Test-Kraftwerksblockes addiert werden. Hierzu werden die beiden Größen an der netzseitigen Schnittstelle vom jeweiligen kraftwerksbezogenen in das gemeinsame netzbezogene Bezugssystem P_{N0} umgerechnet. Die Differenz zwischen Summen-Turbinen- und

¹ In /29/ wurde zudem gezeigt, dass das vorgestellte Blockregelkonzept auch beim Übergang vom Verbund- in den Inselbetrieb anwendbar ist. Hierzu ist im summarischen Netzodynamikmodell $P_{10}/P_{N0} = 0$ und $P_{20}/P_{N0} = 1$ zu setzen.

Verbraucherleistung ergibt die Beschleunigungsleistung ΔP_B^* , die bei bezogener Betrachtung für beide Kraftwerksblöcke identisch ist. Die individuellen Generatorleistungen ergeben sich damit als Differenz der jeweiligen Turbinen- P_{Ti}^* und Beschleunigungsleistung ΔP_B^* .

Unter Zugrundelegung dieses erweiterten Netzdynamikmodells ist nachfolgend das Regelverhalten des in Kapitel 2 und 3 betrachteten Test-Kraftwerksblockes am Netz veranschaulicht. Dabei beträgt die Nennleistung des Restverbundnetzes $P_{10} = 150 \text{ GW}$ und die des Testblockes 0.5 GW . Eine sprunghafte 2%ige Verbraucherstörung verursacht den in Bild 4.6a dargestellten Frequenzverlauf, der nach 10 s sein Minimum bei -430 mHz erreicht und nach einem leichten Überschwinger wieder auf sein stationäres Anfangsniveau einschwingt. Der unterschiedliche Netzfrequenzverlauf im Vergleich zu Bild 4.3 beruht darauf, dass der große Ersatzkraftwerksblock (1) in Bild 4.5 und 4.6 ein – der Realität entsprechendes - schnelleres Primärregelverhalten aufweist als von der DVG gefordert und in Bild 4.3 zugrunde gelegt.

Die Turbinenleistung des Testblockes reagiert auf die 2%ige Verbraucherstörung mit einem linearen Anstieg auf 1.25% nach 21 s, der dem von der DVG vorgegebenen Gradienten entspricht. Aufgrund der Gradientenbegrenzung ergibt sich nach dem Absinken der Turbinenleistung bis zum Zeitpunkt $t = 40 \text{ s}$ ein geringer Wiederanstieg der Leistung zwischen 40 und 50 s. Anschließend sinkt die Turbinenleistung wegen des Anstiegs der Frequenz wieder auf ihr Anfangsniveau ab. Der Testblock wird in diesem Fall ohne Androsselung eingesetzt, d.h. er muss die zusätzliche Leistung allein durch die Reservemaßnahme 4 „Vorübergehende Deaktivierung der Heizkondensatoren“ aufbringen. Diese sinkt daher von $\dot{Q}_H = 13.6\%$ auf 9.2% ab. Bei einer konstanten Rücklauftemperatur von 60°C und konstantem Heiznetzmassenstrom bedeutet das eine maximale Absenkung der Vorlauftemperatur von 110°C auf 91°C . Die geringen Auswirkungen auf das Heiznetz selbst für diesen Sommerlastfall mit nur 75 MW Wärmeleistung belegt Bild 4.7. Die vorübergehende Absenkung der Vorlauftemperatur am Netzanfang kommt an den Netzendpunkten kaum an, und hat somit auf die Raumtemperaturen oder Drücke erst recht keinen Einfluss.

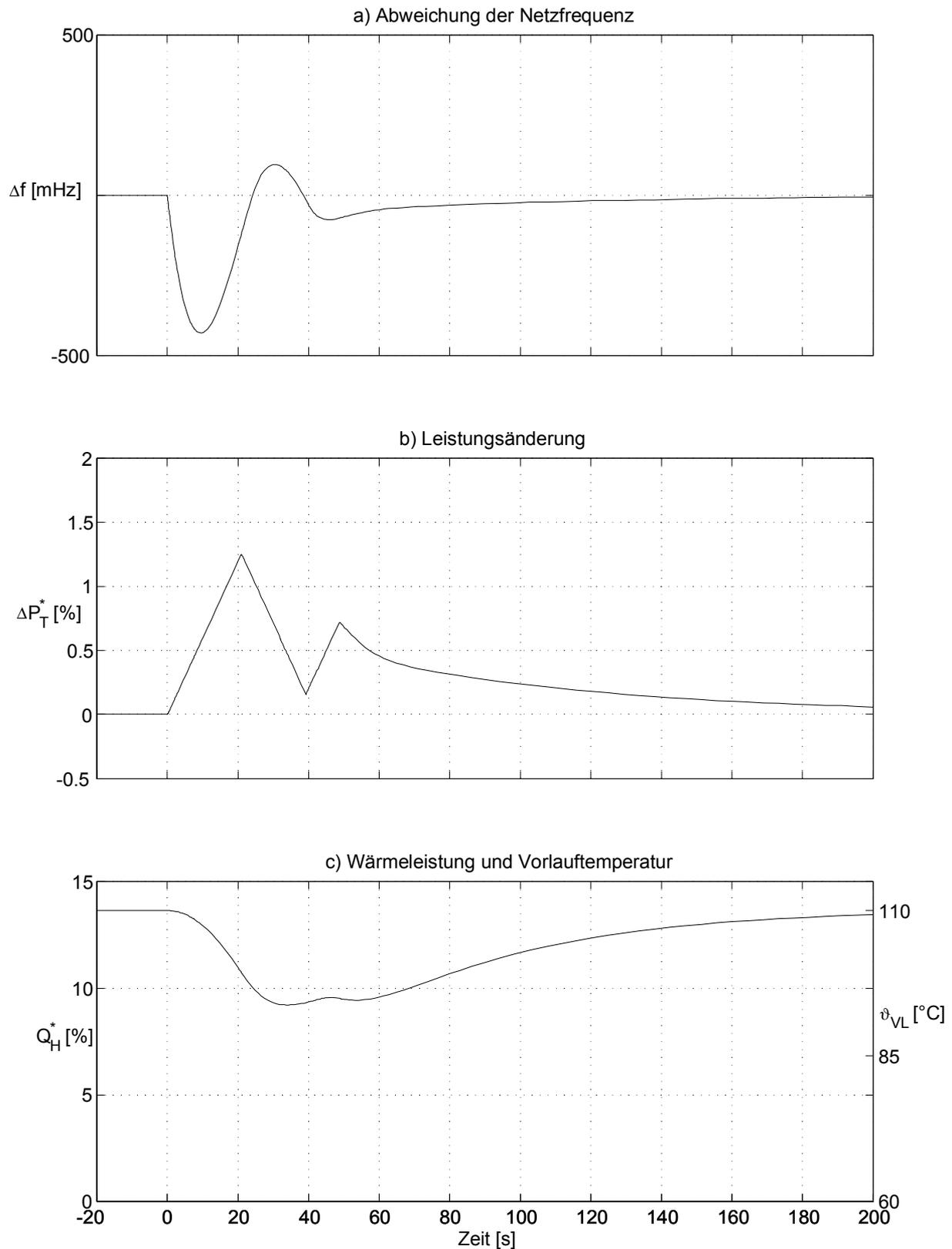
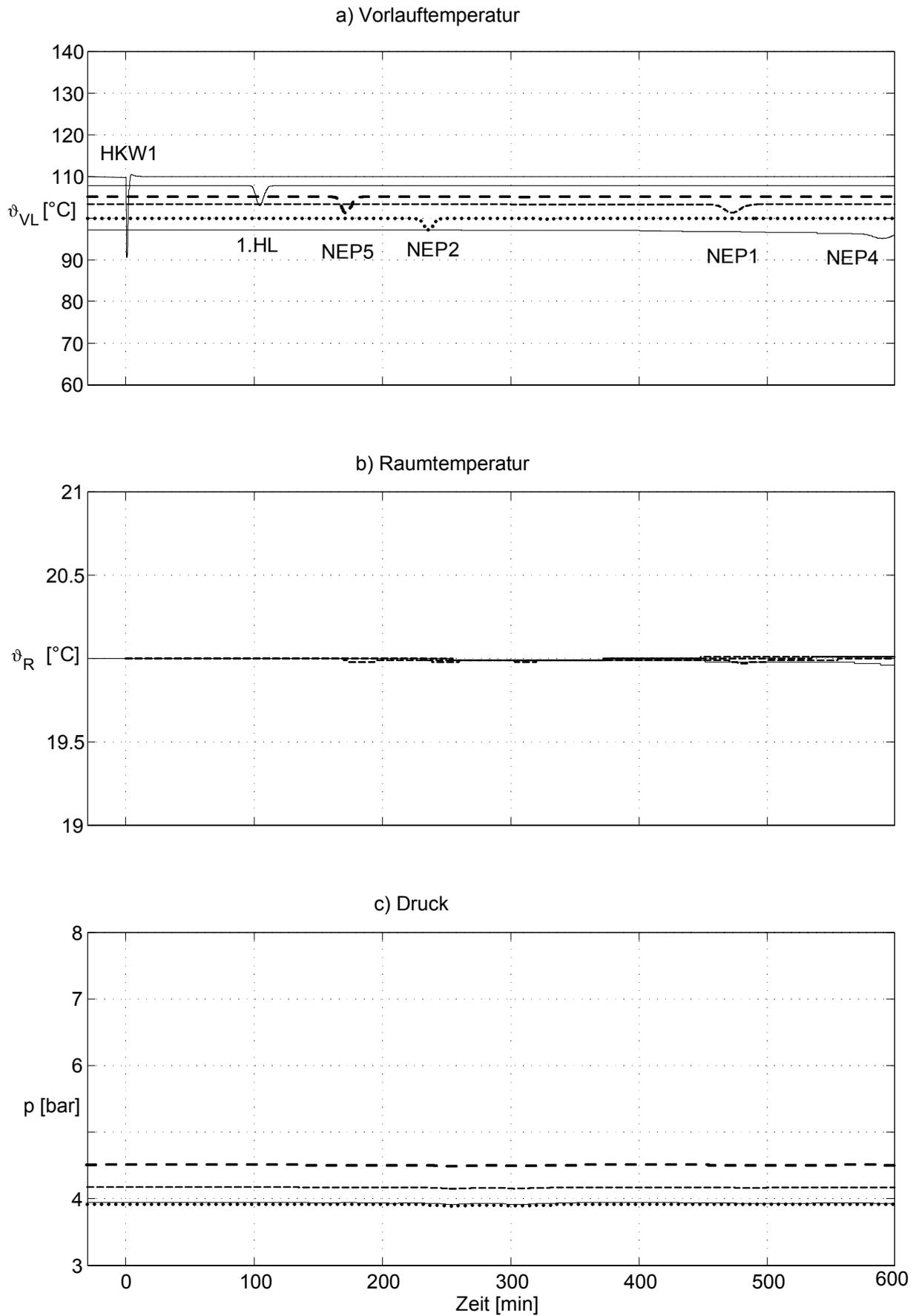


Bild 4.6: Regelverhalten des primärregelten Test-Kraftwerksblockes bei einem 2%igen sprungförmigen Netz-Leistungsdefizit
 => ausschließlicher Einsatz der Reservemaßnahme 4
 „Vorübergehende Deaktivierung der Heizkondensatoren“



**Bild 4.7: Regelverhalten des primärregelten Test-Kraftwerksblockes bei einem 2%igen sprungförmigen Netz-Leistungsdefizit
=> Auswirkungen auf das Heiznetz**

4.3 Netzdynamikmodell mit zwei Ersatz-Kraftwerksblöcken => Verbraucherstörung im großen Restverbundnetz

Um die Nutzungsmöglichkeit der Maßnahme 4 „Vorübergehende Deaktivierung der Heizkondensatoren“ auch für den zweiten Anwendungsfall, die Ausregelung von Übergabeleistungsspitzen, zu veranschaulichen, muss das summarische Netzdynamik-Modell aus Bild 4.1 zunächst auf zwei Netze erweitert werden. Dann ergibt sich die in Bild 4.9 dargestellte Modellstruktur, die bis auf die Anordnung der Schalter S_I und S_{II} symmetrisch aufgebaut ist.

α) Ein-Ebenen-Sekundärregelung von Frequenz und Austauschleistung

Die Netze beteiligen sich gleichberechtigt an der Regelung der Frequenz und Austauschleistung. Dieser Fall entspricht bezüglich des Netzes 2 vereinfacht betrachtet z.B. der Teilnahme Deutschlands (Fall α_1) oder des EnBW-Netzes (Fall α_2) am Verbundbetrieb.

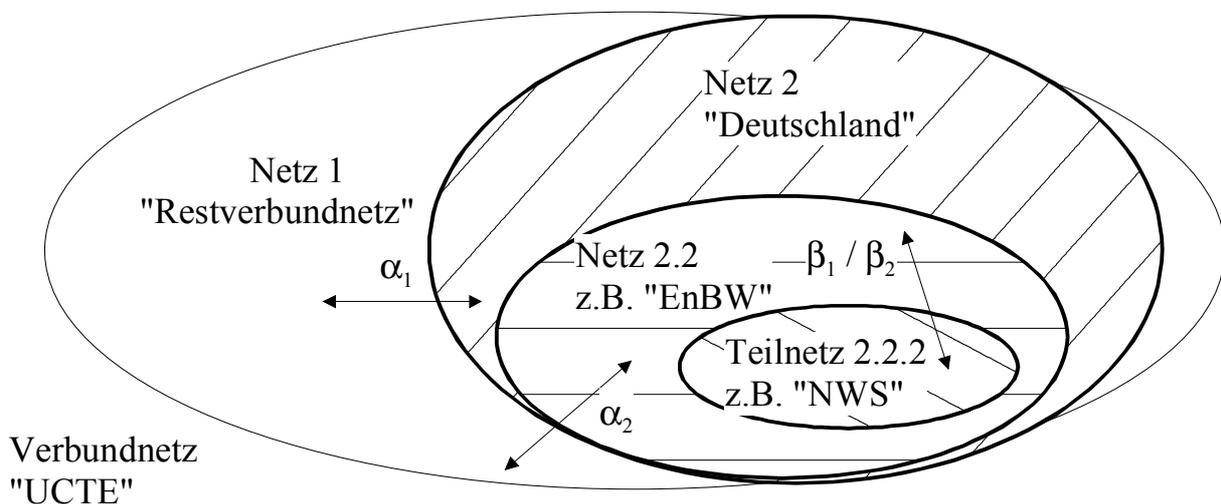


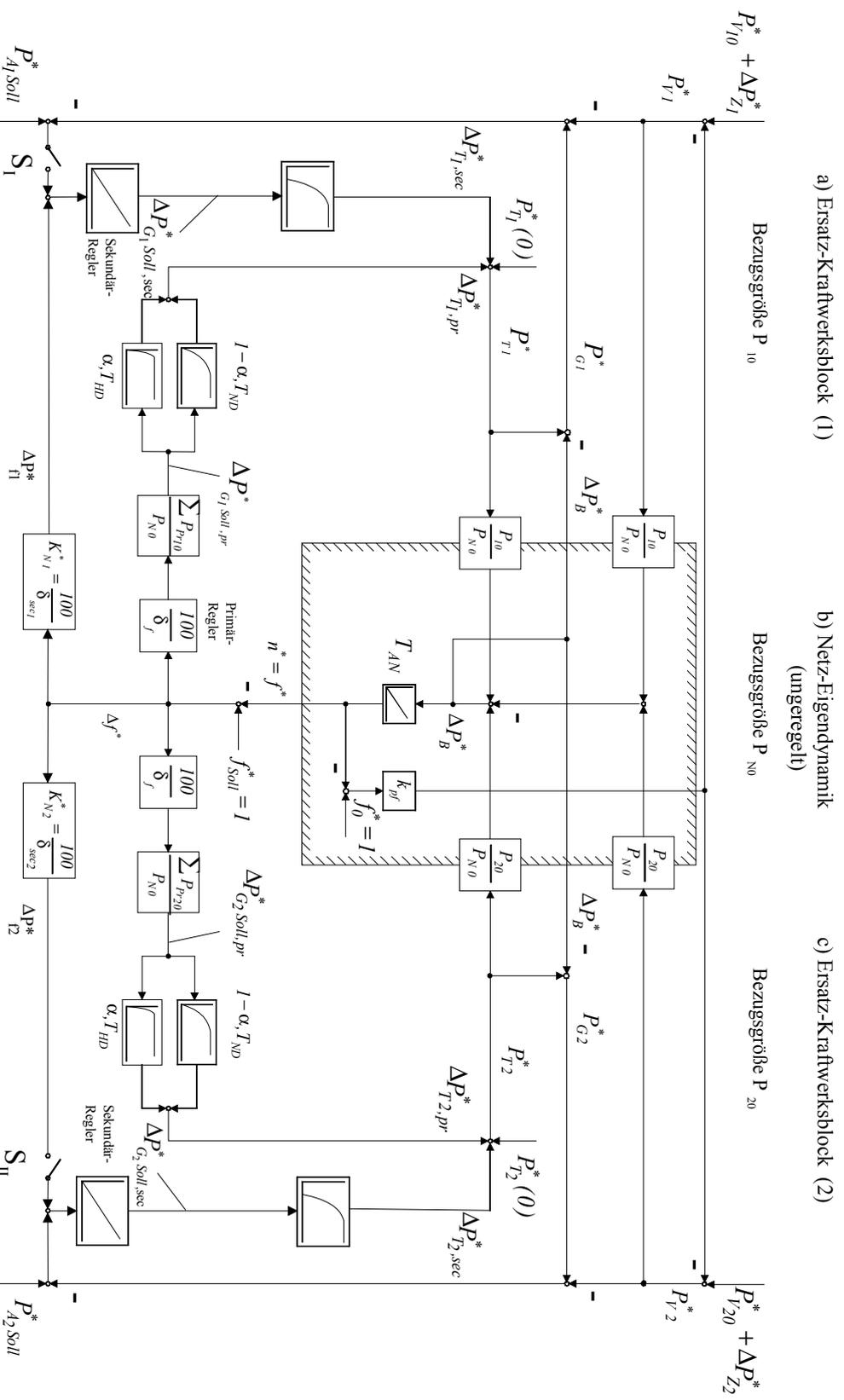
Bild 4.8: Hierarchische Anordnung und Schnittstellen der verschiedenen Netze

β) Hierarchische Sekundärregelung von Frequenz und Übergabeleistung

β_1) Längerfristige Frequenzregelung durch beide Teilnetze

Das größere Netz 1 regelt ausschließlich die Frequenz; das andere Teilnetz 2 regelt die vereinbarte Übergabeleistung $\Delta P_U^* = \Delta P_{A2}^*$. Da der frequenzabhängige Leistungseinfluss weiterhin auf den Sekundärregler des Netzes 2 aufgeschaltet ist, beteiligt sich das Netz 2 auch längerfristig, d.h. bis zur bleibenden Ausregelung der Netzstörung, an der Primärregelung.

