

This document contains a post-print version of the paper

## Nichtlineare modellprädiktive Regelung eines Brammenwärmofens basierend auf einem zeitkontinuierlichen Zustandsraummodell

authored by **A. Steinboeck** and **A. Kugi**

and published in *e&i Elektrotechnik und Informationstechnik*.

---

The content of this post-print version is identical to the published paper but without the publisher's final layout or copy editing. Please, scroll down for the article.

---

### Cite this article as:

A. Steinboeck and A. Kugi, "Nichtlineare modellprädiktive Regelung eines Brammenwärmofens basierend auf einem zeitkontinuierlichen Zustandsraummodell", *e&i Elektrotechnik und Informationstechnik*, vol. 129, no. 1, pp. 3–10, 2012.  
DOI: [10.1007/s00502-012-0067-3](https://doi.org/10.1007/s00502-012-0067-3)

---

### BibTex entry:

```
@ARTICLE{steinboeck12a,  
  AUTHOR = {Steinboeck, A. and Kugi, A.},  
  TITLE = {Nichtlineare modellprädiktive {R}egelung eines {B}rammenwärmofens basierend auf einem  
    zeitkontinuierlichen {Z}ustandsraummodell},  
  JOURNAL = {e&i Elektrotechnik und Informationstechnik},  
  YEAR = {2012},  
  volume = {129},  
  number = {1},  
  pages = {3-10},  
  doi = {10.1007/s00502-012-0067-3},  
  url = {http://link.springer.com/article/10.1007/s00502-012-0067-3}  
}
```

---

### Link to original paper:

<http://dx.doi.org/10.1007/s00502-012-0067-3>  
<http://link.springer.com/article/10.1007/s00502-012-0067-3>

---

### Read more ACIN papers or get this document:

<http://www.acin.tuwien.ac.at/literature>

---

### Contact:

Automation and Control Institute (ACIN)  
Vienna University of Technology  
Gusshausstrasse 27-29/E376  
1040 Vienna, Austria

Internet: [www.acin.tuwien.ac.at](http://www.acin.tuwien.ac.at)  
E-mail: [office@acin.tuwien.ac.at](mailto:office@acin.tuwien.ac.at)  
Phone: +43 1 58801 37601  
Fax: +43 1 58801 37699

---

### Copyright notice:

The final publication is available at <http://dx.doi.org/10.1007/s00502-012-0067-3>

## Deutsch: Nichtlineare modellprädiktive Regelung eines Brammenwärmofens basierend auf einem zeitkontinuierlichen Zustandsraummodell

## Englisch: Nonlinear model predictive control of pusher-type slab reheating furnace based on a continuous-time state-space model

Andreas STEINBÖCK, Andreas KUGI  
 Institut für Automatisierungs- und Regelungstechnik, Technische Universität Wien  
 Gußhausstraße 27-29/E376, 1040 Wien, Österreich (E-Mail: andreas.steinboeck@tuwien.ac.at)

### Deutsch:

Es wird ein nichtlinearer modellprädiktiver Regler als Teil einer kaskadierten Temperaturregelung eines kontinuierlichen Ofens zur Erwärmung von Stahlbrammen entwickelt. Dazu wird aufbauend auf einem physikalisch motivierten, zeitkontinuierlichen Zustandsraummodell ein beschränktes dynamisches Optimierungsproblem formuliert und mittels einer Transformation von Eingangsgrößen sowie zusätzlichen Straftermen im Kostenfunktional in eine unbeschränkte Optimierungsaufgabe übergeführt. Das Optimierungsproblem wird mit dem Quasi-Newton-Verfahren wiederkehrend für finite Zeithorizonte gelöst. Als Rückkopplung werden neben gemessenen Ofentemperaturen die mit einem erweiterten Kalman Filter geschätzten Brammentemperaturen verwendet. Ergebnisse aus der Anwendung des Regelungssystems bei einem Brammenwärmofen eines Walzwerks belegen die hohe Genauigkeit der Brammenerwärmung und eine erhebliche Energieeinsparung.

Schlüsselwörter: nichtlineare modellprädiktive Regelung; geschaltetes nichtlineares System; beschränkte dynamische Optimierung; Brammenwärmofen

### Englisch:

A nonlinear model predictive controller is developed as part of a cascade temperature control system for a continuous furnace that reheats steel slabs. Using a continuous-time state-space model based on first principles, a constrained dynamic optimization problem is formulated. It is converted into an unconstrained optimization problem by means of an input transformation and additional penalty terms in the cost functional. With the help of the quasi-Newton method, the optimization problem is recurrently solved for finite time horizons. The measured furnace temperatures as well as the slab temperatures, which are estimated by an extended Kalman filter, are used as feedback. Results from the application of the control system in a slab furnace of a rolling mill demonstrate the high accuracy of the slab reheating process and significant energy savings.

Keywords: nonlinear model predictive control; switched nonlinear system; constrained dynamic optimization; slab reheating furnace

22. Januar 2012

## 1 Einleitung

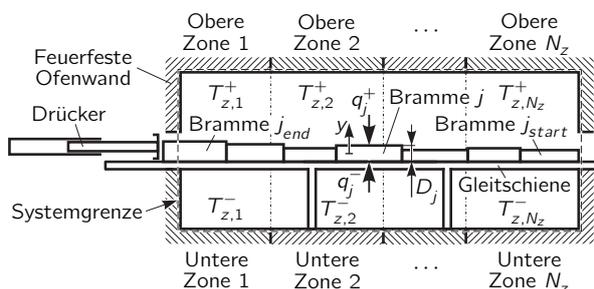


Abb. 1: Brammenwärmofen (nicht maßstäblich, Symbole in Abschnitt 2 definiert).

Industrielle Brammenwärmöfen werden zur Erwärmung und Wärmebehandlung von Stahlbrammen verwendet bevor diese in Warmumformprozessen (z. B. Walzen) weiterverarbeitet werden. Wie Abb. 1 veranschaulicht, liegen die Brammen im Ofen aneinander-

gereiht auf schmalen, dampfgekühlten Gleitschienen, sodass sie an der Ober- und Unterseite gleichmäßig auf bis zu 1500K erhitzt werden können. Während des Erwärmungsprozesses werden die Brammen von einem elektromechanischen Drücker durch den gas- oder ölbefeuerten Ofenraum geschoben, wobei ihre Bewegungsrichtung der Abgasströmung entgegengesetzt ist (Gegenstromprinzip).

Die Regelung von Brammenwärmöfen ist eine herausfordernde Aufgabe, da es sich dabei um nichtlineare, geschaltete, verteilt-parametrische, dynamische Systeme mit hohen Zeitkonstanten und Totzeiten, nur wenigen Stelleingängen, wenigen Messmöglichkeiten, vielen Eingangs- und Zustandsbeschränkungen sowie vielen verschiedenen Regelungszielen handelt. Die Temperaturregelung der Öfen hat direkte Auswirkungen auf die Formgenauigkeit und Qualität der Endprodukte, wobei die Qualitätsanforderungen und Totzeiten der Produkte permanent steigen. In dem hier untersuchten Ofen sind viele Brammen Einzelaufträge und die Entnahme der Brammen erfolgt zu unregelmäßigen Zeiten, sodass ein regelungstechnisch leichter handhabbarer stationärer Ofenbetrieb praktisch nie möglich ist. Aus metallurgischen und prozesstechnischen Gründen sollte trotzdem die gewünschte Umformtemperatur jedes Werkstoffs möglichst exakt erreicht wer-

den (Chen (2009)). Überhitzungen oder langes Halten bei hohen Temperaturen sind aus Gründen der Energieeffizienz sowie zur Minimierung von Verzunderung zu vermeiden. Motiviert durch diese Herausforderungen wurde ein echtzeitfähiges nichtlineares modellprädiktives Regelungssystem für den Ofen entwickelt. Der vorliegende Beitrag gibt einen Einblick in den Entwurfsansatz der Regelung und erste Erfahrungen aus der realen Anwendung.

Der Stand der Technik zur Regelung von Brammenwärmöfen umfasst dezentrale Eingrößenregelungen mit manuellen Sollwertvorgaben (Carpenter und Proctor (1987); Doss et al. (1992)), lineare Reglerentwürfe, heuristische Regelungsstrategien (Leifgen et al. (2011); Wang (1993); Zhang et al. (2001)), Steuerungen ohne Echtzeitfähigkeit (Chen et al. (2008); Facco et al. (1990); Hollander und Zuurbier (1985); Leden (1986)), Fixpunktregelungen (Yang und Lu (1988)), Reglerentwürfe basierend auf stationären (Barr (2003); Balbis et al. (2008); Carpenter und Proctor (1987); Vode et al. (2008); Wang et al. (1999, 2004)), linearisierten (Knoop und van Nerom (2003); Zhang et al. (2002)) oder anderweitig vereinfachten (Pedersen und Wittenmark (1998)) Modellen, Optimierung mit stationären Modellen (Chen et al. (2008); Fontana et al. (1983); Icev et al. (2004); Rixin und Baolin (1992); Yang und Lu (1988)), Optimierung basierend auf linearisierten Modellen (Ezure et al. (1997); Ko et al. (2000); Yoshitani et al. (1994)) und modellprädiktive Regelungen basierend auf einfachen Modellen (Balbis et al. (2008); Icev et al. (2004); Ko et al. (2000); Nederkoorn et al. (2011); Yoshitani et al. (1994)). Aufbauend auf dem bisherigen Stand der Technik beschreibt der vorliegende Beitrag eine nichtlineare modellprädiktive Ofenregelung, die das Temperaturprofil der Brammen, die geschaltete Mehrgrößenstruktur des Systems und die dynamischen Verkopplungen innerhalb des Ofenraumes systematisch berücksichtigt.

