

Optimalitätsbasierte Entwicklung von Zustandsschätzung und Regelung eines Fertigwalzblocks in einer Warmwalzstraße für Stabstahl

DISSERTATION

zur Erlangung des Grades eines Doktors
der Ingenieurwissenschaften

vorgelegt von

M.Sc. Marc-Simon Schäfer

eingereicht bei der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät
der Universität Siegen
Siegen 2022

Betreuer und erster Gutachter
Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Hubert Roth
Universität Siegen

Zweiter Gutachter
Dr.-Ing. habil. Matthias Schmidtchen
Technische Universität Bergakademie Freiberg

Tag der mündlichen Prüfung
30.03.2023

Danksagung

Ich möchte zuerst meinem Betreuer Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Hubert Roth (ehem. *Lehrstuhl für Regelungs- und Steuerungstechnik (RST) der Universität Siegen*) für die Möglichkeit zu dieser Arbeit danken. In vielen Projektmeetings und weiteren Besprechungen zeigte er durch seine Rückfragen und Ideen Möglichkeiten für die hier vorliegenden Entwicklungen auf. Durch seine Unterstützung nicht nur bei fachlichen Fragen, sondern auch im gesamten Promotionsvorhaben konnte ich meine Fähigkeiten in der Organisation und der Projektplanung erweitern.

Ich danke meinem Zweitbetreuer Dr.-Ing. habil. Matthias Schmidtchen vom *Institut für Metallformung der Technischen Universität Bergakademie Freiberg* für seine Übernahme des Zweitgutachten.

Mein weiterer Dank gilt allen Projektpartnern im Projekt *PIREF*, das die Ausgangslage für diese Arbeit bildete. Zuallererst möchte ich Prof. Dr.-Ing. Rüdiger Deike, Dr.-Ing. Christian Overhagen und Rolf Braun vom *Lehrstuhl für Umformtechnik der Universität Duisburg-Essen* für ihre wertvolle Unterstützung im Bereich der Walzwerkstechnik danken. In etlichen Stunden bei Laboraufbauten und der praktischen Untersuchung im Versuchswalzwerk, wurde die walztechnische Grundlage der Arbeit gelegt. Außerdem wurden analytische Walzmodelle für die untersuchten Anlagenkonfigurationen bereitgestellt, die eine wichtige Grundlage für die Weiterberechnung lieferten.

Ich danke Prof. Dr.-Ing. Jörg Himmel, Annette Jobst und Mario Radschun vom *Institut für Mess- und Sensortechnik* für ihre Rückfragen im Bereich der Sensortechnik und möglicher Hardware-Realisierungen. Ich danke Dr.-Ing. Thomas Nerzak von der *SMS group GmbH* sowie Dr.-Ing. Matthias Irle, Arno Jordan und Hubert Schwan von der *EMG Automation GmbH*, die als Industriepartner im Rahmen des Projekts und auch darüber hinaus in vielen Diskussionen wertvolle Einblicke an die Kundenanforderungen und reale Prozessproblematiken erläutert haben.

Mein Dank gilt den Mitarbeitern der *Deutschen Edelstahlwerke Geisweid* und dabei besonders Jens Eisbach, Thomas Klektau und Numan Tasci. In ausführlichen Gesprächen haben sie den Prozess und Herausforderungen im realen Betrieb erklärt. Außerdem haben sie wichtige Messdaten zusammengestellt und das benötigte Fachwissen zu der Anlage vermittelt, ohne das die hier beschriebenen Methoden keine Datengrundlage hätten.

Mein Dank gilt allen Kollegen im RST-Lehrstuhl, die im Laufe der Jahre meine Arbeit geprägt haben. Ich danke Omar Gamal als Kollege in *PIREF* sowie Julio Cesar Alvarez Gomez für die vielen fachlichen Diskussionen, Gedankenanstöße und auch Motivation im Verlauf der Arbeit. Mein Dank gilt ebenso meinen direkten Kollegen Daniela Escobar Rangel, Peter Sahn, Erwin Gerz, Dr.-Ing. Jürgen Wahrburg und Dr.-Ing. Stephan Schmidt, sowie auch Prof. Dr.-Ing. habil. Michael Gerke, Dr.-Ing. Peter Will, Nasser Gyagenda und dem Sekretariat mit Birgit Hoffmann und Kristina Borchert.

Abschließend danke ich meinen Eltern, Geschwistern und meinen Freunden, die mich in den letzten fünf Jahren begleitet haben – besonders Tim, Flo und Niklas: danke für euer Zuhören, endlose Ermutigungen und euer Gebet.

Marc-Simon Schäfer
Siegen, März 2022

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Kurzzusammenfassung	V
Abstract	VI
Abbildungsverzeichnis	VII
Tabellenverzeichnis	XIII
Abkürzungsverzeichnis	XV
Symbolverzeichnis	XVII
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung und Zielsetzung	2
1.2 Methodik und Vorgehensweise	2
1.3 Gliederung der Arbeit	3
2 Inhaltliche Grundlagen	5
2.1 Prozessbeschreibung des Warmwalzprozesses	5
2.2 Mathematische Beschreibung des Umformprozesses mit der Elementaren Plastizitätstheorie	7
2.2.1 Geometrie	8
2.2.2 Fließspannung	9
2.2.3 Umformkinematik	10
2.2.4 Walzspaltmodell nach <i>von Kármán</i>	12
2.2.5 Anpassungen für das Profilwalzen	13
2.3 Modellprädiktive Regelung	14
2.3.1 Historische Entwicklung und Literatur	14
2.3.2 Allgemeine Funktionsweise und Aufbau der Regelung	15
2.3.3 Erweiterungen in MPC-Funktionen	17
2.3.3.1 Delta-Formulierung	17
2.3.3.2 Sollwertfolge	17
2.3.4 Stabilitätsbedingungen	19
2.4 Moving Horizon Estimation	19
2.4.1 Thematische Einordnung und Vergleich mit weiteren Schätzver- fahren	20
2.4.2 Allgemeine Funktionsweise und mathematische Formulierung	21
2.4.3 Bestimmung der Anfangsgewichtung	23
2.5 Numerische Lösung eines Optimalsteuerungsproblems	24
2.5.1 Übergang von OCP zu NLP	24

2.5.2	Schlupfvariablen	27
2.5.3	Skalierung des NLP	27
2.5.4	Implementierung	28
3	Stand der Technik	31
3.1	Modellierung von Warmwalzwerken und Anlagenteilen	31
3.2	Zustands- und Parameterschätzung in Walzwerken	35
3.3	Regelungen in Walzwerken	38
4	Modellierung des Fertigwalzblocks	43
4.1	Modell-Hierarchie	43
4.1.1	Aufbau eines Walzblocks	43
4.1.2	Aufbau eines Einzelgerüsts	44
4.2	Einzelkomponenten	45
4.2.1	Antriebssystem	45
4.2.1.1	Motor	46
4.2.1.2	Trägheitsmomente	47
4.2.1.3	Drehzahlregelkreis	47
4.2.2	Analytisches Walzmodell	47
4.2.2.1	Geometrie	48
4.2.2.2	Umformprozess	48
4.2.2.3	Kinematik	50
4.2.3	Transportverzögerungen	51
4.2.4	Verkettung von Einzelgerüsten	52
4.3	Testanlage und deren Parametrierung	55
4.4	Validierung	56
4.4.1	Validierung der Einzelmodelle	56
4.4.1.1	Antriebsstrang	56
4.4.1.2	Statisches Walzmodell	60
4.4.1.3	Verkopplung der Walzgerüste	62
4.4.2	Validierung des Gesamtmodells	63
4.4.3	Zusammenfassung	71
4.5	Modellreduktion und Analyse	72
4.5.1	Modellreduktion des Fertigwalzblocks	72
4.5.1.1	Klassifizierung der Teilmodelle	72
4.5.1.2	Modellgleichungen	73
4.5.2	Validierung des reduzierten Modells	76
5	Schätzungen im Fertigwalzblock	79
5.1	Statische Schätzung der Längsspannungen	79
5.1.1	Genutzte Modellstruktur	79
5.1.2	Optimierungsproblem und Parametrierung	82
5.1.3	Ergebnisse und Diskussion	85
5.2	Schätzung der Längsspannungen und des Materialflusses	91
5.2.1	Problemformulierung und Parametrierung	91
5.2.2	Ergebnisse am reduzierten Modell	93
5.2.3	Ergebnisse an Messwerten	96
5.2.4	Parameterschätzung	103
5.3	Zusammenfassung	104
6	Materialflussregelung	105
6.1	Anforderung und Struktur	105

6.2	MPC-Regelung am reduzierten Modell	107
6.2.1	Aufbau und Parametrierung	107
6.2.2	Szenarien	110
6.2.3	Auswertung	113
6.3	Regelung des Fertigwalzblock-Simulators	116
6.3.1	Aufbau und Anpassung der Parametrierung	116
6.3.2	Auswertung	118
6.3.2.1	Vergleichssimulation mittels LQI-Ansatzes	118
6.3.2.2	Performance unter minimalem/maximalen Prozesswissen	121
6.3.2.3	Parametrierung unter realen Bedingungen	123
6.3.2.4	Parametrierung unter realen Bedingungen mit veränder- tem Arbeitspunkt	126
6.4	Zusammenfassung	129
7	Performance und Echtzeitfähigkeit	131
7.1	Simulationsumgebung	131
7.2	Codegenerierung für Echtzeitsystem	133
8	Zusammenfassung und Ausblick	137
A	Stabilitätsnachweis für MPC	141
B	Systembeschreibung für LQI-Regelung	145
C	Auflistung der genutzten Walzszenarien	147
	Literatur	151

Kurzzusammenfassung

Die Anforderungen an industrielle Applikationen stehen vor immer neuen Herausforderungen und dem Erreichen höherer Effizienzen. Dies gilt auch für die Walzwerksbranche und darin speziell den Warmwalzwerken. In diesen ist aufgrund der rauen Umgebungsbedingungen ein Sensoreinsatz nur eingeschränkt möglich. Für die Prozessoptimierung wird allerdings ein möglichst hoher Grad an Wissen über den Anlagenzustand benötigt, um daraufhin Optimierungen durchzuführen.

In dieses offene Entwicklungsfeld liefert die vorliegende Arbeit einen Beitrag. Es wird zuerst die dynamische Modellierung des Walzprozesses für einen Fertigwalzblock für Stabstahl durchgeführt. Anschließend werden optimalitätsbasierte Verfahren zur Schätzung von Zustandsgrößen beschrieben und abschließend eine optimalitätsbasierte Regelung vorgestellt. Dabei betreffen die hier betrachteten Anlagenzustände vor allem den Materialfluss – die Materialgeschwindigkeiten und -querschnittsflächen sowie die Längsspannungen zwischen den einzelnen Walzgerüsten. Diese Größen sind im betrachteten Anlagenlayout nicht als Messgrößen verfügbar, liefern aber einen essentiellen Einblick in das Prozessverhalten.

Für die mathematische Modellierung des Walzprozesses werden physikalisch basierte Ansätze verwendet, die das Umformverhalten im Walzspalt darstellen, aber auch das Verhalten der kinematischen Größen. Dynamiken, die durch den Antriebsstrang der Walzen eingebracht werden und auch die Verkopplung der Walzgerüste untereinander, führen zu dem Gesamtsystem, das als Simulator verwendet wird. Diese Modelle werden mit realen Anlagenparametern konfiguriert und anschließend mit Messwerten dieser Anlage validiert.

Bei der Schätzung und der Regelung liegt der Fokus auf optimalitätsbasierten Verfahren, nämlich der Moving Horizon Estimation (MHE) zur Schätzung und dem Model Predictive Control (MPC) zur Regelung. Mit zusätzlichen Randbedingungen und Parametern aus der realen Anlage werden die nichtlinearen Optimierungsprobleme aufgestellt, die anschließend mit numerischen Solvern gelöst werden. Dabei wird der industrielle Aspekt berücksichtigt, dass Verschleiß und Unsicherheiten bei der Parametrierung zu Ungenauigkeiten in der Prozessbeschreibung führen.

In der Arbeit wird ein Walzsimulator für N Walzgerüste erstellt, der für jedes Gerüst individuell parametrierbar ist und somit eine Vielzahl von möglichen Konfigurationen von Fertigwalzblöcken abdeckt. Davon ausgehend wird ein reduziertes, nichtlineares Materialflussmodell entwickelt, das als Grundlage für den MHE und MPC dient.

Der MHE liefert den vollständigen Zustandsvektor des Materialflusses, der bislang in der Anlage nicht verfügbar ist. Außerdem werden walzspezifische Größen (z.B. der Umformgrad) und ihren Einfluss auf den Materialfluss online geschätzt.

Der MHE/MPC-Ansatz wird erfolgreich am Walzsimulator angewendet und stellt den konstanten Materialfluss auch bei externen, unbekanntem Störungen sicher. Es wird gezeigt, dass bei bekannten Störungen die Ausregelzeit um bis zu 20 % reduziert wird. Zusätzlich wird simulativ dargestellt, dass die Verwendung von Sensorik für die Eingangsgrößen, einen weiteren Performancegewinn darstellt. Im Vergleich mit konventionellen Reglerstrukturen stellt sich heraus, dass die Berücksichtigungen von Prozessbegrenzungen und Messung von externen Störgrößen eine signifikante Reduktion der Ausregelzeit mit sich führt.