Dieser Fall entspricht wiederum vereinfacht betrachtet dem Zusammenwirken von UCTE- und NWS-Netz im Verbundbetrieb.



a) Ersatz-Kraftwerksblock (1)

b) Netz-Eigendynamik (ungeregelt)

c) Ersatz-Kraftwerksblock (2)

Fall	S _I	S _{II}	Netz 1	(Teil-) Netz 2	Bemerkungen
α_1/α_2	1	1	ΔP_{A1}^*	ΔP_{A2}^*	T1 und T2 dezentral, gleichberechtigt
β_1	0	1	Δf^*	$\Delta P_{A2}^* = \Delta P_U^*$	T1 ist T2 übergeordnet, T2 nimmt längerfristig an Frequenzregelung teil
β_2	0	0	Δf^*	$\Delta P_{A2}^* = \Delta P_U^*$	T1 ist T2 übergeordnet, T2 nimmt kurzfristig an Frequenzregelung teil

Bild 4.9: Summarisches Frequenz-Wirkleistungsmodell mit zwei Teilnetzen

β_2) Längerfristige Frequenzregelung nur durch das übergeordnete Teilnetz 1

Dieser Fall unterscheidet sich von Fall β_1 darin, dass der Sekundärregler des Teilnetzes 2 nur die Übergabeleistung $\Delta P_{\bar{v}}^*$ regelt, ohne den frequenzabhängigen Leistungseinfluss zu berücksichtigen. Dadurch wird der Einfluss der Primärregelung, der sich bei einem Leistungsdefizit im Teilnetz 1 in der Übergabeleistung von Teilnetz 2 an Teilnetz 1 äußert, durch das Entgegenwirken des übergeordneten Sekundärreglers mittel- und langfristig kompensiert.

Die Berechnungsergebnisse bei einer Verbraucherstörung $\Delta P_Z^* = 2\%$ in Netz 1, d.h. im großen Restverbundnetz) sind für die vier Fälle in Bild 4.10 dargestellt. Als Gesamtlast des Verbundnetzes wird ein Schwachlastfall mit einer Leistung von 150 GW zugrunde gelegt. Um die Beteiligung der einzelnen Netze an der Primärregelung zu verdeutlichen, wird in erster Linie der Fall betrachtet, dass Netz 1 nicht in der Lage ist, die 2%ige Störung mit Hilfe seiner Sekundärregelung zu kompensieren, sondern von den 3GW Störung nur 2 GW zusätzlich zur Verfügung stellen kann. Das stationäre Leistungsdefizit von 1GW oder 0.67% führt zu einer bleibenden Frequenzabweichung von 56 mHz, vgl. Bild 4.10a. Der gestrichelte Frequenzverlauf ergibt sich, falls keine Begrenzung der Sekundärleistung vorliegt.

Aus Teilbild b geht hervor, wie die 2%ige Störung ΔP_Z^* über den Zeitraum von 200 s ausgeglichen wird. Zunächst wird das Leistungsdefizit vollständig durch die Beschleunigungsleistung ΔP_B^* , d.h. durch das Abbremsen der Schwungmassen ausgeglichen. Mit dem Absinken der Frequenz übernehmen die Verbraucher aufgrund des Verbraucherselbststreckeffektes $\Delta P_{V_{SRE}}^*$ und die Erzeuger mit den Primär- und Sekundärreglern das Abfangen und Ausregeln dieser Störung.

Die gestrichelt eingezeichneten Verläufe „ohne Begrenzung der Sekundärleistung“ zeigen, dass die Summen-Primärregelleistung $\Sigma \Delta P_{Pr}^*$ der beiden Netze mit dem Wiederanstieg Frequenz wieder auf null absinkt, während die Summen-Sekundärregelleistung $\Sigma \Delta P_{Sec}^*$ nach 200 s die Störung vollständig ausgleicht. Die Sekundärleistung wird mittelfristig allein vom gestörten Netz 1 aufgebracht, wie der gestrichelte Verlauf der Austauschleistung $\Delta P_{A2.2,\alpha_2}^*$ in Teilbild c belegt, der nach 200 s wieder auf null zurückkehrt. Das bedeutet, dass das Netz 2.2 sich dann nicht mehr an den Ausregelung der Störung beteiligt.

Anders sieht der Sachverhalt aus, wenn die Sekundärregelung des gestörten Netzes 1 die Leistungsstörung aufgrund unzureichender Reserve nicht voll ausregeln kann. Das verbleibende Leistungsdefizit wird dann auch mittelfristig durch die Primärregler beider Netze und den Verbraucherselbststreckeffekt kompensiert. Die stationäre Beteiligung des ungestörten Netzes an der Ausregelung der Störung zeigt Teilbild c für die Fälle α_2 und β_1 .

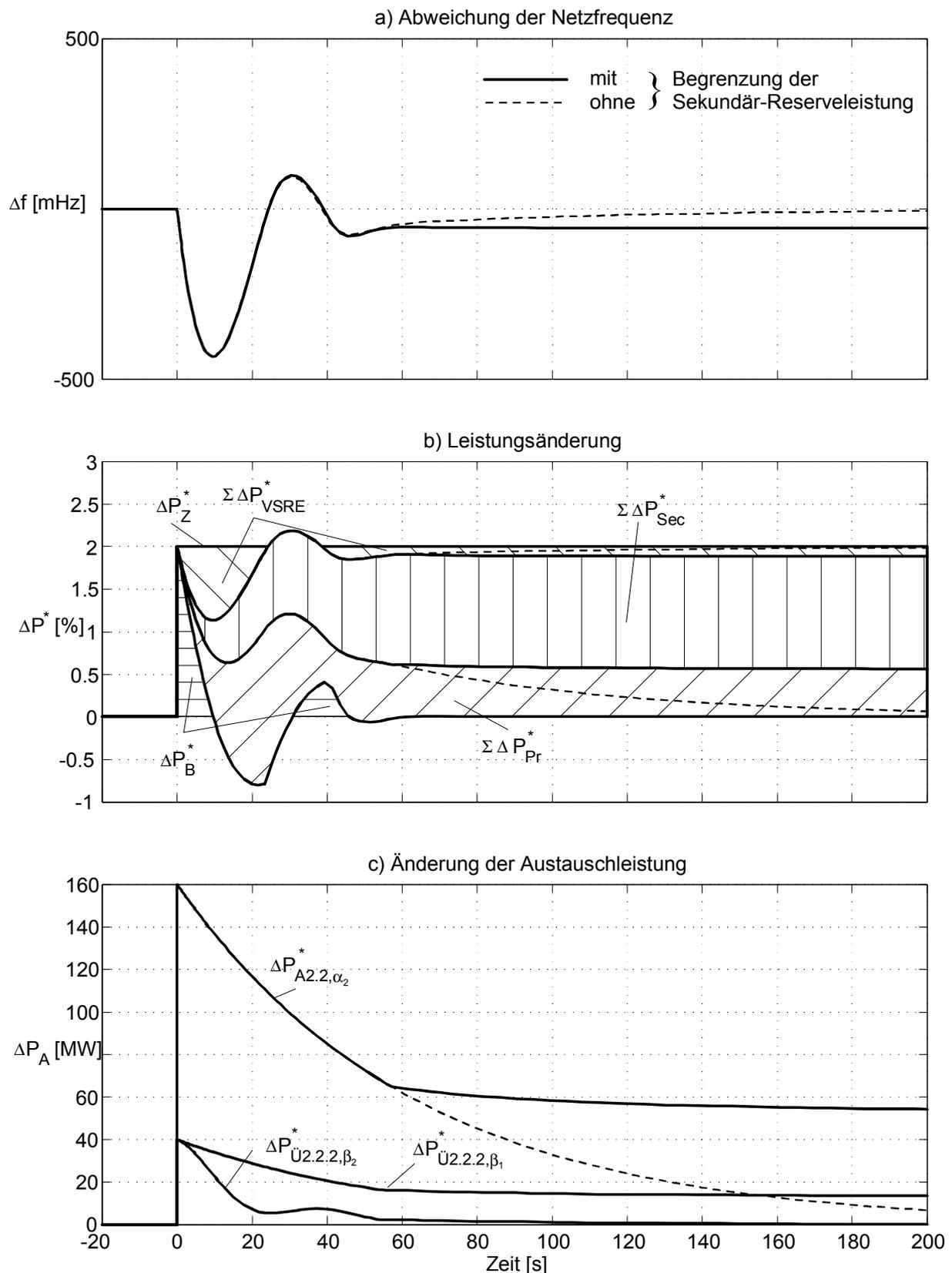


Bild 4.10: Ausregeln einer 2% Störung in Netz 1 (N1):
 α_1/α_2 : N1 und N2/N2.2 dezentral, gleichberechtigt,
 β_1 : N2.2 ist N2.2.2 übergeordnet, N2.2.2 nimmt auch *längerfristig* an Primärregelung teil
 β_2 : N2.2 ist N2.2.2 übergeordnet, N2.2.2 nimmt nur *kurzfristig* an Primärregelung teil

Die Austauschleistungen der Netze steigen beim Eintritt der Störung jeweils sprunghaft um 2% ihrer Nennleistung an und sinken dann langsam auf den stationären Endwert ab, der sich aus der bleibenden Beteiligung an der Primärregelung ergibt.

Im Fall β_2 hingegen sorgt der Sekundärregler des regionalen Teilnetzes 2.2.2 dafür, dass die Übergabeleistung seines Netzes wieder auf null zurückgeht und das Teilnetz 2.2.2 sich somit mittelfristig nicht mehr an dem Ausregeln der Störung beteiligt. Dies beruht darauf, dass der Sekundärregler des Teilnetzes 2.2.2 in diesem Fall nur die Übergabeleistung, d.h. ohne die erforderliche Berücksichtigung des Frequenzeinflusses, regelt.

4.4 Test des Regelkonzeptes bezüglich der Ausregelung von Übergabe-Leistungsspitzen => Verbraucherleistungsstörung im kleinen Teilnetz 2

Da es in der vorliegenden Arbeit auch um den Einsatz kraft-wärmegekoppelter Blöcke zur Regelung der Übergabeleistung geht, ist in Bild 4.11 das im vorigen Abschnitt beschriebene Zwei-Ersatz-Kraftwerksblock-Netz-dynamik-Modell um den Testblock und seine Schnittstelle mit Teilnetz 2 ergänzt worden. Neben der aufgeschalteten Frequenzabweichung wird der Testblock auch durch die von ihm bereitzustellende Übergabeleistung beeinflusst. Die eingezeichnete Schnittstelle entspricht derjenigen in Bild 3.1. In Bild 4.11 ist der Fall dargestellt, dass der Testblock den Anteil der Sekundärleistung übernimmt, der von den anderen Blöcken des Teilnetzes 2 nicht erbracht werden kann.

Grundlage der im folgenden näher beschriebenen zwei Anwendungsfälle ist jeweils eine Störung von $\Delta P_{Z2,2} = 100 \text{ MW}$ im nur 2 GW großen Teilnetz 2.2, d.h. $\Delta P_{Z2}^* = 5\%$. Die elektrische Leistung des Testblockes beträgt knapp $P_G = 500 \text{ MW}$ bei einer gleichzeitigen Wärmeauskopplung von $\dot{Q}_H = 173 \text{ MW}$. Zudem wird ein Schwachlastbetrieb des Verbundnetzes mit 150 GW angenommen.

4.4.1 Verbundbetrieb ohne Inanspruchnahme des Testblockes zur Regelung der Übergabeleistung

Zur Sekundärregelung des Teilnetzes 2.2 steht ein Wasserkraftwerk mit 120 MW zur Verfügung, das zum Zeitpunkt der 100 MW Netzstörung im unteren Lastbereich betrieben wird.

Bild 4.12a zeigt die Auswirkungen dieser Störung auf die Leistungsverläufe des Wasserkraftwerkes und des Testblockes sowie auf die Austauschleistung, jeweils bezogen auf die Gesamtleistung von Teilnetz 2.2.2. Durch die sprungförmige 5% Störung im Teilnetz 2.2 steigt die Austauschleistung ebenfalls sprungförmig an, jedoch nicht um 5%, sondern nur um 4.93%, da sich auch das Teilnetz 2.2.2 anteilmäßig an der Ausspeicherung von Rotationsenergie und der Primärregelung beteiligt. Nach 300 s ist die Störung durch die Leistungserhöhung des Wasserkraftwerkes vollständig ausgeglichen, so dass die Austauschleistung zwischen den beiden Netzen wieder auf null zurückgeht. Bei der Leistung des Wasserkraftwerkes von 120 MW ergibt sich ein üblicher Leistungsgradient von 1 %/s /44/.

Der Testblock ist von der Störung nur durch seine Primärregelung betroffen. Da die Störung jedoch nur $\Delta P_Z^* = 0.067\%$ der Gesamtleistung ausmacht, bleibt der Frequenzabfall mit maximal 9 mHz äußerst gering, vgl. Teilbild b. Dementsprechend niedrig fallen auch die Erhöhung der elektrischen und die entsprechende Absenkung der Wärmeleistung des Testblockes aus. Die Auswirkungen auf das Heiznetz sind vernachlässigbar.

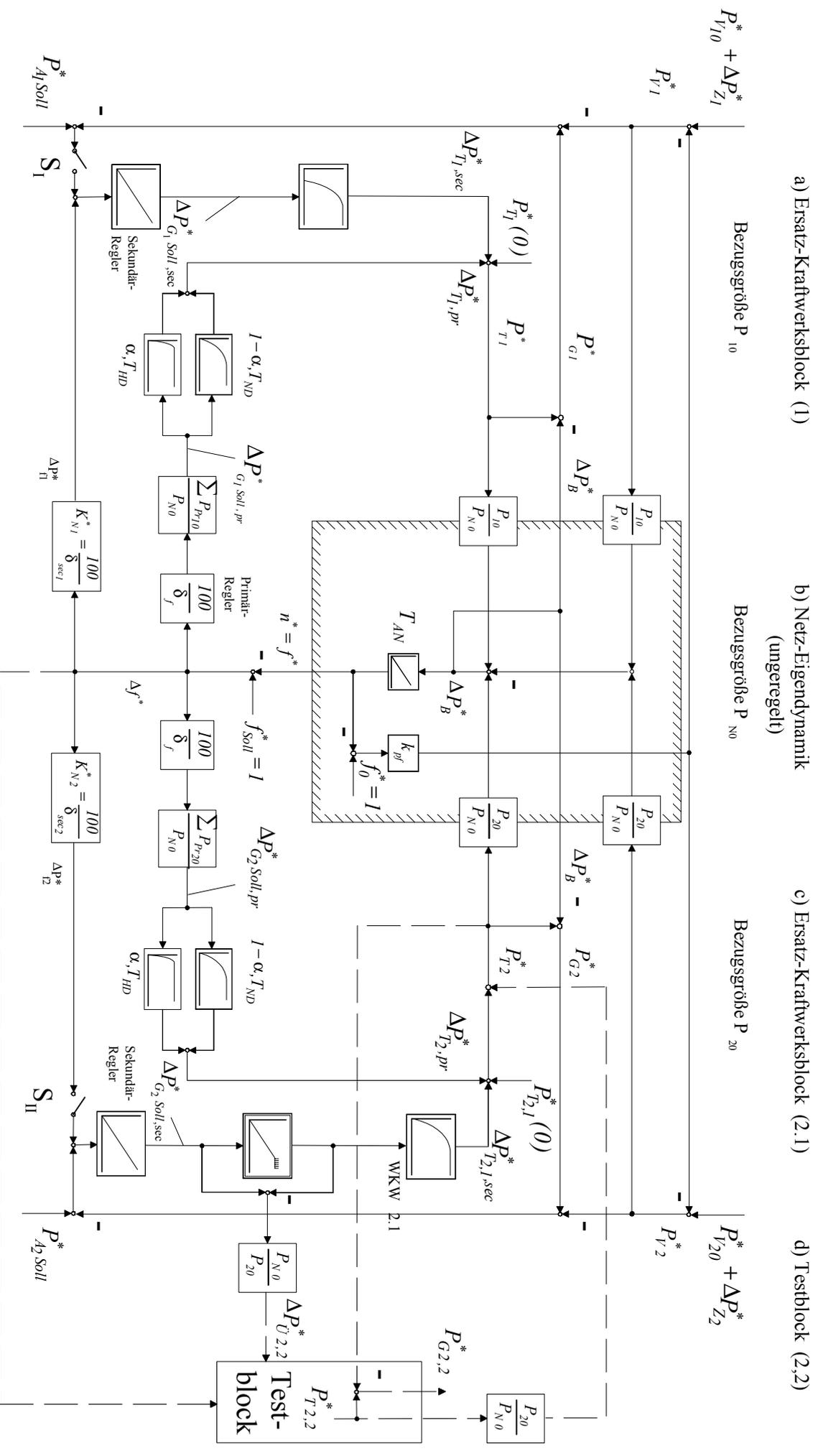


Bild 4.11: Testumgebung für den Kraftwerksblock: Summarisches Frequenz-Wirkleistungsmodell mit zwei Teilnetzen, Regelung der Übergabeleistung zum Teil durch den Testblock

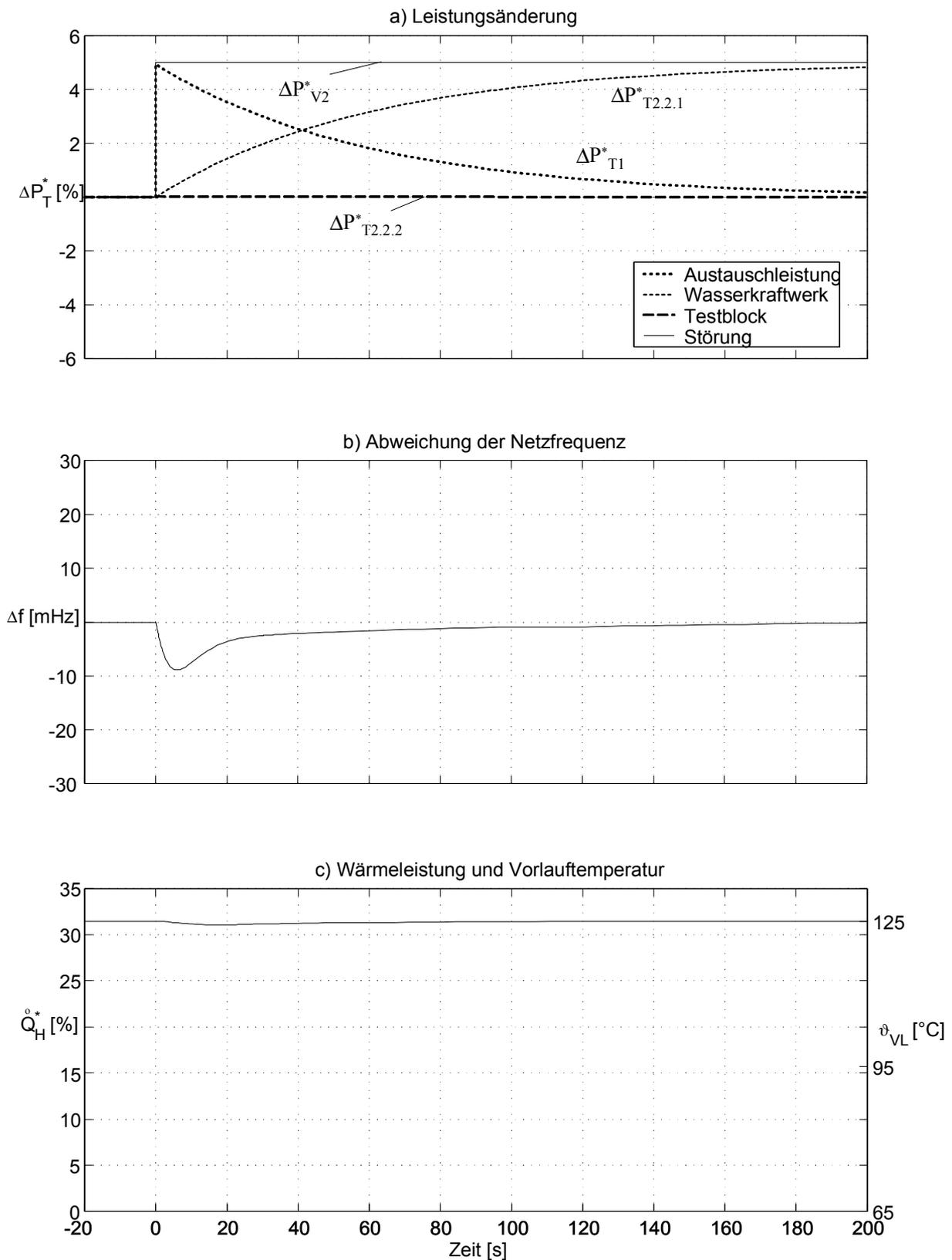


Bild 4.12: Verbundbetrieb ohne Inanspruchnahme des Testblockes zur Regelung der Übergabeleistung
 \Rightarrow Verbraucherleistungszuschaltung $\Delta P_{Z,2.2.2} = 100 \text{ MW}$ im 2GW großen Teilnetz 2.2.2

4.4.2 Verbundbetrieb mit Inanspruchnahme des Testblockes zur Regelung der Übergabeleistung

Im Gegensatz zu dem ersten Anwendungsfall wird nun vorausgesetzt, dass das für die Sekundärregelung im Teilnetz 2 eingesetzte Wasserkraftwerk lediglich über eine maximale Regelleistung von 80 MW verfügt und somit vom Testblock unterstützt werden muss. Da sich im Vergleich zum vorigen Fall nur die Art der Sekundärregelung im Teilnetz 2 ändert, sind die Auswirkungen auf das elektrische Verbundnetz während der ersten 200 s weitgehend identisch. Um zu untersuchen, ob diese Unterstützung auch über einen längeren Zeitraum möglich ist, wird eine 30-minütige Störung betrachtet.