## 2 Mathematisches Modell

Wild et al. (2009a); Wild (2010) entwickelten für den hier untersuchten Brammenwärmofen ein umfangreiches Modell, das Energiebilanzen, Abgasmassenströme, thermische Strahlung, Wärmeinträge durch die Brenner, Wärmeverluste durch die Ofenwände, die Gleitschienen und den Schornstein sowie Wärmeinträge in die Brammen berücksichtigt. Im realen System wird dieses Modell zur Schätzung nicht messbarer Zustände – vor allem Brammentemperaturen – mithilfe eines erweiterten Kalman Filters (Wild et al. (2007, 2009b)) verwendet. In der vorliegenden Arbeit ersetzt dieses Modell in einer Simulationsumgebung den realen Ofen. In dieser Simulationsumgebung wurden die entworfenen Regler und Optimierer validiert, ehe sie am realen System implementiert wurden.

Detaillierte Ofenmodelle, die als Eingangsgrößen die Luft- und Brennstoffzufuhren zu den einzelnen Brennern verwenden (vgl. Balbis et al. (2008); Barr (1995); Ko et al. (2000); Wild (2010); Zhang et al. (2002)), sind meist zu komplex und rechenintensiv, um für echtzeitfähige Optimierungsverfahren geeignet zu sein. Aus diesem Grund wird hier ein für die Regelungsaufgabe maßgeschneidertes vereinfachtes mathematisches Modell entwickelt, das die Ofentemperaturen als Eingangsgrößen verwendet und deren unabhängige Einstellbarkeit voraussetzt. Das Modell wurde erstmals in Steinboeck et al. (2010) vorgeschlagen und basiert auf Vereinfachungen, die jenen von Hollander und Zuurbier (1982); Pedersen und Wittenmark (1998); Rixin und Baolin (1992); Sibarani und Samyudia (2004); Staalman (2004); Vode et al. (2008) ähnlich sind. Das Modell wurde mithilfe von einzelnen instrumentierten Testbrammen, welche mit Thermoelementen die sonst nicht messbare Brammentemperatur aufzeichnen, validiert. Dabei zeigte sich, dass die erzielte Genauigkeit für die regelungstechnische Anwendung absolut ausreichend ist (Steinboeck et al. (2010)).

Jeder Bramme sei ein eindeutiger, fester Index  $j \in \mathbb{N}$  zugeordnet, wobei sich alle Brammen  $j \in J = \{j_{start}, \dots, j_{end}\}$  zum aktuellen Zeitpunkt im Ofen befinden. Im Folgenden werden die Abkürzungen  $N_s = |J|$  und  $\bar{J} = j_{start}, \dots, j_{end}$  verwendet. D. h.  $j = \bar{J}$  ist gleichbedeutend mit  $j = j_{start}, \dots, j_{end}$ . Ferner seien der Einstoß- und der Entnahmezeitpunkt der Bramme  $j$  mit  $t_{j,0}$  und  $t_{j,1}$  bezeichnet und alle Zeitpunkte, an denen Brammen bewegt werden, seien in einer Folge  $(t_k^s)$  mit  $k \in \mathbb{N}$  zusammengefasst. Zu allen Zeitpunkten  $t_k^s$  werden  $J$ ,  $\bar{J}$  und  $N_s$  entsprechend aktualisiert.

Im realen Ofen befinden sich wesentlich mehr Brammen als in der vereinfachten Abb. 1 dargestellt. Meist gilt  $N_s > 30$ , und außerdem können im Ofen mehrere Brammenreihen nebeneinander liegen. Dennoch ist es gerechtfertigt, hier von einer einreihigen Belegung auszugehen, da üblicherweise die Brammenreihen zum gleichen Zeitpunkt weitergeschoben werden und auf den parallelen Reihen Brammen mit gleichen oder zumindest ähnlichen geometrischen Abmessungen und metallurgischen Eigenschaften angeordnet werden.

Abb. 1 zeigt die lokale Koordinate  $y$  einer Bramme  $j$  mit der Dicke  $D_j$ , wobei für die Brammenmittelebene  $y = 0$  gilt, d. h. die Bramme erstreckt sich über den Bereich  $[-D_j/2, D_j/2]$ . Die Brammen nehmen hauptsächlich an der Unter- und Oberseite die Wärmestromdichten  $q_j^-$  und  $q_j^+$  auf, weshalb es ausreicht, die Wärmeleitung entlang der Richtung  $y$  zu modellieren. Fortan werden die hochgestellten Zeichen  $-$  und  $+$  verwendet, um Größen der unteren beziehungsweise der oberen Ofenhälfte zuzuordnen. Basierend auf dem Fourierschen Wärmeleitgesetz ergibt sich für das eindimensionale Temperaturprofil  $T_j(y, t)$  das Wärmeleitproblem

$$\rho_j c_j(T_j) \frac{\partial T_j}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda_j(T_j) \frac{\partial T_j}{\partial y} \right) \quad y \in (-D_j/2, D_j/2), t > t_{j,0} \quad (1)$$

mit der Massendichte  $\rho_j$ , der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität  $c_j$ , der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_j$  und der Anfangsbedingung  $T_j(y, t_{j,0}) = T_{j,0}(y)$ . Es werden zunächst Neumann Randbedingungen  $q_j^\mp(t) = \mp \lambda_j(T_j) \partial T_j / \partial y|_{y=\mp D_j/2}$  mit der Wärmestromdichte  $q_j^\mp$  gemäß Abb. 1 verwendet.

Zur Lösung von (1) wird die Galerkin Methode mit den orthogonalen Ansatzfunktionen  $h_{j,1}(y) = 1$ ,  $h_{j,2}(y) = 2y/D_j$  und  $h_{j,3}(y) = (2y/D_j)^2 - 1/3$  eingesetzt. Daraus folgt die Näherungslösung  $T_j(y, t) = [h_{j,1}(y), h_{j,2}(y), h_{j,3}(y)] x_j(t)$  für das Brammentemperaturprofil. Hierbei enthält der Zustandsvektor  $x_j(t) = [x_{j,1}(t), x_{j,2}(t), x_{j,3}(t)]^T$  die Galerkinoeffizienten, deren Zeitverlauf von der nichtlinearen Differenzialgleichung

$$\dot{x}_j(t) = a_j x_j(t) + b_j^- q_j^-(t) + b_j^+ q_j^+(t) \quad t > t_{j,0} \quad (2)$$

mit

$$a_j = -\frac{12\bar{\lambda}_j}{\rho_j \bar{c}_j D_j^2} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 5 \end{bmatrix}, \quad b_j^\mp = \frac{1}{\rho_j \bar{c}_j D_j} \begin{bmatrix} 1 \\ \mp 3 \\ 15/2 \end{bmatrix}$$

definiert ist, wobei der Anfangszustand  $x_j(t_{j,0}) = x_{j,0}$  aus dem Anfangstemperaturprofil  $T_{j,0}(y)$  berechnet wird. Die Größen  $\bar{\lambda}_j$  und  $\bar{c}_j$  stellen gewichtete Mittelwerte gemäß

$$\bar{\lambda}_j = \frac{1}{2x_{j,2}} \int_{-D_j/2}^{D_j/2} \lambda_j(T_j) \frac{\partial T_j}{\partial y} dy, \quad \bar{c}_j = \frac{1}{x_{j,1} D_j} \int_{-D_j/2}^{D_j/2} c_j(T_j) T_j dy$$

dar. Wenn  $\lambda_j$  und  $c_j$  konstant sind, ist (2) linear.

Die gewählte Parametrierung der Brammentemperatur führt nicht nur auf ein einfaches und hinreichend genaues Modell (vgl. Steinboeck et al. (2010, 2011c)), sondern legt auch eine direkte physikalische Interpretation des Zustandsvektors  $x_j(t)$  nahe:  $x_{j,1}(t)$  ist die mittlere Brammentemperatur,  $x_{j,2}(t)$  beschreibt

die Asymmetrie des Brammentemperaturprofils und  $x_{j,3}(t)$  stellt eine symmetrische Temperaturinhomogenität dar. Es wird sich nachfolgend noch zeigen, dass diese Parametrierung eine aktive Homogenisierung des Brammentemperaturprofils gegen Ende der Aufheizperiode  $[t_{j,0}, t_{j,1}]$  und mit  $T_j(\mp D_j/2, t) = [1, \mp 1, 2/3]x_j(t)$  eine hinreichend genaue Berechnung der Brammenoberflächentemperatur erlaubt. Letzteres ist besonders wichtig für eine akurate Berechnung der thermischen Strahlung im Ofen.

