

## Erweiterung eines modellbasierten Regelungskonzepts für Biomassefeuerungsanlagen

**Autoren:** Richard Seeber, Markus Gölles, Thomas Brunner, Nicolaos Dourdoumas, Ingwald Obernberger

**Journal:** at – Automatisierungstechnik

**DOI:** 10.1515/auto-2013-1034

Die Verlagsveröffentlichung ist verfügbar unter [www.degruyter.com](http://www.degruyter.com) bzw.  
unter <https://dx.doi.org/10.1515/auto-2013-1034>

## Anwendungen

Richard Seeber\*, Markus Göllles, Thomas Brunner, Nicolaos Dourdoumas und Ingwald Obernberger

# Erweiterung eines modellbasierten Regelungskonzepts für Biomassefeuerungsanlagen

Improvement of a Model Based Control Strategy for Biomass Furnaces

**Zusammenfassung:** Dieser Beitrag stellt die Weiterentwicklung eines erprobten, modellbasierten Regelungskonzepts für eine Biomassefeuerungsanlage dar. Das zur Zustandsschätzung eingesetzte Erweiterte Kalman-Filter wird um Formfilter und Sensormodelle ergänzt, um unter anderem die Auswirkungen von Schwankungen des Brennstoffabbaus zu berücksichtigen. Das verwendete Regelgesetz zur exakten Linearisierung wird dahingehend modifiziert, dass vom Kalman-Filter geschätzte Störgrößen verwendet werden. Abschließend werden die Modifikationen im Rahmen von Versuchen an einer realen Anlage verifiziert.

**Schlüsselwörter:** Biomasse, Exakte Linearisierung, Kalman-Filter, Formfilter.

**Abstract:** This article presents a number of extensions to an existing model based control strategy for biomass furnaces. Shaping filters and sensor models are designed for use by the extended Kalman-Filter, to consider effects such as variations in the fuel decomposition rate. The control law obtained by means of the exact input output linearization technique is modified, to take disturbances that are not measured but estimated by the Kalman filter into account. Finally, the modifications are verified through experiments on a real furnace.

\***Korrespondenzautor:** Richard Seeber, Institut für Regelungs- und Automatisierungstechnik, TU Graz, Kopernikusgasse 24, A-8010 Graz, E-Mail: richard.seeber@tugraz.at

**Nicolaos Dourdoumas:** Institut für Regelungs- und Automatisierungstechnik, TU Graz, Kopernikusgasse 24, A-8010 Graz

**Markus Göllles, Thomas Brunner:** Bioenergy 2020+ GmbH, Inffeldgasse 21b, A-8010 Graz

**Ingwald Obernberger:** Institut für Prozess- und Partikeltechnik, TU Graz, Inffeldgasse 21b, A-8010 Graz

**Keywords:** Biomass, exact input-output linearization, Kalman filter, shaping filter.

DOI 10.1515/auto-2013-1034

Eingang 29. April 2013; angenommen 12. August 2013

## 1 Einleitung

Die Verbrennung fester Biomasse ist eine Schlüsseltechnologie auf dem Weg zu einer nachhaltigen CO<sub>2</sub>-neutralen Energienutzung. Die effiziente Regelung von Biomassefeuerungsanlagen nimmt daher einen sehr hohen Stellenwert ein [8, 10].

In der Vergangenheit kamen dazu hauptsächlich PID-Reglerstrukturen [6, 12] zum Einsatz. In letzter Zeit werden auch modellprädiktive Ansätze untersucht, die mit linearen oder linearisierten Modellen arbeiten [9, 11].

In [5] wurde die modellbasierte Regelung einer Biomasserostfeuerungsanlage auf Grundlage eines in [2] entwickelten nichtlinearen Modells vorgestellt. Dabei wurden die Konzepte „exakte Linearisierung“ der nichtlinearen Streckendynamik und „Erweitertes Kalman-Filter“ zur Rekonstruktion der Zustandsgrößen eingesetzt.

Dieses Regelungskonzept wies gegenüber gegenwärtig in der Praxis eingesetzten Regelungen ein deutlich besseres Verhalten auf, z. B. konnten Änderungen der Lastanforderung deutlich schneller durchgeführt werden [5]. Es hat sich allerdings gezeigt, dass das Konzept verbesserungsfähig ist. Das Auftreten von Schwankungen des Brennstoffabbaus, welche durch die Bewegung des Flachscharbrosches verursacht werden, stellte eine besondere Herausforderung dar. Außerdem wurden Abweichungen der Messwerte von den jeweiligen Messgrößen, wie sie beispielsweise aufgrund des nicht idealen Verhaltens der eingesetzten Sensoren zustande kommen, nicht berücksichtigt.

Dieser Beitrag stellt zunächst Änderungen bzw. Erweiterungen dieses Regelungskonzepts dar. Anschließend werden die Ergebnisse einer experimentellen Verifikation an einer Flachschrubrostfeuerung mit einer Nennleistung von 180 kW und die erzielten Verbesserungen gezeigt [13].

## 2 Ausgangssituation

Aufgrund der Komplexität der Anlage und des eingesetzten Regelungskonzeptes werden zum besseren Verständnis in diesem Abschnitt gewisse Zusammenhänge und Erkenntnisse aus [2, 5] aufgeführt.

### 2.1 Prinzipieller Aufbau und Funktionsweise der Anlage

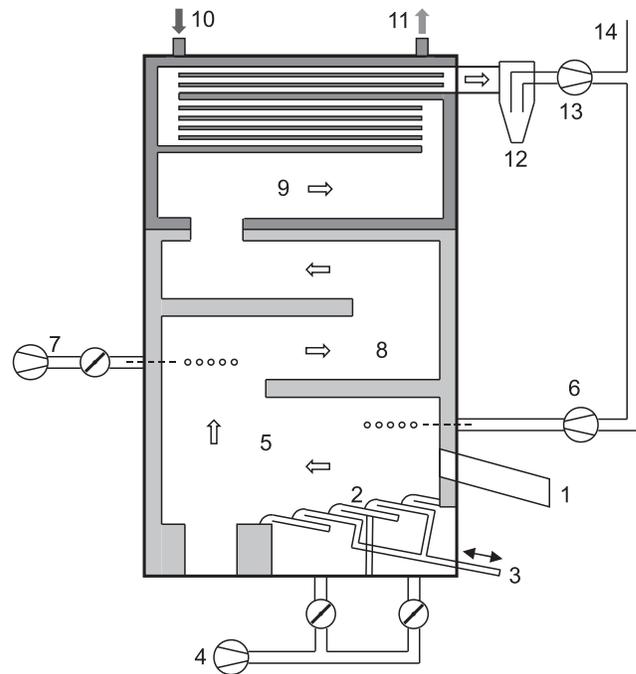
Abbildung 1 zeigt den grundsätzlichen Aufbau der betrachteten Biomassefeuerungsanlage. Sie ist räumlich unterteilt in einen Feuerraum (bestehend aus Primär- und Sekundärverbrennungszone), in dem die Verbrennung abläuft, und in einen Wärmeübertrager (Warmwasser-Rauchrohrkessel) zur Nutzung der freigesetzten Energie.

Der Brennstoff wird mittels einer Förderschnecke in den Feuerraum auf einen beweglichen Rost befördert. Dieser bewirkt durch Vor- und Rückwärtsbewegungen den Weitertransport des Brennstoffs sowie den Abtransport der Asche. Nach einer Erwärmungsphase kommt es zur Verdampfung des gebundenen Wassers, zum thermischen Abbau des Brennstoffs durch Freisetzung der flüchtigen Komponenten in die Gasphase und zur Verbrennung der verbleibenden Holzkohle.

Hierbei wird ein Teil der zur vollständigen Verbrennung erforderlichen Luft in Form von Primärluft unterhalb des Rostes zugeführt. Die restliche sogenannte Sekundärluft wird in die Sekundärverbrennungszone eingedüst. Durch diese Luftstufung kommt es zu einem besseren Ausbrand und zu einem niedrigeren Schadstoffausstoß.

Am Ende der Sekundärverbrennungszone tritt das Rauchgas in einen Wärmeübertrager ein und gibt dort den Großteil seiner thermischen Energie an das Wasser ab. Das aus dem Wärmeübertrager austretende erwärmte Wasser wird als Vorlauf, das eintretende kältere Wasser als Rücklauf bezeichnet.