Jetzt kann das Wasserkraftwerk nur 80 MW, d.h. 4% bezogen auf Teilnetz 2 aufbringen. Nach 100 s muss daher der Testblock eingreifen und die verbleibenden 20 MW bzw. 1% Leistung bereitstellen, vgl. Bild 4.13. Damit beteiligt er sich an der Sekundärregelung, bis die Störung nach einer halben Stunde wieder verschwindet bzw. anderweitig ausgeglichen wird. Die positive Frequenzabweichung nach 1800 s ist auf den vorübergehenden Leistungsüberschuss zurückzuführen, der durch das schlagartige Ende der Störung zu diesem Zeitpunkt entsteht.

Wie in Teilbild b ersichtlich, fällt der Frequenzeinbruch mit knapp 9 mHz wiederum vernachlässigbar klein aus. Die Wärmeleistung und die Vorlauftemperatur am Testblock hingegen weisen nun größere Veränderungen auf, siehe Teilbild c, weil der Testblock fast eine halbe Stunde zusätzlich elektrische Leistung auf Kosten seiner Fernwärmeauskopplung bereitstellen muss. Dies hat eine Absenkung der Vorlauftemperatur von 125°C auf 88°C zur Folge. Der leichte Unterschwinger bei der Vorlauftemperatur im Bereich 200 s ergibt sich aus der trägen Einstellung des Sekundärreglers.

Die Auswirkungen dieser größeren Störung auf das Heiznetz sind in Bild 4.14 dargestellt. Die Verläufe ähneln prinzipiell denjenigen des Falles 3 bei dem 15minütigen Totalausfall der Fernwärmeeinkopplung in Bild 2.20. Der fast impulsförmige Verlauf der Vorlauftemperatur am HKW1 bzw. Testblock wird bei seiner Ausbreitung im Heiznetz immer mehr gedämpft. Die 30-minütige Störung verursacht am Netzendpunkt (NEP) 4 einen 70 min langen Einbruch der Vorlauftemperatur, dessen Höhe allerdings statt 37 K nur noch 23 K beträgt.

Hervorzuheben ist, dass die Raumtemperaturen wiederum nur um maximal 0.4 K absinken, d.h. nicht stärker als bei dem 15minütigen Totalausfall. Diese Tatsache und die ähnlichen Druckverläufe erklären sich daraus, dass in beiden Fällen die Differenz-Druckregelung eingreift und durch das Einspeisen einer zusätzlichen Wassermenge ein weiteres Absinken der Raumtemperaturen verhindert. Dieser heiznetzseitige Regeleingriff erfolgt jedoch erst nach ca. 80 min, d.h. 50 min nach Störungsende, wenn der vorübergehende Einbruch der Vorlauftemperatur den ersten Wärmeverbraucher passiert hat.

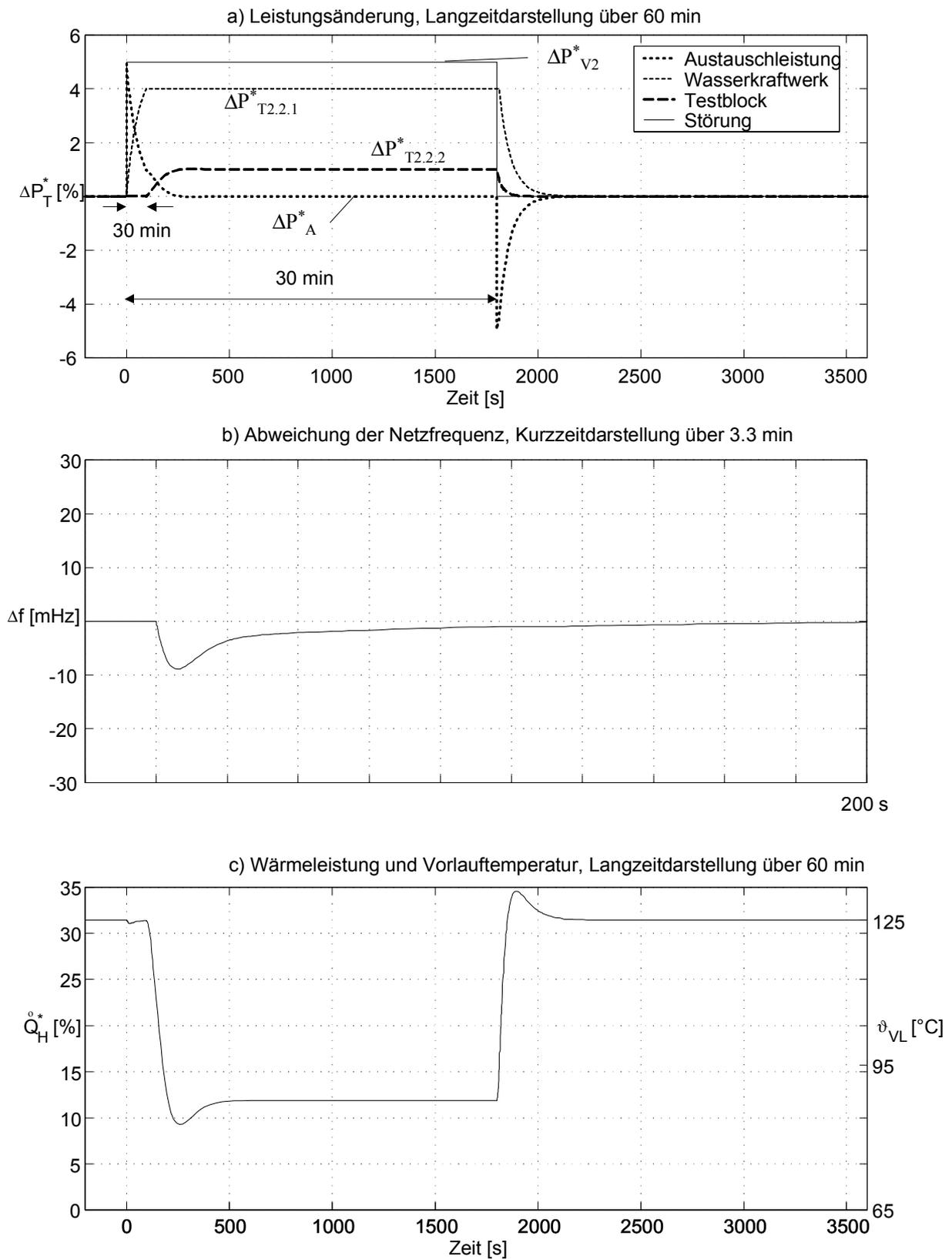


Bild 4.13: Verbundbetrieb bei Inanspruchnahme des Testblockes zur Regelung der Übergabeleistung

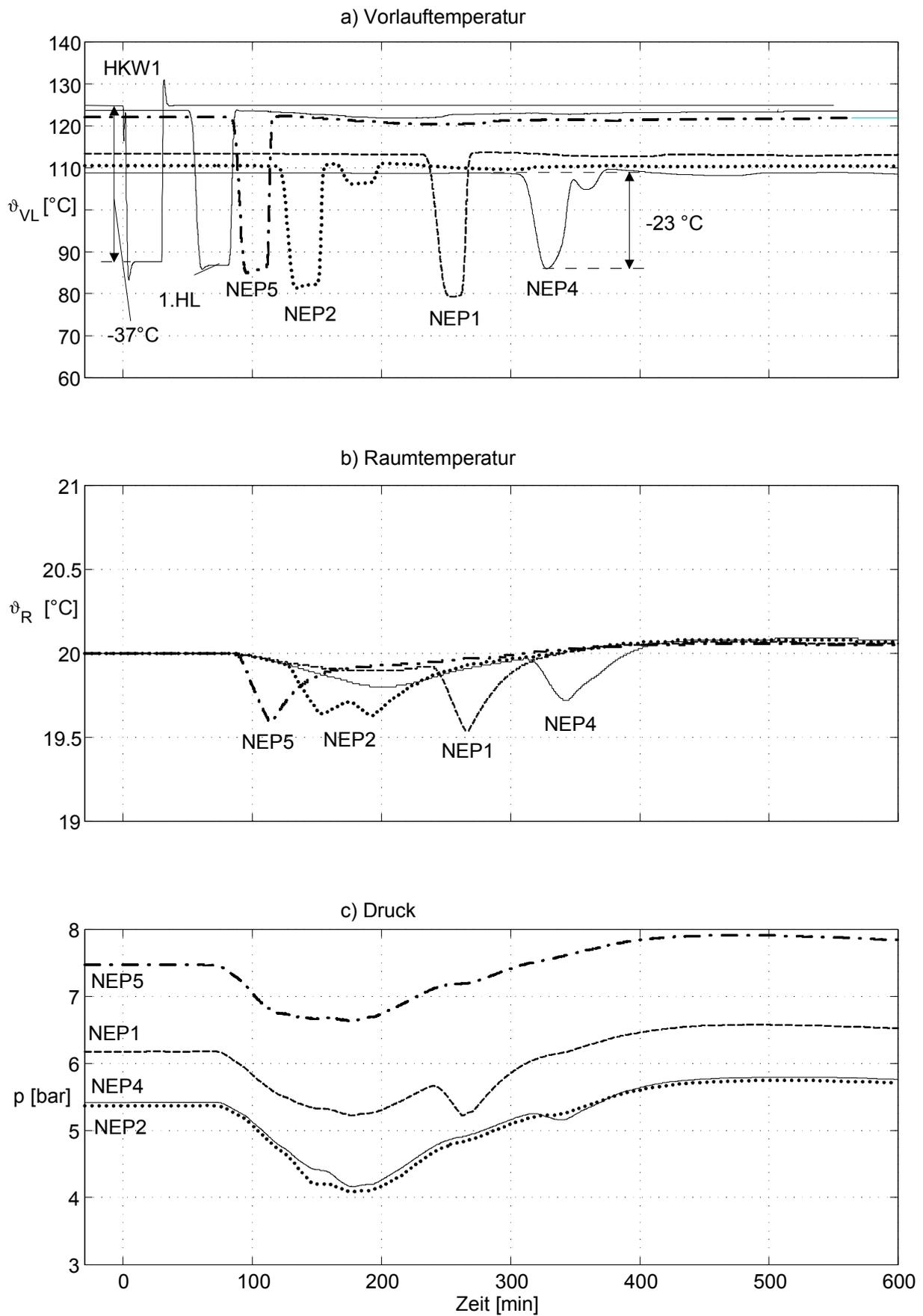


Bild 4.14: Auswirkungen auf das Heiznetz bei Inanspruchnahme des Testblockes zur Regelung der Übergabeleistung

5 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde untersucht, inwieweit Entnahme-Kondensationsblöcke durch vorübergehende Verringerung der Fernwärmeerzeugung zum Abfangen elektrischer Leistungsspitzen beitragen können, ohne den Betrieb des jeweiligen Heiznetzes unzulässig zu beeinträchtigen.

Um die Auswirkungen einer vorübergehend verringerten Fernwärmeerzeugung auf angekoppelte Heiznetze simulieren zu können, wurde ein Dynamikmodell zur Nachbildung der wesentlichen Heiznetzeigenschaften erstellt. Dazu wurde das der Untersuchung zugrunde gelegte Heiznetz der Stadt Karlsruhe mit seinem vermaschten Rohrleitungssystem und einer Vielzahl von Einzelverbrauchern auf eine vereinfachte Modellstruktur abgebildet, welche die Fernwärmeerzeuger, die wesentlichen Heiznetzleitungen und eine begrenzte Zahl von Ersatzwärmeverbrauchern berücksichtigt, s. Kap. 2. Sämtliche Modellkomponenten des Heiznetzes wurden parametrisiert und entsprechend der abgeleiteten Modellstruktur zum Gesamtmodell zusammengeschaltet. Zur Validierung dieses Gesamtmodells konnten die Messverläufe verwendet werden, die anlässlich einer größeren Störung im betrachteten Heiznetz erfasst worden waren. Der Vergleich der Simulationsergebnisse mit diesen gemessenen Verläufen zeigt, dass das stationäre und transiente Verhalten des Heiznetzes gut wiedergegeben wird. Dies trotz der getroffenen Vereinfachungen und der nur begrenzten Kenntnis bzgl. des Detailverhaltens der Vielzahl von Einzelverbrauchern im Heiznetz. Der modulare Aufbau des Heiznetzmodells mit parametrisierbaren Komponenten erlaubt eine Übertragung auch auf andere kraft-wärme-gekoppelte Heiznetze.

In einem weiteren Schritt ist das entwickelte Heiznetzdynamikmodell mit dem bereits vorliegenden Dynamikmodell des Kraftwerksblockes gekoppelt worden, bei dem die mit dem Kraftwerksmodell berechneten Vorlauftemperaturen und –massenströme dem Heiznetzdynamikmodell als Eingangsgrößen dienen. Die mit Hilfe dieses gekoppelten Modells durchgeführten Simulationsberechnungen belegen, dass die Deaktivierung der Heizkondensatoren im betrachteten Heiznetz ausreicht, um die geforderte Primärregelreserve nicht nur im Winter, sondern auch in der Übergangszeit bei Außentemperaturen bis zu 8-15°C vollständig bereitzustellen. Damit ist es möglich, in knapp 50% des Jahres die Primärregelreserve allein auf diese Weise bereitzustellen. Bei höheren Außentemperaturen müssen zusätzliche Maßnahmen zur Bereitstellung der Primärregelreserve wie die Androsselung des Turbinenventils ergriffen werden.

In Kapitel 3 wurde daher das von /19/ entwickelte modellgestütztes Blockführungs- und –regelkonzept derart modifiziert und erweitert, dass die vorübergehende Deaktivierung der Heizkondensatoren allein oder in Kombination mit der Androsselung des Turbinenventils und der Erhöhung der Dampferzeugerleistung zur Bereitstellung der Primärregelreserve eingesetzt werden kann. Das Blockführungskonzept ist ohne größere Schwierigkeiten auf andere Kraftwerksblöcke übertragbar, da es auf einem vereinfachten dynamischen Modell eines Dampfkraftwerksblockes aufbaut, dessen Parameter einfach zu bestimmen sind, und das zudem unempfindlich gegen Parameterabweichungen ist.

Um das Zusammenwirken eines Kraftwerksblockes, der mit diesem modellgestützten Blockführungs- und –regelkonzept ausgerüstet ist, mit dem elektrischen Netz realistisch testen zu können, wurde in Kapitel 4 ein bestehendes Einfach-Netzdyamik-Modell zur Nachbildung des mittleren Frequenzverhaltens von Verbund- und Inselnetzen derart erweitert, dass auch die Ausregelung der Austausch- bzw. Übergabeleistung zwischen zwei Netzbetreibern nachbildbar ist.

Die Ergebnisse zeigen deutlich, dass die Reduzierung der Fernwärmeeinkopplung es erlaubt, vorübergehend zusätzliche elektrische Leistung sowohl im Sekunden- als auch im Minutenbereich für einen großen Lastbereich des Kraftwerks bereitzustellen. Daher kann die Wirkleistungs-Sekundenreserve kostengünstiger bereitgestellt werden als etwa durch die Androsselung der Turbinenventile. Im Minutenbereich kann die Reduzierung der Fernwärmeeinkopplung bis zu einer halben Stunde insbesondere bei kleineren EVUs zur Regelung der Übergabeleistung genutzt und damit die Bezahlung erhöhter Leistungspreise vermieden werden.

Eine Abschätzung der auf diese Weise realisierbaren Einsparungen ist derzeit nur überschlägig möglich, da der liberalisierte Energiemarkt in Europa schnellen Veränderungen unterworfen ist. Für den betrachteten Anwendungsfall wurde ermittelt, dass in etwa 50% der Zeit eines Jahres vollständig und während der restlichen Zeit zumindest teilweise auf die wirkungsgradverschlechternde Androsselung verzichtet werden kann. Bei unterstellten Wirkungsgradverlusten von 0.5% /1/ durch die HD-Turbinen-Androsselung ergibt sich daraus ein Einsparpotential von immerhin 0.25%. Aus der Möglichkeit, an den entstehenden Strombörsen auch Primärregelleistung zu handeln, ergibt sich für kraft-wärme-gekoppelte Kraftwerksblöcke gerade im Winter bei hohen Wärmeleistungen eine interessante zusätzliche Verdienstmöglichkeit.