Werden die Zustände und Wärmeeinträge aller Brammen  $j \in J$  in Vektoren  $\mathbf{X}(t) = [x_{j,start}^T(t), \dots, x_{j,end}^T(t)]^T$  und  $\mathbf{q}^\mp(t) = [q_{j,start}^\mp(t), \dots, q_{j,end}^\mp(t)]^T$  zusammengefasst, so erhält man für den gesamten Ofen

$$\dot{\mathbf{X}}(t) = \mathbf{A}\mathbf{X}(t) + \mathbf{B}^- \mathbf{q}^-(t) + \mathbf{B}^+ \mathbf{q}^+(t) \quad (3)$$

mit den dünn besetzten Matrizen  $\mathbf{A} = [\delta_{i,j}a_j]_{i=j,j=J}$  und  $\mathbf{B}^\mp = [\delta_{i,j}b_j^\mp]_{i=j,j=J}$  sowie dem Kronecker Delta  $\delta_{i,j}$ . Die Dimensionen und Bedeutungen der Komponenten von  $\mathbf{X}(t)$ ,  $\mathbf{A}$ ,  $\mathbf{B}^\mp$  und  $\mathbf{q}^\mp(t)$  können sich zu den Zeitpunkten ( $t_k^s$ ) ändern.

Im nächsten Schritt wird der Wärmeaustausch durch Strahlung im Ofen modelliert, der für eine dynamische Verkopplung zwischen den Brammen sorgt. Zu diesem Zweck wird der Ofen, wie in Abb. 1 angedeutet, in  $N_z$  Zonen oberhalb der Brammenebene und  $N_z$  Zonen unterhalb der Brammenebene eingeteilt. Die im Vektor  $\mathbf{T}_z^\mp(t) = [T_{z,1}^\mp(t), \dots, T_{z,N_z}^\mp(t)]^T$  zusammengefassten lokalen Temperaturen dieser Ofenzonen – genau genommen handelt es sich um eine Kombination aus den lokalen Gastemperaturen und den lokalen Ofenwandtemperaturen – dienen als Eingangsgrößen. Diese Wahl bietet sich auch an, da die Ofentemperaturen  $T_{z,i}^\mp$  üblicherweise gemessen und mit einfachen lokalen Regelkreisen geregelt werden (vgl. Abschnitt 3). Diese schnellen unterlagerten Regelkreise sorgen meist für eine Kompensation von nichtlinearen dynamischen Effekten (z. B. der Verbrennungsprozesse und der Abgasmassenströme), die die Ofentemperaturen beeinflussen. Wegen  $N_s \gg 2N_z$  stehen wesentlich weniger Stellgrößen als Brammen zur Verfügung, was die Regelaufgabe erschwert.

Gemeinsam mit der Annahme von grauen, diffusen Körpern führt die Verwendung des Stefan-Boltzmann Gesetzes und der Nettostrahlungsmethode (Baehr und Stephan (2006); Incropera et al. (2007); Modest (2003)) auf das statische Wärmeübertragungsmodell (Steinboeck et al. (2010))

$$\mathbf{q}^\mp(t) = \mathbf{P}_z^\mp(t)(\mathbf{T}_z^\mp(t))^4 + \mathbf{P}_s^\mp(t)(\mathbf{M}^\mp \mathbf{X}(t))^4 \quad (4)$$

mit der Matrix  $\mathbf{M}^\mp = [\delta_{i,j}[1, \mp 1, 2/3]]_{i=1\dots N_s, j=1\dots N_s}$ , welche nur dünn besetzt ist und den Zustandsvektor  $\mathbf{X}(t)$  auf die unteren und oberen Brammenoberflächentemperaturen abbildet. Der Ausdruck (4) ist unabhängig für die untere und obere Hälfte des Ofens auszuwerten. Dabei sind die vierten Potenzen – diese sind auf jede Vektorkomponente separat anzuwenden – charakteristisch für die Wärmeübertragung durch Strahlung. Die Matrizen  $\mathbf{P}_z^\mp(t)$  und  $\mathbf{P}_s^\mp(t)$  folgen aus der Nettostrahlungsmethode und hängen von der Geometrie und den Strahlungseigenschaften (z. B. den Emissivitätsgraden) der beteiligten Oberflächen ab. Eine Herleitung dazu ist in Steinboeck et al. (2010) zu finden. Wegen der diskontinuierlichen Bewegung der Brammen sind  $\mathbf{P}_z^\mp(t)$  und  $\mathbf{P}_s^\mp(t)$  stückweise konstant, wobei Sprünge nur zu den Weiterschiebezeitpunkten  $t_k^s$  auftreten.

Nimmt man an, dass das Ofenverhalten im Intervall  $[t_0, t_1]$  analysiert werden soll, und fasst man (3) und (4) zusammen, so erhält man das dynamische System

$$\dot{\mathbf{X}}(t) = \mathbf{F}(\mathbf{X}(t), \mathbf{u}(t), t) \quad t > t_0 \quad (5)$$

mit dem Anfangszustand  $\mathbf{X}(t_0) = \mathbf{X}_0$  und dem Eingang  $\mathbf{u}(t) = [(\mathbf{T}_z^-(t))^T, (\mathbf{T}_z^+(t))^T]^T$ . Man beachte, dass sich die Komponenten und die Dimension von  $\mathbf{X}(t)$  und  $\mathbf{F}$  zu

den Weiterschiebezeitpunkten  $t_k^s$  ändern können. Um dennoch eine Standardformulierung als Zustandsraummodell zu finden, verwende man den erweiterten Zustandsvektor  $\mathbf{x}(t) = [\dots, x_{j,start-1}^T(t), \mathbf{X}^T(t), x_{j,end+1}^T(t), \dots]^T$  und für alle Brammen, die sich aktuell außerhalb des Ofens befinden ( $j \notin J$ ), die triviale Differenzialgleichung  $\dot{x}_j(t) = \mathbf{0} \forall j \notin J$ . Für das vollständige Zustandsraummodell erhält man dann

$$\dot{\mathbf{x}}(t) = \mathbf{f}(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), t) = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{F}(\mathbf{X}(t), \mathbf{u}(t), t) \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad t > t_0 \quad (6)$$

mit dem Anfangszustand  $\mathbf{x}(t_0) = \mathbf{x}_0$ . Dieses nicht-autonome, geschaltete System kann mit üblichen Integrationsverfahren gelöst werden. Ein recheneffizientes und numerisch robustes Verfahren, das auf eine implizite Differenzgleichung führt, wurde z. B. in Steinboeck et al. (2011c) vorgeschlagen. Unter leicht erfüllbare Bedingungen ist das System (5) bei stillstehenden Brammen bezüglich einer beliebigen Referenztrajektorie exponentiell stabil und eingangszustandsstabil. Damit lässt sich ferner zeigen, dass das System (6) (mit Brammenbewegung) gleichförmig stabil im Sinne von Lyapunov ist.

### 3 Kaskadierte Regelung

In diesem Abschnitt wird ein Temperaturregelungskonzept für den Brammenwärmofen in Form einer kaskadierten, in Abb. 2 gezeigten Reglerstruktur vorgestellt. Das primäre Regelungsziel ist die möglichst exakte Erwärmung der Brammen auf ein gewünschtes Endtemperaturprofil unter Einhaltung bestimmter Beschränkungen. Zusätzlich sollen der Energieverbrauch und die CO<sub>2</sub>-Emissionen minimiert werden.

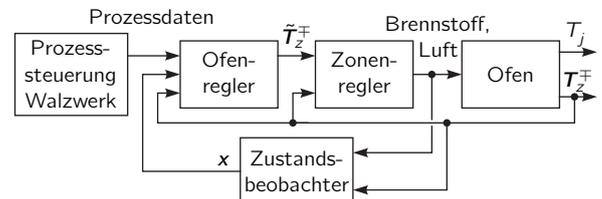


Abb. 2: Kaskadierte Regelung eines Brammenwärmofens.

Die Prozesssteuerung des Walzwerks koordiniert alle Prozessschritte von der Brammenanlieferung bis zur abschließenden Besäumung der Walztafeln. Tab. 1 fasst einige von der Prozesssteuerung festgelegte oder materialabhängige Parameter, die für den Brammenwärmofen relevant sind, zusammen. Die hier vorgestellte Regelung erlaubt, dass der gewünschte Temperaturzustand  $\tilde{x}_{j,end}$  zum Entnahmezeitpunkt  $t_{j,0}$  ein inhomogenes Brammentemperaturprofil definiert, was für bestimmte Betriebsituationen und Weiterverarbeitungsschritte sinnvoll sein kann. Zumeist wird jedoch eine homogene Temperaturverteilung, d. h.  $\tilde{x}_{j,end} = [\tilde{T}_{j,end}, 0, 0]^T$  mit der gewünschten Endtemperatur  $\tilde{T}_{j,end}$  angestrebt. Die Prozesssteuerung gibt auch das Weg-Zeit-Diagramm der Brammen vor; dieses kann z. B. aus den Brammenabmessungen und den Weiterschiebezeitpunkten  $t_k^s$  berechnet werden. Da im betroffenen Walzwerk meist die Walzgerüste den Engpass bilden, hat der Brammenwärmofen praktisch keinen Einfluss auf die Brammenbewegung und damit auch nicht auf die Durchsatzleistung.