Um den erforderlichen Zug (Unterdruck) für den Abtransport des entstehenden Rauchgases sicherzustellen, ist ein Rauchgasventilator integriert. Zur Beeinflussung der Temperaturen im Feuerraum kann ein Teil des abge-



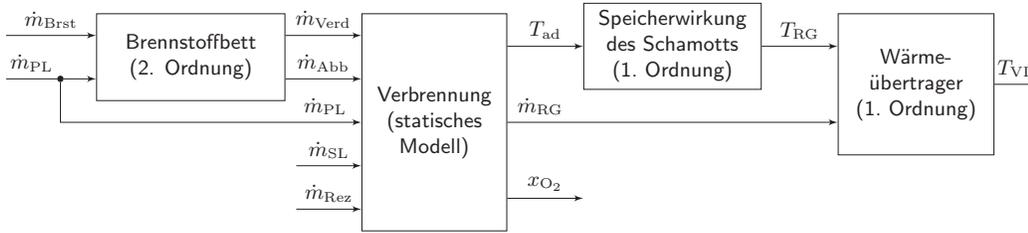
**Abbildung 1:** Schematische Darstellung der Biomassefeuerungsanlage (1 ... Brennstoffzufuhr, 2 ... Rost, 3 ... Bewegliche Rostelemente, 4 ... Primärluftzufuhr, 5 ... Primärverbrennungszone, 6 ... Rauchgasrezirkulation, 7 ... Sekundärluftzufuhr, 8 ... Sekundärverbrennungszone, 9 ... Wärmeübertrager, 10 ... Rücklauf, 11 ... Vorlauf, 12 ... Zyklonabscheider, 13 ... Rauchgasventilator, 14 ... Kamin).

kühlten Rauchgases dem Kamin entnommen und in den Feuerraum rezirkuliert werden.

### 2.2 Modell

Für diese Anlage wurde ein nichtlineares Modell 4. Ordnung entwickelt, dessen grundsätzliche Struktur in Abbildung 2 dargestellt ist. Es besteht aus vier Teilsystemen. Diese beschreiben das wesentliche Verhalten des Brennstoffbetts, der Verbrennungsreaktionen, der Speicherwirkung (durch die Wärmekapazität der Feuerraumwände aus Schamott gegeben) sowie des Wärmeübertragers. Als Zustandsvariablen des Systems dienen folgende Größen: Wassermasse im Brennstoffbett  $m_{\text{H}_2\text{O}}$ , Masse an trockenem Brennstoff am Rost  $m_{\text{CHO}}$ , mittlere Schamotttemperatur  $T_{\text{Sch}}$  und Vorlauftemperatur  $T_{\text{VL}}$ . Stellgrößen sind die Massenströme: Brennstoff-  $\dot{m}_{\text{Brst}}$ , Primärluft-  $\dot{m}_{\text{PL}}$ , Sekundärluft-  $\dot{m}_{\text{SL}}$  und der rezirkulierte Rauchgasmassenstrom  $\dot{m}_{\text{Rez}}$ .

Für die weiteren Untersuchungen ist insbesondere die Modellierung des Massenstroms an abgebautem Brennstoff  $\dot{m}_{\text{Abb}}$  relevant. Es handelt sich um den Massenstrom, der im Brennstoffbett abgebaut wird und im Feuerraum



**Abbildung 2:** Blockschaltbild des Gesamtmodells mit den Stellgrößen  $\dot{m}_{Brst}$ ,  $\dot{m}_{PL}$ ,  $\dot{m}_{SL}$  und  $\dot{m}_{Rez}$ , sowie den Ausgangsgrößen  $x_{O_2}$ ,  $T_{RG}$  und  $T_{VL}$ . Als nicht direkt messbare Zwischengrößen treten  $\dot{m}_{Verd}$ ,  $\dot{m}_{Abb}$ ,  $\dot{m}_{RG}$  und  $T_{ad}$  auf. Zur Bedeutung der Symbole sei auf Anhang A verwiesen.

verbrennt. Es hat sich gezeigt, dass  $\dot{m}_{Abb}$  im Wesentlichen von der zugeführten Primärluft  $\dot{m}_{PL}$  sowie von  $m_{CHO}$  abhängt. Modelliert wurde dieser Zusammenhang durch die Beziehung

$$\dot{m}_{Abb} = C_{22} \alpha_{Abb}(t) m_{CHO} \cdot [\dot{m}_{PL} + \dot{m}_{PL0}] \quad (1)$$

mit den konstanten Parametern  $C_{22}$  und  $\dot{m}_{PL0}$ . Da die Position der Rostelemente  $\dot{m}_{Abb}$  beeinflusst, wurde in (1) der sogenannte Abbaufaktor  $\alpha_{Abb}$  eingeführt. Aufgrund der periodischen Bewegungen der Rostelemente unterliegt dieser zeitlichen Schwankungen mit dem Mittelwert  $\bar{\alpha}_{Abb}$  gleich eins.

Als Eingangsgrößen des mathematischen Gesamtmodells wurden zur einfacheren Schreibweise

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{m}_{Brst}(t - T_{t,Brst}) \\ \dot{m}_{PL} + \dot{m}_{PL0} \\ \dot{m}_{Rez} \\ \dot{m}_{PL} + \dot{m}_{SL} \end{bmatrix} \quad (2)$$

festgelegt. Aufgrund von Erwärmung und Trocknung des Brennstoffs geht der Massenstrom  $\dot{m}_{Brst}$  um die Totzeit  $T_{t,Brst}$  verzögert ein. Mit dem Zustandsvektor

$$\mathbf{x} = [x_1 \quad x_2 \quad x_3 \quad x_4]^T = [m_{H_2O} \quad m_{CHO} \quad T_{Sch} \quad T_{VL}]^T \quad (3)$$

erfüllen die Zustandsgrößen die Differentialgleichungen

$$\frac{dx_1}{dt} = \frac{-C_{11}x_1 + d_1u_1}{1 + C_{12}d_1} \quad (4a)$$

$$\frac{dx_2}{dt} = -C_{22}\alpha_{Abb}x_2u_2 + \frac{C_{11}C_{12}x_1 + u_1}{1 + C_{12}d_1} \quad (4b)$$

$$\frac{dx_3}{dt} = \frac{-C_{31}x_1 + C_{32}\alpha_{Abb}x_2u_2 + C_{33}d_2u_4 + C_{33}d_3u_3}{C_{11}x_1 + C_{22}\alpha_{Abb}x_2u_2 + u_3 + u_4} - C_{34} - C_{35}x_3 \quad (4c)$$

$$\begin{aligned} \frac{dx_4}{dt} &= C_{41}d_4(d_5 - x_4) + (C_{42}x_3 + C_{43})x_1 \\ &+ (C_{44}x_3 + C_{45})\alpha_{Abb}x_2u_2 \\ &+ (C_{46}x_3 + C_{47} + C_{48}d_3)u_3 \\ &+ (C_{46}x_3 + C_{47} + C_{48}d_2)u_4. \end{aligned} \quad (4d)$$

Dabei stellen  $C_{jk}$  konstante Modellparameter und  $d_j$  messbare oder bekannte Störgrößen dar.

### 2.3 Regelungskonzept

Die eingesetzte Regelung basiert auf der Methode der exakten Eingangs-Ausgangslinearisierung [1, 14]. Als Regelgrößen werden die drei prozesstechnisch relevanten Größen Sauerstoffgehalt im Rauchgas  $x_{O_2} =: y_1$ , Rauchgastemperatur am Wärmeübertragereintritt  $T_{RG} =: y_2$  sowie Vorlauftemperatur  $T_{VL} =: y_3$  herangezogen. Mit diesen ergibt sich der relative Grad  $\delta = 1$  sowie

$$y_1 = \frac{C_{51}\alpha_{Abb}x_2u_2 + C_{52}u_4}{C_{53}x_1 + C_{54}\alpha_{Abb}x_2u_2 + C_{55}u_4} \quad (5a)$$

$$\begin{aligned} y_2 &= \frac{-C_{71}x_1 + C_{72}\alpha_{Abb}x_2u_2}{C_{11}x_1 + C_{22}\alpha_{Abb}x_2u_2 + u_3 + u_4} \\ &+ \frac{C_{73}d_3u_3 + C_{73}d_2u_4}{C_{11}x_1 + C_{22}\alpha_{Abb}x_2u_2 + u_3 + u_4} \\ &+ C_{74}x_3 - C_{75} \end{aligned} \quad (5b)$$

$$\frac{dy_3}{dt} = \frac{dx_4}{dt}. \quad (5c)$$

Für den Reglerentwurf wird außerdem der Zusammenhang zwischen  $y_2$  und der eigentlichen Messgröße, der Feuerraumtemperatur  $T_{Sek} =: \tilde{y}_2$ , durch ein PT1-Sensormodell

$$\frac{d\tilde{y}_2}{dt} = -\frac{1}{\tau_{Sek}}(\tilde{y}_2 - y_2) \quad (6)$$

mit der experimentell bestimmten Zeitkonstanten  $\tau_{Sek}$  approximiert.