Abschließend wird exemplarisch gezeigt, wie die ermittelten Lösungen für einen echtzeitfähigen Betrieb umformuliert werden können und es wird ein Überblick zu den verschiedenen Laufzeiten der optimalitätsbasierten Verfahren gegeben.

Abstract

The requirements for industrial applications are constantly facing new challenges and the achievement of higher efficiencies. This also applies to the rolling mill industry and especially to hot rolling mills. In these, the use of sensors is only possible to a limited extent due to the harsh environmental conditions. For process optimization, however, the highest possible degree of knowledge about the plant condition is required in order to carry out optimizations on this basis.

The present work makes a contribution to this open field of development. First, the dynamic modeling of the rolling process for a finishing rolling block for steel bars is carried out. Then, optimality-based methods for estimating state variables are described and, finally, an optimality-based control system is presented. The plant states considered here mainly concern the material flow – the material velocities and cross-sectional areas as well as the longitudinal stresses between the individual rolling stands. These quantities are not available as measured variables in the considered plant layout, but provide essential insight into the process behavior.

For the mathematical modeling of the rolling process, physically based approaches are used which represent the forming behavior in the roll gap, but also the behavior of the kinematic variables. Dynamics introduced by the drive train of the rolls, and also the coupling between the rolling stands, lead to the overall system used as a simulator. These models are configured with real plant parameters and then validated with measured values from this plant.

For estimation and control, the focus is on optimality-based methods, namely Moving Horizon Estimation (MHE) and Model Predictive Control (MPC). With additional constraints and parameters from the real plant, the nonlinear optimization problems are set up, which are then solved with numerical solvers. The industrial aspect that wear and uncertainties in parameterization lead to inaccuracies in the process description is taken into account.

In this work, a rolling simulator for N rolling stands is created, which can be parameterized individually for each stand and thus covers a large number of possible configurations of finishing rolling blocks. From this, a reduced nonlinear material flow model is developed to serve as the basis for the MHE and MPC.

The MHE provides the complete state vector of the material flow, which is not available in the plant so far. In addition, roll-specific variables (e.g., the degree of deformation) and their influence on the material flow are estimated online.

The MHE/MPC approach is successfully applied to the rolling simulator and ensures constant material flow even in the presence of external, unknown disturbances. It is shown that for known disturbances, the settling time is reduced by up to 20%. In addition, it is shown in simulation that the use of sensors for the input variables, represents a further performance gain. In comparison with conventional controller structures, it is shown that the consideration of process limitations and measurement of external disturbance variables leads to a significant reduction of the settling time.

Finally, an example is given of how the determined solutions can be reformulated for real-time operation, and an overview is given of the different runtime durations of the optimality-based methods.

Abbildungsverzeichnis

2.1	Schematische Darstellung der Anlagenkomponenten innerhalb eines Warmwalzwerks für Profile	6
2.2	Umformgeometrie des Walzspalts beim Flachwalzen.	8
2.3	Qualitative Warmfließkurve für Metalle bei konstanter Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ und Temperatur ϑ	9
2.4	Spezifische Formänderungsarbeit Δw zur Berechnung der mittleren Fließspannung k_{fm}	10
2.5	Geschwindigkeitsverteilung im Walzspalt, mit: Voreilzone (VZ), Nacheilzone (NZ) [8].	11
2.6	Walzspaltbeschreibung der Elementaren Theorie mittels infinitesimalen Ebenen-Elementen.	12
2.7	Geschlossener Regelkreis und Elemente eines MPC-Reglers (Streckenmodell (Prädiktion), Optimierer, Gütekriterium und Beschränkungen). . . .	15
2.8	Zeitlicher Verlauf eines MPC-Reglers für ein SISO-System mit einem Prädiktionshorizont N_p und dem Steuerhorizont N_c (in Anlehnung an [17]). .	16
2.9	Strukturbild des Störbeobachters für den MPC-Regler, der aus den Messungen \underline{y}_m den geschätzten Zustand \hat{x} und die Störung \hat{d} bestimmt.	18
2.10	Schematischer zeitlicher Verlauf des MHE-Algorithmus für ein SISO-System. Über den Beobachtungshorizont N wird aus den Messwerten $y(k - i)$ und Eingangsgrößen $u(k - i)$ der geschätzte Zustand $x(k)$ unter Berücksichtigung der Grenzen $u_{min/max}$ und $x_{min/max}$ ermittelt (nach [69]).	21
2.11	Aufbau und Komponenten eines MHE im Blockschaltbild des geschlossenen Regelkreis. Die Grundelemente des MHE bestehen aus dem Streckenmodell, Gütekriterium, Beschränkungen und der Optimierung.	22
2.12	Lösungsmöglichkeiten von Optimierungsproblem für zeitkontinuierliche Systeme.	25
2.13	Prinzipdarstellung der Multiple-Shooting-Struktur.	26
3.1	Modellierungsabhängigkeiten zur Prozessoptimierung für die Entwicklungsdomänen <i>Regelung</i> , <i>Simulator</i> und <i>Schätzung</i>	32
3.2	Blockschaltbild eines Regelkreises mit Schätzer, der aus den Messwerten \underline{y}_m und den Stellgrößen \underline{u} einen vollständigen Zustand \hat{x} ermittelt. . .	37
4.1	Schematischer Aufbau des gesamten Walzblocks mit den Einzelgerüsten G1 . . . GN und ihren jeweiligen Antrieben und Transportverzögerungen. Die angrenzenden Anlagenteile mit Zwischenstraße, Schere S1/S2, Bremsstreiber und Kühlbett werden in den Randbedingungen beachtet. . .	44
4.2	Schematischer Aufbau eines Einzelgerüsts mit den entsprechenden Signalverkettungen. Die Eingangs-/Ausgangsgrößen sind in Tabelle 4.1 aufgelistet.	45
4.3	Geschwindigkeitsregler und Antriebskomponenten.	46

4.4	Mechanik des Antriebsstrangs von dem Motor bis zu den Walzscheiben in der Dreiwalzenkonfiguration.	47
4.5	Ein- und auslaufende Kontur des dritten Walzgerüsts (links) und vierten Walzgerüsts (rechts). In grau werden die Walzscheiben mit ihrer jeweiligen Kontur und dem einbeschriebenen Kaliber dargestellt.	48
4.6	Längenabhängige Pufferung zwischen benachbarten Walzgerüsten, um Transportverzögerung zu simulieren.	51
4.7	Allgemeines Kontrollvolumen für sich ändernde Volumina.	53
4.8	Kontrollvolumen zwischen zwei benachbarten Walzgerüsten.	54
4.9	Schematischer Aufbau des gesamten Walzblocks mit den Einzelgerüsten G1 . . . G6 und den angrenzenden Anlagenteilen mit Zwischenstraße, Schere S1/S2, Bremstreiber und Kühlbett.	55
4.10	Verteilung der Reglerbandbreite für alle Walzgerüste über die ausgewerteten Szenarien.	59
4.11	Relativer Fehler (oben) sowie Absolutwert (unten) der Ausgangsfläche $A_{1,6}$ des letzten Walzgerüsts zwischen berechneter Geometrie und Messwert über alle Testszenarien. Gleiche Werkstoffgruppen sind farblich gleich hinterlegt.	60
4.12	Relativer Fehler der Walzkraft (oben) und des Walzmoments (unten) zwischen berechnetem Umformmodell und gemessenen Größen über alle Testszenarien. Gleiche Werkstoffgruppen sind farblich gleich hinterlegt.	61
4.13	Relativer Fehler ε_v der Materialgeschwindigkeiten über alle Testszenarien. Gleiche Werkstoffgruppen sind farblich gleich hinterlegt.	62
4.14	Einlauf eines Stabs und Eingangsänderung der Materialfläche $A_{1,i-1}$ (oben). Dazugehörige Längsspannung σ_0 (unten).	63
4.15	Einlauf eines Stabs mit drei unterschiedlichen Walzgerüstabständen (d_1, d_2, d_3) und resultierenden Längsspannungen σ_0 (oben). Zusätzlicher Fehler der Ausgangsgeschwindigkeit v_{err} (unten).	64
4.16	Simulationsergebnis eines Stabes und Darstellung der Längsspannung σ_0 zwischen den Walzgerüsten ($i, i + 1$) (links) und der Walzkraft F_r (rechts).	65
4.17	Vergleich von Simulationswerten der Längsspannung σ_0 zwischen den Walzgerüsten ($i, i + 1$) (links) und Simulations-/Messwerten den Eingangsgrößen A_0, v_0 (rechts).	66
4.18	Vergleich von Simulationswerten und Messwerten (Strich-Punkt) der Walzkraft F_r (links) und Motordrehmomenten M_r (rechts).	66
4.19	Vergleich von Simulationswerten der Längsspannung σ_0 zwischen den Walzgerüsten ($i, i + 1$) (links) und Simulations-/Messwerten den Eingangsgrößen A_0, v_0 (rechts).	68
4.20	Vergleich von Simulationswerten und Messwerten (Strich-Punkt) der Walzkraft F_r (links) und Motordrehmomenten M_r (rechts).	69
4.21	Vergleich von Simulationswerten und Messwerten (Strich-Punkt) der Walzkraft F_r und der Walzspaltänderung für die Walzgerüste 1-3 (links) und 4-6 (rechts).	70
4.22	Änderungen der Längsspannung σ (links) und der Motordrehmomente (rechts) bei einer Walzspaltänderung.	70
4.23	Vergleich von Simulationswerten und Messwerten (Strich-Punkt) des Motordrehmoments M_r und der Drehzahländerung für die Walzgerüste 1-3 (links) und 4-6 (rechts).	71
4.24	Verlauf der Längsspannung σ bei Änderung der Motorgeschwindigkeit nach Abbildung 4.23.	71

4.25	Strukturbild eines Hammerstein-Systems mit einer statischen Nichtlinearität $F(x)$ und einer linearen Übertragungsfunktion $G(s)$	73
4.26	Validierungsaufbau zum Vergleich des Buffer-Ansatzes (Zeitverzögerung t_i) und des approximierten PT2-Ansatzes (Zeitverzögerung T_{di}). . .	76
4.27	Verlauf der Transportverzögerung des Buffer-Ansatzes im Vergleich zum approximierten PT2-Ansatz (Strich-Punkt).	77
4.28	Vergleich von Simulationsergebnissen zu reduzierter Modellapproximation (Strich-Punkt). Links: Längsspannungen σ_0 , rechts: Walzkraft F_r	77
5.1	Walzgut zwischen angrenzenden Walzgerüsten $(i, i + 1)$ mit den verknüpfenden Eingangszugkräften $F_{z0,i/i+1}$ und Ausgangszugkräften $F_{z1,i/i+1}$. . .	80
5.2	Schematisches Anlagenlayout mit angrenzenden Anlagenteilen P1 und N1.	80
5.3	Messwerte des normalisierten Lastmoments des vorigen Walzgerüsts P1 und des angrenzenden Walzgerüsts G1 beim Einlauf eines Stabs in das Walzgerüst G1. Durch die Kopplung entsteht ein veränderter Arbeitspunkt für P1.	81
5.4	Sensitivitäten der normalisierten Walzkraft (links) und des normalisierten Walzmoments (rechts) bei relativer Änderung der bezogenen Längsspannung in $-0,05 \leq \frac{\sigma_{0/1}}{k_{fm}} \leq 0,05$	81
5.5	Schematisches Anlagenlayout mit angrenzenden Anlagenteilen P1, N1 und den dabei auftretenden Längsspannungen $\sigma_{0,1}$ und $\sigma_{1,6}$	84
5.6	Statische Schätzung der Längsspannungen σ und der mittleren Fließspannung k_{fm} . Links: Längsspannungen σ_{jk} der Walzgerüste (j, k) . Rechts: mittlere Fließspannung k_{fm} und Initialwert $k_{fm,0}$ (Strich-Punkt, transparent).	87
5.7	Statische Schätzung der Längsspannungen σ_0 und der mittleren Fließspannung k_{fm} . Links: Walzkraft F_r (geglätteter Messwert in Strich-Punkt, transparent). Rechts: Walzmoment M_r (geglätteter Messwert in Strich-Punkt, transparent).	87
5.8	Auswertung der Fehlermetrik aller 92 Szenarien des geschätzten zu dem gemessenen Walzmoment. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$	88
5.9	Auswertung der Fehlermetrik aller 92 Szenarien der geschätzten zu der gemessenen Walzkraft. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$	89
5.10	Auswertung der Fehlermetrik aller 12 Szenarien des geschätzten zu dem simulierten Walzmoment. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$	94
5.11	Auswertung der Fehlermetrik aller 12 Szenarien der geschätzten zu der simulierten Walzkraft. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$	95
5.12	Auswertung der Fehlermetrik aller 12 Szenarien der geschätzten zu der simulierten Längsspannung σ . Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$. Oben: Abweichungen bei gleichem Arbeitspunkt. Unten: Geänderter Arbeitspunkt bei allen Szenarien auf Szenario 55.	95
5.13	Schätzung der Längsspannungen σ und der mittleren Fließspannung k_{fm} . Links: Längsspannungen σ_{jk} der Walzgerüste (j, k) . Rechts: mittlere Fließspannung k_{fm}	97
5.14	Vergleich der Schätzung zu den Messwerten. Links: Walzkraft F_r (geglätteter Messwert in Strich-Punkt, transparent). Rechts: Walzmoment M_r (geglätteter Messwert in Strich-Punkt, transparent).	97