Variable	Beschreibung
$t_{j,0}$	Eintragezeit der Bramme in den Ofen
$t_{j,1}$	Entnahmezeit der Bramme aus dem Ofen
$x_{j,0}$	Temperaturzustand zur Zeit $t_{j,0}$
$\tilde{x}_{j,end}$	Gewünschter Temperaturzustand zur Zeit $t_{j,1}$
$T_{j,abs,max}$	Obere Schranke der Brammentemperatur
$T_{j,hom}$	Mindesttemperatur in der Ausgleichsphase
$t_{j,hom}$	Minimale Dauer der Ausgleichsphase
$T_{j,end,min}$	Untere Schranke der Brammenendtemperatur
$T_{j,end,max}$	Obere Schranke der Brammenendtemperatur
$\rho_j$	Massendichte
$c_j(T_j)$	Spezifische Wärmekapazität
$\lambda_j(T_j)$	Thermische Leitfähigkeit
$D_j$	Dicke der Bramme
$w_j$	Gewichtungsfaktor, der den monetären Wert der Bramme widerspiegelt

Tabelle 1: Einige von der Prozesssteuerung vorgegebene Parameter der Bramme  $j$ .

Die Brammenaufheiztrajektorie wird von einer Reihe von Schranken beeinflusst. Zunächst muss

$$T_j(y, t) \leq T_{j,abs,max} \quad y \in [-D_j/2, D_j/2], t \in [t_{j,0}, t_{j,1}] \quad (7a)$$

gelten, um Beschädigungen und Kriechen des Materials zu vermeiden. Bevor die Bramme aus dem Ofen entnommen wird, muss ihre Temperatur für eine Dauer von mindestens  $t_{j,hom}$  eine Mindesttemperatur  $T_{j,hom}$  überschreiten, d. h.

$$T_{j,hom} \leq T_j(y, t) \quad y \in [-D_j/2, D_j/2], t \in [t_{j,1} - t_{j,hom}, t_{j,1}], \quad (7b)$$

um dem Material genügend Zeit für Phasenumwandlungen im  $\alpha$ - $\gamma$ -Mischkristallgebiet des Eisen-Kohlenstoff-Diagramms und zur Homogenisierung einzuräumen. Außerdem soll das Brammentemperaturprofil zum Entnahmezeitpunkt die Bedingung

$$T_{j,end,min} \leq T_j(y, t_{j,1}) \leq T_{j,end,max} \quad y \in [-D_j/2, D_j/2] \quad (8)$$

erfüllen.

Der Fokus der vorliegenden Arbeit liegt auf dem Ofenregler (vgl. Abb. 2), der Referenztrajektorien  $\tilde{u}(t) = [(\tilde{T}_z^-(t))^T, (\tilde{T}_z^+(t))^T]^T$  für die unterlagerten Regler der Zonentemperaturen  $T_z^\mp(t)$  so vorgibt, dass die gewünschten Brammentemperaturen – insbesondere die gewünschten Endtemperaturzustände  $\tilde{x}_{j,end}$  – optimal realisiert werden. Ein modellprädiktiver Ansatz für den Ofenregler wird in Abschnitt 4 vorgestellt. Ein anderer Algorithmus zur ad-hoc Planung der Referenztrajektorien  $\tilde{u}(t)$  wurde in Steinboeck et al. (2011b) vorgeschlagen. Außerdem kann der Ofenregler um einen Lyapunov-basierten Trajektorienfolgeregler, wie er in Steinboeck et al. (2011d) entwickelt wurde, erweitert werden.

Die unterlagerten Regler der Zonentemperaturen  $T_z^\mp(t)$  (Zonenregler in Abb. 2) arbeiten dezentral, d. h. individuell für jede Zone, und stellen die Luft- und Brennstoffzufuhr zu den Brennern ein. Zumeist kommen hierbei PI- oder PID-Regler zum Einsatz (vgl. Dahm und Klima (2002); Ditzhuijzen et al. (2002); Doss et al. (1992); Hollander und Zuurbier (1982); Icev et al. (2004); Nederkoorn et al. (2011); Staalman (2004); Vode et al. (2008); Zhang et al. (2002)). Die zu regelnden Zonentemperaturen  $T_z^\mp(t)$  werden an diskreten Stellen im Ofen mit Thermoelementen gemessen. Für den Entwurf des Ofenreglers wird von idealen Zonenreglern, also von  $T_z^\mp(t) = \tilde{T}_z^\mp(t)$ , ausgegangen, was zumindest dann gut erfüllt werden kann, wenn  $\tilde{T}_z^\mp(t)$  und seine Zeitableitung  $\dot{\tilde{T}}_z^\mp(t)$  den ofenspezifischen Beschränkungen

$$T_{z,min}^\mp(t) < \tilde{T}_z^\mp(t) < T_{z,max}^\mp(t) \quad \forall t \in [t_0, t_1] \quad (9a)$$

$$\dot{T}_{z,min}^\mp(t) \leq \dot{\tilde{T}}_z^\mp(t) \leq \dot{T}_{z,max}^\mp(t) \quad \forall t \in (t_0, t_1) \quad (9b)$$

genügen. Die Ungleichheitszeichen in (9) sind komponentenweise anzuwenden. Die Größen  $T_{z,min}^\mp(t)$  und  $T_{z,max}^\mp(t)$  sind grundsätzlich unabhängig von  $\dot{T}_{z,min}^\mp(t)$  und  $\dot{T}_{z,max}^\mp(t)$ .

Da die für die Regelung besonders relevanten Brammentemperaturen im normalen Betrieb nicht messbar sind, werden sie mit einem von Wild et al. (2007, 2009b); Wild (2010) entworfenen erweiterten Kalman Filter (Block Zustandsbeobachter in Abb. 2) geschätzt. Im Folgenden wird davon ausgegangen, dass der Zustandsbeobachter exakt arbeitet, d. h. direkt die tatsächlichen Brammenzustände  $x(t)$  liefert. Die Gültigkeit dieser Annahme wird von den in Wild (2010) präsentierten Ergebnissen bestätigt.

## 4 Modellprädiktive Regelung

Dieser Abschnitt beschreibt einen nichtlinearen modellprädiktiven Regelungsalgorithmus (vgl. Camacho und Bordons (2004); Findeisen et al. (2008); Rawlings und Mayne (2009)) für den Ofenregler. Wie in Abb. 3 angedeutet, löst der Algorithmus wiederkehrend für überlappende finite Zeithorizonte  $[t_0^i, t_1^i]$  (Prädiktionshorizonte) ein dynamisches Optimierungsproblem und verwendet nur jeweils die Stellgröße im nicht überlappenden Intervall  $[t_0^i, t_0^{i+1})$  am realen System. Am Beginn  $t_0^i$  jedes Prädiktionshorizonts  $i$  wird der beobachtete Systemzustand  $x(t_0^i)$  als Anfangswert verwendet, was eine Rückkopplung zum modellprädiktiven Regler darstellt. Aufgrund der am Ende von Abschnitt 2 beschriebenen Stabilitätseigenschaften des Systems wäre Stabilität auch ohne diese Rückkopplung, also im Fall einer Steuerung, gesichert (vgl. Steinboeck et al. (2011a)). Mit Rückkopplung jedoch kann die Regelgüte maßgeblich verbessert werden, insbesondere wenn Störgrößen auf das System einwirken oder nennenswerte Modellungenauigkeiten vorliegen.

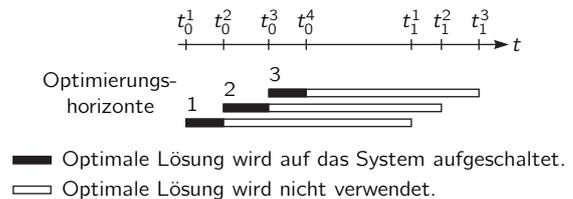


Abb. 3: Finite Optimierungshorizonte.

Als einzige Aufgabe verbleibt nun noch die Formulierung und Lösung eines Optimierungsproblems für den Prädiktionshorizont  $[t_0^i, t_1^i]$ . Es lautet zunächst

$$\min_{u \in \mathcal{U}} L_0(x(t_1^i)) + \int_{t_0^i}^{t_1^i} l_0(x(t), u(t), t) dt \quad (10a)$$

$$\text{wobei } \dot{x}(t) = f(x(t), u(t), t) \quad \forall t \in (t_0^i, t_1^i) \quad (10b)$$

$$x(t_0^i) = x_0 \quad (10c)$$

$$c(t) \leq c(x(t)) \leq \bar{c}(t) \quad \forall t \in [t_0^i, t_1^i] \quad (10d)$$

$$C \leq C(x(t_1^i)) \leq \bar{C} \quad (10e)$$

$$u(t) \leq u(t) \leq \bar{u}(t) \quad \forall t \in [t_0^i, t_1^i] \quad (10f)$$

$$\dot{u}(t) \leq \dot{u}(t) \leq \dot{\bar{u}}(t) \quad \forall t \in (t_0^i, t_1^i). \quad (10g)$$

Hierbei ist  $\mathcal{U}$  die Menge der auf dem Intervall  $[t_0^i, t_1^i]$  definierten, kontinuierlichen Funktionen. Die Nebenbedingungen (10b), (10d), (10e), (10f) und (10g) entsprechen jeweils (6), (7), (8), (9a) und (9b).