Gefordert wird das entkoppelte, lineare Verhalten

$$y_1 = v_1 \quad (7a)$$

$$\frac{d\tilde{y}_2}{dt} = -\frac{1}{\tau_2}(\tilde{y}_2 - v_2) \quad (7b)$$

$$\frac{dy_3}{dt} = -\frac{1}{\tau_3}(y_3 - v_3) \quad (7c)$$

mit den Eingangsgrößen  $v_j$  und den vorgegebenen, positiven Konstante  $\tau_2$  und  $\tau_3$ . Daraus lassen sich mit (4d), (5) und (6) die Eingangsgrößen  $u_2, u_3$  und  $u_4$  ermitteln.

Die Größe  $u_1$  kann aufgrund der enthaltenen, signifikanten Totzeit  $T_{t,Brst}$  nicht auf diese Weise vorgegeben werden. Die damit noch verfügbare Stellgröße  $\dot{m}_{Brst}$  wird stattdessen zur Stabilisierung der bei diesem Verfahren auftretenden internen Dynamik verwendet. Dazu wird mithilfe eines P-Reglers mit statischer Vorsteuerung die in der Abbauzone befindliche Brennstoffmasse  $m_{CHO}$  bei einem vorgegebenen Wert stabilisiert.

Um stationäre Genauigkeit zu erreichen werden außerdem die Eingangsgrößen  $v_j$  der exakten Linearisierung von überlagerten PI-Reglern vorgegeben.

Der Einsatz dieser Regelgesetze erfordert die Kenntnis der vier zum Teil nicht messbaren Zustandsgrößen des nichtlinearen Systems. Sie werden durch ein zeitdiskretes Erweitertes Kalman-Filter [7] geschätzt. Dieses verwendet ein gegenüber (4) etwas erweitertes Modell um neben den Zuständen auch zwei nicht messbare Störgrößen zu rekonstruieren: den Massenstrom der sogenannten Falschlufft  $\dot{m}_{FL}$  (die zusätzlich zu Primär- und Sekundärluft in den Feuerraum gelangt) und den Brennstoffzufuhrfaktor  $k_{BZ}$ . Letzterer ist ein Maß für die Energiedichte des zugeführten Brennstoffs.

### 3 Überblick über die vorgenommenen Verbesserungen

Bei dem praktischen Einsatz des Regelungskonzepts hat sich gezeigt, dass die durch  $\alpha_{Abb}$  beschriebenen, teilweise unbekanntes Schwankungen des Brennstoffabbaus einen maßgeblichen Einfluss auf die Güte der Schätzwerte des Kalman-Filters haben. Sie lassen sich als eine nicht messbare Störgröße auffassen, die durch ein Formfilter modelliert wird.

Bei Messung des Sauerstoffgehalts im Rauchgas  $x_{O_2}$  spielen eine auftretende Totzeit und das dynamische Verhalten des eingesetzten Sensors eine Rolle. Letzteres ist auch bei der Messung der Rauchgastemperatur am Wärmeübertragereintritt  $T_{RG}$  zu berücksichtigen. Entsprechende Sensormodelle werden entworfen, um diese Effekte im Kalman-Filter richtig abzubilden.

Die Schätzung von Störgrößen durch das Kalman-Filter, welche mit dem Formfiltereinsatz einhergeht, ermöglicht auch deren Verwendung im Regelgesetz. Dies wird durch Modifikation des zur exakten Linearisierung eingesetzten Modells erreicht.

## 4 Anpassung des Kalman-Filters

### 4.1 Berücksichtigung von Abbauschwankungen

Ein großes Problem stellen die besonders stark ausgeprägten Schwankungen des Brennstoffabbaus dar. Diese treten aufgrund der im Betrieb notwendigen Bewegungen der Rostelemente auf und werden durch den in Abschnitt 2.2 erwähnten Abbaufaktor  $\alpha_{Abb}$  berücksichtigt.

Im Idealfall führen diese Umstände zu dem in Abbildung 3 dargestellten periodischen Verlauf  $\alpha_{Abb,Modell}(t)$ . Dieser ergibt sich aus experimentell ermittelten mittleren Werten für  $\alpha_{Abb}$  in den jeweiligen Rostpositionen.

In der Praxis kommt es allerdings zu nicht vernachlässigbaren Abweichungen dieses Verlaufs. Durch Parametervariationen kann es vor allem über längere Zeit, aber auch von Periode zu Periode, zu Schwankungen der Abhängigkeit zwischen Rostposition und Abbaufaktor kommen. Die unmittelbare Verwendung des identifizierten Verlaufs  $\alpha_{Abb,Modell}(t)$  in Kalman-Filter und Regler hat sich in der Praxis als nicht zweckmäßig erwiesen.

Aus diesem Grund wird der Abbaufaktor im Kalman-Filter als unbekanntes Störgröße berücksichtigt. Da dessen Verlauf keinesfalls durch weißes Rauschen modelliert werden kann, wird ein geeignetes Formfilter [7] entworfen. Dieses beschreibt näherungsweise die statistischen Eigenschaften von  $\alpha_{Abb}$ . Ausgegangen wird vom Leistungsdichtespektrum  $P_{\alpha\alpha}$  von  $\alpha_{Abb,Modell}$ , welches in Abbildung 4 dargestellt ist. Aufgrund des periodischen Verlaufs von  $\alpha_{Abb,Modell}(t)$  setzt sich das Spektrum aus einer Reihe von Dirac-Impulsen zusammen.

Wie man in Abbildung 4 erkennt, ist ein Großteil der Leistung bei Frequenzen um ca.  $2 \cdot 10^{-3}$  Hz konzentriert. Dieser Umstand legt eine Modellierung durch ein bandpassgefiltertes weißes Rauschen nahe. Seine Leistungsdichte lässt sich durch geeignete Wahl der Grenzfrequen-

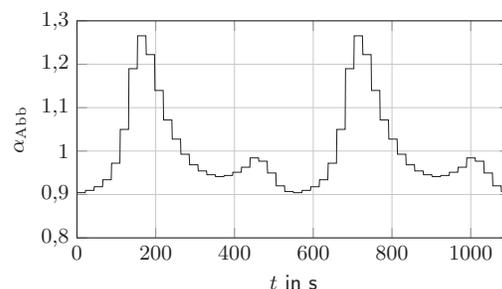
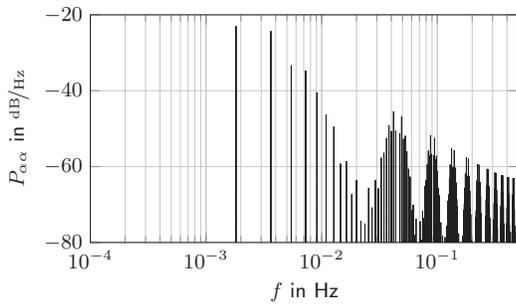


Abbildung 3: Identifizierter, typischer Verlauf  $\alpha_{Abb,Modell}(t)$  des Abbaufaktors.



**Abbildung 4:** Aus Dirac-Impulsen bestehendes Leistungsdichtespektrum des periodischen Abbaufaktors  $\alpha_{Abb,Modell}(t)$ .

zen des Bandpassfilters qualitativ an das Spektrum von  $\alpha_{Abb,Modell}$  anpassen. Abbildung 5 zeigt die Leistungsdichte des auf diese Weise modellierten Rauschens. Das Filter wird durch die z-Übertragungsfunktion

$$H(z) = \frac{z^2 - 1}{z^2 - 1,9822z + 0,9824} \quad (8)$$

beschrieben.

Es ist erwähnenswert, dass dadurch das diskrete Spektrum durch ein kontinuierliches angenähert wird. Dies ist eine Vereinfachung die bezüglich der angestrebten minimalen Varianz des Schätzfehlers ein entsprechend suboptimales Verhalten des Kalman-Filters erwarten lässt. Das gilt jedoch nur für den Fall eines strikt periodischen Verlaufs des Abbaufaktors, welcher in der Praxis nicht auftritt. Daher stellt diese Modellierung letztlich kein Problem dar.

Der tatsächliche Abbaufaktor unterliegt außerdem ständigen Schwankungen mit geringerer Amplitude, welche durch zufällige Störungen verursacht werden. Diese können bei sinnvoller Wahl der Diskretisierungszeit  $T_d$  als zeitlich unkorreliert betrachtet und durch zusätzliche Überlagerung eines weißen Rauschens berücksichtigt werden.