5.15	Auswertung der Fehlermetrik aller 92 Szenarien des geschätzten zu dem gemessenen Walzmoment. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$	99
5.16	Auswertung der Fehlermetrik aller 92 Szenarien der geschätzten zu der gemessenen Walzkraft. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$	99
5.17	Vergleich des MAE-Fehlers der Walzkraft zwischen statischer Schätzung und MHE über alle 92 Szenarien.	100
5.18	Vergleich des MAE-Fehlers des Walzmoments zwischen statischer Schätzung und MHE über alle 92 Szenarien zusammengefasst pro Walzgerüst.	100
5.19	Links: Vergleich der geschätzten Eingangs-/Ausgangsgrößen (<i>est</i>) mit den gemessenen Größen (<i>meas</i>). Rechts: Vergleich des mittleren Umformgrads $\underline{\varphi}_i$ des Szenarios 30 mit dem nominellen Wert der MHE-Parametrierung aus Szenario 54 (Strich-Punkt, transparent).	101
5.20	Vergleich der Parameterschätzung des Umformgrads $\varphi_{1..6}$ mit den Initialwerten (Strich-Punkt, transparent).	103
6.1	Blockschaltbild des verwendeten Materialflussreglers. Die Stellgröße \underline{u} ist der Referenzwert für die jeweiligen Einzelgerüste ($G1 \dots GN$).	105
6.2	Blockschaltbild des geschlossenen Regelkreises mit MPC und MHE. Die Streckenparametrierung \underline{p} unterscheidet sich von der MHE/MPC-Parametrierung \underline{p}_c	108
6.3	Simulation des geschlossenen Regelkreises (MHE/MPC) von Test-1 am reduzierten, nichtlinearen Streckenmodell. Links: Stellgrößen (Motorgeschwindigkeiten) v_{ref} des MPC-Reglers. Rechts: Regelgrößen (Längsspannungen) σ_0 des MHE.	113
6.4	Vergleich des geschlossenen Regelkreises (MHE/MPC) zwischen Test-1 und Test-2 der ersten drei Walzgerüste. Links: Stellgrößen (Motorgeschwindigkeiten) v_{ref} des MPC-Reglers. Rechts: Regelgrößen (Längsspannungen) σ_0 des MHE.	114
6.5	Vergleich des geschlossenen Regelkreises (MHE/MPC) zwischen Test-1 und Test-3 der ersten drei Walzgerüste. Links: Stellgrößen (Motorgeschwindigkeiten) v_{ref} des MPC-Reglers. Rechts: Regelgrößen (Längsspannungen) σ_0 des MHE.	114
6.6	Vergleich des geschlossenen Regelkreises (MHE/MPC) zwischen Test-1 und Test-4 der ersten drei Walzgerüste. Links: Stellgrößen (Motorgeschwindigkeiten) v_{ref} des MPC-Reglers. Rechts: Längsspannung $\sigma_{0,i}$ des MHE.	115
6.7	Blockschaltbild des geschlossenen Regelkreises des Fertigwalz-Simulators mit MPC und MHE. Die Streckenparametrierung \underline{p} unterscheidet sich von der MHE/MPC-Parametrierung \underline{p}_c	116
6.8	Profil der Störungen, das in allen Tests verwendet wird. Relative Abweichungen Materialgeschwindigkeit (ε_{v_0}) und Materialeingangsfläche (ε_{A_0}) sowie Änderungen im Walzspalt d_{gap} der Walzgerüste 2 und 5.	117
6.9	Längsspannungen σ von MHE geschätzt und LQI bzw. MPC (\diamond) geregelt für verschiedene Störungen. Die Längsspannungen $\sigma_{i-1,i}$ liegen zwischen den Walzgerüsten ($i-1, i$) vor.	120
6.10	Längsspannungen σ von MHE geschätzt und MPC geregelt für verschiedene Störungen zu den idealen Parametern (\star) und mit großen Unsicherheiten (\diamond). Die Längsspannungen $\sigma_{i-1,i}$ liegen zwischen den Walzgerüsten ($i-1, i$) vor.	122

6.11	Vergleich des geschlossenen Regelkreises (MHE/MPC) zwischen unsicheren (\diamond) und idealen Parametern (\star) der ersten drei Walzgerüste. Darstellung der Abweichung der Stellgrößen Δv_{ref} des MPC-Reglers bezogen auf ihren initialen Arbeitspunkt.	123
6.12	Geschätzte Eingangsgrößen (A_0, φ, v_0) des MHE für das unsichere (\diamond) und ideale Verhalten (\star) sowie die reale Konfiguration (Δ).	125
6.13	Längsspannungen σ von MHE geschätzt und MPC geregelt für verschiedene Störungen. Vergleich zwischen den idealen (\star) und unsicheren Parametern (\diamond) mit denen der realen Konfiguration (Δ). Die Längsspannungen $\sigma_{i-1,i}$ liegen zwischen den Walzgerüsten ($i-1, i$) vor.	126
6.14	Längsspannungen σ von MHE geschätzt und MPC geregelt für das Simulationsszenario 29. Vergleich zwischen der Parametrierung mit gleichem Arbeitspunkt (29, Δ) und dem Arbeitspunkt des Szenarios 55 (<i>Sc55</i>). Die Längsspannungen $\sigma_{i-1,i}$ liegen zwischen den Walzgerüsten ($i-1, i$) vor.	128
7.1	Exemplarischer Vergleich der Längsspannungen σ als Regelgröße zwischen der Implementation aus <i>CasADi</i> (\diamond) und <i>acados</i> (Δ).	134

Tabellenverzeichnis

2.1	Entscheidungsvariablen für ein allgemeines OCP.	28
3.1	Zusammenstellung der Literatur zur Modellierung und beschriebener Teilmodelle.	35
4.1	Eingangs- und Ausgangsgrößen eines Walzgerüsts k mit der jeweiligen Signalherkunft (Eingang) bzw. Signalziel (Ausgang).	45
4.2	Verwendete Parameter für das Walzmodell.	49
4.3	Geschätzte Reibungsparameter für jeweilige Walzgerüste und resultierender Fehler zu den Messwerten.	58
4.4	Parametrierung des Gradientenabstiegsverfahren (GD).	58
4.5	Phasen beim Walzen eines Stabs.	65
4.6	Vergleich der gemittelten Motormomente \bar{M}_r und des relativen Fehlers ε_{rel} zwischen Messwerten (<i>meas</i>), statischer Berechnung (<i>static</i>) und dynamischer Simulation (<i>sim</i>).	67
4.7	Vergleich der gemittelten Motormomente \bar{M}_r und des relativen Fehlers ε_{rel} zwischen Messwerten (<i>meas</i>), statischer Berechnung (<i>static</i>) und dynamischer Simulation (<i>sim</i>).	68
4.8	Mittelwerte der Abweichungen aller Walzgerüste nach Walzspaltänderung für simulierte (<i>sim</i>) und gemessene Walzkräfte (<i>meas</i>) sowie die relativen Fehler ε_{rel}	69
4.9	Klassifizierung der Teilmodelle bzgl. ihrer Modellcharakteristik.	72
4.10	Übersicht aller verwendeten Zustände, Eingangsgrößen und Parameter sowie deren Dimension.	74
4.11	Vergleich der Anzahl der unterschiedlichen Größen zwischen vollständigem Simulationsmodell und reduziertem Modell pro Walzgerüst.	76
5.1	Skalierungsfaktoren des Optimierungsproblems.	83
5.2	Harte Beschränkungen der Optimierungsvariable.	83
5.3	Solver-Einstellungen für statisches Optimierungsproblem.	84
5.4	Verwendete Parameter p des Optimierungsproblems.	86
5.5	Mittlere Fehler eines Szenarios für alle Walzgerüste 1-6.	86
5.6	Klassifizierung der Szenarien und gemittelte Fehler aller Walzgerüste für die Walzkraft ($\bar{\varepsilon}_{MAE,F}$, $\bar{\varepsilon}_{rel,F}$) und das Walzmoment ($\bar{\varepsilon}_{MAE,M}$, $\bar{\varepsilon}_{rel,M}$).	89
5.7	Gewichtungsmatrizen für MHE am reduzierten Modell.	93
5.8	Störterme für Simulation und deren Parametrierung.	94
5.9	Gewichtungsmatrizen für MHE an realen Messwerten.	96
5.10	Mittlere relative und MAE-Fehler eines Szenarios für alle Walzgerüste 1-6.	98
5.11	Übersicht der Eingangsgrößen \underline{u} . Legende für Herkunft: direkt messbar (m); approximiert (a); unbekannt (u).	98

5.12	Klassifizierung der Szenarien und gemittelte Fehler aller Walzgerüste für die Walzkraft ($\bar{\varepsilon}_{MAE,F}$, $\bar{\varepsilon}_{rel,F}$) und das Walzmoment ($\bar{\varepsilon}_{MAE,M}$, $\bar{\varepsilon}_{rel,M}$).	100
5.13	Klassifizierung des Szenarios 30: MAE-Fehler und mittlerer Betrag der additiven Störung sowie bezogener Fehler aller Walzgerüste für die Walzkraft ($\bar{\varepsilon}_{MAE,F}$, $\bar{d}_{MAE,F}$, $\bar{\varepsilon}_{d,F}$) und das Walzmoment ($\bar{\varepsilon}_{MAE,M}$, $\bar{d}_{MAE,M}$, $\bar{\varepsilon}_{d,M}$).	102
6.1	Genutzte MPC-Begrenzungen mit jeweiliger Beschränkungsart hart(h), weich(w).	108
6.2	Gewichtungsmatrizen für MPC.	109
6.3	MPC-Parametrierung.	110
6.4	Zuordnung der MHE/MPC-Parameter in drei Parametergruppen.	111
6.5	Normalverteiltes Messrauschen σ_{meas} auf den verwendeten Messgrößen.	112
6.6	Änderungen in den Gewichtungen des MHE für Parametrierung-1 und -2 mit: Abweichung Eingangsgrößen \underline{R} und Änderung Eingangsgrößen \underline{R}_Δ für Eingangsgeschwindigkeit v_0 und -fläche A_0	112
6.7	Überblick der genutzten Test-Szenarien mit bekannten (✓) oder unbekanntem (o) Werten.	113
6.8	Datengrundlage der Parametrierung für MHE und MPC für das ideale Verhalten (★) und das unsichere Verhalten (◇).	121
6.9	Datengrundlage der Parametrierung für MHE und MPC für das reale Verhalten (Δ). Im Vergleich dazu das ideale (★) und unsichere Verhalten (◇).	124
6.10	Mittlerer absoluter Fehler pro Walzgerüst für die MHE/MPC-Konfiguration in den betrachteten Tests.	125
6.11	Parametrierung und Datenursprung für die Simulation des Fertigwalzblocks (WP_{HRM}) und die Konfiguration des MHE/MPC (WP_{MHE}).	127
7.1	Auflistung der Problemdimensionen für MPC und MHE.	131
7.2	Einstellungen des IPOPT-Solvers.	132
7.3	Einstellungen der SQP-Solver.	132
7.4	Solverbedingte Fehler und Laufzeiten unterschiedlicher MHE-Konfigurationen.	133
7.5	Solverbedingte Fehler und Laufzeiten unterschiedlicher MPC-Konfigurationen.	133
7.6	Einstellungen für die expliziten und impliziten Runge-Kutta-Solver (ERK, IRK).	134
7.7	Solverbedingte Fehler und Laufzeiten der acados-MPC-Implementation für explizite/implizite RK-Verfahren.	135
C.1	Verwendete Szenarien mit Werkstoffen und Messwerten zum Materialfluss. Materialbezeichnungen und EN-Standard: 100Cr6 - 1.2067; 16MnCr5 - 1.7131; X12Cr-K - 1.4300; X15Cr-H2 - 1.4119.	149