Das Kostenfunktional in (10a) mit dem Endkostenterm  $L_0$  und den integralen Kosten  $l_0$  kann entsprechend den Regelungszielen

frei gewählt werden. Steht das Erreichen der gewünschten Brammenendtemperatur  $\tilde{T}_{j,end}$  im Vordergrund, so hat sich die Wahl

$$L_0(x(t_1^i)) = \sum_{j \in \mathbb{N} | t_{j,0} \leq t_1^i} \|x_j(t_1^i) - \tilde{x}_{j,end}\|^2 w_j \quad (11)$$

als günstig erwiesen. Damit werden die resultierenden Temperaturfehler aller Brammen aufsummiert, wobei eine Bewertung mit einer beliebigen, positiv definiten quadratischen Form  $\|\cdot\|^2$  und der Gewichtung  $w_j$  entsprechend Tab. 1 erfolgt. Für Brammen, die zum Ende  $t_1^i$  des Optimierungshorizonts noch im Ofen liegen, ist ein angepasster Sollendzustand  $\tilde{x}_{j,end}$  je nach abschließender Position der Bramme zu verwenden. Um den Primärenergieeintrag und den CO<sub>2</sub>-Ausstoß zu minimieren, sind die Ofenzonentemperaturen (insbesondere im vorderen Ofenbereich) minimal zu halten (vgl. Ferrand et al. (2006); Kang et al. (2010); Sibarani und Samyudia (2004)), was mit dem Kostenterm

$$l_0(x(t), u(t), t) = \mathbf{w}^T(t) \mathbf{u}(t)$$

und einer entsprechenden Gewichtung  $\mathbf{w}(t) \geq \mathbf{0}$  erreicht werden kann.

Die Existenz und Eindeutigkeit einer Lösung des Optimierungsproblems (10) kann aufgrund der schaltenden Struktur von (10b) und aufgrund der restriktiven Nebenbedingungen (10d) bis (10g) nicht garantiert werden. Ebenso wenig können numerische Standardlösungsverfahren auf das Problem (10) angewendet werden. Im Folgenden wird die beschränkte Optimierungsaufgabe (10) daher in ein Bolza-Problem (unbeschränkt) transformiert.

Zunächst erfolgt eine Substitution von (10f) durch eine Transformation der Eingangsgröße gemäß

$$\begin{aligned} \mathbf{u}(t) &= \boldsymbol{\varphi}(\mathbf{U}(t), \underline{\mathbf{u}}(t), \overline{\mathbf{u}}(t)) \\ &= \frac{\overline{\mathbf{u}}(t) + \underline{\mathbf{u}}(t)}{2} + \frac{\overline{\mathbf{u}}(t) - \underline{\mathbf{u}}(t)}{2} \tanh\left(\frac{2\mathbf{U}(t)}{\overline{\mathbf{u}}(t) - \underline{\mathbf{u}}(t)}\right), \end{aligned} \quad (12)$$

wobei die Operationen jeweils komponentenweise durchzuführen sind. Da diese Transformation zu singulären Bereichen führen kann, wird dem integralen Kostenterm in (10a) ein Regularisierungsterm  $\varepsilon \|\mathbf{U}(t)\|^2$  mit kleinem  $\varepsilon \in \mathbb{R}^+$  hinzugefügt. Die Konvergenz der Lösung für  $\varepsilon \rightarrow 0$  gegen die ursprüngliche Lösung wurde in Graichen und Petit (2009) gezeigt.

Die übrigen Ungleichungsnebenbedingungen der Optimierungsaufgabe, d. h. (10d), (10e) und (10g) werden durch zusätzliche Strafterme in der Kostenfunktion ersetzt. Man verwende dazu die positiv semidefinite Form

$$\bar{L}(\mathbf{y}, \underline{\mathbf{y}}, \overline{\mathbf{y}}) = \|\min\{\mathbf{0}, \mathbf{y} - \underline{\mathbf{y}}\} + \max\{\mathbf{0}, \mathbf{y} - \overline{\mathbf{y}}\}\|^2$$

und ersetze das ursprüngliche Optimierungsproblem (10) durch das Bolza-Problem

$$\min_{\mathbf{U} \in \mathcal{U}} L_1(x(t_1^i)) + \int_{t_0^i}^{t_1^i} l_1(x(t), \mathbf{U}(t), t) dt \quad (13a)$$

$$\text{wobei } \dot{x}(t) = \mathbf{f}(x(t), \boldsymbol{\varphi}(\mathbf{U}(t), \underline{\mathbf{u}}(t), \overline{\mathbf{u}}(t)), t) \quad (13b)$$

$$\forall t \in (t_0^i, t_1^i)$$

$$x(t_0^i) = \mathbf{x}_0 \quad (13c)$$

mit

$$L_1(x(t_1^i)) = L_0(x(t_1^i)) + \eta \bar{L}(C(x(t_1^i)), \underline{\mathbf{c}}, \overline{\mathbf{c}}) \quad (13d)$$

$$\begin{aligned} l_1(x(t), \mathbf{U}(t), t) &= l_0(x(t), \boldsymbol{\varphi}(\mathbf{U}(t), \underline{\mathbf{u}}(t), \overline{\mathbf{u}}(t)), t) \\ &+ \varepsilon \|\mathbf{U}(t)\|^2 + \eta \bar{L}(c(x(t)), \underline{\mathbf{c}}(t), \overline{\mathbf{c}}(t)) \\ &+ \eta \bar{L}(d\boldsymbol{\varphi}(\mathbf{U}(t), \underline{\mathbf{u}}(t), \overline{\mathbf{u}}(t))/dt, \underline{\mathbf{u}}(t), \overline{\mathbf{u}}(t)). \end{aligned} \quad (13e)$$

Hierbei ist  $\eta$  ein Gewichtungsfaktor, der während des Lösungsvorganges schrittweise erhöht wird. Mit den Grenzübergängen  $\varepsilon \rightarrow 0$  und  $\eta \rightarrow \infty$ , die bei der praktischen numerischen Lösung von (13) nicht durchgeführt werden, geht die Lösung von (13) in jene von (10) über (Fiacco und McCormick (1990); Wills und Heath (2003)). Im Vergleich zur Formulierung (10) ist der Vorteil von (13), dass es sich um eine unbeschränkte Optimierungsaufgabe handelt. Leicht erfüllbare Bedingungen – darunter die Existenz eines eindeutigen Minimums von (13e) bezüglich  $\mathbf{U}(t)$  – sichern ihre eindeutige Lösbarkeit (vgl. Lee und Markus (1967)). Es stehen dafür effiziente numerische Lösungsverfahren zur Verfügung (siehe z. B. Bryson (1999); Speyer und Jacobson (2010); Stengel (1994)). Werden iterative Lösungsverfahren verwendet, so ist jedes beliebige  $\mathbf{U} \in \mathcal{U}$  als Startlösung geeignet.

Mithilfe der Variationsrechnung kann der Gradient des Kostenfunktionals in (13a) bezüglich  $\mathbf{U}(t)$  als Zeitfunktion berechnet werden. Er lautet

$$\mathbf{g}(\mathbf{U}(t)) = \left( \frac{\partial H(x(t), \mathbf{p}(t), \mathbf{U}, t)}{\partial \mathbf{U}} \Big|_{\mathbf{U}=\mathbf{U}(t)} \right)^T$$

mit den adjungierten Zuständen  $\mathbf{p}(t)$ , der Hamiltonschen Funktion

$$\begin{aligned} H(x(t), \mathbf{p}(t), \mathbf{U}(t), t) &= l_1(x(t), \mathbf{U}(t), t) \\ &+ \mathbf{p}^T(t) \mathbf{f}(x(t), \boldsymbol{\varphi}(\mathbf{U}(t), \underline{\mathbf{u}}(t), \overline{\mathbf{u}}(t)), t) \end{aligned}$$

und dem bei gegebenem  $\mathbf{U}(t)$  sehr einfach lösaren Zweipunkttrandwertproblem

$$\dot{x}(t) = \left( \frac{\partial H(x(t), \mathbf{p}, \mathbf{U}(t), t)}{\partial \mathbf{p}} \Big|_{\mathbf{p}=\mathbf{p}(t)} \right)^T \quad \forall t \in (t_0^i, t_1^i) \quad (14a)$$

$$x(t_0^i) = \mathbf{x}_0 \quad (14b)$$

$$\dot{\mathbf{p}}(t) = - \left( \frac{\partial H(x, \mathbf{p}(t), \mathbf{U}(t), t)}{\partial \mathbf{x}} \Big|_{\mathbf{x}=x(t)} \right)^T \quad \forall t \in (t_0^i, t_1^i) \quad (14c)$$

$$\mathbf{p}(t_1^i) = \left( \frac{dL_1(x)}{dx} \Big|_{x=x(t_1^i)} \right)^T. \quad (14d)$$

Aus der ersten Variation des Kostenfunktionals in (13a) folgt sofort

$$\mathbf{g}(\mathbf{U}(t)) = \mathbf{0} \quad \forall t \in (t_0^i, t_1^i) \quad (14e)$$

als die notwendige Optimalitätsbedingung erster Ordnung. In ähnlicher Form lassen sich sowohl notwendige als auch hinreichende Optimalitätsbedingungen zweiter Ordnung finden.