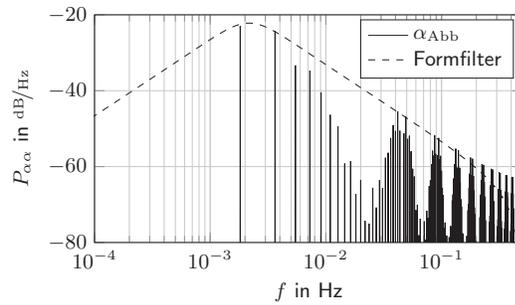
Für den Entwurf des zeitdiskreten Kalman-Filters benötigt man eine Zustandsraumdarstellung des Formfilters. Dazu wird ein zeitdiskretes Zustandsraummodell

$$\mathbf{x}_{i+1} = \Phi \mathbf{x}_i + \mathbf{h} \eta_i \quad (9a)$$

$$\zeta_i = \mathbf{c}^T \mathbf{x}_i + d \eta_i \quad (9b)$$

mit der Übertragungsfunktion gemäß (8) bestimmt. Dabei bezeichnet  $\eta$  das weiße und  $\zeta$  das farbige Rauschen. Für den Formfilterausgang wird

$$\alpha_{Abb,i} = \beta \zeta_i + w_i + \bar{\alpha}_{Abb} \quad (10)$$



**Abbildung 5:** Qualitativer Verlauf der Rauschleistungsdichte eines bandpassgefilterten weißen Rauschens, angepasst an das Leistungsdichtespektrum von  $\alpha_{Abb,Modell}(t)$ .

angesetzt. Es werden der bekannte Mittelwert  $\bar{\alpha}_{Abb} = 1$ , das weiße Rauschen  $w_i$  und der mit einem positiven Skalierungsfaktor  $\beta$  gewichtete Bandpassfilterausgang  $\zeta_i$  überlagert. Der Skalierungsfaktor  $\beta$  wird so gewählt, dass der Beitrag des Bandpassfilters zur Varianz von  $\alpha_{Abb,i}$  der Varianz von  $\alpha_{Abb,Modell}(t)$

$$\sigma_{Abb,Rost}^2 := E \left\{ \left( \alpha_{Abb,Modell}(t) - \bar{\alpha}_{Abb} \right)^2 \right\} \quad (11)$$

entspricht. Es muss also

$$\beta^2 \sigma_{\zeta}^2 = \sigma_{Abb,Rost}^2 \quad (12)$$

gelten.

Der Einfachheit halber wird die Varianz des Rauschens  $\eta_i$  mit eins festgelegt. Nach Ermittlung der stationären Kovarianzmatrix  $\mathbf{P}$  von  $\mathbf{x}_i$  durch Lösung der (zeitdiskreten) Lyapunovgleichung [7]

$$\mathbf{0} = \Phi \mathbf{P} \Phi^T - \mathbf{P} + \mathbf{h} \mathbf{h}^T \quad (13)$$

ergibt sich für die Varianz  $\sigma_{\zeta}^2$  von  $\zeta$  im stationären Zustand:

$$\sigma_{\zeta}^2 = \mathbf{c}^T \mathbf{P} \mathbf{c} + d^2. \quad (14)$$

Mit (12) erhält man den Skalierungsfaktor

$$\beta = \frac{\sigma_{Abb,Rost}}{\sqrt{\mathbf{c}^T \mathbf{P} \mathbf{c} + d^2}}. \quad (15)$$

Nach Zusammenfassung von (9) und (10) wird das Formfilter durch das affine, zeitdiskrete System

$$\mathbf{x}_{i+1} = \Phi \mathbf{x}_i + \begin{bmatrix} \mathbf{h} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \eta_i \\ w_i \end{bmatrix} \quad (16a)$$

$$\alpha_{Abb,i} = \beta \mathbf{c}^T \mathbf{x}_i + \begin{bmatrix} \beta d & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \eta_i \\ w_i \end{bmatrix} + \bar{\alpha}_{Abb} \quad (16b)$$

mit  $\beta$  gemäß (15) beschrieben.

## 4.2 Modellierung von Effekten bei der Messung des Sauerstoffgehalts im Rauchgas

Aus praktischen Gründen ist die Messung des Sauerstoffgehalts im Rauchgas  $x_{O_2}$  erst nach dem Wärmeübertrager möglich. Dadurch kommt es bei der Messung zu einer signifikanten Totzeit. Deren Wert hängt zusätzlich vom auftretenden Rauchgasmassenstrom  $\dot{m}_{RG}$  ab, der, je nach Lastzustand und vorgegebenen Führungsgrößen, stark variiert. Dies führt im Betrieb zu starken Schwankungen der Totzeit, die bei der betrachteten Anlage im Bereich zwischen 2 und 8 Sekunden liegen.

Um eine schnelle Reaktion auf Abbauschwankungen zu ermöglichen, wird dieser Totzeiteffekt berücksichtigt. Das Kalman-Filter wird um ein Sensormodell erweitert, welches den Einfluss der Totzeit abbildet.

Um den unbekanntem Zusammenhang zwischen Totzeit  $T_{t,O_2}$  und Rauchgasmassenstrom  $\dot{m}_{RG}$  zu erfassen, wurden in Versuchsreihen bei unterschiedlichen Lastzuständen die auftretenden Totzeiten ermittelt. Abbildung 6 zeigt diese Abhängigkeit. Zu diesem Zweck wurde  $\dot{m}_{RG}$  aus dem Druckabfall über dem Wärmeübertrager ermittelt [4]. Man erkennt, dass das Verhalten sich sehr gut durch die Hyperbel-Beziehung

$$T_{t,O_2}(\dot{m}_{RG}) = T_{t,O_2,0} + \frac{c_{t,O_2}}{\dot{m}_{RG}} \quad (17)$$

approximieren lässt. Die konstanten Parameter  $T_{t,O_2,0}$  und  $c_{t,O_2}$  wurden mithilfe numerischer Optimierungsverfahren aus den Messdaten ermittelt.

Im Kalman-Filter wird die Totzeit durch ein Sensormodell in Form einer Kette von zeitdiskreten Verzögerungselementen berücksichtigt. Im Falle nicht ganzzahliger Totzeitwerte wird linear zwischen den einzelnen verzögerten Signalwerten interpoliert.

Zusätzlich weist der verwendete Sauerstoffsensor eine eigene Dynamik auf. Diese kommt durch die Diffusi-

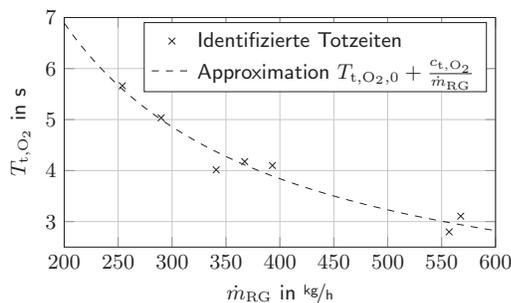


Abbildung 6: Bei der Messung von  $x_{O_2}$  auftretende Totzeit  $T_{t,O_2}$  in Abhängigkeit vom Rauchgasmassenstrom  $\dot{m}_{RG}$ .

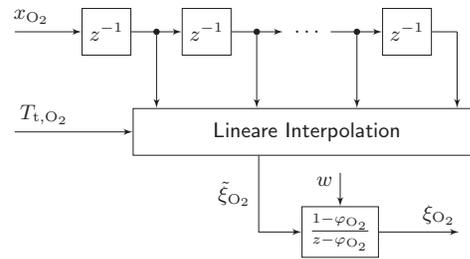


Abbildung 7: Zeitdiskretes Sensormodell für die Sauerstoffgehaltsmessung im Rauchgas, bestehend aus einer Kette von Verzögerungselementen und einem PT1-System.

on des Gases in das Sensorgehäuse sowie gegebenenfalls durch die Auswertelektronik des Sensors zustande und wird durch ein dem verzögerten Sauerstoffgehalt  $\tilde{\xi}_{O_2}$  nachgeschaltetes zeitdiskretes PT1-System

$$\begin{aligned} \xi_{O_2,i+1} &= \varphi_{O_2} \xi_{O_2,i} \\ &+ (1 - \varphi_{O_2}) \tilde{\xi}_{O_2,i} \\ &+ w_i \end{aligned} \quad (18)$$

approximiert. Der Parameter  $\varphi_{O_2}$  wird aus Messdaten ermittelt. Die Größe  $\xi_{O_2}$  entspricht dem vom Sensor gemessenen Sauerstoffgehalt. Das hier vorgesehene Zustandsrauschen  $w$  modelliert dabei Abweichungen des tatsächlichen Systemverhaltens vom Modell. Diese entstehen durch Unsicherheiten von Totzeit und Modellparametern.