Abkürzungsverzeichnis

AGC	Automatic Gauge Control
ARMAX	Auto-Regressive Moving-Average with eXogenous Input
ARX	Auto-Regressive with eXogenous Input
ASM	Active-Set-Method
CARIMA	Controller Auto-Regressive Integrated Moving-Average
DGL	Differentialgleichung
EKF	Extended Kalman Filter
FEM	Finite Elemente Methode
FIR	Finite Impulse Response
FIFO	First-In First-Out
GPC	General Predictive Control
HIL	Hardware-in-the-loop
HRM	Hot Rolling Mill (Fertigwalzblock-Simulator)
iba	Ingenieurbüro Anhaus; System zur Messwerterfassung und -auswertung
IPM	Interior Point Method
LP	Linear Program
LQI	Linear Quadratic Integral
LQR	Linear Quadratic Regulator
LTI	Linear Time Invariant
LTV	Linear Time Variant
LZI	Linear Zeitinvariant
LZV	Linear Zeitveränderlich
MAE	Mean Absolute Error
MHE	Moving Horizon Estimator
MPC	Model Predictive Control
MTC	Minimum Tension Control
NLP	Nonlinear Program
OCP	Optimal Control Problem
QP	Quadratic Program
RCP	Rapid Control Prototyping-System
RK	Runge-Kutta
RLS	Recursive-Least-Square Schätzer
SISO	Single-Input Single-Output
SPS	Speicherprogrammierbare Steuerung
SQP	Sequential Quadratic Program
SVR	Support Vector Regression
UDE	Universität Duisburg-Essen

Symbolverzeichnis

Allgemein

k	Zeit (diskret)
t	Zeit (kontinuierlich)
T_s	Abtastzeit

Modellierung und Walzprozess

$A_{0/1}$	Materialquerschnittsfläche (Eingang/Ausgang)
A_d	gedrückte Fläche im Walzspalt
α_0	Anstichwinkel
α_F	Fliebscheidenwinkel
$b_{0/1}$	Materialbreite (Eingang/Ausgang)
β_F	bezogene Fliebscheidenlage
$C_{0/1}$	Materialkontur (Eingang/Ausgang)
δ	Getriebeübersetzungsverhältnis
E	Elastizitätsmodul
ε_A	relative Formänderung
F_r	Walzkraft
$h_{0/1}$	Materialhöhe (Eingang/Ausgang)
k_{fm}	mittlere Fliebspannung
κ	Voreilung
L_0	Walzgerüstabstand (nominal)
l_d	gedrückte Länge im Walzspalt
M_{Load}	Lastmoment
M_{Loss}	Verlustmoment
M_M	Motormoment
M_r	Walzmoment
R	Walzenradius
R_{eff}	arbeitender Walzenradius
φ	Umformgrad
$\dot{\varphi}$	Umformgeschwindigkeit
Q_p/Q_m	Geometriefaktoren (Walzkraft/Walzmoment)
ρ	spezifische Materialdichte
$\sigma_{0/1}$	Längsspannung (Eingang/Ausgang)
T/ϑ	Temperatur
Θ	Trägheitsmoment
$v_{0/1}$	Materialgeschwindigkeit (Eingang/Ausgang)
v_{Ist}	Walzendrehzahl
v_{ref}	Motordrehzahl (Sollwert)
v_u	Umfangsgeschwindigkeit (Walzspalt)

ω Kreisfrequenz

Optimierung

J Gütekriterium
 N_c Steuerhorizont
 N_p Prädiktionshorizont
 \underline{Q} Gewichtungsmatrix (Zustand)
 \underline{R} Gewichtungsmatrix (Stellgröße)
 \underline{T} Gewichtungsmatrix (Anfangswert/Endwert)
 \underline{W} Gewichtungsmatrix (Rauschterme)
 $\underline{\omega}$ Entscheidungsvariable
 $\underline{\omega}_{lb/ub}$ untere/obere Grenze für Entscheidungsvariable

Systemtheorie

\underline{A} Systemmatrix (linear)
 \underline{B} Eingangsmatrix (linear)
 \underline{C} Ausgangsmatrix (linear)
 \underline{D} Durchschaltmatrix (linear)
 \underline{d} Störgrößen im Regelkreis
 $\underline{f}(\cdot)$ Zustandsübergangsfunktion (nichtlinear)
 $\underline{G}(s)$ Übertragungsfunktion (Laplace)
 $\underline{h}(\cdot)$ Ausgangsfunktion (nichtlinear)
 \underline{u} Eingangsvektor/Stellgröße
 \underline{w}_{ref} Sollwert
 \underline{x} Zustandsvektor
 $\underline{\hat{x}}$ Zustandsvektor (geschätzt)
 \underline{y} Ausgangsvektor
 \underline{y}_m Ausgangsvektor (Messgrößen)

Verwendete mathematische Notation

Notation

$a, A \in \mathbb{R}$	Skalare Größe
$\underline{b} \in \mathbb{R}^{n \times 1}$	Spaltenvektor der Dimension $n \times 1$
$\underline{C} \in \mathbb{R}^{n_r \times n_c}$	Matrix der Dimension $n_r \times n_c$
$\underline{f}(\underline{x}, \underline{y}) : \mathbb{R}^{n_x \times 1} \times \mathbb{R}^{n_y \times 1} \mapsto \mathbb{R}^{n_x \times 1}$	Vektorfunktion der Dimension $n_x \times 1$ basierend auf Vektoren der Dimension n_x und n_y
$g(\underline{x}, \underline{y}) : \mathbb{R}^{n_x \times 1} \times \mathbb{R}^{n_y \times 1} \mapsto \mathbb{R}$	Funktional basierend auf Vektoren der Dimension n_x und n_y
$\underline{A} \circ \underline{b}$	elementweise Matrix-Vektor-Multiplikation mit <i>Hadamard-Produkt</i> oder auch <i>Schur-Produkt</i> \circ . Gilt auch für Matrix-Matrix und Vektor-Vektor

Operatoren

$\arg \min_{\underline{x}} J(\underline{x})$	Argument \underline{x} nach erfolgter Minimierung von J
$\text{diag}(\underline{x})$	Diagonalmatrix mit Einträgen von \underline{x} auf der Hauptachse
$\text{mean}(\underline{x})$	Mittelwert von \underline{x}
$\text{min}(\underline{x})$	Minimum von \underline{x}
$\text{max}(\underline{x})$	Maximum von \underline{x}
$\text{median}(\underline{x})$	Median von \underline{x}
$\text{abs}(\underline{x})$	Absolutwert von \underline{x}
$\text{floor}(\underline{x})$	Abrunden von \underline{x} auf nächst ganzzahliges Ergebnis
$\text{ceil}(\underline{x})$	Aufrunden von \underline{x} auf nächst ganzzahliges Ergebnis

Weitere Notationen

$\langle \text{name} \rangle$	Eigenname (z.B. für Frameworks und Programme)
-------------------------------	---

Kapitel 1

Einleitung

Industrielle Applikationen stehen in einem ständigen Wandel, da die Anforderungen des Marktes sehr kurzlebig sind und immer neue Innovationen benötigen. Durch das globale Wirtschaftssystem und den immer stärkeren Konkurrenzdruck müssen Unternehmen neue Alleinstellungsmerkmale aufweisen. Für den Maschinenbau in Deutschland wird dies heutzutage nicht allein durch die Konstruktion von Anlagen erfüllt, sondern auch die Performance, Maßhaltigkeit und schnelle Adaption auf neue Produktanforderungen müssen umgesetzt werden. Dazu ist die Anlagenvernetzung und -verfügbarkeit eine steigende Anforderung. Im deutschsprachigen Raum ist im letzten Jahrzehnt der Begriff der *4. Industriellen Revolution (I4.0)* stark in den Vordergrund gerückt. Dabei wird u.a. der Einfluss der Informationstechnologie in dem Bereich des Automatisierungssektors gesehen [1, S. 33].

Vernetzung und Verfügbarkeit stellen einen Schwerpunkt der Entwicklung dar. Ein weiterer Schwerpunkt liegt auf der Simulation und Informationsmodellen, die Wissen über den Prozess entweder grafisch aufbereiten oder das Verhalten durch mathematische Zusammenhänge abdecken. Mit der Simulationstechnik können bspw. Anlagen vor ihrem mechanischen Zusammenbau bereits getestet werden sowie Programmierungen der Steuerungen erfolgen (*Virtuelle Inbetriebnahme*). Die Erstellung von mathematischen Modellen liefert außerdem den Vorteil, dass Optimierungen des Verhaltens offline oder auch online durchgeführt werden können.

Diese Entwicklung ist ebenfalls im Bereich der Walzwerkstechnik zu finden. Während der Umformprozess schon etliche Jahrhunderte im industriellen Stil weiterentwickelt wird, stellen höhere Produktionsmengen und genauere Abmessungen neue Anforderungen an die Prozesstechnik und die Automatisierung dar. Ein vermehrter Einsatz von Sensoren sowie die Nutzung des gesammelten Wissens, sind essentielle Kernkompetenzen für einen Technologiefortschritt. Speziell im Warmwalzprozess für Stahl führen die rauen Umgebungsbedingungen zu einer eingeschränkten Auswahl an Sensoren. Trotzdem werden Informationen aus den Prozessgrößen benötigt, die den Anlagenstatus besser repräsentieren und ebenfalls für Prozessregelungen genutzt werden können.

Neben der Sensorik dient formalisiertes Wissen durch mathematische Modelle dazu, um auf Prozessänderungen schnelleren Einfluss nehmen zu können. Das Wissen kann in Form von physikalisch basierten oder auch empirisch ermittelten Modellen vorliegen. Eine Herausforderung liegt in den stark nichtlinearen Zusammenhängen, die vor allem durch Materialeigenschaften und Temperaturabhängigkeiten entstehen. Dadurch muss die Gültigkeit der verwendeten Modelle sichergestellt werden.

1.1 Problemstellung und Zielsetzung

In der hier vorliegenden Arbeit steht der Warmwalzprozess für Stabstahl im Fokus. Die Ausgangssituation stellt das EFRE Projekt *PIREF* (**P**rozessdiagnose und **i**ntegrierte **R**egelung zur **E**ffizienzsteigerung von Warmwalzstraßen für Stabstahl und Draht) dar, in dem der Warmwalzprozess mit mehreren Projektpartnern aus der Perspektive der Umformtechnik, der Sensorentwicklung sowie der Regelung betrachtet wurde. Die hier vorliegende Arbeit beschreibt darauf aufbauend die Entwicklungen für die Regelungstechnik.

Ausgangslage ist, dass für den betrachteten Stabwalzprozess im Dreiwalzenverfahren keine mathematische Beschreibung des dynamischen Systemverhaltens vorliegt. Für eine weitere Analyse und Prozessoptimierung ist diese Modellbeschreibung notwendig. Dabei wird einerseits das Umformverhalten und andererseits das dynamische Verhalten der Anlagenkomponenten benötigt.

Im Walzprozess sind etliche Prozessgrößen nicht messbar. Darunter fallen vor allem Materialgeschwindigkeit und -querschnittfläche innerhalb des Fertigwalzblocks sowie die Längsspannungen zwischen den Walzgerüsten. Diese Größen liefern allerdings Einblick in das Anlagenverhalten und geben außerdem Informationen über die zu erwartende Produktqualität und auch die Prozesssicherheit. Dafür sind Zustandsschätzer notwendig, die mit vorhandenen Messwerten und mathematischen Modellen diese Informationen bereitstellen. Im Vordergrund stehen dafür die Längsspannungen zwischen den Walzgerüsten, die aktuell nicht als physikalisch basierte Werte vorliegen.

Für einen stabilen und sicheren Walzprozess wird eine Materialflussregelung benötigt, die Prozessstörungen ausregelt sowie auch technologische Anforderungen an den Walzprozess umsetzen kann. Dabei soll vor allem das Ausbrechen des Materials aus der Walzstraße (*Cobbles*) und ein Abriss des Materials durch zu hohe Längsspannungen vermieden werden.

Ausgehend von den Erläuterungen der Stahlwerkbetreiber wird der Materialfluss häufig von den Anlagenbedienern überwacht und bei Bedarf angepasst. Bei neuen Auftragschargen und Änderungen der Abmessungen oder der Werkstoffe, wird die Anlage mit sogenannten *Schrottstäben* eingefahren, um passende Parametersätze und Sollwerte zu erhalten, bevor die eigentlichen Produkte gefertigt werden. Daraus ergibt sich im Rahmen einer ressourcenbewussten Produktion weiteres Optimierungspotential.

Zusammenfassend werden in dieser Arbeit drei Schwerpunkte bearbeitet. Zum einen die Modellierung eines Walzsimulators für den Warmwalzprozess mit einer Dreiwalzenkonfiguration. Des Weiteren die Zustandsschätzung für unbekannte Prozessgrößen und dabei vor allem die Längsspannungen und abschließend die Materialflussregelung, um einen stabilen, automatisiert ablaufenden Walzbetrieb gewährleisten zu können.

1.2 Methodik und Vorgehensweise

Für die Analyse des Walzprozesses wird eine Simulationsumgebung für einen Fertigwalzblock erstellt. In diesem Simulator werden die geometrischen Materialverformungen, die kinematischen Größen sowie auch die dynamischen Eigenschaften des Antriebssystems miteinander verbunden. Der Simulator liefert die Grundlage zum virtuellen Walzprozess und der Analyse des Prozessverhaltens. Er wird basierend auf dem Anlagenlayout eines assoziierten Projektpartners erstellt und mit den realen Konfigurationen parametrisiert. Es liegen die Messwerte der realen Anlage vor, die zum Vergleich und zur Validierung verwendet werden können.