6 Literatur

- /1/ Busse, L. und R. Sindelar.
Sekundenreserve und Wärmeverbrauch bei verschiedenen Betriebsarten von Dampfturbinen
VGB Kraftwerkstechnik 69 (1989), Heft 9
- /2/ Dörner, Wolfgang:
Beitrag zur Verbesserung des Frequenz-Wirkleistungs-Regelverhaltens elektrischer Netze.
Dissertation Universität Stuttgart, 1995.
- /3/ Torborg, H.-H. und Böskes, W.
Netzkennlinienregelbetrieb einer gasbefeuchten Gleitdruckanlage mit Kondensatleistungsregelung – zwei Jahre Betriebserfahrungen mit dem 500 MW Erdgasblock Moorburg
VGB Kraftwerkstechnik 56 (1976), Heft 12
- /4/ E. Welfonder
Netztechnische Anforderungen an die Primär- und Sekundärregelung
3. GMA/ETG-Fachtagung „Netzregelung“
7.-8. März 1996, Berlin
VDI-Berichte 1245
Düsseldorf, VDI-Verlag, 1996
- /5/ Sindelar, R.
Universelle Blockregelkonzepte für eine verzögerungsfreie Primärfrequenzstützung
VGB Kraftwerkstechnik 76 (1996), Heft 7
- /6/ Kinn, Th. und K.L. Klein:
Anwendung des kombinierten Kondensatstau-Verfahrens in einem 550 MW-Steinkohleblock der Badenwerk AG.
VDI-Berichte 801
Düsseldorf, VDI-Verlag, 1990
- /7/ Hühne, W. und L. Vogelbacher
Regelverhalten von Dampfkraftwerksblöcken bei der De-Aktivierung der Niederdruckvorwärmer zur Bereitstellung der Wirkleistungs-Sekundenreserve
3. GMA/ETG-Fachtagung „Netzregelung“
7.-8. März 1996, Berlin
VDI-Berichte 1245
Düsseldorf, VDI-Verlag, 1996
- /8/ Suttor, K.-H.
Erfahrungen bei der elektronischen Berechnung von Wärmeverteilungsnetzen
Elektrizitätswirtschaft 66 (1967), Nr.2
- /9/ Haziak, S.
Ein Beitrag zur Nutzung des Heiznetzvorlaufes als Speicher im Zusammenhang mit lastverlagernden Maßnahmen zur Elektroenergieerzeugung
Dissertation Universität Dresden, 1983

- /10/ Braun, H.
 Optimale Lastaufteilung in Versorgungssystemen mit Kraft-Wärme-Kopplung unter Berücksichtigung des Fernwärmenetzes
 Dissertation RWTH Aachen, 1985
- /11/ Hinze, M. , R. Köcher und J. Pfafferott
 Ein Konzept zur numerischen Simulation von Wärmenetzen
 Brennstoff-Wärme-Kraft 49 (1997), Nr.1/2
- /12/ Martin P. und W. Näser
 Wirtschaftlichkeit der verschiedenen Wirkleistungs-Sekundenreserve-Maßnahmen.
 GMR/ETG-Fachtagung „Wirkleistung- und Blindleistung-Sekundenreserve“
 19.-20. Februar 1986, München
 VDI-Berichte 582
 Düsseldorf, VDI-Verlag, 1986
- /13/ Welfonder, E.:
 Anwendungsfälle zur Wirkleistung-Sekundenreserve.
 GMR/ETG-Fachtagung "Wirkleistung- und Blindleistung-Sekundenreserve",
 19.-20. Februar 1986, München
 VDI-Fachberichte 582
 Düsseldorf, VDI-Verlag, 1986
- /14/ Näser, W.
 Anwendung und Nutzen von Wirkleistungs-Sekundenreserve-Maßnahmen
 GMA/ETG-Fachtagung „Regelungs- und Steuerungskonzepte zur koordinierten Aktivierung von Wirk- und Blindleistung“
 22.-23. Mai 1990, Baden-Baden
 VDI-Berichte 801
 Düsseldorf, VDI-Verlag, 1990
- /15/ Wendelberger, K. und E. Welfonder
 Möglichkeiten und Grenzen der geregelten Nutzung der Kraft-Wärme-Kopplung zur Wirkleistungs-Sekundenreserve-Bereitstellung
 3. GMA/ETG-Fachtagung „Netzregelung“
 7.-8. März 1996, Berlin
 VDI-Berichte 1245
 Düsseldorf, VDI-Verlag, 1996
- /16/ N.N.
 Rheinhafen-Dampfkraftwerk, 550 MW Steinkohleblock
 Brennstoff-Wärme-Kraft 35 (1983), Nr. 10
- /17/ Hüvel, B. und M. Brausam
 Betriebsdatenerfassung in den Kraftwerken der Stadtwerke Karlsruhe
 VGB Kraftwerkstechnik 73 (1993), Heft 3
- /18/ Informationsschrift der Stadtwerke Karlsruhe
 Karlsruhe, 1996

- /19/ Pitscheider, K.
Modellgestützte Führung und Regelung von Dampfkraftwerksblöcken
Dissertation Universität Stuttgart, erscheint in Kürze
- /20/ Courant, R. und D. Hilbert
Methoden der Mathematischen Physik
Berlin: Springer, 1937
- /21/ Schneider, W.
Mathematische Methoden der Strömungsmechanik
Braunschweig: Vieweg, 1978
- /22/ Deutsches Institut für Normung
DIN 4701: Regeln für die Berechnung des Wärmebedarfs von Gebäuden
Berlin: Beuth, 1983
- /23/ Deutsches Institut für Normung
DIN 4703: Raumheizkörper; Maße, Norm-Wärmeleistungen
Berlin: Beuth, 1988
- /24/ Ost, J.
Entwicklung eines Regelkonzeptes zur Nutzung der Heizkondensatoren zur
Bereitstellung von Wirkleistungs-Sekunden-Reserve.
Interner Bericht S/A, Stuttgart, 1995
- /25/ Thumm, Th.
Wirkleistungs-Sekundenreserve-Maßnahmen, untersucht am Beispiel eines
Dampfkraftwerksblocks.
Dissertation Universität Stuttgart, 1989.
- /26/ Welfonder, E. und K. Wendelberger
Nutzung der Kraft-/Wärmekopplung zur Bereitstellung von
Wirkleistungs-Sekundenreserve durch geregelte Aktivierung der Heizkondensatoren
Teil 1: Funktionstüchtigkeit des vorgesehenen Heiznetz-Regelkonzeptes
Interner Bericht S/A, Stuttgart, 1992
- /27/ Deutsche Verbundgesellschaft. e.V.
Der Gridcode. Netz- und Systemregeln der deutschen Übertragungsnetzbetreiber.
Heidelberg, 1998
- /28/ Mäule, R., B. Lehmann, P. Necker und K.-H. Schäfer:
Heizkraftwerk HKW 2 – der 330-/280-MW-Kraftwerksneubau der Neckarwerke
Elektrizitätsversorgungs-AG als Verbundblock
VGB Kraftwerkstechnik 74 (1994), Heft 3
- /29/ Welfonder, E. und K. Pitscheider
Robustes modellgestütztes Blockführungs- und Regelkonzept für verschiedene Block-
betriebsweisen.
VGB Kraftwerkstechnik 76 (1996), Heft 11

- /30/ Renze, H.
Neues Konzept einer Blockführung mit Frequenzstützung
bei der Betriebsart „Natürlicher Gleitdruck“ für Zwangsdurchlauferhitzer
VGB Kraftwerkstechnik 62 (1982), Heft 8
- /31/ Jochem, R. und H. Wilhelm
Hohe Funktionsqualität von Regelung und Steuerung
durch Einsatz verteilter Prozessleitsysteme
VGB Kraftwerkstechnik 62 (1982), Heft 8
- /32/ Renze, H.
Neue Blockregelkonzepte für die Anpassung an entsprechende Aufgaben
VGB Kraftwerkstechnik 68 (1988), Heft 1
- /33/ Klefenz, G. and J. Krieger
New concept for coordinated power plant control
Trans Inst MCVol 14, No 2, 1992
- /34/ Krüger, K.
Optimaler Kraftwerksbetrieb durch modellgestützte Regelungsverfahren
Brennstoff-Wärme-Kraft 29 (1977), Nr.5/6
- /35/ Kallina, G., W. Näser und E. Welfonder
Verbessertes Leistungsregelkonzept für Dampfkraftwerke
3. GMA/ETG-Fachtagung „Netzregelung“
7.-8. März 1996, Berlin
VDI-Berichte 1245
Düsseldorf, VDI-Verlag, 1996
- /36/ Sindelar, R.
Vorteile der geregelten inneren Turbinenleistung
gegenüber der Turbogeneratorleistung
VGB Kraftwerkstechnik 79 (1999), Heft 1
- /37/ Sperber, A. und E. Raschke
Kondensationsschläge in Rohrleitungen
Messungen an einer Versuchsanlage und Simulationsmethoden
3R international 36 (1997), Heft 4/5
- /38/ Sanzenbacher, H.
Erstellung eines Modells zur Nachbildung von Wasserschlägen in Heizkondensatoren
Interner Bericht S/A, Stuttgart, 1994
- /39/ Welfonder, E.
Regelverhalten von Verbund- und Inselnetzen unter besonderer Berücksichtigung der
wirk- und blindleistungsseitigen Stellmöglichkeiten.
GMA/ETG-Fachtagung „Wirkleistung- und Blindleistung-Sekundenreserve“
19.-20. Februar 1986, München
VDI-Berichte 582
Düsseldorf, VDI-Verlag, 1986

- /40/ Welfonder, E. und Th. Thumm:
Wirksamkeit additiver Wirkleistung-Sekundenreserve-Maßnahmen.
GMR/ETG-Fachtagung "Wirkleistung- und Blindleistung-Sekundenreserve",
19.-20. Februar 1986, München
VDI-Berichte 582
Düsseldorf, VDI-Verlag, 1986
- /41/ UCPTÉ
Stromverbrauch 1998 und Höchstlast
[http://www.ucpte.org/Statistik/Deutsch/
VerbTab_D_Stromverbrauch&Hoechstlast1998.htm](http://www.ucpte.org/Statistik/Deutsch/VerbTab_D_Stromverbrauch&Hoechstlast1998.htm)
Stand 10.1.2000
- /42/ Schiebelsberger, B.
Wesentliche Begrenzungs- und Schutzkriterien aus Sicht des Kraftwerksbetriebes
3. GMA/ETG-Fachtagung „Netzregelung“
7.-8. März 1996, Berlin
VDI-Berichte 1245
Düsseldorf, VDI-Verlag, 1996
- /43/ Deutsche Verbundgesellschaft. e.V.
Anforderungen an die Primärregelung im UCPTÉ-Verbundbetrieb
Heidelberg, 1996
- /44/ Welfonder, E.
Regelung von Kraftwerken und Netzen,
Vorlesung, 1996
- /45/ Baehr, H.D. und K. Stephan
Wärme- und Stoffübertragung
Berlin, Heidelberg, New York: Springer, 1994
- /46/ Horlacher, Hans-Burkhard und Lüdecke, Horst-Joachim
Strömungsberechnung für Rohrsysteme:
Berechnung von stationären und instationären Gas- und Flüssigkeitsströmungen in
Rohrsystemen mit dem Computer.
Ehningen bei Böblingen : expert-Verl., 1992
- /47/ Schmidt, G.
Simulationstechnik
München: Oldenbourg, 1980
- /48/ Spanner, Matthias:
Netzpendelungen im erweiterten europäischen Verbundnetz
bei größeren Leistungstransiten.
Dissertation Universität Stuttgart, 1999
- /49/ Welfonder, E., B. Hall, W. Glaunsinger und R. Heueck:
Untersuchung der frequenz- und spannungsabhängigen Leistungsaufnahme
von Verbraucherteilnetzen - Ergebnisse und Folgerungen für den Verbundbetrieb.
Elektrizitätswirtschaft, Jg. 93 (1994), Heft 3.

Anhang

A Dynamische Modellierung der Rohrleitungen

⇒ Anhang zu Kapitel 2.4.1

Die physikalischen Vorgänge in den Rohrleitungen werden durch die Erhaltungsgleichungen für Energie, Masse und Impuls des strömenden Heiznetzwassers beschrieben. Hinzu kommt die Erhaltungsgleichung für die Energie der Rohrwand, weil der Wärmeübergang zwischen Rohrwand und Strömung einen nicht vernachlässigbaren Einfluss auf letztere besitzt.

Für die vorliegende Fragestellung ist eine genaue Kenntnis der dreidimensionalen Strömung nicht erforderlich. Daher wird nur eine Ortskoordinate z in Strömungsrichtung eingeführt. Die verwendeten Prozessgrößen - wie Temperaturen, Drücke, Massenströme, Dichten usw. - sind also als Mittelwerte über einen Rohrquerschnitt an der Stelle z zu verstehen.

A.1 Temperaturdynamik

Im Folgenden werden aus Energiebilanzen partielle Differentialgleichungen abgeleitet, die das zeitliche Verhalten der Temperaturen als Funktionen des Ortes festlegen.

A.1.1 Energiebilanz für das Heiznetzwasser

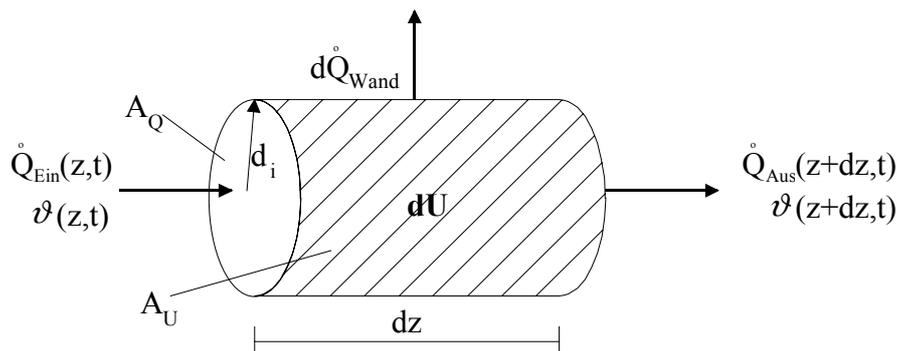


Bild A.1: Energiebilanz für Heiznetzwasser

Die eindimensionale instationäre Energiebilanz für das differentielle Volumenelement gemäß Bild A.1 unter Vernachlässigung der Wärmeleitung in Strömungsrichtung lautet:

$$\frac{\partial}{\partial t}(dU) = \dot{Q}_{ein} - \dot{Q}_{aus} - d\dot{Q}_{Wand}.$$

Die einzelnen Terme bedeuten

$$dU = dm c_w \vartheta(z,t) = \rho A_Q dz c_w \vartheta(z,t) = \rho \frac{\pi}{4} d_i^2 dz c_w \vartheta(z,t)$$

$$\dot{Q}_{ein} = \dot{m} c_w \vartheta(z,t) = \rho A_Q w c_w \vartheta(z,t) = \rho \frac{\pi}{4} d_i^2 w c_w \vartheta(z,t)$$

$$\dot{Q}_{aus} = \dot{m} c_w \vartheta(z+dz,t) = \rho A_Q w c_w \vartheta(z+dz,t) = \rho \frac{\pi}{4} d_i^2 w c_w \vartheta(z+dz,t)$$

$$d\dot{Q}_{Wand} = \alpha A_U (\vartheta_{Wand}(z,t) - \vartheta(z,t)) = \alpha \pi d_i dz (\vartheta_{Wand}(z,t) - \vartheta(z,t)).$$

Setzt man diese Beziehungen in die obige Gleichung ein, erhält man die Gleichung:

$$\frac{\partial \vartheta(z,t)}{\partial t} + w(z,t) \frac{\partial \vartheta(z,t)}{\partial z} = - \frac{4\alpha_i}{c_w d_i \rho} (\vartheta(z,t) - \vartheta_{Wand}(z,t)).$$

Mit der Zeitkonstanten $T = \frac{c_w d_i \rho}{4\alpha_i}$ ergibt sich

$$T \frac{\partial \vartheta(z,t)}{\partial t} + T w(z,t) \frac{\partial \vartheta(z,t)}{\partial z} + \vartheta(z,t) = \vartheta_{Wand}(z,t). \quad (\text{A-1})$$

Der Wärmeübergangskoeffizient α_i wird entsprechend dem Nußelt-Gesetz für turbulente Rohrströmungen von Gnielinski /45/ berechnet.

A.1.2 Energiebilanz für die Rohrwand

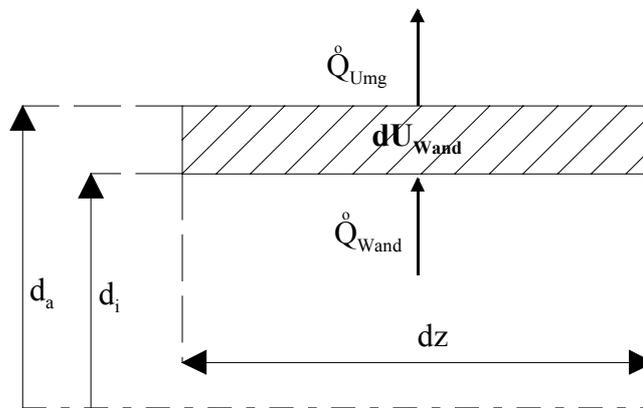


Bild A.2: Energiebilanz für Rohrwand

Die eindimensionale instationäre Energiebilanz für das differentielle Element der Rohrwand in Bild A.2 unter Vernachlässigung der Wärmeleitung lautet:

$$\frac{\partial}{\partial t} (dU_{Wand}) = d\dot{Q}_{Wand} - d\dot{Q}_{Umg}$$

mit

$$dU_{Wand} = m_{Wand} c_{Wand} \vartheta_{Wand}(z,t) = \frac{\pi}{4} (d_a^2 - d_i^2) dz \rho_{Wand} c_{Wand} \vartheta_{Wand}(z,t)$$

$$d\dot{Q}_{Wand} = \alpha_i A_i (\vartheta(z,t) - \vartheta_{Wand}(z,t)) = \alpha_i \pi d_i dz (\vartheta(z,t) - \vartheta_{Wand}(z,t))$$

$$d\dot{Q}_{Umg} = \alpha_a A_a (\vartheta_{Wand}(z,t) - \vartheta_{Umg}(z,t)) = \alpha_a \pi d_a dz (\vartheta_{Wand}(z,t) - \vartheta_{Umg}(z,t)).$$

Eingesetzt in die obige Gleichung erhält man

$$\begin{aligned} \frac{1}{4} (d_a^2 - d_i^2) \rho_{Wand} c_{Wand} \frac{\partial \vartheta_{Wand}}{\partial t} &= \alpha_i d_i (\vartheta - \vartheta_{Wand}) - \alpha_a d_a (\vartheta_{Wand} - \vartheta_{Umg}) \\ &= -(\alpha_i d_i + \alpha_a d_a) \vartheta_{Wand} + \alpha_i d_i \vartheta + \alpha_a d_a \vartheta_{Umg}. \end{aligned}$$

Mit der Zeitkonstanten $T_{Wand} = \frac{\rho_{Wand} c_{Wand} (d_a^2 - d_i^2)}{4(\alpha_i d_i + \alpha_a d_a)}$ und den dimensionslosen Koeffizienten

$q_i = \frac{4\alpha_i d_i}{\alpha_i d_i + \alpha_a d_a}$ und $q_a = \frac{\alpha_a d_a}{\alpha_i d_i + \alpha_a d_a}$ ergibt sich die Beziehung

$$T_{Wand} \frac{\partial \vartheta_{Wand}}{\partial t} + \vartheta_{Wand} = q_i \vartheta + q_a \vartheta_{Umg}. \quad (A-2)$$