Durch Zusammenschaltung dieser beiden Modelle ergibt sich ein lineares, aufgrund der variablen Totzeit allerdings zeitvariantes(!) Sensormodell. Dessen Struktur ist in Abbildung 7 dargestellt.

## 4.3 Sensormodell für die Messung der Feuerraumtemperatur

Eine weitere Ausgangsgröße des mathematischen Modells stellt die Rauchgastemperatur  $T_{RG}$  am Eintritt in den Wärmeübertrager dar. Deren Ermittlung aus der eigentlichen Messgröße, der Feuerraumtemperatur in der Sekundärverbrennungszone  $T_{Sek}$ , ist aufgrund des Strahlungsaustauschs zwischen Temperatursensor und Feuerraumwänden problematisch.

Es existiert ein Modell [3], welches die erwähnten Zusammenhänge beschreibt. Dieses ist aber aufgrund seiner Komplexität und vor allem aufgrund von Parameterveränderungen über längere Zeiträume, welche im Wesentlichen durch Ascheablagerungen hervorgerufen werden, für den dauerhaften Einsatz in einer Regelung nicht geeignet. (Daher wurde beim ursprünglichen Konzept [5] die

messbare Temperatur  $T_{\text{Sek}}$  nicht im Kalman-Filter verwendet.) Um dieses Problem zu lösen, werden die Zusammenhänge mathematisch einfacher beschrieben.

Im ursprünglichen Regelungskonzept wurden die Falschlucht  $\dot{m}_{\text{FL}}$  und ein Brennstoffzufuhrfaktor  $k_{\text{BZ}}$  als unbekannte, zufällig veränderliche Parameter im Kalman-Filter berücksichtigt [5]. Zur Modellierung des Strahlungseinflusses auf die gemessene Feuerraumtemperatur in der Sekundärverbrennungszone wird zusätzlich ein dritter Parameter eingeführt. Dieser ist ein durch Strahlungseffekte bedingtes Offset  $\Delta T_{\text{Sek}}$  zwischen gemessener Feuerraumtemperatur  $T_{\text{Sek}}$  und tatsächlicher Rauchgastemperatur  $T_{\text{RG}}$ . Zu diesem Zweck wird das Modell des Kalman-Filters um das Formfilter

$$\Delta T_{\text{Sek},i+1} = \Delta T_{\text{Sek},i} + w_{\Delta\text{Sek},i} \quad (19)$$

ergänzt. Die Varianz des Rauschens  $w_{\Delta\text{Sek}}$  bestimmt dabei die erwartete Änderung von  $\Delta T_{\text{Sek}}$  pro Zeitschritt.

Damit kann das in [5] nur zum Reglerentwurf eingesetzte PT1-Sensormodell für den Temperatursensor gemäß (6) auch im Kalman-Filter eingesetzt werden. Im zeitdiskreten Fall lautet das Sensormodell

$$\begin{aligned} T_{\text{Sek},i+1} &= \varphi_{\text{Sek}} T_{\text{Sek},i} \\ &+ (1 - \varphi_{\text{Sek}}) \cdot (T_{\text{RG},i} + \Delta T_{\text{Sek},i}) \\ &+ w_{\text{Sek},i} \end{aligned} \quad (20)$$

Bei gegebener Diskretisierungszeit  $T_d$  ergibt sich der Parameter  $\varphi_{\text{Sek}}$  über

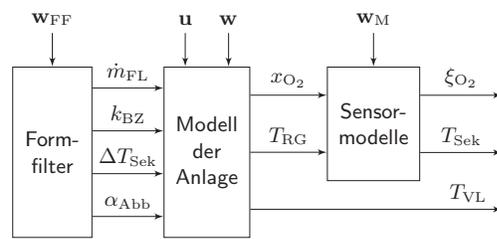
$$\varphi_{\text{Sek}} = e^{-\frac{T_d}{\tau_{\text{Sek}}}} \quad (21)$$

aus der experimentell bestimmten Zeitkonstanten  $\tau_{\text{Sek}}$ .

Durch die vereinfachte Modellierung kommt es natürlich zu Abweichungen zwischen modelliertem und realem Verhalten. Deren Einfluss auf die Qualität der Schätzgrößen kann durch eine entsprechende Varianz Anpassung des im Modell vorgesehenen Rauschens  $w_{\text{Sek}}$  verringert werden.

#### 4.4 Zusammenfassung von Formfiltern und Sensormodellen

Für den Entwurf des Kalman-Filters wird das zugrundeliegende Modell, wie in Abbildung 8 dargestellt, erweitert. Die Auswirkungen der Störgröße  $\alpha_{\text{Abb}}$  und die unbekannt Parameter  $\dot{m}_{\text{FL}}$ ,  $k_{\text{BZ}}$  und  $\Delta T_{\text{Sek}}$  werden durch Formfilter modelliert. Die Sensormodelle beschreiben die bei der Messung von  $x_{\text{O}_2}$  und  $T_{\text{RG}}$  bzw.  $T_{\text{Sek}}$  auftretenden Effekte.



**Abbildung 8:** Dem Kalman-Filter-Entwurf zugrundeliegendes Modell, bestehend aus Formfiltern zur Modellierung der Störgrößen  $\dot{m}_{\text{FL}}$ ,  $k_{\text{BZ}}$ ,  $\Delta T_{\text{Sek}}$  und  $\alpha_{\text{Abb}}$  sowie aus Sensormodellen, die den Zusammenhang zwischen  $x_{\text{O}_2}$  und  $\xi_{\text{O}_2}$  bzw.  $T_{\text{RG}}$  und  $T_{\text{Sek}}$  beschreiben. Dabei stellt  $u$  die Stellgrößen,  $w_{\text{FF}}$  das weiße Eingangsrauschen der Formfilter und  $w$  bzw.  $w_{\text{M}}$  das Zustandsrauschen des Anlagenmodells bzw. der Sensormodelle dar.

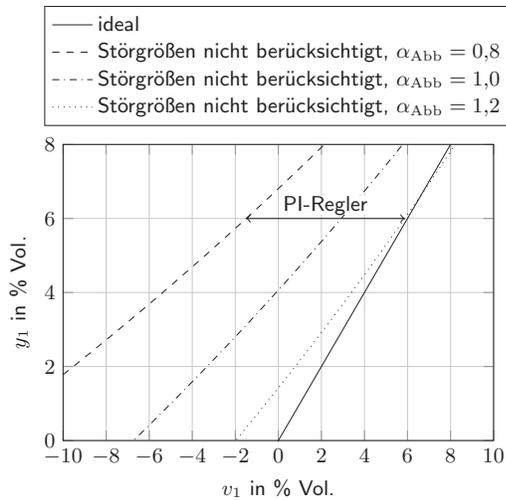
## 5 Verwendung von Störgrößen bei der exakten Linearisierung

Aufgrund der in Abschnitt 4.1 erläuterten Schwierigkeiten war beim Regler eine direkte Verwendung des identifizierten Abbaufaktors  $\alpha_{\text{Abb,Modell}}(t)$  problematisch. Es wurden daher störende Auswirkungen, welche durch den unbekannt Abbaufaktor zustande kamen, von den PI-Reglern ausgeglichen.

Die im Kalman-Filter durch das Formfilter berücksichtigte Information, dass der Abbaufaktor  $\alpha_{\text{Abb}}$  ein farbiges Rauschen darstellt, ermöglicht auch hier eine Verbesserung: Man verwendet den vom Kalman-Filter jeweils ermittelten besten Schätzwert des Abbaufaktors auch bei der exakten Linearisierung. Auf diese Weise werden die auf Grund von Abbauschwankungen auf den Regelkreis einwirkenden Störeinflüsse reduziert und es ergibt sich eine bessere Störunterdrückung des gesamten geregelten Systems.

Es ist naheliegend, die im ursprünglichen Konzept vorgesehenen, vom Kalman-Filter geschätzten Parameter Falschlucht  $\dot{m}_{\text{FL}}$  und Brennstoffzufuhrfaktor  $k_{\text{BZ}}$  sowie das Offset  $\Delta T_{\text{Sek}}$  auf dieselbe Weise zu berücksichtigen. Dadurch erfolgt bereits im Rahmen der exakten Linearisierung eine Kompensation dieser Störeinflüsse, was zu einer Verbesserung von Linearität und stationärer Genauigkeit der exakt linearisierten Strecke führt.