Für die Zustandsschätzung und ebenso der Regelung wird der Fokus auf optimalitätsbasierte Verfahren gelegt, die über einem endlichen Horizont berechnet werden. Speziell

fallen die Verfahren unter die Kategorie *Moving Horizon Estimation (MHE)* und *Model Predictive Control (MPC)*. Für diese Verfahren werden im Vergleich zum Simulator reduzierte, mathematische Modelle benötigt, um eine Applikation im geschlossenen Regelkreis zu ermöglichen. Diese Verfahren werden verwendet, da durch die unterschiedlichen Einflussfaktoren in den Prozess eine Möglichkeit gezeigt wird, wie mathematisches Wissen über den Prozess strukturiert verwendet werden kann und zusätzlich auch Unsicherheiten parametrierbar mit einfließen können.

MHE und MPC werden mit einer nichtlinearen Prozessbeschreibung verwendet, um einerseits einen hohen Abstraktionsgrad zu schaffen und andererseits eine Grundlage zu bieten, um die Vorgehensweise auf andere Umformprozesse und Anlagenlayouts zu erweitern.

1.3 Gliederung der Arbeit

Im Kapitel 2 wird ein inhaltlicher Überblick zu den verschiedenen Themenbereiche gegeben, die in der Arbeit verwendet werden. Es werden dazu formelmäßige Zusammenhänge erläutert und die notwendigen Grundlagen für die späteren Implementierungen aufgezeigt.

Kapitel 3 behandelt den Überblick zum Stand der Technik in der Walzwerkstechnik. Hier wird der Fokus auf Modellierungen des Prozesses sowie auch die Regelung und Schätzung innerhalb des verkoppelten Anlagenlayouts gelegt.

Die Modellierungsschritte für den Walzsimulator werden in Kapitel 4 beschrieben. Dabei wird das erstellte Modell mit Daten aus einer realen Anlage validiert und Anpassungen für die Optimierungsprobleme der Schätzer und Regler gezeigt.

In Kapitel 5 wird die Schätzung von unbekannt Zuständen und Parametern behandelt und anhand von Daten aus der Simulationsumgebung sowie realen Messdaten erprobt und beschrieben.

Anschließend werden in Kapitel 6 die verschiedenen Stufen der optimalitätsbasierten Reglerentwicklung aufgezeigt. Dabei werden die Regelkonzepte adaptiert und unterschiedliche Komplexitätsstufen in Simulationen ausgewertet.

In Kapitel 7 wird abschließend ein Überblick zur Performance der vorliegenden Schätzer und Regler gezeigt sowie der Übergang zu einer echtzeitfähigen Lösung beschrieben.

Kapitel 2

Inhaltliche Grundlagen

In diesem Kapitel werden die später verwendeten Verfahren beschrieben, die zur Problemlösung herangezogen werden. Dazu werden zuerst der Walzprozess und die Grundlagen für dessen Modellierung beschrieben und anschließend die optimalitätsbasierten Verfahren für die Schätzung und Regelung des Materialflusses. Zum Abschluss werden die Vorgehensweisen zur numerischen Lösung der spezifischen Optimierungsprobleme auf allgemeine mathematische Formen näher ausgeführt.

2.1 Prozessbeschreibung des Warmwalzprozesses

Der Walzprozess gehört zur Kategorie der mechanischen Umformtechniken. Dabei wird ein Werkstoff in mehreren Arbeitsschritten durch mehrere gegenüberliegende, rotierende Walzen in seiner Form verändert. Der Prozess wird hauptsächlich bei der Bearbeitung von unterschiedlichen Eisen- und Nichteisen (NE)-Metallen durchgeführt. Hier in der Arbeit werden Walzwerke für Stahl betrachtet.

Die Umformung kann entweder im kalten Materialzustand erfolgen (*Kaltwalzen*) oder das Material wird erhitzt und anschließend bearbeitet, dem sogenannten *Warmwalzen*. Die Prozesse unterscheiden sich auf der anlagentechnischen Seite durch die höheren benötigten Umformleistungen beim Kaltwalzen und der dementsprechend robusteren Auslegung der Anlagenkomponenten. Auf der technologischen Seite unterscheiden sich die Prozesse v.a. in den metallurgischen Eigenschaften der Endprodukte, wie bspw. der Materialhärte, dessen Zähigkeit oder der weiteren Bearbeitbarkeit bei nachfolgenden Bearbeitungsschritten wie dem Fräsen oder Bohren.

Die Umformung geschieht in sogenannten *Walzstichen*, in denen in einem *Walzgerüst* die Materialhöhe verringert wird. Sind mehrere Walzgerüste hintereinander verkoppelt, so ist es ein *kontinuierliches* Walzen. Wird demgegenüber das Material in einem Walzgerüst mehrere Male vorwärts und rückwärts bearbeitet, so wird dies als *reversierendes* Walzen bezeichnet.

Die grundlegende Abfolge in einem Warmwalzprozess besteht aus dem Gießen des Vormaterials, der Erhitzung auf die gewünschte Arbeitstemperatur und der anschließenden Umformung in mehreren Walzstichen bis zu der gewünschten Abmessung.

Die Produktpalette wird anhand der geometrischen Form klassifiziert. Dabei werden beim *Flachwalzen* Bleche oder Folien gefertigt, die im Materialquerschnitt eine rechteckige Kontur haben. Unter *Profilwalzen* werden beliebig weitere geometrische Querschnittsformen zusammengefasst. Das sind bspw. Stäbe, Drähte, Schienen, Träger oder sonstige geometrische Konturen. Dafür werden in die zylinderförmigen Walzen *Kaliber* eingebracht, die zu der gewünschten Profilform im Ausgangsprodukt führen.

Warmwalzwerk für Profile

Im weiteren Verlauf der Arbeit wird das Warmwalzen von Stabstahl näher analysiert. Dazu wird hier ein schematischer Aufbau eines Warmwalzwerks für Profile gegeben. Es wird der Übersicht halber auf eine detaillierte Beschreibung der bestehenden Anlagenvariationen verzichtet. Für einen genaueren Überblick sei auf die Beispiele in [2] verwiesen. Im schematischen Ablauf in Abbildung 2.1 besteht eine Warmwalzanlage aus einem Ofen, einer Vorstraße, einigen Zwischenstraßen und der Fertigstraße. Anschließend kühlt das Material ab und wird für die weiteren Prozessschritte gelagert und abtransportiert. Das Material wird kontinuierlich zwischen den Stationen auf Rollengängen transportiert. Zusätzlich können Anlagen zur thermischen Behandlung oder Scheren zur Materialablängung im Prozess installiert sein.

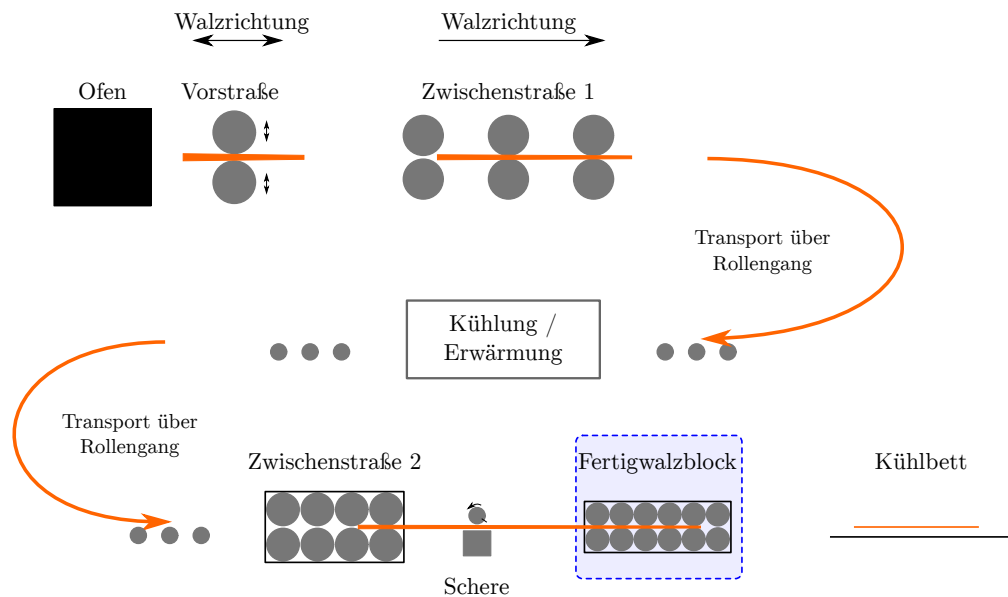


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung der Anlagenkomponenten innerhalb eines Warmwalzwerks für Profile

Die gegossenen Brammen werden in dem Walzwerk zunächst wieder auf eine Arbeitstemperatur zwischen 1000 °C und 1250 °C erwärmt. Die Erwärmung kann je nach Abmessungen der Brammen mehrere Stunden dauern. Dabei wird eine möglichst homogene Erwärmung und Temperaturverteilung innerhalb der Bramme angestrebt. In der Vorstraße wird die Bramme in mehreren Walzstichen in der Querschnittsabmessung reduziert. Durch die Reduktion der Querschnittfläche erhöht sich die Materiallänge entsprechend. Anschließend wird in der Zwischenstraße das Material weiter reduziert und die Profilgeometrie vorbereitet. Bei einer Draht- oder Stabstraße spricht man von einem *Vorrund*. Dieses wird im letzten Umformschritt in der Fertigstraße auf das gewünschte Endmaß und die endgültige Geometrie gewalzt.

Zwischen den unterschiedlichen Walzstraßen wird das Material auf den Rollengängen transportiert. Durch diese Transportzeiten verliert das Material an Temperatur. Aus metallurgischer Sicht wird der Temperaturverlauf im Umformprozess verwendet, um die strukturellen Materialeigenschaften anzupassen. Dafür wird das Material gezielt abgekühlt oder erwärmt. Durch Kühlstrecken bzw. Induktionsöfen, die in dem Rollengang eingesetzt sind, wird das Material kontinuierlich behandelt, ohne dass es die Walzstraße verlassen muss.

Durch die Massen- und Volumenkonstanz¹ des umgeformten Materials führt ein sich re-

¹So kann i.A. nicht von einer Gleichheit zwischen Massen- und Volumenkonstanz gesprochen werden.

duzierender Querschnitt zu einer Verlängerung des Austrittsmaterials. So kann beispielsweise aus einer Bramme von mehreren Metern Länge, Draht von mehreren Kilometern Länge gewalzt werden. Durch das durchlaufende Material sind die Walzgerüste miteinander verkoppelt. Daher muss in der Prozesslebene sichergestellt werden, dass in allen Anlagen ein konstanter Materialfluss herrscht, um die Prozessstabilität zu gewährleisten. Dafür können entweder Regelalgorithmen eingesetzt werden, die den Materialfluss direkt dynamisch anpassen oder es können bauliche Maßnahmen getroffen werden, wodurch eine Pufferung des Materials oder Entkopplung möglich wird. Auf *Schlingentischen* kann sich ein Materialpuffer ausbilden, sodass bei Prozessvariationen zuerst dieser Puffer reduziert bzw. aufgebaut werden kann, bevor das vorhergehende Walzgerüst beeinflusst wird. Bei den baulichen Maßnahmen ist zu beachten, dass es Platz im Anlagenlayout benötigt. Außerdem führen die weiteren Anlagenkomponenten zu weiterem Instandhaltungsaufwand und Ausfallmöglichkeiten.

2.2 Mathematische Beschreibung des Umformprozesses mit der Elementaren Plastizitätstheorie

Die industrielle Applikation von Walzwerken ist bis ins 18. Jahrhundert zurückzuführen. In der Zwischenzeit wurden viele Verbesserungen in den verschiedenen Domänen des Walzprozesses erreicht, u.a. dem Anlagenbau, der Umformtechnik und der Werkstoffkunde. Maßgeblich für die Entwicklung war ein höheres Prozessverständnis, das mithilfe von mathematischen Modellen gestützt wurde. Zu Beginn des 20. Jahrhunderts wurden etliche Verfahren entwickelt, die den Umformprozess besser quantifizierbar machten und damit auch eine gezieltere Auslegung der Anlagen und Erhöhung der Produktion ermöglichten.

In diesem Kapitel wird eine Zusammenfassung gegeben, in denen die maßgeblichen Effekte und Kenngrößen beschrieben werden. Ausführliche Informationen zur Plastizitätstheorie sind bei [2], [3], [4], [5], [6], [7] und [8] zu finden.

Die Beschreibung der Vorgänge während eines Umformvorgangs sind in unterschiedlichen Dimensionen zu betrachten. Auf der Prozessebene werden Kräfte, Momente und Leistungen beschrieben, die oftmals integrale (gemittelte) Größen sind. Wird der Walzspalt genauer betrachtet, ergibt sich eine lokale Betrachtungsweise, in der lokale Formänderungen beschrieben werden. Wird diese Größenordnung weiter verfeinert, so können Phasenumwandlungen oder Betrachtungen auf der Kristallgitter-Ebene durchgeführt werden (vgl. [8, S. 2]).