A.2 Druckdynamik

A.2.1 Massenbilanz für das Heiznetzwasser

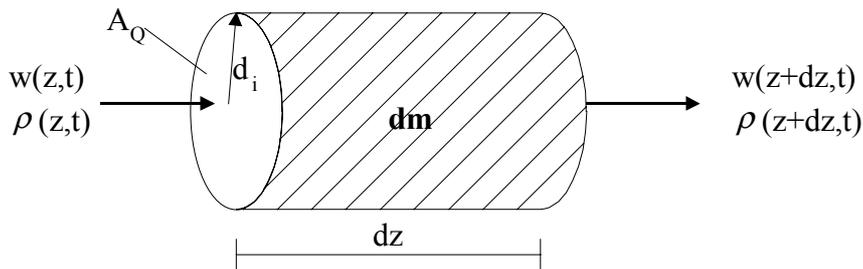


Bild A.3: Massenbilanz für Heiznetzwasser

Die instationäre eindimensionale Massenbilanz für das differentielle Volumenelement mit konstantem Querschnitt A_Q in Bild A.3 lautet:

$$\frac{\partial}{\partial t}(dm) = \dot{m}_e - \dot{m}_a$$

mit den Termen

$$dm = \rho(z,t) A_Q dz$$

$$\dot{m}_e = \rho(z,t) A_Q w(z,t)$$

$$\begin{aligned} \dot{m}_a &= \rho(z+dz,t) A_Q w(z+dz,t) = \left(\rho(z,t) + \frac{\partial \rho}{\partial z} dz\right) A_Q \left(w(z,t) + \frac{\partial w}{\partial z} dz\right) \\ &= \rho(z,t) A_Q w(z,t) + \rho(z,t) A_Q \frac{\partial w}{\partial z} dz + \frac{\partial \rho}{\partial z} dz A_Q w(z,t) \end{aligned}$$

Damit erhält man die Kontinuitätsgleichung:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\rho \frac{\partial w}{\partial z} - w \frac{\partial \rho}{\partial z}$$

Mit der Beziehung für die Schallgeschwindigkeit $c = \sqrt{\frac{dp}{d\rho}} \Rightarrow \frac{\partial \rho}{\partial t} = \frac{1}{c^2} \frac{\partial p}{\partial t}$, $\frac{\partial \rho}{\partial z} = \frac{1}{c^2} \frac{\partial p}{\partial z}$

können die partiellen Ableitungen der Dichte ersetzt werden und man gelangt schließlich auf:

$$\frac{\partial p}{\partial t} + w \frac{\partial p}{\partial z} + c^2 \rho \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (A-3)$$

A.2.2 Impulsbilanz für das Heiznetzwasser

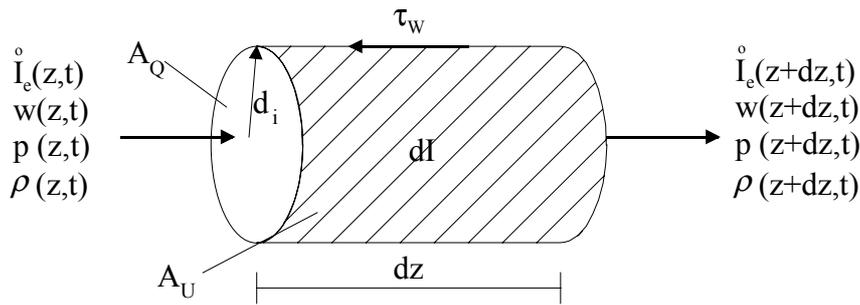


Bild A.4: Impulsbilanz für Heiznetzwasser

Die eindimensionale Impulsbilanz für das differentielle Volumenelement unter instationären Bedingungen (Bild A.4) lautet:

$$\frac{\partial}{\partial t}(dI) = \dot{I}_e - \dot{I}_a + \sum_i F_i = \dot{I}_e - \dot{I}_a + F_e - F_a - F_r$$

mit den Termen

$$dI = dm w = \rho(z,t) A_Q dz w$$

$$\dot{I}_e = \dot{m}_e(z,t) w(z,t) = \rho(z,t) A_Q w^2(z,t)$$

$$\dot{I}_a = \dot{m}_a(z+dz,t) w(z+dz,t) = \rho(z+dz,t) A_Q w^2(z+dz,t)$$

$$= \rho(z,t) A_Q w^2(z,t) + \frac{\partial \rho}{\partial z} dz A_Q w^2(z,t) + 2\rho(z,t) A_Q w(z,t) \frac{\partial w}{\partial z} dz$$

$$F_e = p(z,t) A_Q$$

$$F_a = p(z+dz,t) A_Q$$

$$F_r = \tau_w(z,t) A_U$$

Unter Berücksichtigung des Reibungsansatzes für turbulente Strömungen $\tau_w = \frac{\xi}{8} \rho w^2$ und mit

Hilfe der oben angeführten Beziehung für die Schallgeschwindigkeit folgt daraus:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho w) = \frac{w}{c^2} \frac{\partial p}{\partial t} + \left(1 + \frac{w^2}{c^2}\right) \frac{\partial p}{\partial z} + \rho \frac{\partial w}{\partial t} + 2\rho w \frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{\xi}{2d} \rho w^2$$

Da die Strömungsgeschwindigkeit $w(z,t)$ sehr viel kleiner als die Schallgeschwindigkeit c ist,

gilt $1 + \frac{w^2}{c^2} \approx 1$, und die letzte Gleichung vereinfacht sich zu:

$$\frac{w}{c^2} \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial z} + \rho \frac{\partial w}{\partial t} + 2\rho w \frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{\xi}{2d} \rho w^2 \quad (\text{A-4})$$

A.3 Teilsystem Rohrleitung

Die vier oben abgeleiteten partiellen Differentialgleichungen

$$T \frac{\partial \vartheta(z,t)}{\partial t} + T w(z,t) \frac{\partial \vartheta(z,t)}{\partial z} + \vartheta(z,t) = \vartheta_{Wand}(z,t) \quad (A-1)$$

$$T_{Wand} \frac{\partial \vartheta_{Wand}}{\partial t} + \vartheta_{Wand} = q_i \vartheta + q_a \vartheta_{Umg} \quad (A-2)$$

$$\frac{\partial p}{\partial t} + w \frac{\partial p}{\partial z} + c^2 \rho \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (A-3)$$

$$\frac{w}{c^2} \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial z} + \rho \frac{\partial w}{\partial t} + 2\rho w \frac{\partial w}{\partial z} = - \frac{\xi}{2d} \rho w^2 \quad (A-4)$$

bilden zusammen mit der thermodynamischen Zustandsgleichung $\rho(z,t) = \rho(p(z,t), \vartheta(z,t))$ ein gekoppeltes, nichtlineares partielles differential-algebraisches Gleichungssystem für die fünf Variablen $\vartheta(z,t)$, $w(z,t)$, $\vartheta_{Wand}(z,t)$, $p(z,t)$ und $\rho(z,t)$, das unter der Berücksichtigung der entsprechenden Anfangs- und Randbedingungen zu lösen ist. Die Anfangs- und Randbedingungen ergeben sich aus der Annahme, dass ein stationärer Zustand herrscht, bevor die zu berechnende Störung wirksam wird, und aus dem zeitlichen Verlauf der Vorlauftemperatur, der sich aufgrund der reduzierten Fernwärmeeinkopplung einstellt.

Da eine geschlossene Lösung des Gleichungssystemes vor allem wegen seiner Nichtlinearität nicht möglich ist, wird es numerisch, d.h. für diskrete Orte und Zeitpunkte, berechnet. Durch die Diskretisierung werden die Nichtlinearitäten zunächst nicht beseitigt. Weil die Druckdynamik in den Gleichungen (A-3) und (A-4) nur durch die Temperaturabhängigkeit der Dichte an die Temperaturdynamik in Gleichungen (A-1) und (A-2) gekoppelt ist, ist eine deutliche Vereinfachung schon erreicht, wenn diese Abhängigkeit entfällt. Eine qualitative Betrachtung der physikalischen Vorgänge zeigt, dass eine solche Entkopplung möglich und zulässig ist: Die um Größenordnungen verschiedenen Ausbreitungsgeschwindigkeiten von Druck- und Temperaturstörungen bedeuten gleichzeitig, dass sich die Temperaturen im Vergleich zum Druck langsam ändern. Deswegen entsteht lediglich ein geringer Fehler, wenn bei der Berechnung der Dichte in den Gleichungen (A-3) und (A-4) die Temperatur ϑ aus dem vorhergehenden Zeitschritt zugrunde gelegt wird. Aufbauend auf dieser Überlegung können die Gleichungen (A-3) und (A-4) für den Druck $p(z,t)$ und die Strömungsgeschwindigkeit $w(z,t)$ gelöst werden. Bei der anschließenden Berechnung der Temperaturen $\vartheta(z,t)$ und $\vartheta_{Wand}(z,t)$ in den Gleichungen (A-1) und (A-2) ist $w(z,t)$ daher bereits bekannt.

Anstelle eines Systems mit vier gekoppelten Differentialgleichungen müssen nur noch zwei Systeme mit jeweils zwei gekoppelten Differentialgleichungen gelöst werden. Die Lösung der beiden Differentialgleichungssysteme mit Hilfe des Charakteristikenverfahrens und die Orts- und Zeitdiskretisierung werden in den folgenden beiden Abschnitten vorgestellt.

A.4 Berechnung der Temperaturdynamik

Da die Zeitkonstante der Wandtemperaturdynamik T_{wand} deutlich kleiner als die Zeitkonstante der Temperaturdynamik des Heizwasser T ist, kann bei der Berechnung der Wandtemperatur $\vartheta_{wand}(z, t)$ die Heiznetzwassertemperatur ϑ des vorherigen Zeitschrittes verwendet werden.

A.4.1 Berechnung der Wandtemperatur

Durch die Einführung der Übertemperatur $\Theta_{wand} = \vartheta_{wand} - q_i \vartheta - q_a \vartheta_{Umg}$ ergibt sich aus Gleichung (A-2) die homogene Differentialgleichung

$$T_{wand} \frac{\partial \Theta_{wand}}{\partial t} + \Theta_{wand} = 0.$$

Die Separation der Variablen führt auf die zeitdiskrete Lösung

$$\vartheta_{wand}(z, t_j) = q_i \vartheta(z, t_{j-1}) + q_a \vartheta_{Umg} + (\vartheta_{wand}(z, t_{j-1}) - q_i \vartheta(z, t_{j-1}) - q_a \vartheta_{Umg}) e^{-\frac{\Delta t}{T_{wand}}} \quad (A-5)$$

A.4.2 Berechnung der Heiznetzwassertemperatur

Gleichung (A-1) ist eine partielle Differentialgleichung, die mit Hilfe des Charakteristikenverfahrens gelöst wird. Die Charakteristik von Gleichung (A-1) ist $dz/dt = w/20$. Nach einer Variablentransformation gemäß /21/ in die neuen Variablen $\eta = z - wt$ und $\sigma = z$ lautet Gleichung (A-1)

$$T_w \frac{\partial \vartheta(\eta, \sigma)}{\partial \sigma} + \vartheta(\eta, \sigma) = \vartheta_{wand}(\eta, \sigma) \quad (A-6)$$

Unter der Voraussetzung, dass ϑ_{wand} zwischen den Stützstellen (z_k, t_j) und (z_{k+1}, t_{j+1}) linear verläuft, kann die Gleichung durch Separation der Variablen und Variation der Konstanten gelöst werden. Man erhält das Endergebnis

$$\vartheta(z, t_j) = \vartheta(z_{k-1}, t_{j-1}) e^{-\frac{\Delta z}{wT}} + \vartheta_{wand}(z_{k-1}, t_{j-1}) (1 - e^{-\frac{\Delta z}{wT}}) + \left\{ \vartheta_{wand}(z_k, t_j) - \vartheta_{wand}(z_{k-1}, t_{j-1}) \right\} \left\{ 1 - \frac{wT}{\Delta z} (1 - e^{-\frac{\Delta z}{wT}}) \right\}. \quad (A-7)$$

Durch den Zusammenhang $\Delta z = w \Delta t$ wird sichergestellt, dass die Berechnung entlang einer Charakteristik erfolgt.

A.4.3 Anpassung der Zeitschrittweite bei der Temperaturberechnung

Während bei der Druckdynamik die konstante Schallgeschwindigkeit das Verhältnis von Orts- und Zeitdiskretisierung festlegt, ist bei der Temperaturdynamik die teilweise erheblich variierende Strömungsgeschwindigkeit w an der jeweiligen Stelle der Leitung für das Verhältnis von Orts- und Zeitdiskretisierung maßgebend. Diese Tatsache kann zu großen Berechnungsfehlern führen, wie das folgende einfache Beispiel zeigt.

Unter den Voraussetzungen

- kein Einfluss der Rohrwand,
- konstante Zeit- und Ortsdiskretisierung,
- örtlich konstante Strömungsgeschwindigkeit, die 50 % der ursprünglichen Strömungsgeschwindigkeit beträgt, welche der Orts- bzw. Zeitdiskretisierung zugrunde liegt,

bewegt sich die sprungförmige Absenkung der Temperatur am Rohranfang unverändert mit der Strömungsgeschwindigkeit durch das Heiznetzrohr, vgl. Bild A.5a. Da die aktuelle Strömungsgeschwindigkeit nur die Hälfte der ursprünglichen beträgt, liegen die mit Hilfe des Charakteristikenverfahrens ermittelten neuen Berechnungspunkte genau zwischen den Ortsstützstellen. Eine lineare Interpolation führt auf das in Bild A.5 gezeigte Temperaturprofil. Führt man die Berechnung für den nächsten Zeitschritt durch, erhält man das in Bild A.5b und nach zwei weiteren Berechnungsschritten das in Bild A.5c gezeigte Temperaturprofil.

An diesem Beispiel ist deutlich zu erkennen, dass die Berechnung sowohl das Temperaturprofil verfälscht als auch die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Störung verändert. Während sich bei der exakten Lösung die sinkende Temperatur nach vier Berechnungsschritten bis zur Stelle $z = 3\Delta z$ ausgebreitet hat, erfährt bei der berechneten Lösung bereits die Stelle $z = 5\Delta z$ eine wenn auch nur geringfügige Änderung, das heißt, die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Störung hat sich durch die ungenaue Berechnungsmethode verdoppelt.

Die gewählte Abhilfe besteht darin, die Ortsschrittweite konstant zu belassen und die Zeitschrittweite gemäß der Charakteristikenbedingung $\Delta t = \Delta z/w$ anzupassen. In dem betrachteten vereinfachten Beispiel entfällt dadurch die lineare Interpolation, bei realen Berechnungen mit ortsvarianten Strömungsgeschwindigkeiten werden die Linearisierungsfehler deutlich reduziert. Außerdem führt diese Anpassung der Zeitschrittweite dazu, dass das Temperaturprofil von Leitungen mit großen Strömungsgeschwindigkeiten öfters aktualisiert wird als dasjenige von langsam durchflossenen Leitungen. Dies ist der wesentliche Vorteil gegenüber der ebenfalls denkbaren Variante, die Ortsdiskretisierung bei jedem Berechnungsschritt zu modifizieren.

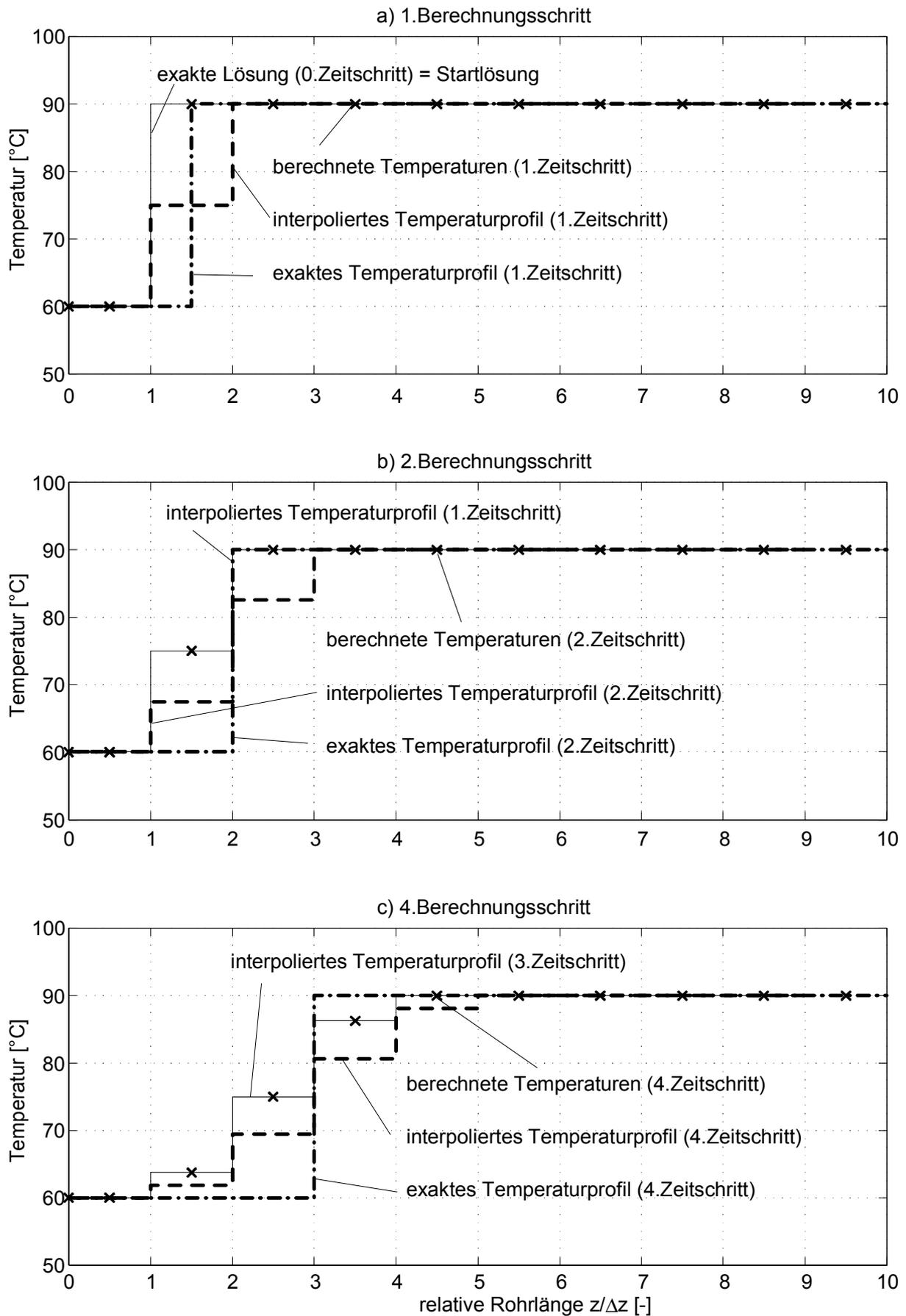


Bild A.5: Linearisierungsfehler bei der Berechnung der Temperaturdynamik

Mit der Festlegung der Ortsschrittweite muss nicht nur die ausreichend genaue zeitliche Auflösung der Temperaturverläufe gewährleistet, sondern auch verhindert werden, dass durch zu große Zeitschritte bei der Temperaturaktualisierung die Dichtegradienten so groß werden, dass künstliche Störungen der Druckdynamik auftreten. Daraus folgt die Notwendigkeit, die Ortsdiskretisierung der Leitungen bei der Temperaturberechnung feiner zu wählen als bei der Druckberechnung. Zur Ermittlung der für die Druckberechnung benötigten Dichte wird der Mittelwert der Temperaturen verwendet, die in dem entsprechenden Rohrabschnitt herrschen.