Zur Veranschaulichung wird die Abhängigkeit zwischen der Eingangsgröße  $v_1$  der exakt linearisierten Strecke und der zugehörigen Ausgangsgröße  $y_1$ , dem Sauerstoffgehalt im Rauchgas, betrachtet. Es wird der statische Zusammenhang (7a) gefordert, welcher in Abbildung 9 dargestellt ist. Zum Vergleich sind in Abbildung 9 die aus Simulationen erhaltenen Zusammenhänge zwischen  $v_1$  und  $y_1$  bei Nichtberücksichtigung der rekonstruierten



**Abbildung 9:** Ermittelte Kennlinien  $y_1(u_1)$  in einem typischen Betriebszustand unter idealen Bedingungen sowie bei fehlender Berücksichtigung der Störgrößen  $\dot{m}_{FL}$  und  $\alpha_{Abb}$ .

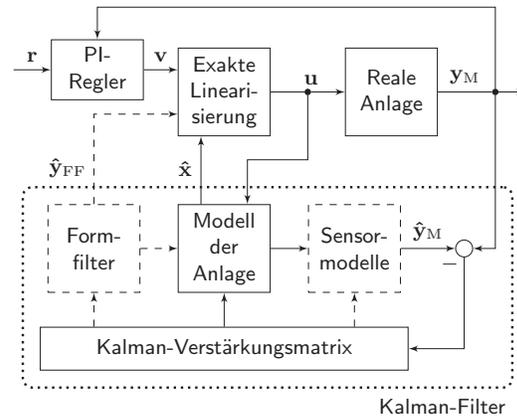
Störgrößen  $\alpha_{Abb}$  und  $\dot{m}_{FL}$  für verschiedene Werte von  $\alpha_{Abb}$  dargestellt. Man erkennt, dass die fehlende Berücksichtigung der Störgrößen zu einer Verzerrung der Kennlinie sowie im Fall des zeitlich schwankenden Abbaufaktors  $\alpha_{Abb}$  auch zu wesentlichen Schwankungen von Tangentensteigung und Offset der Kennlinie führt. Der Ausgleich dieser sehr starken Schwankungen war bislang nur durch den eingesetzten PI-Regler möglich. Dabei war die Zunahme der Tangentensteigung, also des Verstärkungsfaktors der Strecke, mit zunehmendem Abbaufaktor besonders problematisch. Sie führte zu einer erhöhten Schwingneigung des geregelten Systems.

Nach Modifikation des eingesetzten Modells ergeben sich anstelle von (5) nach einmaligem Differenzieren der dritten Ausgangsgleichung die Beziehungen

$$y_1 = \frac{C_{51}\alpha_{Abb}x_2u_2 + C_{52}(u_4 + \dot{m}_{FL})}{C_{53}x_1 + C_{54}\alpha_{Abb}x_2u_2 + C_{55}(u_4 + \dot{m}_{FL}) - C_{71}x_1 + C_{72}\alpha_{Abb}x_2u_2} \quad (22a)$$

$$y_2 = \frac{C_{11}x_1 + C_{22}\alpha_{Abb}x_2u_2 + u_3 + (u_4 + \dot{m}_{FL})}{C_{73}d_3u_3 + C_{73}d_2(u_4 + \dot{m}_{FL})} + \frac{C_{11}x_1 + C_{22}\alpha_{Abb}x_2u_2 + u_3 + (u_4 + \dot{m}_{FL})}{C_{74}x_3 - C_{75} + \Delta T_{Sek}} \quad (22b)$$

$$\frac{dy_3}{dt} = C_{41}d_4(d_5 - x_4) + (C_{42}x_3 + C_{43})x_1 + (C_{44}x_3 + C_{45})\alpha_{Abb}x_2u_2 + (C_{46}x_3 + C_{47} + C_{48}d_3)u_3 + (C_{46}x_3 + C_{47} + C_{48}d_2)(u_4 + \dot{m}_{FL}). \quad (22c)$$



**Abbildung 10:** Struktur des Regelungskonzepts. Strichliert dargestellt sind die durchgeführten Erweiterungen bestehend aus den Formfiltern zur Ermittlung der geschätzten Störgrößen  $\hat{y}_{FF}$  und den Sensormodellen, welche die Schätzwerte der Messgrößen  $\hat{y}_M$  beeinflussen.

Entscheidend ist, dass im Gegensatz zur ursprünglichen Vorgehensweise die geschätzten Störgrößen  $\alpha_{Abb}$ ,  $\dot{m}_{FL}$  und  $\Delta T_{Sek}$  in diesem Modell enthalten sind und daher auch in der Lösung des Gleichungssystems (6), (7), (22) nach den Stellgrößen, dem eigentlichen Regelgesetz, auftreten.

Abschließend ist in Abbildung 10 die Gesamtstruktur des eingesetzten Regelungskonzepts mit den durchgeführten Erweiterungen dargestellt.

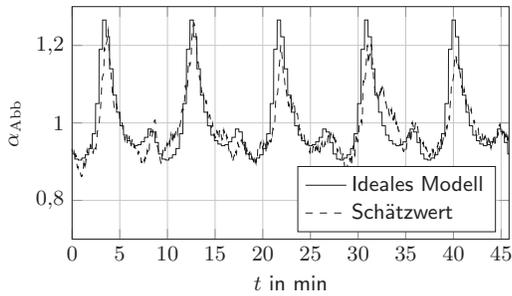
## 6 Experimentelle Verifikation

Das erweiterte Regelungskonzept wurde an einer Flachschubrostfeuerung mit einer Nennleistung von 180 kW implementiert, experimentell verifiziert und dem ursprünglichen Regelungskonzept gegenübergestellt. Beide Konzepte wurden demselben Versuchsprogramm unterworfen.

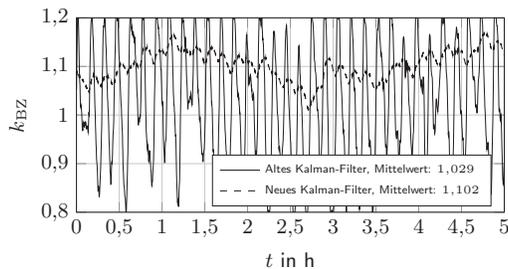
Die Versuche umfassten im Wesentlichen den stationären Betrieb in unterschiedlichen Lastzuständen sowie Lastwechsel unter für Fernheizwerke üblichen Bedingungen. Im Folgenden werden einige wichtige Ergebnisse dieser Versuche gezeigt.

Abbildung 11 zeigt den rekonstruierten Abbaufaktor  $\alpha_{Abb}$  im Vergleich zum Verlauf  $\alpha_{Abb,Modell}$ . Man erkennt, dass der Schätzwert prinzipiell mit dem idealen Verlauf übereinstimmt und an eventuelle Abweichungen angepasst wird.

Beim Einsatz des Formfilters ergibt sich eine Verbesserung der anderen Schätzwerte, insbesondere des Brennstoffzufuhrfaktors  $k_{BZ}$ . Dieser ist in Abbildung 12 jeweils



**Abbildung 11:** Vergleich von rekonstruiertem und idealem Verlauf des Abbaufaktors  $\alpha_{\text{Abb}}$ .



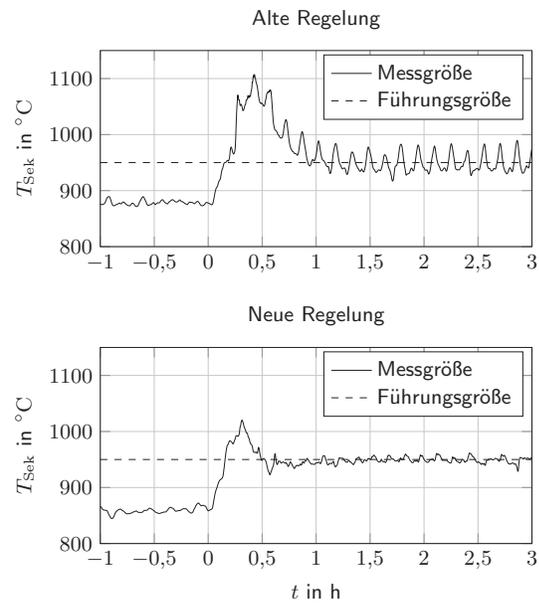
**Abbildung 12:** Vergleich des von ursprünglichem und neuem Kalman-Filter geschätzten Brennstoffzufuhrfaktors  $k_{\text{BZ}}$  bei einer um etwa 10% erhöhten Energiedichte des Brennstoffs.

für den ursprünglichen und den neuen Kalman-Filter-Entwurf abgebildet.

Man erkennt, dass es zu einer deutlichen Reduktion der schnellen und auch physikalisch wenig plausiblen Schwankungen kommt. Ferner stimmt der Mittelwert des Schätzwerts besser mit der um etwa 10% höheren Brennstoffenergiedichte überein, welche sich bei Bilanzrechnungen im Rahmen der Versuchsauswertung ergeben hat.