Die physikalischen Vorgänge eines Stauchvorgangs und der Änderung der Gefügestrukturen wird über die elementare Plastizitätstheorie aus einer Näherungsperspektive betrachtet. Es sollen für den Anwender handhabbare Größen und Zusammenhänge formuliert werden, die in messbaren Größen resultieren, wie bspw. Höhen, Breiten, Kräfte. Die Theorie wurde maßgeblich von Fink, Siebel und von Kármán geprägt und von etlichen verfeinert und weiterentwickelt. Insgesamt gibt es das Streifen-, Scheiben- und Röhrenmodell, wobei bei Walzvorgängen eine Näherung mit dem Streifenmodell erfolgt. Bei der Wahl dieses Ansatzes muss deutlich vermerkt werden, dass etliche Annahmen und Näherungen getroffen werden, sodass die Ergebnisse fehlerbehaftet sind. Deutlich genauere Ergebnisse erhält man mit der Finiten Elemente Methode (FEM), die aber in ihrer Komplexität und Berechnungszeit deutlich höher sind. Der Vorteil des Streifenansatzes ist der kompakte Berechnungsaufwand und damit verbunden die direkte Anwendbarkeit in unterschiedlichen simulativen Berechnungen.

In der prozesstechnischen Betrachtung der Umformtechnik werden v.a. für stationäre Zustände beide Ansätze dennoch äquivalent verwendet.

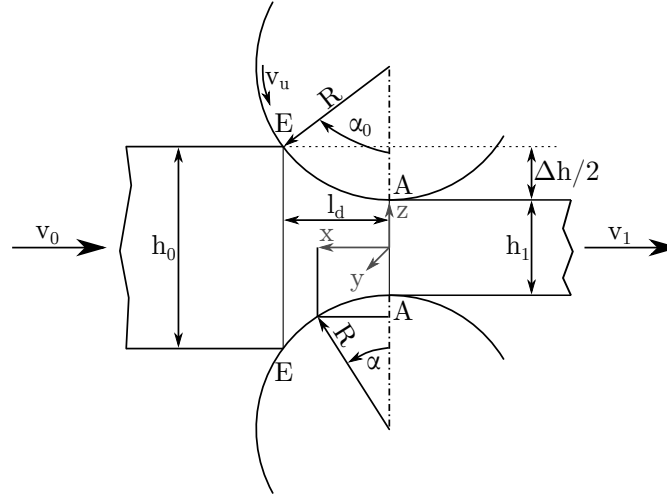


Abbildung 2.2: Umformgeometrie des Walzspalts beim Flachwalzen [8].

2.2.1 Geometrie

Die geometrische Grundlage für das Streifenmodell beim Flachwalzen ist in Abbildung 2.2 dargestellt. Das einlaufende Material (Index 0) wird durch die Ober- und Unterwalze in seiner Dicke reduziert und tritt mit einer höheren Geschwindigkeit aus dem Walzspalt aus (Index 1).

Das Material hat eine rechteckige Querschnittfläche A_0 mit der Höhe h_0 und der Breite b_0 auf der Eingangsseite. Nach dem Umformvorgang verlässt es das Walzgerüst mit einer Fläche A_1 , Höhe h_1 und Breite b_1 . Es läuft mit einer Eingangsgeschwindigkeit v_0 ein und tritt mit der Ausgangsgeschwindigkeit v_1 aus. Die Walzen drehen sich mit der Umfangsgeschwindigkeit v_u . Bei allen Geschwindigkeiten handelt es sich um den Betrag der entsprechenden Geschwindigkeitsvektoren. Die Walzen haben einen Radius R bzw. Durchmesser d . Für die Walzenumfangsgeschwindigkeit v_u gilt mit n als Walzendrehzahl in $\frac{U}{\text{min}}$:

$$v_u = 2\pi \frac{n}{60} \cdot R \quad (2.1)$$

Der *Walzspalt* wird als der Bereich zwischen der Eintrittsebene EE und der Austrittsebene AA beschrieben. Die gesamte Materialumformung findet zwischen diesen beiden Ebenen statt. Es wird die laterale Walzspaltkoordinate x eingeführt, die von der Ausgangsebene hin zur Eingangsebene orientiert ist.

Alle lokalen Größen im Walzspalt können entweder in Abhängigkeit von lateralen Walzspaltkoordinate x oder dem Walzspaltwinkel α dargestellt werden. So z.B die *lokale Höhe* h :

$$h(\alpha) = h_1 + 2R(1 - \cos \alpha) \quad (2.2a)$$

$$h(x) = h_1 + 2R \left(1 - \sqrt{1 - \frac{x^2}{R^2}} \right) \quad (2.2b)$$

Die gesamte Länge der Umformzone wird *gedrückte Länge* l_d genannt.

$$l_d = \sqrt{R \cdot \Delta h - \frac{\Delta h^2}{4}} \approx \sqrt{R \cdot \Delta h} \quad (2.3)$$

Die Vereinfachung $\approx \sqrt{R \cdot \Delta h}$ wird verwendet, da im Walzprozess für die Höhenabnahme gilt: $\Delta h \ll R$.

Die Projektion des Kontaktbereichs der Walze auf die waagerechte Ebene wird als *gedrückte Fläche* A_d bezeichnet.

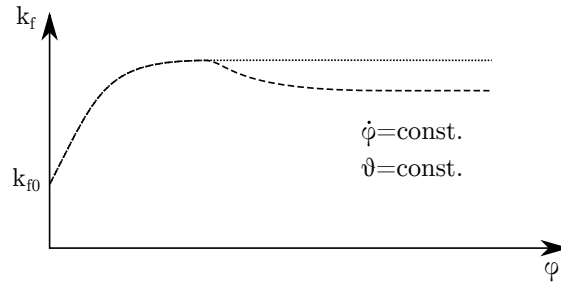


Abbildung 2.3: Qualitative Warmfließkurve für Metalle bei konstanter Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ und Temperatur ϑ [8].

Der Winkel α_0 mit dem das Walzgut die Walzen zuerst berührt, ist der *Walzwinkel*. Zur Beschreibung der Umformungen in die entsprechenden Raumrichtungen wird der Breitungsgrad β , der Stauchgrad γ und der Streckgrad λ eingeführt. Es gilt dabei:

$$\beta = \frac{b_1}{b_0} \quad (\beta \geq 1) \quad (2.4a)$$

$$\gamma = \frac{h_1}{h_0} \quad (\gamma < 1) \quad (2.4b)$$

$$\lambda = \frac{l_1}{l_0} \quad (\lambda > 1) \quad (2.4c)$$

Durch die Volumenkonstanz gilt, dass kein Material erzeugt oder zerstört werden kann, sodass alle Formänderungsgrade im Produkt konstant bleiben:

$$\gamma \cdot \beta \cdot \lambda = 1 \quad (2.5)$$

Im idealen Umformvorgang wirkt sich die Höhenänderung Δh und damit der Stauchgrad γ nur auf den Streckgrad λ aus. Die Breitung ist davon nicht betroffen. Bei Prozessen, bei denen das Breiten-Höhen-Verhältnis größer als 10 ist, kann die breitungsfreie Annahme mit vernachlässigbaren Abweichungen angewendet werden. In allen anderen Fällen ist der Anteil des Materials, der auch in die Breite abfließt, nicht zu vernachlässigen. Der Verlauf der Breitung ist mit einigen Näherungsformeln klassifiziert worden. Allerdings handelt es sich um einen hoch nichtlinearen und von etlichen Walzparametern abhängigen Effekt. So haben der Umformgrad, die Umformgeschwindigkeit, die Materialeigenschaften, die Temperatur, die Reibung, der Walzendurchmesser und etliche weitere Größen Einfluss darauf.

2.2.2 Fließspannung

Ein Umformvorgang eines Werkstoffs bedeutet seine plastische Verformung. In Spannungs-Dehnungs-Diagrammen wird das Verhalten von Werkstoffen unter externen Druck-/Zuginflüssen charakterisiert. Es gibt einen elastischen und plastischen Bereich, der durch die Bruchgrenze limitiert ist. Im elastischen Bereich sind die Änderungen reversibel, in dem plastischen Bereich irreversibel. Für die Umformtechnik ist der plastische Bereich interessant. Zur Charakterisierung unterschiedlicher Werkstoffe werden Fließkurven ermittelt, die das Verhalten des plastischen Bereichs eines Metalls wiedergeben. Dabei wird die Fließspannung k_f über dem Umformgrad φ aufgetragen (vgl. Abb. 2.3).

Die Kurven werden für verschiedene Materialien experimentell ermittelt. Dafür werden hauptsächlich der Stauchversuch, der Zugversuch und der Torsionsversuch verwendet. Um die Fließkurven später analytisch weiterverwenden zu können, werden Näherungsformeln der Form

$$k_f = k_f(\text{Material}, \varphi, \dot{\varphi}, \vartheta) \quad (2.6)$$

verwendet. Dabei ist $\dot{\varphi}$ die Umformgeschwindigkeit und ϑ die Temperatur.

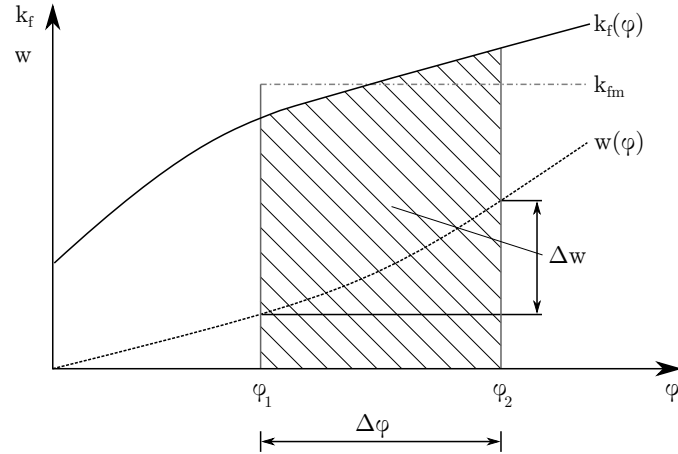


Abbildung 2.4: Spezifische Formänderungsarbeit Δw zur Berechnung der mittleren Fließspannung k_{fm} [8].

Ein später in der Implementation verwendeter Fließkurvenansatz in [9] beschrieben, lautet:

$$k_f = k_f(\text{Material}, \varphi, \dot{\varphi}, \vartheta) = K \cdot e^{M_1 \cdot \vartheta} \cdot \dot{\varphi}^{M_2 + M_5 \cdot \vartheta} \cdot \varphi^{M_3} \cdot e^{M_4 \cdot \varphi} \quad (2.7)$$

Aus unterschiedlichen Versuchen wurden die Fließkurven für verschiedene Materialien ermittelt und die Koeffizienten-Sätze $\{K, M_1 \dots M_5\}$ berechnet. Diese Daten lagen im Rahmen des Projekts seitens der Projektpartner vor.

Im Walzspalt ist an jeder Stelle prinzipiell ein unterschiedlicher Umformgrad φ . Deshalb wird zur Vereinfachung und späteren Nutzung eine mittlere Fließspannung k_{fm} berechnet. Dazu wird die spezifische Formänderungsarbeit w bestimmt und über den Umformgrad gemittelt (s. Abb. 2.4).

$$k_{fm} = \frac{\int_{\varphi_1}^{\varphi_2} k_f(\varphi) d\varphi}{\varphi_2 - \varphi_1} = \frac{\Delta w}{\Delta \varphi} \quad (2.8)$$

Mit dieser mittleren Fließspannung können v.a. integrale Größen über den gesamten Walzspalt wie die Walzkraft oder das Walzdrehmoment bestimmt werden.

2.2.3 Umformkinematik

Die Umformkinematik beschreibt den Materialfluss innerhalb des Walzspalts. In der Betrachtung wird die Kontinuitätsgleichung für quasi-stationäre Fälle ($\frac{d}{dt} = 0$) genutzt. Die Änderung des Volumenstroms wird als \dot{V} bezeichnet.

$$\dot{V} = \int_{A_0} \underline{v}_0 d\underline{A} - \int_{A_1} \underline{v}_1 d\underline{A} \quad (2.9a)$$

$$= |\underline{v}_0| \cdot A_0 - |\underline{v}_1| \cdot A_1 \stackrel{!}{=} 0 \quad (2.9b)$$

$$= v_0 \cdot h_0 \cdot b_0 - v_1 \cdot h_1 \cdot b_1 \quad (2.9c)$$

Dabei werden im dreidimensionalen Raum nur die Normalkomponenten der vektoriellen Geschwindigkeits- und Flächenvektoren ($\underline{v}_i, \underline{A}_i$) verwendet, da der Materialfluss lediglich an den Ein- und Ausgangsmaterialflächen besteht. Zusätzlich zu der quasi-stationären Annahme wird vereinfachend angenommen, dass ebene Querschnitte eben bleiben und nur eine eindimensionale Formänderung vorliegt.