A.4.4 Temperaturberechnung an Rohrverzweigungen

Bei drei Strömungsgeschwindigkeiten an einer Verzweigung ergeben sich acht mögliche Kombinationen der Strömungsrichtungen. Da Massenspeichereffekte nur in den einzelnen Rohrleitungen berücksichtigt werden, gilt für die Verzweigungen die stationäre Massenerhaltung. Demzufolge sind die beiden Varianten dreier in die Verzweigung ein- bzw. aus der Verzweigung austretender Massenströme physikalisch unmöglich. In Bild A.6 sind drei der sechs verbleibenden Kombinationen von Strömungsrichtungen an einer Verzweigung dargestellt.

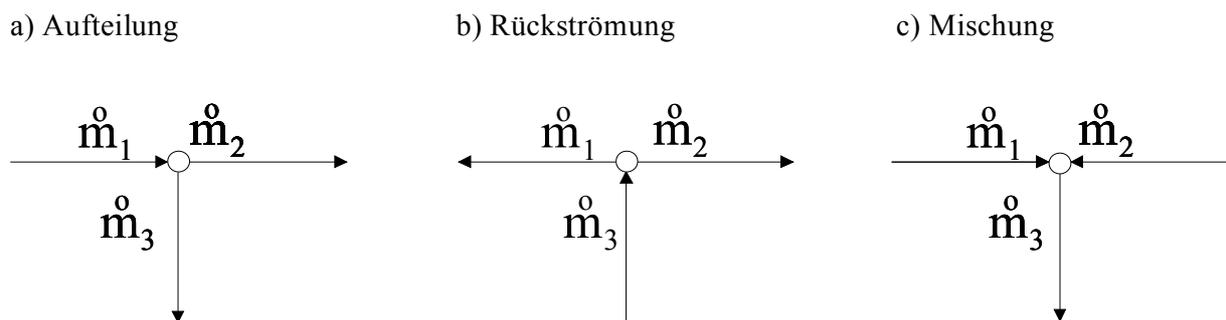


Bild A.6: Massenströme an einer Verzweigung

Bei der Aufteilung in Fall a) entsprechen die beiden Eintrittstemperaturen der Leitungen 2 und 3 der Austrittstemperatur der Leitung 1. Bei der Rückströmung in Fall b) ergeben sich die Temperaturen am Ende der Leitung 1 und am Anfang der Leitung 2 aus der Temperatur am Anfang der Leitung 2. Die Eintrittstemperatur der Leitung 3 im Fall c) hingegen ist die gemäß der Massenströme der Leitungen 1 und 2 gewichtete Mitteltemperatur vom Ende der Leitung 1 und vom Anfang der Leitung 2.

Die Temperaturen am Anfang bzw. Ende einer Leitung hängen also von den Temperaturen der angrenzenden Leitungen ab, die jedoch in Abhängigkeit der jeweiligen Strömungsgeschwindigkeit aktualisiert werden. Daher werden bei der Temperaturberechnung nicht nur die Temperaturen dieser Leitung, sondern auch die Temperaturen am Anfang und Ende der angrenzenden Leitungen aktualisiert, falls sie von der Änderung betroffen sind. Zudem werden die Dichten am Anfang oder Ende dieser Leitungen neu berechnet.

A.5 Berechnung der Druckdynamik

Die beiden Charakteristiken des Gleichungssystemes (A-3) und (A-4) sind $\frac{dz}{dt} = \pm c / 20/$. Das bedeutet, dass sich die Änderungen der Druckes und der Strömungsgeschwindigkeit mit Schallgeschwindigkeit sowohl in als auch gegen die Strömungsrichtung ausbreiten.

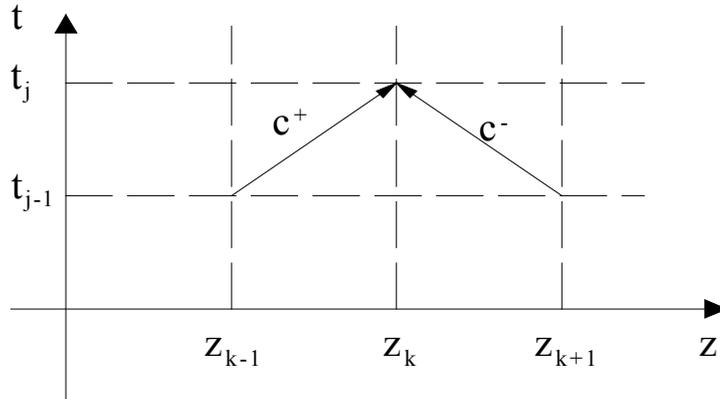


Bild A.7: Koordinatensystem beim Charakteristikenverfahren

In Bild A.7 ist für ein Element der Rohrleitung veranschaulicht, dass Druck und Geschwindigkeit an der Stelle z_k zum Zeitpunkt t_j über die beiden Charakteristiken c^+ und c^- von den benachbarten Werten z_{k-1} und z_{k+1} des vorherigen Zeitschrittes abhängen. Diese Aussage gilt nicht nur für das dargestellte Rohrelement, sondern für alle Komponenten wie Ventile, Abzweigungen, Heizkondensatoren usw.: Druck und Geschwindigkeit an einer beliebigen Stelle zum Zeitpunkt t_j können berechnet werden, wenn die Werte an den benachbarten Stellen zum vorhergehenden Zeitpunkt t_{j-1} bekannt sind. Die einzelnen Komponenten können daher iterationsfrei in einer beliebigen Reihenfolge berechnet werden /46/.

Als orts- und zeitdiskrete Lösungen für den Druck p und die Geschwindigkeit w ergeben sich:

$$p(t_i, z_k) = \frac{\frac{p(t_{i-1}, z_{k-1})}{\rho(t_{i-1}, z_{k-1})} + \frac{p(t_{i-1}, z_{k+1})}{\rho(t_{i-1}, z_{k+1})}}{\frac{1}{\rho(t_{i-1}, z_{k-1})} + \frac{1}{\rho(t_{i-1}, z_{k+1})}} + \frac{c(w(t_{i-1}, z_{k-1}) - w(t_{i-1}, z_{k+1})) \left(\frac{\xi \Delta t}{2d} - w(t_{i-1}, z_{k+1}) - w(t_{i-1}, z_{k-1}) \right)}{\frac{1}{\rho(t_{i-1}, z_{k-1})} + \frac{1}{\rho(t_{i-1}, z_{k+1})}} \quad (\text{A-8})$$

$$w(t_i, z_k) = w(t_{i-1}, z_{k-1}) - \frac{p(t_i, z_k) - p(t_i, z_{k-1})}{\rho(t_{i-1}, z_k) c} - \frac{\xi}{2d} w^2(t_{i-1}, z_{k-1}) \Delta t \quad (\text{A-9})$$

Für die Dichte $\rho(t_{i-1}, z_k) = \rho(\vartheta(t_{i-1}, z_k), p(t_{i-1}, z_k))$ können die Werte vom vorherigen Zeitschritt t_{i-1} verwendet werden, da die Temperaturen sich im Vergleich zu den Drücken sehr langsam ändern und die Druckabhängigkeit der Dichte im betrachteten Druckbereich relativ gering ist.

A.5.1 Numerische Modifizierung der Schallgeschwindigkeit

Die explizite Berechnung von Drücken und Geschwindigkeiten mit Hilfe der Charakteristikenmethode stellt einen erheblichen Vorteil gegenüber der quasistationären Druckberechnung dar, die davon ausgeht, dass das Druckprofil sich zu jedem Zeitpunkt in einem stationären Zustand befindet. Die Annahme der Stationarität hat zur Folge, dass sich Störungen an einer Stelle des berechneten Netzes an jeder anderen Stelle auswirken können, und macht deswegen eine iterative Berechnung des ganzen Netzes erforderlich.

Diesem Vorteil der Charakteristikenmethode steht allerdings ein deutlicher Vorteil des quasistationären Verfahrens gegenüber: Die Zeitschrittweite zwischen den einzelnen Aktualisierungen des Druckprofils kann erheblich größer gewählt werden als beim Charakteristikenverfahren. Denn beim Charakteristikenverfahren sind Zeit- und Ortsschrittweite über die Schallgeschwindigkeit verknüpft. Bei einer angenommenen Ortsdiskretisierung von $\Delta z = 45 \text{ m}$ und einer Schallgeschwindigkeit in Wasser von 1500 m/s ergibt sich eine kleine Zeitschrittweite von $\Delta t = 0.03 \text{ s}$ und daraus folgend ein sehr hoher Rechenzeitbedarf.

Im vorliegenden Fall sind aber vor allem Störungen von Belang, die sich aus dem Regelverhalten der Verbraucher ergeben und, wie der berechnete Verlauf der Raumtemperatur des Verbrauchers 8 am Netzendpunkt (NEP) 5 in Bild A.8d verdeutlicht, eine Dynamik im großen Minutenbereich aufweisen. Daher ist die sehr hohe zeitliche Auflösung nicht notwendig, und es stellt sich die Frage, ob die Schallgeschwindigkeit zur Erhöhung der Zeitschrittweite nicht numerisch verringert werden kann.

Zur Untersuchung dieser Frage ist der fiktive Fall betrachtet worden, bei dem die Fernwärmeinkopplung am HKW 1 zu Beginn der Berechnung sprunghaft von der stationär notwendigen Wärmeleistung von 156 MW auf 0 MW absinkt und während der weiteren Berechnung auf diesem Wert verharrt. Demzufolge sinkt die Vorlauftemperatur innerhalb weniger Minuten auf die Rücklauftemperatur ab. Diese massive Störung breitet sich im gesamten Heiznetz aus. Das Absinken der Vorlauftemperatur an den einzelnen Verbrauchern führt mit einer Verzögerung zum Absinken der Raumtemperatur, dem die Raumtemperaturregelung durch das Öffnen der Ventile entgegenzuwirken versucht.

In Bild A.8 sind die Ergebnisse der entsprechenden Simulationen für die tatsächliche Schallgeschwindigkeit von 1500 m/s und drei modifizierte Schallgeschwindigkeiten gezeigt. Die Druck-, Massenstrom- und Temperaturverläufe bei Herabsetzung der Schallgeschwindigkeit auf $c = 150$ bzw. 50 m/s unterscheiden sich kaum von den Verläufen, die mit der exakten Schallgeschwindigkeit

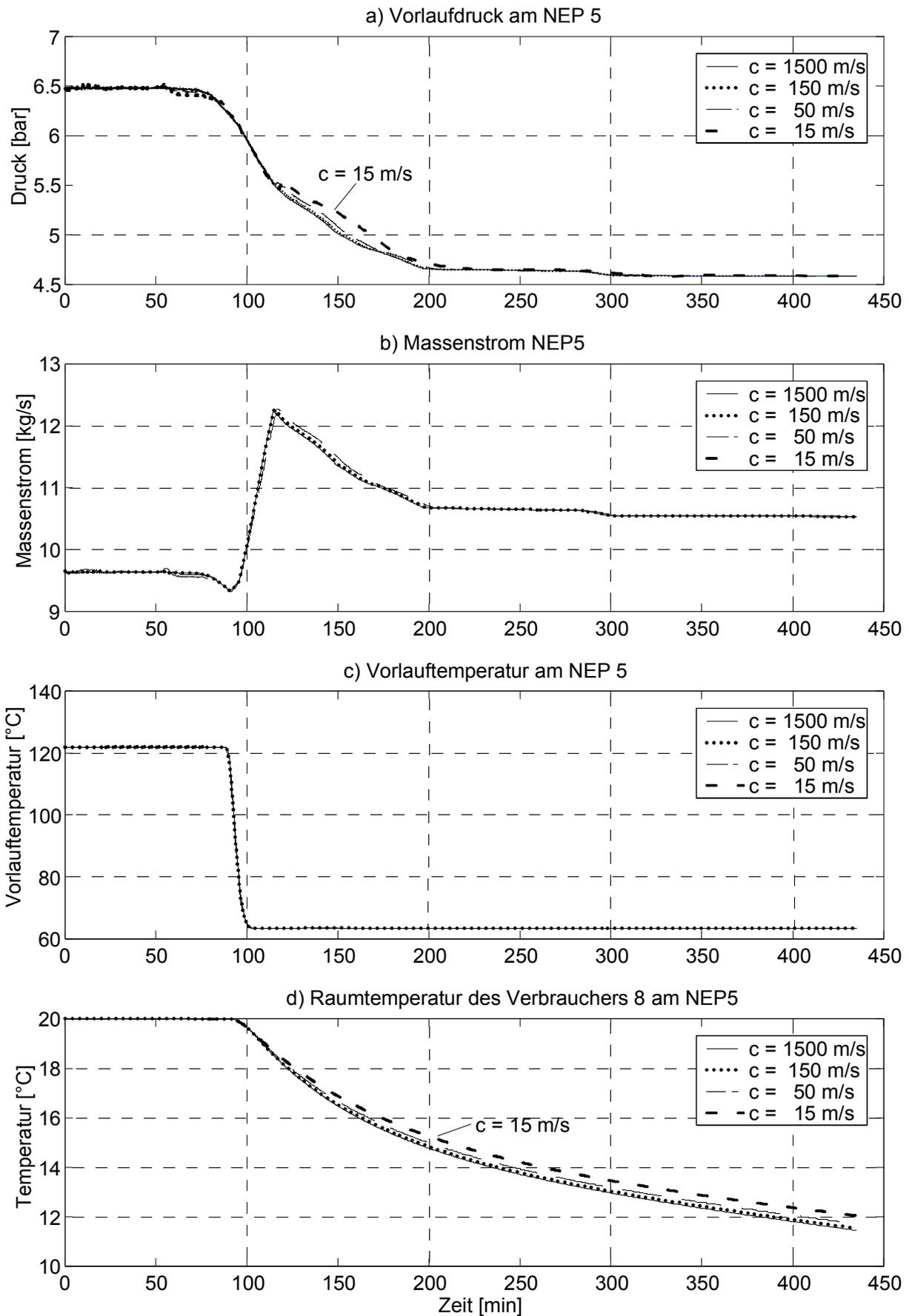


Bild A.8: Berechnung der Druckdynamik mit verschiedenen Schallgeschwindigkeiten

berechnet wurden. Die auftretenden Abweichungen bei einer weiteren Herabsetzung der Schallgeschwindigkeit auf 15 m/s beruhen mit darauf, dass die Differentialgleichungen unter der Annahme gelöst wurden, dass die Strömungsgeschwindigkeit von $w \leq 2.5$ m/s gegenüber der Schallgeschwindigkeit vernachlässigt werden kann. Diese Voraussetzung ist bei einer fiktiven Schallgeschwindigkeit von 15 m/s nur noch eingeschränkt erfüllt.

Diese Simulationsergebnisse zeigen, dass für die Berechnung der Heiznetzdynamik eine auf 50 m/s reduzierte Schallgeschwindigkeit ausreicht. Lediglich zur sehr genauen Ermittlung des dynamischen Druck- und Massenstromprofils muss mit der „wahren“ Schallgeschwindigkeit gerechnet werden.

A.5.2 Vereinfachte Berechnung mit zeitlich konstantem Rücklaufdruckprofil

Eine weitere Vereinfachung der Heiznetznachbildung besteht darin, auf die Berechnung der zeitlichen Änderungen der Rücklaufdruckprofile zu verzichten. Schon bei dem Vergleich von Messung und Rechnung im Kapitel 2 konnten die exakten Werte der Rücklaufdrücke nur an den Netzendpunkten vorgegeben werden. An den anderen Verbrauchern wurden die Werte benachbarter Netzendpunkte zugrunde gelegt und je nach Entfernung von diesem Netzendpunkt um eine Konstante modifiziert.

Im Folgenden wird untersucht, welche Auswirkungen es hat, wenn anstelle der an den Verbrauchern gemessenen zeitvarianten Rücklaufdrücke konstante Mittelwerte eingesetzt werden. Zur Abschätzung der Genauigkeit werden hier der den Hauptleitungen am nächsten liegende NEP 5 und der am entferntesten liegende NEP 4 betrachtet. Für die anderen Stellen ergeben sich ähnliche Aussagen.

In Bild A.9a sind zusätzlich zu den bekannten Verläufen der Vorlaufdrücke an den beiden Netzendpunkten jene Vorlaufdruckverläufe mitdargestellt, die sich dann ergeben, wenn man jeweils konstante Rücklaufdrücke voraussetzt. Zwar weisen die Ergebnisse gewisse Differenzen auf, das prinzipielle Verhalten wird aber weiterhin gut nachgebildet. Die geringen Auswirkungen der konstanten Rücklaufdrücke auf die Fernwärmeabnehmer zeigen die Verläufe der Raumtemperaturen in Bild A.9. Die Raumtemperatur des Verbrauchers 8 am Netzendpunkt 5 ist für beide Berechnungsfälle praktisch nicht unterscheidbar, die Raumtemperatur des Verbrauchers 7 am Netzendpunkt 4 steigt für den Fall konstanter Rücklaufdrücke etwas stärker an als bei der Vorgabe der gemessenen Rücklaufdrücke. Der Vergleich dieser beiden Berechnungsergebnisse zeigt, dass bei den weiterführenden Simulationsuntersuchungen auf eine aufwendige Nachbildung des transienten Druckverhaltens im Rücklauf verzichtet werden kann.