Aus der Lösung des Zweipunkttrandwertproblems (14) können die optimalen Trajektorien  $x(t)$  und  $\mathbf{U}(t)$  berechnet werden und nach Inversion der Transformationsvorschrift (12) folgt schließlich die gesuchte Eingangsgröße  $\mathbf{u}(t)$ . Das Problem (14) kann prinzipiell mit dem Sweep-Verfahren (Bryson (1999)), dem Schießverfahren (Betts (2001); Bryson (1999); Stengel (1994)), dem Mehrfachschießverfahren Bryson (1999); Stoer und Bulirsch (2002), dem Finite-Differenzen-Verfahren (Betts (2001); Stoer und Bulirsch (2002)) oder dem Kollokations-Verfahren (Betts (2001); Stoer und Bulirsch (2002)) gelöst werden. Im vorliegenden Fall wurde jedoch eine iterative Abstiegsmethode (vgl. Bryson (1999); Speyer und Jacobson (2010); Stengel (1994)) basierend auf dem Gradienten  $\mathbf{g}(\mathbf{U}(t))$  verwendet. D. h. es wird ausgehend von einer zulässigen Startlösung  $\mathbf{U}(t)$ , die im Allgemeinen (14e) noch nicht erfüllt, iterativ die Lösung verbessert. Für die am Rechner erforderliche zeitdiskrete Berechnung von  $\mathbf{g}(\mathbf{U}(t))$  kommt eine quasikontinuierliche Implementierung aufgrund des hohen Rechenaufwands praktisch nicht in Frage. Alternativ kann eine speziell an das Problem angepasste Zeitdiskretisierung (vgl. Steinboeck et al. (2011c)) oder zumindest eine zeitdiskrete Parametrierung des Eingangs  $\mathbf{U}(t)$  (vgl. Azhmyakov

(2007); Steinboeck et al. (2011a)) vorgenommen werden. Im vorliegenden Fall wurde das Quasi-Newton-Verfahren als iterative Abstiegsverfahren angewandt (vgl. Nocedal und Wright (2006); Speyer und Jacobson (2010)). Das Verfahren zeichnet sich durch geringen Rechenaufwand und gutes (superlineares) Konvergenzverhalten aus. In Graichen und Kugi (2010) wurden Bedingungen für die Stabilität und Konvergenz einer strukturell ähnlichen modellprädiktiven Regelungsmethode formuliert.

### 5 Industrielle Anwendung

Nach Abschluss der Entwicklungsarbeiten und Tests in einer Simulationsumgebung, in der das in Wild et al. (2009a); Wild (2010) vorgestellte validierte dynamische Modell den realen Ofen ersetzt, wurde das Regelungssystem an einem bestehenden Brammenwärmofen der AG der Dillinger Hüttenwerke implementiert. Seit der Inbetriebnahme im Februar 2011 läuft die neue Regelung zuverlässig. Einige Ergebnisse dieser Anwendung sind im Folgenden zusammengefasst.

Der Brammenwärmofen besitzt eine maximale Durchsatzleistung von 280 t Stahl/h und erwärmt jährlich etwa 850 000 t Stahl, was einer durchschnittlichen Auslastung von 35 % entspricht. Diese relativ geringe Auslastung ist vor allem darauf zurückzuführen, dass der Engpass bei den Walzgerüsten und nicht beim Brammenwärmofen liegt. Die Brenneranschlussleistung des 35 m langen Ofens beträgt 185 MW. Der Ofen verbraucht jährlich etwa 1250 TJ Primärenergie und emittiert dabei 99 000 t CO<sub>2</sub>. Er kann Brammen bis zu einer Dicke von 450 mm erwärmen.

Abb. 4 zeigt die Aufheiztrajektorie einer typischen Bramme sowie deren Temperaturprofil zum Entnahmenzeitpunkt  $t_{j,1}$ . Diese Bramme hält alle vorgegebenen Temperaturschranken  $T_{j,abs,max}$ ,  $T_{j,hom}$ ,  $T_{j,end,min}$  und  $T_{j,end,max}$  ein, erreicht ihre gewünschte Endtemperatur  $\tilde{T}_{j,end}$  und besitzt ein hinreichend homogenes Temperaturprofil zum Entnahmezeitpunkt  $t_{j,1}$ .

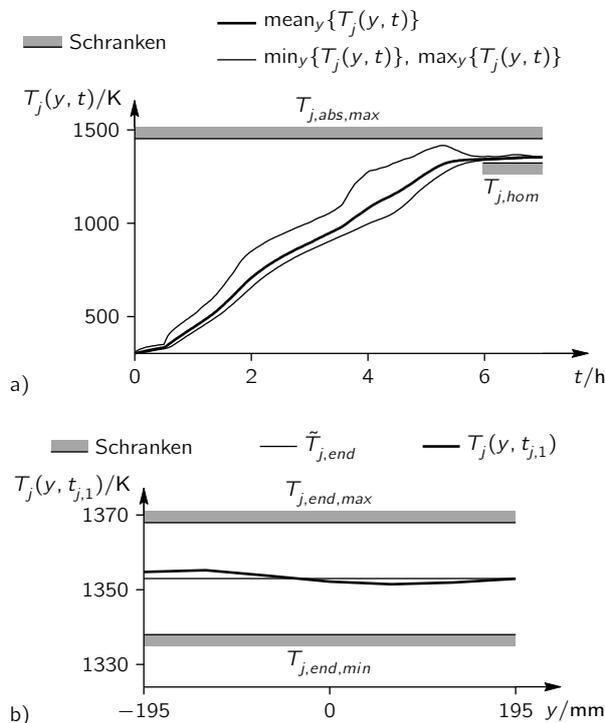


Abb. 4: Temperaturverlauf einer typischen Bramme, a) Aufheiztrajektorie, b) Temperaturprofil bei der Entnahme.

Abb. 5, die die Entnahmetemperaturen einiger nacheinander

erwärmter Brammen enthält, zeigt, dass der Großteil der Brammen planmäßig aufgeheizt wird. Im bisherigen Beobachtungszeitraum des industriellen Betriebs verließen 88 % aller erwärmten Brammen den Ofen unter Einhaltung der in Abb. 5 dargestellten Schranken  $T_{j,end,min}$  und  $T_{j,end,max}$ . Dabei ist zu beachten, dass aus Sicherheitsgründen die im Regelungsalgorithmus verwendeten Solltemperaturbereiche  $[T_{j,end,min}, T_{j,end,max}]$  um einiges restriktiver gewählt sind als es der nachfolgende Walzprozess verlangen würde. Praktisch bedeutet dies, dass alle Brammen ordnungsgemäß erwärmt wurden und es zu keinen von der Regelung verursachten Produktausfällen kam. Die Regelungsaufgabe ist dann besonders schwierig, wenn sich die Solltemperaturbereiche  $[T_{j,end,min}, T_{j,end,max}]$  von aufeinanderfolgenden Brammen nicht überlappen. Ob gewünschte Temperaturunterschiede zwischen Brammen tatsächlich realisiert werden können, hängt auch wesentlich von deren Materialeigenschaften, Dicken und Entnahmezeitpunkten ab.

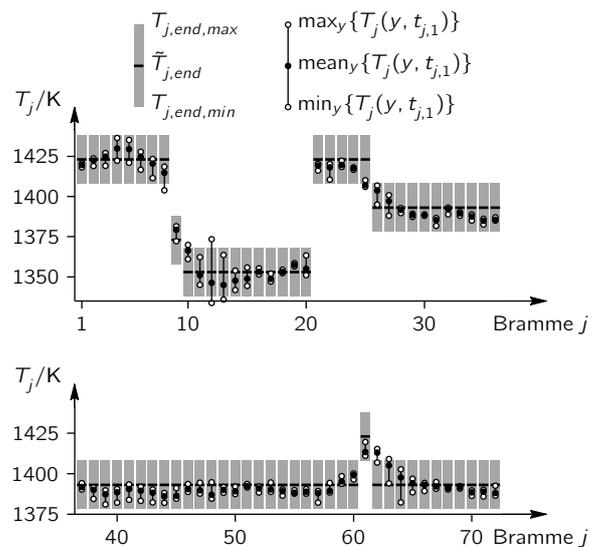


Abb. 5: Temperaturbereiche von Brammen zum Entnahmenzeitpunkt.