Über die Kontinuitätsgleichung kann nicht nur das Eingangs-/Ausgangsverhalten dargestellt werden, sondern auch eine lokale Geschwindigkeit $v(x)$ entlang der Walzspaltkoordinate x . Dadurch, dass im Umformvorgang die Fläche reduziert wird, muss sich die Geschwindigkeit erhöhen. Für eine beliebige Position im Walzspalt muss gelten:

$$A_0 v_0 = A(x) v(x) = A_1 v_1 \quad (2.10a)$$

$$v(x) = v_0 \frac{A_0}{A(x)} = v_1 \frac{A_1}{A(x)} \quad (2.10b)$$

Die Walzgut-Geschwindigkeit $v(x)$ liegt somit im Bereich $v_0 < v(x) < v_1$. Für die Horizontalkomponente der Walzengeschwindigkeit v_u gilt:

$$v_{ux}(\alpha) = v_u \cdot \cos \alpha \quad (2.11)$$

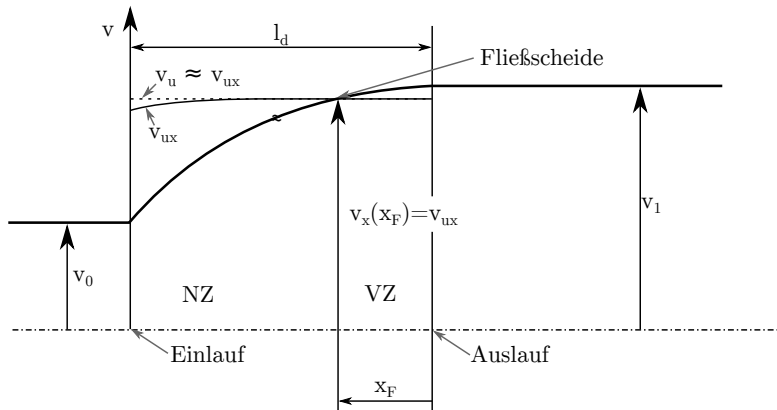


Abbildung 2.5: Geschwindigkeitsverteilung im Walzspalt, mit: Voreilzone (VZ), Nacheilzone (NZ) [8].

Für kleine Winkel von α kann näherungsweise $\cos \alpha \approx 1$ eingesetzt werden. Aus Abbildung 2.5 ergibt sich eine Stelle im Walzspalt, an der die Walzenumfangsgeschwindigkeit und Walzgutgeschwindigkeit gleich groß sind ($v_u = v(x)$). Diese Stelle heißt *Fließeisdenlage* x_F . Die Fließeisde unterteilt den Walzspalt in den Bereich der *Voreilzone* ($v(x) > v_u$) und der *Nacheilzone* ($v(x) < v_u$). Liegen große Reibungen im Walzspalt vor, so kann die Fließeisdenlage in eine Haftzone übergehen.

Die Relativgeschwindigkeit des Walzguts ändert somit im Walzspalt an der Fließeisde ihr Vorzeichen. Die Fließeisdenlage kann außerdem dazu genutzt werden, um die *Voreilung* κ zu bestimmen. Die Voreilung ist ein Maß für die Geschwindigkeitszunahme bzgl. der Walzenumfangsgeschwindigkeit.

$$\kappa = \frac{v_1 - v_u}{v_u} = \frac{v_1}{v_u} - 1 \quad (2.12)$$

Die Voreilung ist eine wesentliche Größe um den Umformprozess mit der Anlagentechnik zu verknüpfen. So können bei einem bekannten Umformprozess die Gerüstgeschwindigkeiten ermittelt werden. Andererseits können auch die Materialausgangsgeschwindigkeiten berechnet werden. Im Walzprozess sind Voreilungen im Bereich von wenigen Prozent zu erwarten. Soll eine Geschwindigkeitsmessung vom Walzgut durchgeführt werden, so muss dies mit einer hohen Genauigkeit erfolgen, um die geringen Unterschiede zu der Walzenumfangsgeschwindigkeit detektieren zu können.

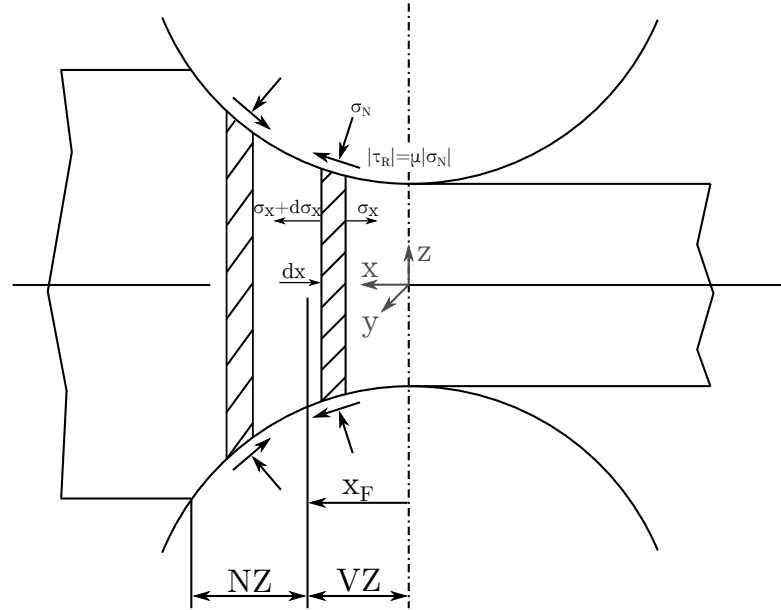


Abbildung 2.6: Walzspaltbeschreibung der Elementaren Theorie mittels infinitesimalen Ebenen-Elementen dx [8].

2.2.4 Walzspaltmodell nach von Kármán

Für das Walzspaltmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie wurde von Siebel und von Kármán 1925 eine Differentialgleichung zu dem Spannungsverlauf eines infinitesimalen Elements erstellt (s. Abb. 2.6). Die Lösung dieser Differentialgleichung ist nur numerisch möglich und ist die Grundlage für viele spätere (analytischen) Walzmodelle. In [10] werden gängige Modelle untersucht und beschrieben. Eine kompakte Zusammenfassung ist unter [11] zu finden. Dort werden die Modelle nach Ford/Ellis/Bland, Zelikow, Stone, Sims, Geleji, Lippmann/Mahrenholtz und Orowan klassifiziert und die verwendeten Näherungen bzw. Ungenauigkeiten aufgelistet.

Ziel dieser Walzmodelle ist eine möglichst einfache, geschlossene Beschreibung der Differentialgleichungs-Zusammenhänge und v.a. die praktische (industrielle) Anwendung der Formeln.

Die Differentialgleichung für die Haftbedingung nach von Kármán lautet:

$$\frac{d\sigma_x(\alpha)}{d\alpha} - \frac{2R}{h(\alpha)} \left[\frac{k_f}{2} \cdot \sin \alpha \left(\frac{\pi}{2} \pm \left(\frac{1}{\alpha} - \frac{2}{\tan \alpha} \right) \right) + \rho v_0^2 \left(\frac{h_0}{h(\alpha)} \right)^2 \left(1 + \frac{\tan^2 \alpha}{6} \right) \sin \alpha \right] = 0 \quad (2.13)$$

Die Differentialgleichung bzgl. der horizontalen Spannung $\sigma_x(\alpha)$ ist von α abhängig. Beim Ausdruck $\pm(\dots)$ gilt der positive Teil für die Nacheilzone und das negative Vorzeichen für die Voreilzone hin zum Walzgutaustritt. Die Differentialgleichungen haben ihren gemeinsamen Schnittpunkt in der Fließscheide x_F . Die Normalspannung σ_N kann über die Fließbedingung in Gl. (2.13) bestimmt werden.

$$\sigma_N = k_f + \sigma_x \quad (2.14)$$

Die betragsmäßige Walzkraft F_r berechnet sich aus den Normalspannungsanteilen σ_N aus der Kombination von Gl. (2.14) und (2.13) zu:

$$F_r = b \cdot R \cdot \left(\int_0^{\alpha_F} \sigma_{N,V}(\alpha) \cos \alpha \, d\alpha + \int_{\alpha_F}^{\alpha_0} \sigma_{N,N}(\alpha) \cos \alpha \, d\alpha \right) \quad (2.15)$$

Dabei ist $\sigma_{N,N}$ die Lösung der Differentialgleichung der Normalspannung für die Nacheilzone und $\sigma_{N,V}$ die Lösung der Normalspannung für die Voreilzone. Die Integration erfolgt jeweils vom Walzgutaustritt bis zur Fließscheide α_F und anschließend von der Fließscheide bis zum Walzguteintritt α_0 .

Für das betragsmäßige Walzmoment M_r gibt es unterschiedliche Ansätze. Eine Betrachtungsweise sieht das Walzmoment als angreifende Kraft und einem entsprechenden Hebelarm. Der Hebelarm ist allerdings nur näherungsweise bestimmbar und liefert keinen konkreten physikalischen Zusammenhang. Nach [11] liefert der Ansatz basierend auf der Spannungsverteilung im Walzspalt den genauesten Einblick, sogar bei Berücksichtigung von Längsspannungen:

$$M_r = b \cdot R \cdot \left(\int_{\alpha_F}^{\alpha_0} \mu \sigma_{N,N}(\alpha) d\alpha - \int_0^{\alpha_F} \mu \sigma_{N,V}(\alpha) d\alpha \right) \cdot R \quad (2.16)$$

Dabei ist μ die Reibung im Walzspalt. Der Nachteil der Methode liegt in der starken Abhängigkeit von dem Reibungsfaktor und der Differenz zwischen den beiden Integralen, wodurch bei Abweichungen durch Näherungen große Unterschiede im Ergebnis entstehen.

Der zweite Ansatz ist robuster, lässt aber keinen direkten Einfluss von Längsspannungen zu:

$$M_r = b \cdot \left(\int_{\alpha_F}^{\alpha_0} \sigma_{N,N}(\alpha) R^2 \sin \alpha \cos \alpha d\alpha + \int_0^{\alpha_F} \sigma_{N,V}(\alpha) R^2 \sin \alpha \cos \alpha d\alpha \right) + R \cdot (F_{Z_0} - F_{Z_1}) \quad (2.17)$$

Die Längsspannungen werden hier über eine Hebelarm-Methode berücksichtigt, wobei der Radius R als Tuningparameter angesehen werden muss. Dazu müssen die Längskräfte in Rückwärts-/Vorwärtsrichtung F_{Z_0} und F_{Z_1} bekannt sein.

2.2.5 Anpassungen für das Profilwalzen

Die bisher dargestellten Walzmodelle wurden für den Flachwalzprozess erstellt und hergeleitet. Beim Profilwalzen ist die Annahme der rechteckigen Geometrie des Walzguts und der zylindrischen Walzen nicht mehr zulässig. Denn dort können beliebige Konturen in die Walze eingebracht werden. So gibt es bspw. für Draht und Stabstahl eine Rund-Oval Kaliberfolge. Grundsätzlich ist diese Kontur prozessabhängig. Durch die veränderliche Kontur können die ursprünglichen mathematischen Zusammenhänge nicht mehr direkt genutzt werden.

Um nicht jede erdenkbare Kontur neu auf die Walztheorie und -geometrie anwenden zu müssen, wurden Äquivalenzverfahren für das Profilwalzen erstellt. Eine Zusammenfassung findet sich unter [2]. In diesen Verfahren wird die Kontur auf eine rechteckförmige Ersatzkontur transformiert. Mit der Ersatzkontur können dann die bereits existierenden Verfahren weiter verwendet werden. In [12] werden diese Ansätze näher beschrieben und gegenübergestellt.

In [13] werden speziell für das Stabwalzen Modelle zusammengefasst, die ebenfalls eine rechteckige Approximation in Abhängigkeit der verwendeten Kalibergeometrien liefern. Die Vernachlässigung der Breitung ist im Profilwalzen oftmals nicht mehr zulässig, da das Höhen-Breiten-Verhältnis oftmals nahe 1 ist und nicht wie beim Flachwalzen angenommen, größer 10. In [6] werden unterschiedliche Breitungsansätze miteinander verglichen und bewertet.

Eine maßgebliche Änderung zum Flachwalzen ist die Definition des Walzenradius. Beim Flachwalzen gibt es einen direkt messbaren Radius, der (nominal) über die gesamte Wal-

zenbreite konstant ist. Es können noch Effekte wie Walzenabplattung hinzugefügt werden, aber auch die liefern über die gesamte Breite einen gleichen Radius. Der Radius R ist maßgeblich für die Berechnung der Umfangsgeschwindigkeit notwendig ($v_u = \omega R$). Beim Profilwalzen liegt an jeder Stelle des Profils ein geänderter Walzenradius vor. Damit ergibt sich bei gleicher Walzendrehzahl eine Geschwindigkeitsverteilung innerhalb des Kalibers. Für die Berechnungen der Kinematik muss eine Approximation getroffen werden, mit welcher (mittleren) Geschwindigkeit weiter gerechnet wird.

Verwendetes Dreiwalzen-Modell

Die Walzmodelle wurden bisher für einen Zweiwalzen-Prozess für Flachwalzen beschrieben. Dabei handelt es sich auch um die in der Literatur am häufigsten anzutreffende Beschreibung. Es wurden v.a. beim Profilwalzen auch Konfigurationen mit mehreren Walzen um das Walzgut herum angeordnet, um eine noch genauere Abmessung des Endprodukts zu erhalten. In dem später genauer analysierten Prozess wird eine Dreiwalzen-Konfiguration verwendet.