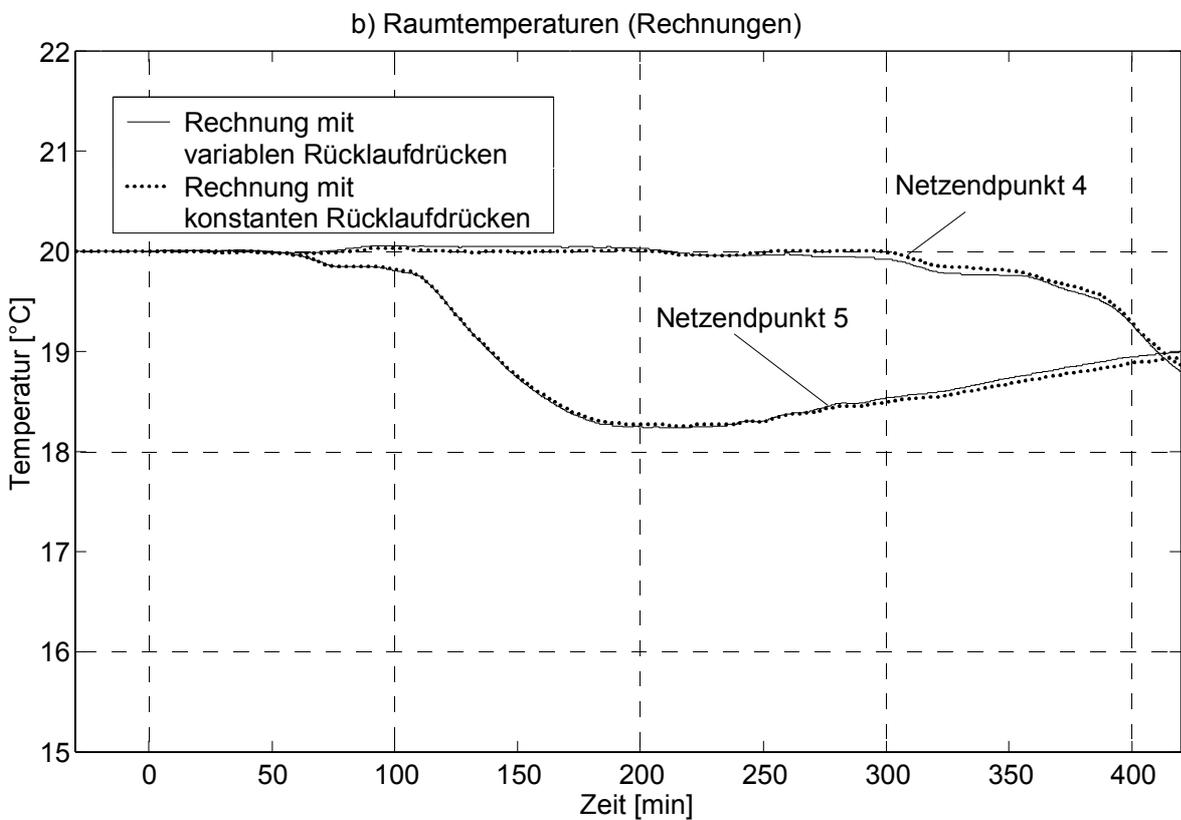
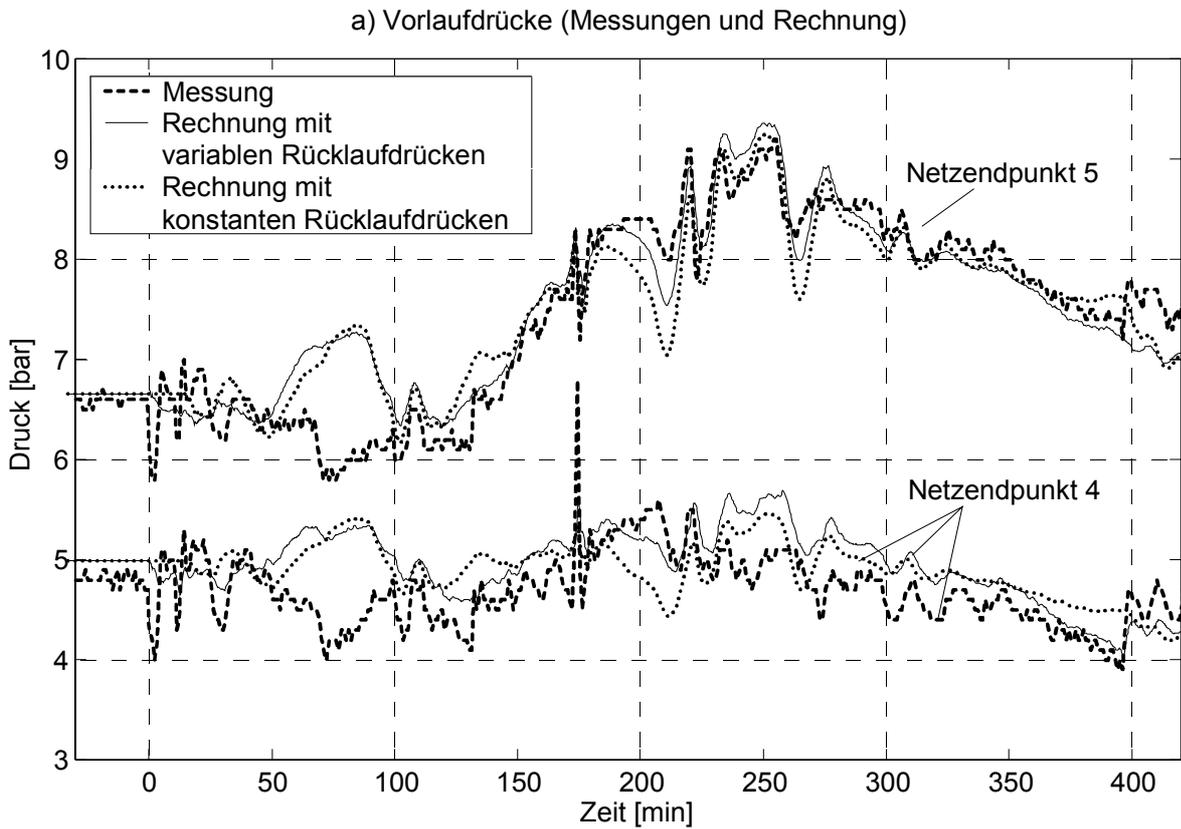


Bild A.9: Vorlaufdrücke und Raumtemperaturen an den Netzendpunkten 4 und 5,
=> Vergleich von Messung und Rechnung mit variablem und
konstantem Rücklaufdruckprofil

B.1 Modellgleichungen

Das Teilsystem Wärmeverbraucher besteht aus den vier energiespeichernden Komponenten Raumluft, Heizkörper, Hausaußen- und Hausinnenwand. Unter Hausinnenwand werden alle Objekte innerhalb des Wärmeverbrauchers zusammengefaßt, die nicht im direkten Kontakt mit der Außenluft stehen: Innenwände, Decken, Fußböden, gegebenenfalls Inventar usw.

B.1.1 Energiebilanz der Raumluft

Für die Raumluft gilt die Energiebilanz:

$$\frac{dU_L}{dt} = \dot{Q}_{HK} - \dot{Q}_{Lüftung} - \dot{Q}_{LW} - \dot{Q}_{Innen} \quad \text{mit}$$

$$U_L = c_v m_L \vartheta_{Raum} = c_v \rho_L V_{Raum} \vartheta_{Raum}$$

$$\dot{Q}_{HK} = \alpha_{HK} A_{HK} (\vartheta_{HK} - \vartheta_{Raum}) = k_{HK} (\vartheta_{HK} - \vartheta_{Raum})$$

$$\dot{Q}_{Lüftung} = \dot{m}_{Lüftung} (h_{Raum} - h_{Aussen}) = \dot{m}_{Lüftung} c_p (\vartheta_{Raum} - \vartheta_{Aussen}) = k_{Lüftung} (\vartheta_{Raum} - \vartheta_{Aussen})$$

$$\dot{Q}_{LW} = \alpha_{LW} A_{LW} (\vartheta_{Raum} - \vartheta_{Wand}) = k_{Wand} (\vartheta_{Raum} - \vartheta_{Wand})$$

$$\dot{Q}_{Innen} = \alpha_{Innen} A_{Innen} (\vartheta_{Raum} - \vartheta_{Innenwand}) = k_{Innen} (\vartheta_{Raum} - \vartheta_{Innenwand})$$

Anstelle der Temperaturen ϑ_i werden im Folgenden die Übertemperaturen $\Theta_i = \vartheta_i - \vartheta_{Aussen}$ verwendet. Dann ergibt sich die Beziehung für die Raumübertemperatur Θ_{Raum} :

$$T_{Raum} \frac{d\Theta_{Raum}}{dt} + \Theta_{Raum} = a_{HK} \Theta_{HK} + a_{Wand} \Theta_{Wand} + a_{Innen} \Theta_{Innenwand} \quad (\text{B-1})$$

$$\text{mit der Zeitkonstanten } T_{Raum} = \frac{c_v \rho_L V_{Raum}}{k_{HK} + k_{Lüftung} + k_{Wand} + k_{Innen}}$$

$$\text{und den dimensionslosen Koeffizienten } a_i = \frac{k_i}{k_{HK} + k_{Lüftung} + k_{Wand} + k_{Innen}}; i = HK, Wand, Innen .$$

B.1.2 Energiebilanz des Heizkörpers

Für den Heizkörper gilt die Energiebilanz:

$$\frac{dU_{HK}}{dt} = \dot{Q}_{VL} - \dot{Q}_{RL} - \dot{Q}_{HK} \quad \text{mit}$$

$$U_L = c_{HK} m_{HK} \vartheta_{HK}$$

$$\dot{Q}_{HK} = \alpha_{HK} A_{HK} (\vartheta_{HK} - \vartheta_{Raum}) = k_{HK} (\Theta_{HK} - \Theta_{Raum})$$

$$\dot{Q}_{VL} = \dot{m}_H c_W \vartheta_{VL}$$

$$\dot{Q}_{RL} = \dot{m}_H c_W \vartheta_{RL}$$

Daraus erhält man die Beziehung für Heizkörperübertemperatur Θ_{HK}

$$T_{HK} \frac{d\Theta_{HK}}{dt} + \Theta_{HK} = \Theta_{Raum} + \Theta_{Heiznetz} \quad (\text{B-2})$$

$$\text{mit der Zeitkonstanten } T_{HK} = \frac{c_{HK} m_{HK}}{k_{HK}} \text{ und der Größe}$$

$\Theta_{\text{Heiznetz}} = \frac{\dot{m}_{hz} c_W (\vartheta_{VL} - \vartheta_{RL})}{k_{HK}} = \frac{\dot{Q}_{\text{Heiznetz}}}{k_{HK}}$, die die Eingangsgrößen \dot{m}_{hz} und ϑ_{VL} zusammenfasst und die abgenommene Fernwärmeleistung des Verbrauchers repräsentiert. Die Rücklauftemperatur ϑ_{RL} wird durch die Beziehung $\vartheta_{RL} = \vartheta_{HK}$ dynamisch angepasst.

B.1.3 Energiebilanz der Hausaußenwand

Für die Hauswand gilt die Energiebilanz:

$$\frac{dU_{\text{Wand}}}{dt} = \dot{Q}_{LW} - \dot{Q}_{WA} \quad \text{mit}$$

$$U_{\text{Wand}} = c_{\text{wand}} m_{\text{wand}} \vartheta_{\text{Wand}}$$

$$\dot{Q}_{LW} = \alpha_{LW} A_{LW} (\vartheta_{\text{Raum}} - \vartheta_{\text{Wand}}) = k_{\text{Wand}} (\Theta_{\text{Raum}} - \Theta_{\text{Wand}})$$

$$\dot{Q}_{WA} = \alpha_{WA} A_{WA} (\vartheta_{\text{Wand}} - \vartheta_{\text{Aussen}}) = k_{WA} \Theta_{\text{Wand}} \approx k_{\text{Wand}} \Theta_{\text{Wand}}$$

Die Wandübertemperatur Θ_{Wand} genügt der Gleichung

$$T_{\text{Wand}} \frac{d\Theta_{\text{Wand}}}{dt} + \Theta_{\text{Wand}} = \frac{1}{2} \Theta_{\text{Raum}} \quad (\text{B-3})$$

mit der Zeitkonstanten $T_{\text{Wand}} = \frac{c_{\text{Wand}} m_{\text{Wand}}}{2k_{\text{Wand}}}$.

B.1.4 Energiebilanz der Hausinnenwand

Für die Hauswand gilt die Energiebilanz:

$$\frac{dU_{\text{Innen}}}{dt} = \dot{Q}_{\text{Innen}} \quad \text{mit}$$

$$U_{\text{Innen}} = c_{\text{Innenwand}} m_{\text{Innenwand}} \vartheta_{\text{Innenwand}}$$

$$\dot{Q}_{\text{Innen}} = \alpha_{\text{Innen}} A_{\text{Innen}} (\vartheta_{\text{Raum}} - \vartheta_{\text{Innenwand}}) = k_{\text{Innen}} (\Theta_{\text{Raum}} - \Theta_{\text{Innenwand}})$$

Die Innenwandübertemperatur $\Theta_{\text{Innenwand}}$ genügt der Gleichung

$$T_{\text{Innenwand}} \frac{d\Theta_{\text{Innenwand}}}{dt} + \Theta_{\text{Innenwand}} = \Theta_{\text{Raum}} \quad (\text{B-4})$$

mit der Zeitkonstanten $T_{\text{Innenwand}} = \frac{c_{\text{Innenwand}} m_{\text{Innenwand}}}{k_{\text{Innen}}}$.

B.2 Teilsystem Wärmeverbraucher

Das dynamische Verhalten des Warmeverbrauchers wird durch das lineare gewöhnliche Differentialgleichungssystem

$$T_{Raum} \frac{d\Theta_{Raum}}{dt} + \Theta_{Raum} = a_{HK} \Theta_{HK} + a_{Wand} \Theta_{Wand} + a_{Innen} \Theta_{Innenwand} \quad (B-1)$$

$$T_{HK} \frac{d\Theta_{HK}}{dt} + \Theta_{HK} = \Theta_{Raum} + \Theta_{Heiznetz} \quad (B-2)$$

$$T_{Wand} \frac{d\Theta_{Wand}}{dt} + \Theta_{Wand} = \frac{1}{2} \Theta_{Raum} \quad (B-3)$$

$$T_{Innenwand} \frac{d\Theta_{Innenwand}}{dt} + \Theta_{Innenwand} = \Theta_{Raum} \quad (B-4)$$

beschrieben. Für einen gegebenen Verlauf der Temperatur $\Theta_{Heiznetz}$ kann dieses Differentialgleichungssystem mit dem Runge-Kutta-Verfahren /47/ numerisch gelöst werden.

C Unempfindlichkeit des modellgestützten Blockregelkonzeptes gegenüber Parameterschwankungen

⇒ Anhang zu Kapitel 3.6

Da vor allem bei der Ermittlung der dynamischen Parameter Ungenauigkeiten auftreten und zudem Schwankungen dieser Parameter unvermeidbar sind, ist für die Anwendbarkeit des modellgestützten Blockführungskonzeptes die Robustheit gegenüber solchen Parameterabweichungen unabdingbar. Für die Abweichung der Dampferzeugerdynamik wurde diese Robustheit bereits in Kapitel 3.6 verdeutlicht. Für vier weitere wesentliche Parameter wird nun das Zusammenwirken der drei unterlagerten Regler untersucht.

Die drei unterlagerten Regler beeinflussen sich gegenseitig: Auf eine Abweichung der Vorlauftemperatur reagiert der Vorlauftemperaturregler mit einer Erhöhung der Soll-Wärmeleistung. Dadurch erhöht sich der Entnahmemassenstrom in den Heizkondensator. Die daraus resultierende Absenkung der elektrischen Leistung bewirkt, dass der Leistungsregler eingreift und Dampferzeugerleistung erhöht. Diese Erhöhung hat ein Ansteigen des Frischdampfdruckes und damit einen Anstieg des Frischdampfmassenstromes zur Folge, das schließlich den Druckregler ansprechen lässt. Umgekehrt bewirkt eine Erhöhung des Frischdampfdruckes das Aktivieren nicht nur des Druckregler, sondern auch des Leistungsreglers, der auf die Erhöhung der Leistung durch den erhöhten Frischdampfmassenstromes reagiert.

C.1 Einfluss einer zu hohen Dampfspeicherdynamik

In Bild C.1 sind die Ergebnisse für den Fall dargestellt, dass die Zeitkonstante des Dampfspeichers T_{SP} , das heißt seine Kapazität, in Wirklichkeit 50% kleiner ist als im Modell angenommen. Für eine vorübergehende Leistungserhöhung steht deshalb weniger Dampf zur Verfügung, so dass die elektrische Leistung sinkt.

Wie in Kapitel 3.6 erläutert, sind die Eingangsgrößen für den Referenzfall und den Fall ohne korrigierenden Prozessregler identisch. Wegen der Begrenzung der Ventilöffnung wird die Fernwärmeauskopplung auch hier reduziert, um die fehlende elektrische Leistung zu ergänzen.

Die veränderte Dynamik des Dampfspeichers hat zur Folge, dass der Frischdampfdruck im realen Prozess etwas schneller absinkt als im Modell. Die dadurch verursachte Reduzierung der Ventilöffnung bewirkt die geringfügig zu niedrige Generatorleistung. Deswegen erhöht der Leistungsregler die Dampferzeuger-Sollleistung, die den langsamen Anstieg der Generatorleistung sogar über den Referenzwert hinaus verursacht.

Wiederum bleibt die Wärmeleistung von dem gesamten Vorgang unberührt.

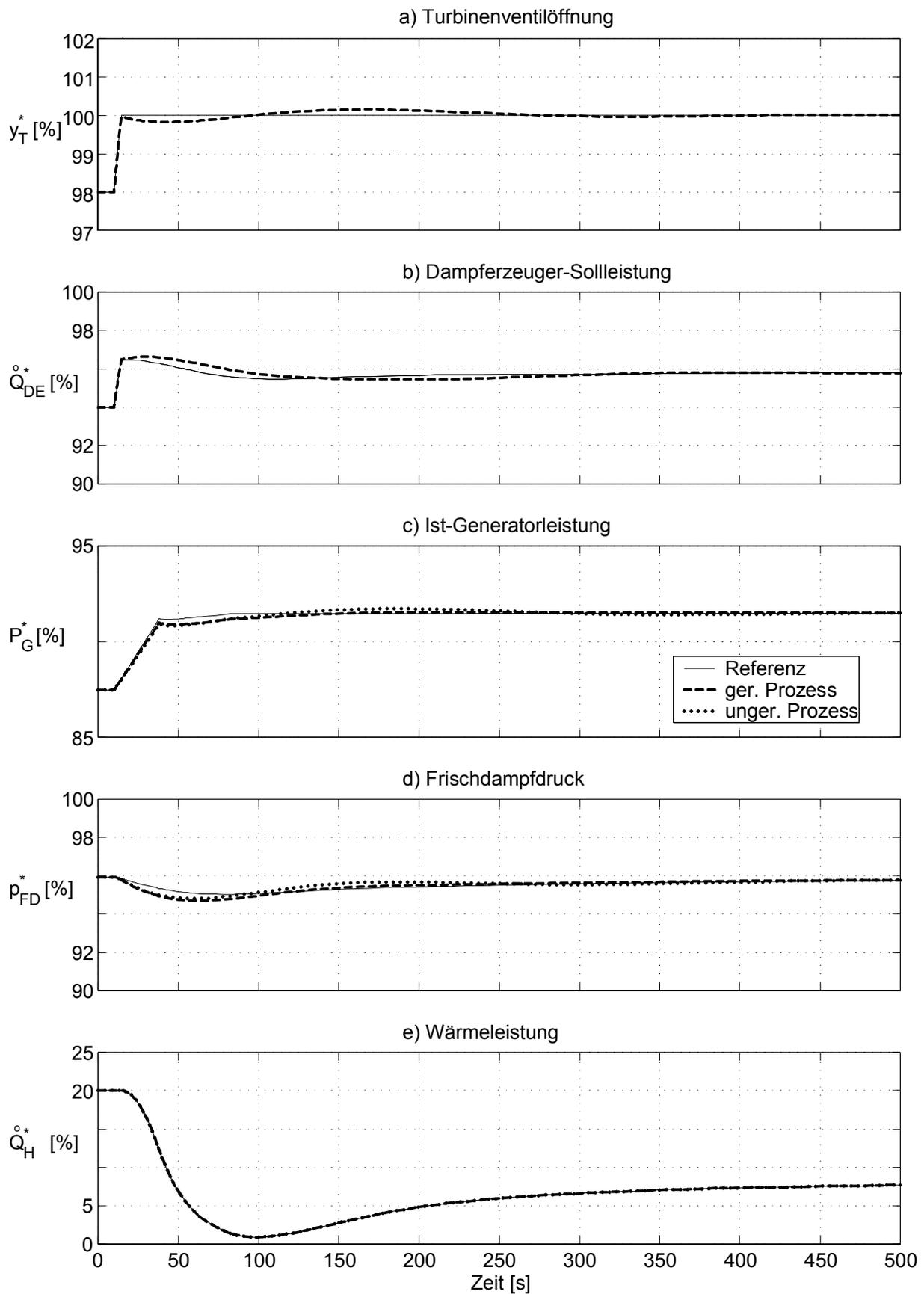


Bild C.1: Wirkungsweise der korrigierenden Prozessregler bei einer zu hohen Dampfspeicherdynamik während einer 4%igen rampenförmigen Leistungserhöhung

C.2 Einfluss einer zu trägen Zwischenüberhitzerdynamik

Der geringe Einfluss der Zwischenüberhitzerdynamik ist in Bild C.2 belegt. Bei den Berechnungen wurde vorausgesetzt, dass die Zeitkonstante des Zwischenüberhitzers $T_{ZÜ}$ in Wirklichkeit 50% größer ist als im Modell angenommen.