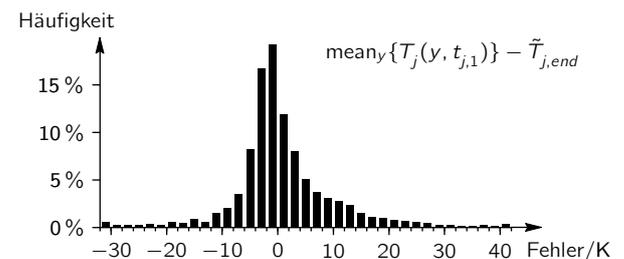


Abb. 6: Fehler der mittleren Brammentemperaturen bei der Entnahme (Stichprobenumfang 7025 Brammen).

Abb. 6 zeigt die Häufigkeitsverteilung der mittleren Abweichung der Entnahmetemperaturen  $T_j(y, t_{j,1})$  von ihren Sollwerten  $\tilde{T}_{j,end}$ . Im Schnitt beträgt diese Abweichung nur 0.9 K. Mit dem vorhergehenden Regelungssystem, das bis Februar 2011 eingesetzt wurde, betrug diese Abweichung durchschnittlich 13.0 K. Die Brammen wurden aufgrund hoher Sicherheitszuschläge häufig auf eine höhere Temperatur als notwendig erwärmt, was zu unerwünschter Verzunderung und Entkohlung sowie zu einem höheren Energieverbrauch geführt hat. Die neue Ofenregelung sorgt

aber nicht nur für einen genaueren Mittelwert sondern auch für eine bessere Homogenisierung der Brammentemperaturprofile zum Entnahmekoeffizienten  $x_{j,2}(t_{j,1})$  und  $x_{j,3}(t_{j,1})$  systematisch minimiert.

Mit der neuen modellprädiktiven Ofenregelung konnte der Energieverbrauch gegenüber dem vorhergehenden Regelungssystem um 9.7 % reduziert werden. Dieser Verbesserung spart pro t produziertem Stahl 160.6 MJ Primärenergie und 132 kg CO<sub>2</sub>. Hochgerechnet auf ein ganzes Jahr beträgt die Einsparung für den untersuchten Stoßofen 120.4 TJ Primärenergie und 9500 t CO<sub>2</sub>. Angespornt durch diese erfreulichen Ergebnisse soll das modellprädiktive Regelungskonzept nun auch auf andere Brammenstoßöfen im Walzwerk der AG der Dillinger Hüttenwerke übertragen werden.

## 6 Zusammenfassung

In diesem Beitrag wurde eine nichtlineare modellprädiktive Regelung für einen Brammenstoßofen vorgestellt. Es wurde ein physikalisch motiviertes, dynamisches Modell entwickelt und darauf aufbauend eine kaskadierte Reglerstruktur vorgeschlagen. Der für die Temperaturen im Ofen verantwortliche Teil der Regelung wurde als nichtlineare Optimierungsaufgabe, die in Echtzeit wiederkehrend gelöst werden kann, formuliert. Seit der Inbetriebnahme der Regelung im Februar 2011 sorgt das System für eine genaue Brammenerwärmung (88 % aller Brammen verlassen den Ofen unter Einhaltung aller Temperaturschranken) bei gleichzeitiger Minimierung des CO<sub>2</sub>-Ausstoßes und des Energieverbrauches (Reduktion um 9.7 % gegenüber der bisherigen Ofenregelung). Die Übertragbarkeit der Methode auf andere kontinuierliche Brammenwärmöfen ist gegeben.

## Danksagung

Die Autoren danken der AG der Dillinger Hüttenwerke für die finanzielle und technische Unterstützung.

## Literatur

- Azhmyakov, V. (2007). *Consistent Approximations of Constrained Optimal Control Problems*. Logos, Berlin.
- Baehr, H., Stephan, K. (2006). *Heat and Mass Transfer*. Springer, Berlin Heidelberg, 2<sup>nd</sup> edition.
- Balbis, L., Balderud, J., Grimble, M. (2008). Nonlinear predictive control of steel slab reheating furnace. *Proceedings of the American Control Conference, Seattle, Washington, USA*, S. 1679–1684.
- Barr, P. (1995). The development, verification, and application of a steady-state thermal model for the pusher-type reheat furnace. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 26B: 851–869.
- Barr, P. (2003). Examining reheating furnace thermal response to mill delays. *Proceedings of Materials Science & Technology 2003, Chicago, Illinois, USA*, S. 126–135.
- Betts, J. (2001). *Practical Methods for Optimal Control Using Nonlinear Programming*. Advances in Design and Control. Siam, Philadelphia.
- Bryson, A. (1999). *Dynamic Optimization*. Addison-Wesley, Menlo Park, California, USA.
- Camacho, E., Bordons, C. (2004). *Model Predictive Control*. Advanced Textbooks in Control and Signal Processing. Springer, 2<sup>nd</sup> edition.
- Carpenter, D., Proctor, C. (1987). Temperature control and optimization of a reheat furnace using a distributed control system. *Iron and Steel Engineer*, 64(8): 44–49.
- Chen, S. (2009). *Flat-Rolled Steel Processes: Advanced Technologies*, chapter Modeling for Reheat Furnace Practices, S. 99–114. CRC Press, Boca Raton.
- Chen, S., Abraham, S., Poshard, D. (2008). Modification of reheat furnace practices through comprehensive process modeling. *Iron & Steel Technology*, 5(8): 66–79.
- Dahm, B., Klima, R. (2002). Feedback control of stock temperature and oxygen content in reheating furnaces. *Proceedings of the IOM Conference on Challenges in Reheating Furnaces, London, UK*, S. 287–296.
- Ditzhuijzen, G., Staalman, D., Koorn, A. (2002). Identification and model predictive control of a slab reheating furnace. *Proceedings of the 2002 IEEE International Conference on Control Applications, Glasgow, UK*, S. 361–366.
- Doss, B., Chu, E., Mason, H., Ruiz, R., Chan, I., Kleppe, J., Jensen, J. (1992). Steel process furnace burner control using acoustic pyrometry. *Proceedings of the International Gas Research Conference, Orlando, USA*, S. 2231–2240.
- Ezure, H., Seki, Y., Yamaguchi, N., Shinonaga, H. (1997). Development of a simulator to calculate an optimal slab heating pattern for reheat furnaces. *Electrical Engineering in Japan*, 120(3): 42–53.
- Facco, G., Petersen, M., Schurko, R., Ferguson, N. (1990). State of the art slab reheating furnaces at Dofasco. *Iron and Steel Engineer*, 67(1): 27–36.
- Ferrand, L., Reynes, P., Le Duigou, F. (2006). Simulation tools make new furnace technology. *La Revue de Métallurgie*, 103(2): 67–75.
- Fiacco, A., McCormick, G. (1990). *Nonlinear Programming: Sequential Unconstrained Minimization Techniques*. Number 4 in Classics in Applied Mathematics. Siam, Philadelphia, Pennsylvania.
- Findeisen, R., Biegler, L., Allgöwer, F., editors (2008). *Assessment and Future Directions of Nonlinear Model Predictive Control*, volume 26 of *Lecture Notes in Control and Information Sciences*, Berlin. Springer.
- Fontana, P., Boggiano, A., Furinghetti, A., Cabras, G., Simoncini, C. (1983). An advanced computer control system for reheat furnaces. *Iron and Steel Engineer*, 60(8): 55–62.
- Graichen, K., Kugi, A. (2010). Stability of incremental model predictive control without terminal constraints. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 55(11): 2576–2580.
- Graichen, K., Petit, N. (2009). Incorporating a class of constraints into the dynamics of optimal control problems. *Optimal Control Applications and Methods*, 30(6): 537–561.
- Hollander, F., Zuurbier, S. (1982). Design, development and performance of online computer control in a 3-zone reheating furnace. *Iron and Steel Engineer*, 59(1): 44–52.
- Hollander, F., Zuurbier, S. (1985). Accurate temperature control of the reheating process at mixed cold and hot charging. *Proceedings of the International Conference on Process Control and Energy Savings in Reheating Furnaces, Scanheating, Luleå, Sweden*, S. 6:1–6:36.