In Abbildung 13 sind die gemessene und geforderte Temperatur in der Sekundärverbrennungszone  $T_{\text{Sek}}$  bei einem ab  $t = 0$  über 25 Minuten durchgeführten Lastwechsel von 60 kW auf 180 kW gegenübergestellt. Bei niedriger Last kommt es aufgrund der vorhandenen Stellgrößenbeschränkungen zu einer stationären Abweichung der Regelgröße. Nach dem Lastwechsel treten die Beschränkungen nicht mehr auf, wodurch es zunächst zu einem nicht unwesentlichen Überschwingen kommt. Der daraufhin erreichte stationäre Zustand ist von periodischen Störungen gekennzeichnet, welche durch die Abbauschwankungen hervorgerufen werden.

Das Überschwingen wird dabei durch den Integralanteil des Reglers in Verbindung mit den Stellgrößenbeschränkungen verursacht. Es wurde eine Anti-Windup Maßnahme implementiert, durch die hier bei Erreichen der Stellgrößenbegrenzung von  $\dot{m}_{\text{Rez}}$  der Integrator für  $T_{\text{Sek}}$  angehalten wird. Die periodischen Abbauschwan-



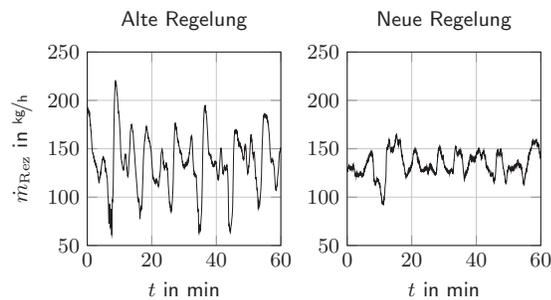
**Abbildung 13:** Geregelte Temperatur in der Sekundärverbrennungszone  $T_{\text{Sek}}$  bei einem Lastwechsel von 60 kW auf 180 kW zum Zeitpunkt  $t = 0$ .

kungen wirken sich dabei nachteilig aus: Durch diese ist die Stellgrößenbeschränkung zum Teil nicht wirksam, obwohl es im Mittel bereits zu einer Regelabweichung kommt. Dies führt zu dem beobachteten Wind-Up Effekt.

Vergleicht man die beiden Regelungen zunächst hinsichtlich des stationären Betriebs bei Volllast, so erkennt man, dass bei dem neuen Konzept die Temperaturschwankungen deutlich reduziert sind. Der Grund dafür ist die bessere Störunterdrückung durch Rekonstruktion und Verwendung des Abbaufaktors  $\alpha_{\text{Abb}}$ .

Weiterhin ist das beim Lastwechsel auftretende Überschwingen wesentlich verringert. Dies ergibt sich ebenfalls durch die Verwendung des verbesserten Modells beim Reglerentwurf, da die gezielte Kompensation der Abbauschwankungen und Störgrößen den zuvor beschriebene Wind-Up Effekt reduziert.

Bei niedriger Last zeigt die neue Regelung ein scheinbar etwas schlechteres Verhalten, d.h. eine größere stationäre Abweichung. Der Grund dafür ist eine bei Einsatz der neuen Regelung geringere bleibende Regelabweichung von  $m_{\text{CHO}}$ , welche durch die bessere Rekonstruktion von  $k_{\text{BZ}}$  erreicht wird. Bei dem betrachteten Versuch macht sich diese in Form einer gegenüber der alten Regelung geringeren Brennstoffmasse am Rost  $m_{\text{CHO}}$  bemerkbar, was bei gleicher Leistung einen höheren Primärluftbedarf zur Folge hat. Durch die Beschränkung von  $\dot{m}_{\text{SL}}$  nach unten kommt es zu einem größeren Gesamtluftmassenstrom und so zu der niedrigeren Feuerraumtempera-



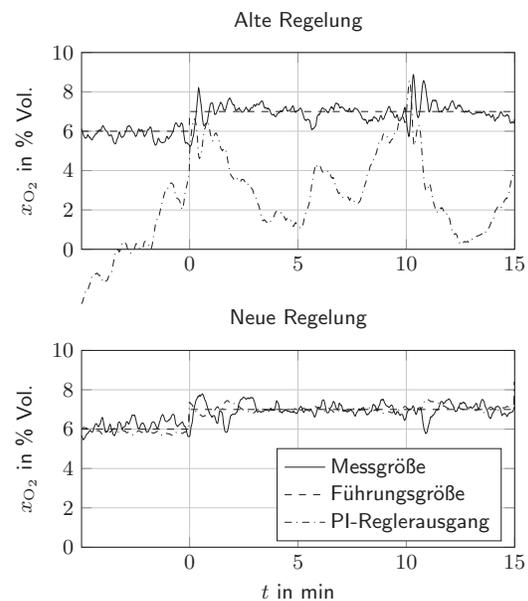
**Abbildung 14:** Stellaktivität des rezirkulierten Rauchgasmassenstroms  $\dot{m}_{\text{Rez}}$  im stationären Betrieb bei Vollast (180 kW).

tur. Damit ergibt sich letztlich ein geringerer Wirkungsgrad bei höheren Kohlenmonoxidemissionen. Dieses Problem ließe sich durch den Einsatz eines Führungsgrößenformers beheben: Durch ein Anheben der Führungsgröße für  $m_{\text{CHO}}$  könnte die zugeführte Primärluft und somit, trotz beschränkter Sekundärluft, die gesamte zugeführte Luftmenge reduziert werden, was einen geringeren Sauerstoffgehalt und eine höhere Feuerraumtemperatur zur Folge hätte.

Eine weitere Verbesserung ist anhand des in Abbildung 14 dargestellten rezirkulierten Rauchgasmassenstroms  $\dot{m}_{\text{Rez}}$  im stationären Betrieb bei Vollast ersichtlich. Die Stellaktivität dieser Größe ist bei Einsatz der neuen Regelung deutlich reduziert, was einen gleichmäßigeren Betrieb der Anlage und eine geringere Abnutzung der Stellgeräte zur Folge hat.

Abbildung 15 zeigt den Verlauf des geregelten Sauerstoffgehalts im Rauchgas während eines Führungsgrößensprungs im stationären Betrieb der Anlage bei einer wasserseitig übertragenen Leistung von 120 kW. Neben Führungs- und Messgröße ist die Ausgangsgröße des PI-Reglers, welche der Eingangsgröße  $v_1$  der exakten Linearisierung entspricht, dargestellt.

Bei letzterer kann man bei der ursprünglichen Regelung große Variationen erkennen, die zum Ausgleich der durch Abbauschwankungen verursachten Störungen notwendig sind. Bei Einsatz der neuen Regelung treten diese nicht mehr auf. Dadurch werden auch die in Abbildung 9 erkennbaren Variationen des Verstärkungsfaktors der exakt linearisierten Strecke reduziert. So kommt es zu einer zusätzlichen Verbesserung hinsichtlich der vorher zeitweise auftretenden Schwingneigung.



**Abbildung 15:** Geregelter Sauerstoffgehalt im feuchten Rauchgas  $x_{\text{O}_2}$  während eines Führungsgrößensprungs bei ansonsten stationärem Betrieb der Anlage mit einer Leistung von 120 kW.

## 7 Zusammenfassung

In diesem Beitrag wurden Erweiterungen eines existierenden Konzepts zur modellbasierten Regelung einer Biomassefeuerungsanlage vorgestellt. Das eingesetzte Kalman-Filter wurde um Formfilter und Sensormodelle erweitert, wodurch eine Rekonstruktion von für den Betrieb wesentlichen Abbauschwankungen ermöglicht wurde. Eine Verwendung dieser und anderer rekonstruierter Störgrößen im Rahmen der exakten Linearisierung führte zu einer deutlichen Verbesserung der Störunterdrückung der gesamten Regelung. Sämtliche Modifikationen wurden im Rahmen von Versuchen an einer mittelgroßen Biomassefeuerungsanlage experimentell verifiziert. Hinsichtlich der Rekonstruktion des Abbaufaktors und bei den Schätzwerten des Kalman-Filters zeigten sich signifikante Verbesserungen. Ein Vergleich der beiden Regelungskonzepte zeigte unter anderem eine deutlich bessere Störunterdrückung bei der Feuerraumtemperatur in der Sekundärverbrennungszone sowie eine Reduktion der Stellaktivität des rezirkulierten Rauchgasmassenstroms. Bei Wirksamwerden von Stellgrößenbeschränkungen kam es teilweise zu unerwünschtem Verhalten, etwa in Form einer unnötig niedrigen Feuerraumtemperatur. Durch den Einsatz eines geeigneten Führungsgrößenformers könnte dieses Problem vermieden werden.