Durch die veränderte Zwischenüberhitzerdynamik steigt die Generatorleistung etwas langsamer an als vom Referenzmodell erwartet. Daraufhin erhöht der Leistungsregler die Dampferzeugerleistung, die den langsamen Anstieg der Generatorleistung hervorruft. Die Auswirkungen dieses Vorganges auf den Frischdampfdruck und die Ventilöffnung sind kaum vorhanden. Auch hier bleibt die Wärmeleistung von dem gesamten Vorgang unberührt.

C.3 Einfluss einer zu trägen Entnahmeventildynamik

Wie oben erwähnt, wird die Dynamik der verschiedenen Stellglieder zu der Ersatzdynamik des Entnahmeventils zusammengefasst. Da diese Zusammenfassung nicht ganz unproblematisch ist, wird nun der Fall untersucht, dass die Zeitkonstante des Entnahmeventils T_{ENT} in Wirklichkeit dreimal größer ist als im Modell angenommen. Wie Bild C.3 zeigt, hat diese extreme Variation zur Folge, dass der Entnahmemassenstrom in den Heizkondensator langsamer sinkt als erwartet und dementsprechend der Massenstrom durch die ND-Turbine sehr viel langsamer ansteigt. Daher steigt die elektrische Leistung etwas langsamer als im Referenzfall an, vgl. Bild C.3c. Da sowohl elektrische Leistung als auch die Vorlauftemperatur vom Referenz- bzw. Sollwert abweichen, werden sowohl der Leistungs- als auch der Vorlauftemperaturregler aktiviert, vgl. Teilbilder b und e. Beide Regler tragen dazu bei, dass die Abweichung der elektrischen Leistung vom Referenzwert beim Einsatz der Korrekturregler etwas niedriger ausfällt als im Fall ohne Korrekturregler. Aufgrund der großen Trägheit des Dampferzeugers fällt die durch den Leistungsregler erreichte Verbesserung allerdings sehr niedrig aus.

Angesichts der extremen Parametervariation ist die verbleibende Abweichung sehr gering.

Da der reale Frischdampfdruck vorübergehend höher ist als der im Modell berechnete, versucht der Druckregler durch eine weitere Öffnung des Turbinenventils zu reagieren. Da das Turbinenventil aber ohnehin bereits am Anschlag ist, hat der in Teilbild a dargestellte Anstieg über 100% keine Auswirkungen.

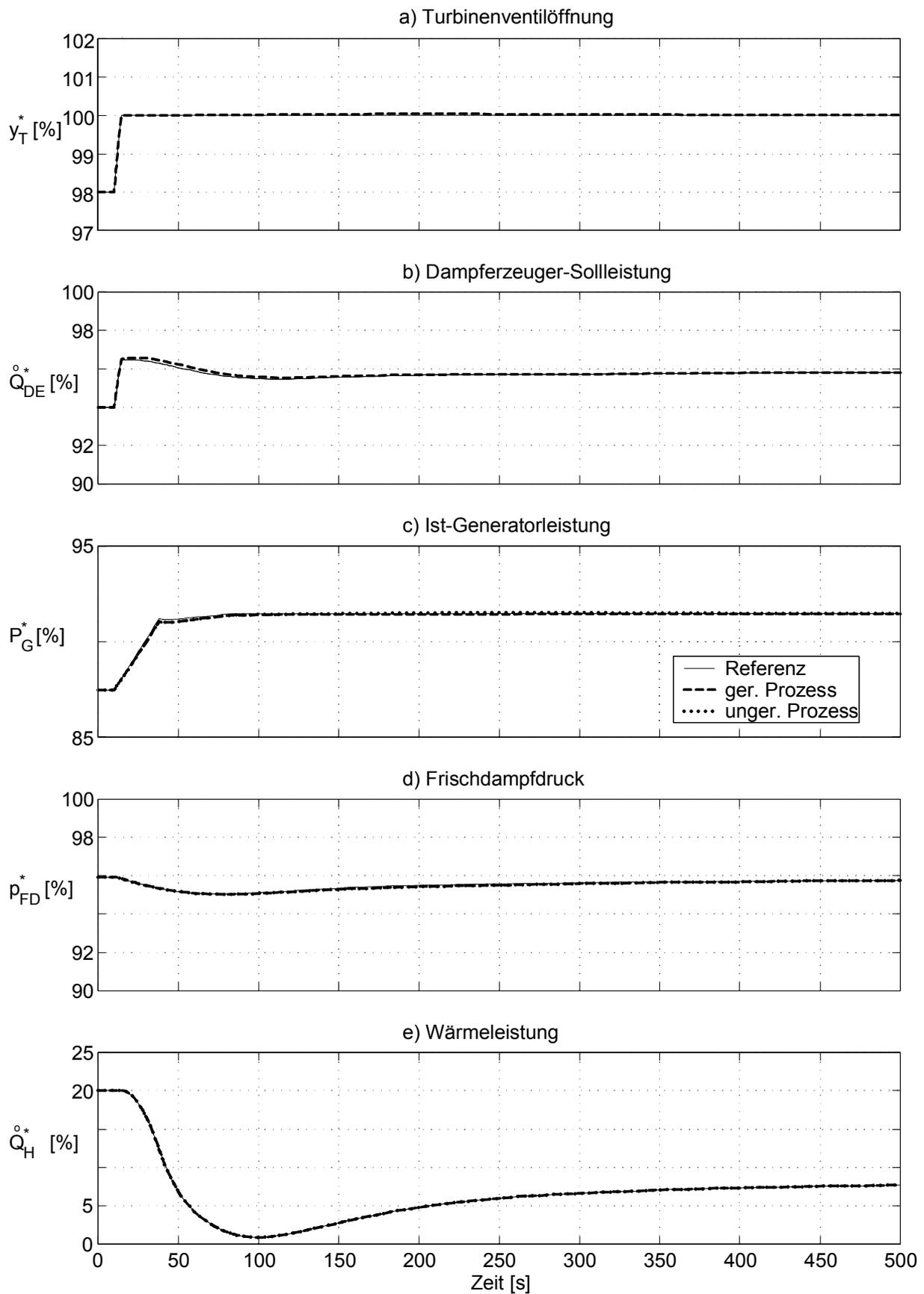


Bild C.2: Wirkungsweise der korrigierenden Prozessregler bei einer zu trägen Zwischenüberhitzerdynamik während einer 4%igen rampenförmigen Leistungserhöhung

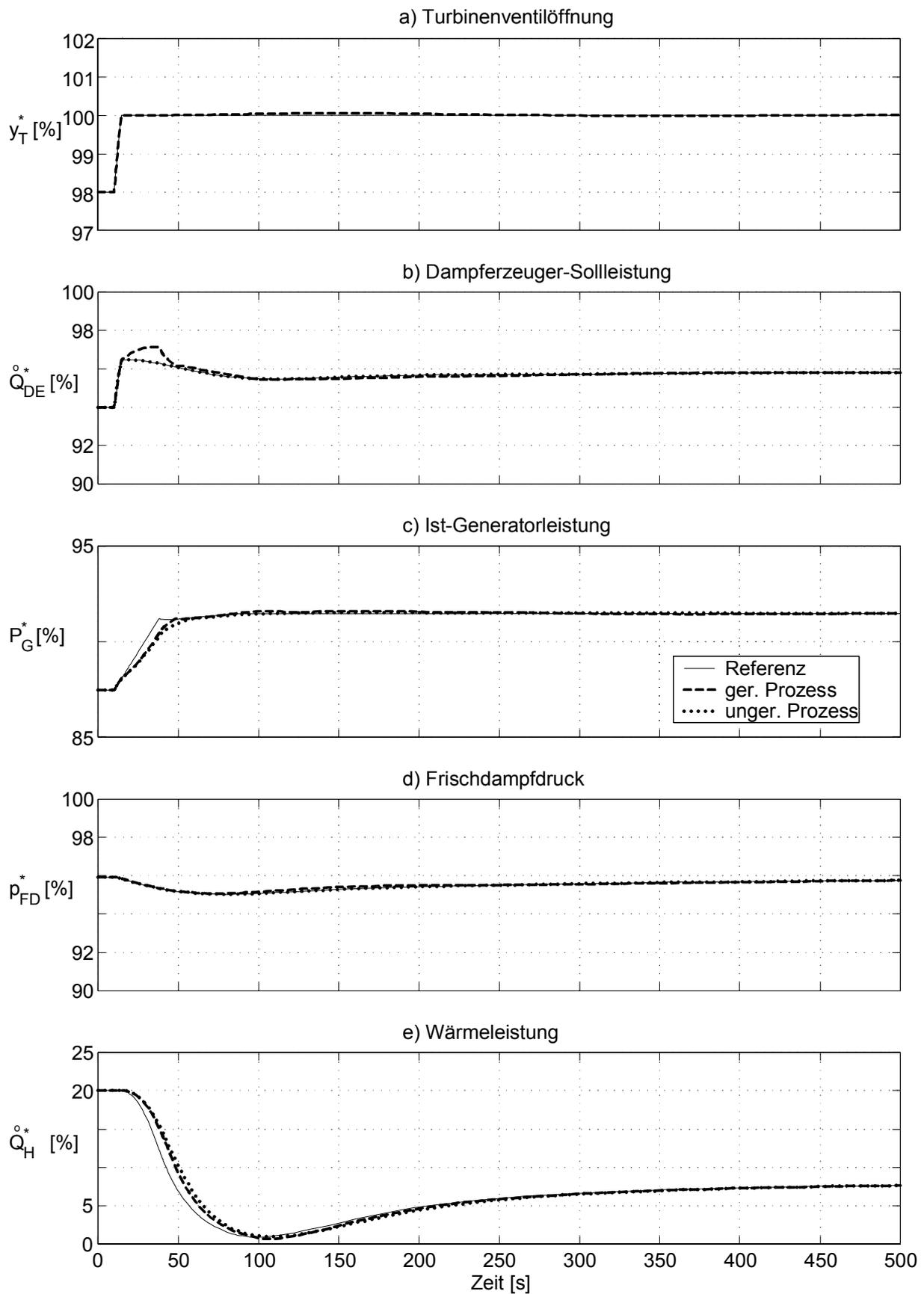


Bild C.3: Wirkungsweise der korrigierenden Prozessregler bei einer zu trägen Entnahmeventildynamik während einer 4%igen rampenförmigen Leistungserhöhung

C.4 Einfluss einer zu hohen Dynamik des Heizkondensators

Als letzter dynamischer Parameter wird die Zeitkonstante des Heizkondensators untersucht, deren Größe ein Maß für die im Heizkondensator gespeicherte Energie ist. Bei den Berechnungen, deren Ergebnisse in Bild C.4 zu finden sind, wurde angenommen, dass die Zeitkonstante im realen Prozess halb so groß ist wie im Modell. Daher sinkt die Wärmeleistung in Teilbild e im unregulierten Fall ohne Korrekturregler schneller als im Referenzfall. Da dieser Vorgang ohne Rückwirkung auf den restlichen Prozess bleibt, entsprechen alle anderen Größen im Fall ohne Korrekturregler den Referenzgrößen. Bei aktiviertem Korrekturregler versucht der Vorlauftemperaturregler, dem zu schnellen Absinken der Vorlauftemperatur durch das langsamere Schließen des Entnahmeventils zu begegnen. Dadurch steigt jedoch die elektrische Leistung langsamer als erforderlich, so dass der Leistungsregler eingreift.

In dieser Situation ist der Einsatz des Vorlauftemperaturreglers schädlich, da er eine unnötige Abweichung der elektrischen Leistung von ihrem Referenzwert verursacht, während er im vorigen Beispiel der gestörten Entnahmeventildynamik zu einer Verringerung der Leistungsabweichung beiträgt. Daran zeigt sich, dass die eigentlich sinnvolle Regelgröße der Entnahmemassenstrom ist, der in diesem Beispiel dem Sollwert exakt entspricht, während er im letzten Beispiel eine Abweichung aufweist. In aller Regel wird der Entnahmemassenstrom jedoch nicht gemessen, zumal er öfters nur die äquivalente Zusammenfassung mehrerer Entnahmemassenströme mit unterschiedlichem Enthalpieniveau darstellt. Außerdem tritt das gleiche Problem bei Kraftwerksblöcken mit unterlagerten Vorlauftemperaturreglern auf, bei denen nicht Wärmeleistung, sondern die Vorlauftemperatur Eingangsgröße ist.

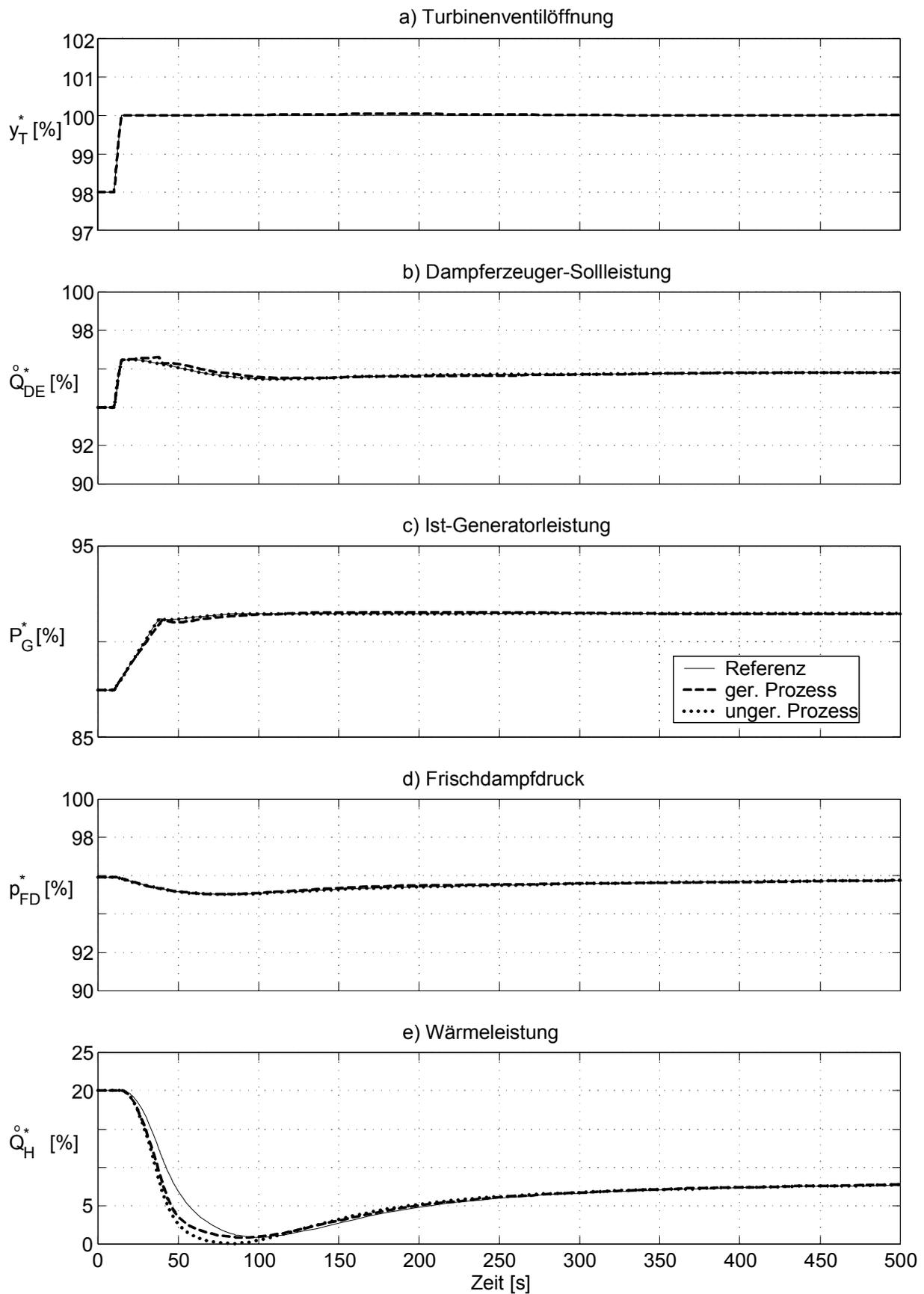


Bild C.4: Wirkungsweise der korrigierenden Prozessregler bei einer zu hohen Heizkondensatordynamik während einer 4%igen rampenförmigen Leistungserhöhung

Lebenslauf von Bernhard Meerbeck

Geburt

15.05.70 in Aachen

Schulbildung

08/76 - 07/80 Grundschule Reumontstraße, Aachen

08/80 - 05/89 Pius-Gymnasium, Aachen

05/89 Abitur

Wehrdienst

10/89 - 09/90 Kfz-Instandsetzung in Volkach/Aachen

Studium

10/90 - 09/95 Maschinenbau an der RWTH Aachen

09/93 - 06/94 im Rahmen eines DAAD-Stipendiums:
Studium an der University of California at Davis

05/95 - 09/95 Diplomarbeit bei der Siemens AG, Erlangen,
Unternehmensbereich Energieerzeugung (KWU)

09/95 Diplom

Berufstätigkeit

01/96 - 03/00 wissenschaftlicher Mitarbeiter der Universität Stuttgart
am Institut für Verfahrenstechnik und Dampfkesselwesen,
Abteilung Stromerzeugung und Automatisierungstechnik

seit 04/00 Siemens AG, Offenbach,
Unternehmensbereich Power Generation (PG)
Leittechnik-Modernisierung in fossilen Kraftwerken