- Icev, Z., Zhao, J., Stankovski, M., Kolemisevska-Gugulovska, T., Dimirovski, G. (2004). Supervisory-plus-regulatory control design for efficient operation of industrial furnaces. *Journal of Electrical & Electronics Engineering*, 4(2): 1199–1218.
- Incropera, F., DeWitt, D., Bergman, T., Lavine, A. (2007). *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey, 6<sup>th</sup> edition.
- Kang, D.-H., Lorente, S., Bejan, A. (2010). Constructal architecture for heating a stream by convection. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53: 2248–2255.
- Knoop, P., van Nerom, L. (2003). Scheduling requirements for hot charge optimization in an integrated steel plant. *Proceedings of the 2003 IEEE Industry Applications Conference, 38<sup>th</sup> IAS Annual Meeting, Salt Lake City, Utah, USA*, 1: 74–78.
- Ko, H., Kim, J., Yoon, T., Lim, M., Yang, D., Jun, I. (2000). Modeling and predictive control of a reheating furnace. *Proceedings of the American Control Conference, Chicago, Illinois, USA*, 4: 2725–2729.
- Leden, B. (1986). A control system for fuel optimization of reheating furnaces. *Scandinavian Journal of Metallurgy*, 15: 16–24.
- Lee, E., Markus, L. (1967). *Foundations of optimal control theory*. The SIAM Series in Applied Mathematics. John Wiley & Sons, New York.
- Leifgen, U., Ganesaratnam, S., Croce, L. (2011). A new concept for the control of reheating furnaces for slabs. *Proceedings of the 1<sup>st</sup> International Conference on Energy Efficiency and CO<sub>2</sub> Reduction in the Steel Industry, EECR STEEL, Düsseldorf, Germany*.
- Modest, M. (2003). *Radiative Heat Transfer*. Academic Press, New York, 2<sup>nd</sup> edition.
- Nederkoorn, E., Wilgen, P., Schuurmans, J. (2011). Nonlinear model predictive control of walking beam furnaces. *Proceedings of the 1<sup>st</sup> International Conference on Energy Efficiency and CO<sub>2</sub> Reduction in the Steel Industry, EECR STEEL, Düsseldorf, Germany*.
- Nocedal, J., Wright, S. (2006). *Numerical Optimization*. Springer Series in Operations Research. Springer, New York, 2<sup>nd</sup> edition.
- Pedersen, L., Wittenmark, B. (1998). On the reheat furnace control problem. *Proceedings of the American Control Conference, Philadelphia, Pennsylvania, USA*, S. 3811–3815.
- Rawlings, J., Mayne, D. (2009). *Model Predictive Control: Theory and Design*. Nob Hill Publishing, Madison, Wisconsin.
- Rixin, L., Baolin, N. (1992). Mathematical model for dynamic operation and optimum control of pusher type slab reheating furnace. *Industrial Heating*, 59(3): 60–62.
- Sibarani, H., Samyudia, Y. (2004). Robust nonlinear slab temperature control design for an industrial reheating furnace. *Computer Aided Chemical Engineering*, 18: 811–816.
- Speyer, J., Jacobson, D. (2010). *Primer on Optimal Control Theory*. Advances in Design and Control. Siam, Philadelphia.
- Staalman, D. (2004). The funnel model for accurate slab temperature in reheating furnaces. *La Revue de Métallurgie*, 101(7): 453–459.
- Steinboeck, A., Graichen, K., Kugi, A. (2011a). Dynamic optimization of a slab reheating furnace with consistent approximation of control variables. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 16(6): 1444–1456.
- Steinboeck, A., Graichen, K., Wild, D., Kiefer, T., Kugi, A. (2011b). Model-based trajectory planning, optimization, and open-loop control of a continuous slab reheating furnace. *Journal of Process Control*, 21(2): 279–292.
- Steinboeck, A., Wild, D., Kiefer, T., Kugi, A. (2010). A mathematical model of a slab reheating furnace with radiative heat transfer and non-participating gaseous media. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53: 5933–5946.
- Steinboeck, A., Wild, D., Kiefer, T., Kugi, A. (2011c). A fast simulation method for 1D heat conduction. *Mathematics and Computers in Simulation*, 82(3): 392–403.
- Steinboeck, A., Wild, D., Kugi, A. (2011d). Feedback tracking control of continuous reheating furnaces. *Proceedings of the 18<sup>th</sup> World Congress of the International Federation of Automatic Control (IFAC), Milan, Italy*, S. 11744–11749.
- Stengel, R. (1994). *Optimal Control and Estimation*. Dover Publications, New York.
- Stoer, J., Bulirsch, R. (2002). *Introduction to numerical analysis*. Number 12 in Texts in Applied Mathematics. Springer, New York, Berlin, 3<sup>rd</sup> edition.
- Vode, F., Jaklič, A., Kokalj, T., Matko, D. (2008). A furnace control system for tracing reference reheating curves. *Steel Research International, Metal Forming*, 79(5): 364–370.
- Wang, P. (1993). *Optimierung der Brennstoffverteilung in Durchlauföfen*. PhD thesis, Technische Universität Clausthal, Clausthal, Germany.
- Wang, Z., Chai, T., Guan, S., Shao, C. (1999). Hybrid optimization setpoint strategy for slab reheating furnace temperature. *Proceedings of the American Control Conference, San Diego, California, USA*, S. 4082–4086.
- Wang, Z., Wu, Q., Chai, T. (2004). Optimal-setting control for complicated industrial processes and its application study. *Control Engineering Practice*, 12: 65–74.
- Wild, D. (2010). *Modellierung und Beobachterentwurf für einen Stoßofen*. PhD thesis, Vienna University of Technology, Austria, Shaker Verlag, Aachen, Germany.
- Wild, D., Meurer, T., Kugi, A. (2009a). Modelling and experimental model validation for a pusher-type reheating furnace. *Mathematical and Computer Modelling of Dynamical Systems*, 15(3): 209–232.
- Wild, D., Meurer, T., Kugi, A., Eberwein, K., Bödefeld, B., Bott, M. (2009b). Entwurf eines nichtlinearen Zustandsschätzers für einen Stoßofen. *Stahl und Eisen*, 129(1): 45–50.
- Wild, D., Meurer, T., Kugi, A., Fichet, O., Eberwein, K. (2007). Nonlinear observer design for pusher-type reheating furnaces. *Proceedings of the 3<sup>rd</sup> International Steel Conference on New Developments in Metallurgical Process Technologies, Düsseldorf, Germany*, S. 790–797.
- Wills, A., Heath, W. (2003). An exterior/interior-point approach to infeasibility in model predictive control. *Proceedings of the 42<sup>th</sup> IEEE Conference on Decision and Control, Maui, Hawaii, USA*, S. 3701–3705.
- Yang, Y., Lu, Y. (1988). Dynamic model based optimization control for reheating furnaces. *Computers in Industry*, 10: 11–20.

Yoshitani, N., Ueyama, T., Usui, M. (1994). Optimal slab heating control with temperature trajectory optimization. *Proceedings of the 20<sup>th</sup> International Conference on Industrial Electronics, Control and Instrumentation, IECON'94, Bologna, Italy*, 3: 1567–1572.

Zhang, B., Chen, Z., Xu, L., Wang, J., Zhang, J., Shao, H. (2002). The modeling and control of a reheating furnace. *Proceedings of the American Control Conference, Anchorage, Alaska, USA*, S. 3823–3828.

Zhang, B., Xu, L., Wang, J., Shao, H. (2001). Optimization of combustion control based on fuzzy logic. *Proceedings of the 10<sup>th</sup> IEEE International Conference on Fuzzy Systems, Melbourne, Australia*, S. 1080–1083.

## Autoren



Andreas Steinböck schloss im Jahr 2005 das Masterstudium Mechatronik an der Loughborough University, Loughborough (UK) ab, im Jahr 2007 das Diplomstudium Mechatronik an der Johannes Kepler Universität Linz und im Jahr 2011 das Doktoratsstudium an der TU Wien. Seit 2007 ist er Mitarbeiter am Institut für Automatisierungs- und Regelungstechnik (ACIN) der TU Wien.

Seine Forschungsinteressen umfassen numerische Methoden, mikromechanische, periodische und imperfektionssensitive Struktu-

ren, Stabilitätsanalyse, Modellierung, Optimierung und Regelung von nichtlinearen dynamischen Systemen sowie Anwendungen in der Walzwerks- und Stahlindustrie.



Andreas Kugi schloss 1992 das Studium der Elektrotechnik an der TU Graz ab, promovierte 1995 und habilitierte sich im Jahr 2000 für das Fach Regelungstechnik und Regelungstheorie an der Johannes Kepler Universität Linz. Von 2002 bis 2007 war er Ordinarius für Systemtheorie und Regelungstechnik an der Universität des Saarlandes und seit Juni 2007 ist er Professor

für Komplexe Dynamische Systeme an der TU Wien sowie Vorstand des Instituts für Automatisierungs- und Regelungstechnik (ACIN).

Neben zahlreichen weiteren Aktivitäten in Wissenschaft und Forschung ist Andreas Kugi korrespondierendes Mitglied der Österreichischen Akademie der Wissenschaften, Editor-in-Chief des IFAC Journals Control Engineering Practice, Mitglied der Fachkommission der Deutschen Forschungsgemeinschaft sowie im Vorstand des ÖVE.

Seine Hauptarbeitsgebiete umfassen die Modellierung, Simulation, Analyse, Optimierung und Regelung nichtlinearer sowie verteilt-parametrischer komplexer dynamischer Systeme mit Anwendungen in der hydraulischen, pneumatischen und elektrischen Aktorik, der Automobilindustrie, der Walzwerks- und Stahlindustrie sowie für formveränderliche Strukturen und mikromechanische Systeme.