## A Symbolverzeichnis

Symbol	Beschreibung
$\alpha_{\text{Abb}}$	Abbaufaktor
$k_{\text{BZ}}$	Brennstoffzufuhrfaktor
$\dot{m}_{\text{Abb}}$	Massenstrom an abgebautem Brennstoff
$\dot{m}_{\text{Brst}}$	Zugeführter Brennstoffmassenstrom
$m_{\text{CHO}}$	Masse an (trockenem) Brennstoff am Rost
$\dot{m}_{\text{FL}}$	Falschlufmassenstrom
$m_{\text{H}_2\text{O}}$	Masse an Wasser im Brennstoffbett
$\dot{m}_{\text{PL}}$	Primärluftmassenstrom
$\dot{m}_{\text{Rez}}$	Rezirkulierter Rauchgasmassenstrom
$\dot{m}_{\text{RG}}$	Gesamter Rauchgasmassenstrom
$\dot{m}_{\text{SL}}$	Sekundärluftmassenstrom
$\dot{m}_{\text{Verd}}$	Massenstrom an verdampftem Wasser
$T_{\text{ad}}$	Adiabate Verbrennungstemperatur
$T_{\text{RG}}$	Rauchgastemperatur am Eintritt in den Wärmeübertrager
$T_{\text{Sch}}$	Mittlere Schamotttemperatur
$T_{\text{Sek}}$	Feuerraumtemperatur in der Sekundärverbrennungszone
$T_{\text{t,Brst}}$	Totzeit des zugeführten Brennstoffmassenstroms
$\Delta T_{\text{Sek}}$	Stationäres Offset zwischen Feuerraum- und Rauchgastemperatur
$T_{\text{VL}}$	Vorlauftemperatur
$x_{\text{O}_2}$	(Tatsächlicher) Sauerstoffgehalt im (feuchten) Rauchgas
$\xi_{\text{O}_2}$	Gemessener Sauerstoffgehalt im (feuchten) Rauchgas

## Danksagung

Die vorgestellten Arbeiten sind das Resultat eines im Rahmen des österreichischen COMET Programmes in Kooperation mit dem Kompetenzzentrum *Bioenergy 2020+* durchgeführten Projektes, welches durch den Staat Österreich sowie durch die Bundesländer Burgenland, Niederösterreich und Steiermark gefördert wird.

Die Verfasser bedanken sich bei den anonymen Gutachtern für die Verbesserungsvorschläge.

## Literatur

1. *J. Adamy*: Nichtlineare Regelungen. Springer, 2009.
2. *R. Bauer*: Modellbildung und modellbasierte Regelungsstrategien am Beispiel einer Biomasse-Feuerungsanlage. Habilitationsschrift, Technische Universität Graz, Jan. 2009.
3. *R. Bauer, M. Göllles, T. Brunner, N. Dourdoumas* und *I. Oberberger*: Was messen Temperatursensoren in einer Biomasse-Feuerung wirklich? at – Automatisierungstechnik, 55(12):600–607, 2007.
4. *R. Bauer, M. Göllles, T. Brunner, N. Dourdoumas* und *I. Oberberger*: Eine Methode zur Bestimmung des Rauchgas-Massenstroms in einer Biomasse-Feuerung. International Journal Automation Austria, 17(1):1–10, 2009.
5. *M. Göllles, R. Bauer, T. Brunner, N. Dourdoumas* und *I. Oberberger*: Model based control of a biomass grate furnace. In:

Proceedings of the 9th European Conference on Industrial Furnaces and Boilers, S. 1–10, 2011. ISBN 978-972-99309-6-6.

6. *J. Good*: Verbrennungsregelung bei automatisch beschickten Holzschnitzelfeuerungen. Juris Druck + Verlag Direktion, 1992.
7. *M. S. Grewal* und *A. P. Andrews*: Kalman Filtering: Theory and Practice Using MATLAB. Wiley, 2001.
8. *M. Kaltschmitt, H. Hartmann* und *H. Hofbauer* (Hrsg.): Energie aus Biomasse. Springer, 2. Aufl., 2009.
9. *J. Kortela* und *S.-L. Jämsä-Jounela*: Model Predictive Control for BioPower Combined Heat and Power (CHP) Plant. In: 11th International Symposium on Process Systems Engineering, Bd. 15, S. 435–439. Elsevier, 2012.
10. *I. Oberberger*: Nutzung fester Biomasse in Verbrennungsanlagen. dbv-Verlag, 4. Aufl., März 2005. ISBN 3-7041-0244-X.
11. *N. Paces, A. Voigt, S. Jakubek, A. Schirrer* und *M. Kozek*: Combined Control of Combustion Load and Combustion Position in a Moving Grate Biomass Furnace. In: 19th Mediterranean Conference on Control and Automation, S. 1447–1452, 2011.
12. *R. Padinger*: Regelungstechnik für die Hausheizung der Zukunft. Techn. Ber., Joanneum Research, Institut für Energieforschung, Dezember 2001.
13. *R. Seeber*: Zustandsschätzung und modellbasierte Regelung einer Biomassefeuerungsanlage. Masterarbeit, TU Graz, 2012.
14. *J. Slotine* und *W. Li*: Applied Nonlinear Control. Prentice Hall, 1991.

## Autoreninformationen

### Dipl.-Ing. Richard Seeber

Institut für Regelungs- und Automatisierungstechnik, TU Graz,  
Kopernikusgasse 24, A-8010 Graz  
[richard.seeber@tugraz.at](mailto:richard.seeber@tugraz.at)

Dipl.-Ing. Richard Seeber ist Universitätsassistent am Institut für Regelungs- und Automatisierungstechnik, Technische Universität Graz. Arbeitsgebiete: Regelung von Biomassefeuerungsanlagen, Regelungstheorie.

### Dr.techn. Markus Göllles

Bioenergy 2020+ GmbH, Inffeldgasse 21b, A-8010 Graz  
[markus.goelles@bioenergy2020.eu](mailto:markus.goelles@bioenergy2020.eu)

Dr.techn. Markus Göllles ist Senior Researcher am Kompetenzzentrum *Bioenergy 2020+* sowie Lehrbeauftragter am Institut für Regelungs- und Automatisierungstechnik, Technische Universität Graz. Arbeitsgebiet: Regelung von Biomassefeuerungsanlagen.

### Dr.techn. Thomas Brunner

Bioenergy 2020+ GmbH, Inffeldgasse 21b, A-8010 Graz  
[thomas.brunner@bioenergy2020.eu](mailto:thomas.brunner@bioenergy2020.eu)

Dr.techn. Thomas Brunner leitet am Kompetenzzentrum *Bioenergy 2020+* den Bereich „Biomasseverbrennung – Mittelgroße Anlagen und Großanlagen“. Des Weiteren ist er Senior Researcher am Institut für Prozess- und Partikeltechnik, Technische Universität Graz. Hauptarbeitsgebiete: Feuerungstechnik, Optimierung von Biomasse-

sefeuerungsanlagen, aschenbedingte Probleme in Biomassefeuerungsanlagen.

**O.Univ.-Prof. Dr.-Ing. Nicolaos Dourdoumas**

Institut für Regelungs- und Automatisierungstechnik, TU Graz,  
Kopernikusgasse 24, A-8010 Graz  
[nicolaos.dourdoumas@tugraz.at](mailto:nicolaos.dourdoumas@tugraz.at)

O.Univ.-Prof. Dr.-Ing. Nicolaos Dourdoumas ist Professor am Institut für Regelungs- und Automatisierungstechnik der Technischen Universität Graz. Hauptarbeitsgebiet: Regelungstheorie.

**Prof. Univ.-Doz. Dr.techn. Ingwald Obernberger**

Institut für Prozess- und Partikeltechnik, TU Graz, Inffeldgasse 21b,  
A-8010 Graz  
[obernberger@bios-bioenergy.at](mailto:obernberger@bios-bioenergy.at)

Prof. Univ.-Doz. Dr.techn. Ingwald Obernberger ist Leiter der Arbeitsgruppe „Thermische Biomassenutzung“ am Institut für Prozess- und Partikeltechnik, Technische Universität Graz und Key Researcher am Kompetenzzentrum *Bioenergy 2020+* Graz für die Forschungsbereiche „Biomasseverbrennung – Mittelgroße Anlagen und Großanlagen“ und „Modellierung und Simulation“. Hauptarbeitsgebiete: Entwicklung und Modellierung von Biomasseverbrennungssystemen.