Für diese Konfiguration werden die geometrischen Modelle des Projektpartners der Universität Duisburg-Essen (UDE) verwendet. Dort wurden entsprechende Äquivalenzverfahren entwickelt, die den Einfluss von drei Walzen, hin zu einem äquivalenten, reduzierten Modell beschreiben, sodass anschließend wieder Formeln zur Berechnung aus der Flachwalztheorie verwendet werden können. Die genauen Entwicklungen sind in [14] und [12] beschrieben.

2.3 Modellprädiktive Regelung

Die modellprädiktive Regelung wird im Englischen als *Model Predictive Control (MPC)* bezeichnet. Dabei handelt es sich um eine Regelungsstrategie, die auf optimalitätsbasierten Verfahren beruht. Ein Modell der zu regelnden Strecke wird in einem Optimierungsproblem verwendet, das zyklisch wiederholt gelöst wird. Dabei wird die Steuervariable optimiert und auf die Regelstrecke als Stellgröße aufgeschaltet.

2.3.1 Historische Entwicklung und Literatur

Durch die Entwicklung von optimalitätsbasierten Verfahren durch die Dynamische Programmierung, aber auch die Algorithmen zur Lösung von Linearen Programmen (LP), Quadratischen Programmen (QP) und Nichtlinearen Programmen (NLP) wurden diese Ansätze ebenfalls in der Regelungstechnik verwendet. In den frühen 80er-Jahren wurden zuerst im Bereich der Prozessindustrie, der Chemie- und Petrochemischen-Industrie Ansätze gewählt, um eine höhere Qualität oder höheren Ertrag in der Produktion zu erreichen [15]. Diese Prozesse zeichnen sich durch langsamere Dynamiken aus (Minuten bis Stunden), sodass eine Berechnung längere Zeit in Anspruch nehmen darf.

Die ersten Lösungen wurden von Firmen entworfen, die dann nach und nach auch Gegenstand der Forschung im akademischen Bereich wurden. Die Strategien haben dabei unterschiedliche Namen bekommen, basierten aber auf ähnlichen Funktionsweisen. [16] beschreibt diese Entwicklung und gibt eine historische Einordnung der MPC-Ansätze.

Für die Grundlagen der MPC-Theorie sei vor allem auf folgende Bücher verwiesen [17][18][19][20]. Die Theorie ist grundsätzlich auf lineare wie auch nichtlineare Systeme anwendbar, wobei letztere explizit in [21][22][23] behandelt werden.

Die Applikationen reichen von der Prozessindustrie [24] über die Medizintechnik [25][26], der Leistungselektronik [27] hin zur mobiler Robotik [28]. Dabei können die Probleme mehrere tausend Optimierungsvariablen umfassen [29] oder aber auch Problemstellungen

mit wenigen Zuständen, die auf Embedded-Rechnern ausgeführt werden (z.B. RaspberryPi [30]).

In [31] wird ein Überblick zu verschiedenen NMPC-Frameworks gegeben, wodurch die Entwicklungsvielfalt und Akzeptanz deutlich wird. Für einen weiteren Überblick sei auf folgende Zusammenfassungen verwiesen, die einen Einblick in die unterschiedlichen Entwicklungen geben [32][33].

In dieser Arbeit wird der Schwerpunkt auf NMPC gelegt, um nichtlineare Systemdynamiken abzudecken und ebenfalls auf eine Lösbarkeit innerhalb von gängigen Abtastzeiten sicherzustellen, die in der Walzwerksindustrie beim Einsatz von Industriesteuerungen zwischen 10 – 100 ms liegen.

2.3.2 Allgemeine Funktionsweise und Aufbau der Regelung

Der allgemeine Aufbau einer MPC-Regelung ist in Abbildung 2.7 zu sehen. Es wird ein Modell der zu regelnden Strecke benötigt, ein Definitionsbereich an gültigen Bereichen der Zustände und Stellgrößen und ein Solver, der die Minimierung des Gesamtproblems löst. Mithilfe des aktuellen Zustands und dem mathematischen Modell der Strecke wird das Systemverhalten in die Zukunft prädiziert. Dabei hängt der Verlauf der Systemtrajektorie von der gewählten Eingangsfolge ab. Das Regelungsziel wird diskret mit einer Abtastzeit T_s berechnet. Demnach wird auch der Reglerausgang für die Dauer T_s konstant auf das System aufgeschaltet. Ziel der Optimierung ist es, dass das Gütekriterium minimal wird. Das kann bspw. bedeuten, dass der Referenztrajektorie möglichst genau gefolgt wird oder ein energetisch günstige Lösung gesucht wird, je nach der Gewichtung und Formulierung des Gütekriteriums.

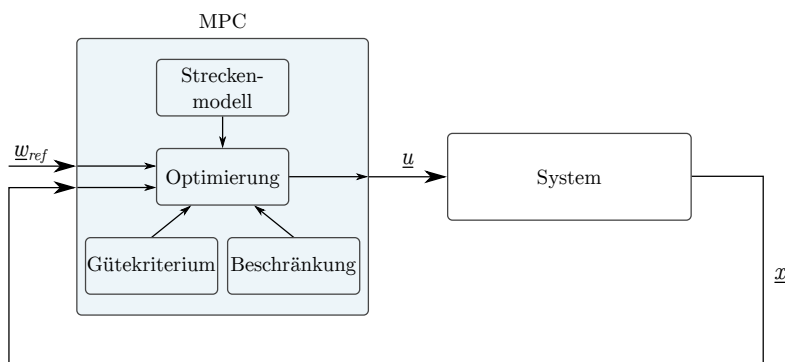


Abbildung 2.7: Geschlossener Regelkreis und Elemente eines MPC-Reglers (Streckenmodell (Prädiktion), Optimierer, Gütekriterium und Beschränkungen).

Die Optimierung findet über einen begrenzten Horizont statt (s. Abb. 2.8). Man spricht von einem Prädiktions- und Steuerhorizont (engl. *prediction horizon*, *control horizon*). Über den Prädiktionshorizont wird das System für die Optimierung prädiziert. Dabei wird ausgehend vom aktuellen Zustand $\underline{x}(k)$ eine Steuerfolge gesucht, die das Gütekriterium minimiert.

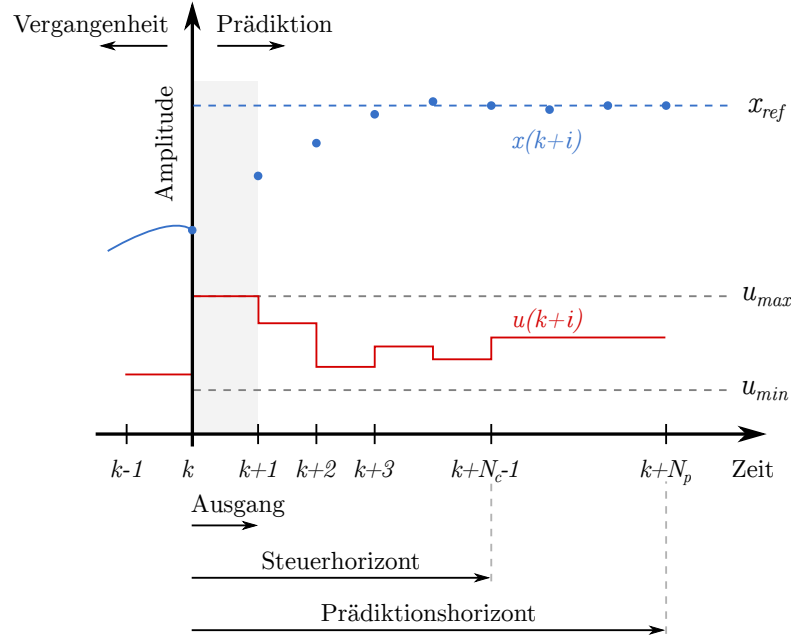


Abbildung 2.8: Zeitlicher Verlauf eines MPC-Reglers für ein SISO-System mit einem Prädiktionshorizont N_p und dem Steuerhorizont N_c (in Anlehnung an [17]).

Der Steuerhorizont N_c ist im Allgemeinen kleiner als der Prädiktionshorizont N_p , was den Aufwand in der Optimierung reduziert. Von der optimalen Steuerfolge wird im Allgemeinen der erste Wert auf die Strecke ausgegeben. Anschließend beginnt die Optimierung im nächsten Zeitschritt wieder von vorne, wobei der Prädiktions- und Steuerhorizont vom Zeitpunkt $k + 1$ aus angewendet werden, wodurch sich ein sich zeitlich verschiebendes Fenster ergibt (engl. *moving horizon*).

Für das Optimierungsproblem muss ein Gütekriterium angegeben werden. Dabei werden oftmals quadratische Kriterien genutzt:

$$J(\underline{x}, \underline{u}) = \underline{x}^T(N_p) \underline{T} \underline{x}(N_p) + \sum_{i=0}^{N_p-1} \underline{x}^T(i) \underline{Q} \underline{x}(i) + \sum_{j=0}^{N_c-1} \underline{u}^T(j) \underline{R} \underline{u}(j) \quad (2.18)$$

Die folgenden Gewichtungsmatrizen werden verwendet: \underline{T} für den Endzustand, \underline{Q} für die dynamischen Zustände und \underline{R} für die Stellgröße, die für stabile Lösungen positiv (semi-)definit sein müssen.

Das Gütekriterium führt zusammen mit den Randbedingung zu einem Optimalsteuerungsproblem (engl. *Optimal Control Problem (OCP)*):

$$\arg \min_{\underline{u}(\cdot), \underline{x}(\cdot)} J(\underline{x}, \underline{u}) \quad (2.19a)$$

$$u.d.B. \quad \underline{x}(k+1) = \underline{f}(\underline{x}(k), \underline{u}(k)) \quad (2.19b)$$

$$\underline{x}(0) = \underline{x}_0 \quad (2.19c)$$

$$\underline{x}_{min} \leq \underline{x}(k) \leq \underline{x}_{max} \quad \forall k = 0 \dots N_p \quad (2.19d)$$

$$\underline{u}_{min} \leq \underline{u}(k) \leq \underline{u}_{max} \quad \forall k = 0 \dots N_p - 1 \quad (2.19e)$$

$$\underline{g}(\underline{x}, \underline{u}) \leq \underline{0} \quad (2.19f)$$

Dabei müssen alle Zustände $\underline{x}(\cdot)$ und Stellvariablen $\underline{u}(\cdot)$ innerhalb eines gültigen Bereichs liegen ($\underline{x}_{min/max}$, $\underline{u}_{min/max}$). Die interne Systemdynamik wird im Zeitdiskreten formuliert, da der MPC-Algorithmus ebenfalls diskret ausgeführt wird. Liegt die Systemdynamik im Kontinuierlichen vor ($\dot{\underline{x}} = \underline{f}(\dots)$), so muss über eine geeignete Diskre-

tisierungsvorschrift die diskrete Repräsentation berechnet werden. Es können zusätzlich weitere (Un-)Gleichheitsbedingungen mit $g(\underline{x}, \underline{u})$ ausgedrückt werden.

Für die Darstellung der Systemdynamik können verschiedene Darstellungsformen gewählt werden. Über eine Zustandsraumdarstellung können lineare wie auch nichtlineare Beschreibungen genutzt werden. Übertragungsfunktionen bzw. -matrizen bieten sich bei linearen Teilsystemen an. Im industriellen Umfeld sind Modelle aus Impulsantworten (FIR-Struktur) oder Modelle aus Identifikationsalgorithmen häufig eingesetzt worden [17] [16]. Das können deterministische Modelle mit stochastischer Störung sein, wie bspw. ARX, ARMAX oder CARIMA-Modelle [34, Kap. 2.4]. Die letztgenannten Prädiktionsmodelle enthalten dabei bereits Störmodelle, da davon ausgegangen wird, dass der reale Prozess von Störungen behaftet ist, die nicht unbedingt bekannt sein müssen. Bei industriellen SISO-Prozessen haben sich CARIMA-Modelle etabliert, da diese auch unbekannte Störungen und deren Trends mit abbilden können [17, S. 48].

2.3.3 Erweiterungen in MPC-Funktionen

In den vorigen Abschnitten wurde die Grundfunktionalität und die Vorgehensweise zur numerischen Berechnung erläutert. Hier werden einige allgemeine Begriffe und Konzepte erläutert, die im Kontext von MPC häufig auftreten. Dabei geht es um Adaptionen, die allgemein oder für einen speziellen Anwendungszweck entwickelt wurden.

2.3.3.1 Delta-Formulierung

Bei Regelungsaufgaben und vor allem der Störunterdrückung ist häufig nicht der absolute Wert der Zustände und Steuergröße relevant, sondern die Änderungen. Ein Regler, der starke Variationen in jedem Abtastschritt aufweist, kann außerdem zu einer höheren Instabilität neigen. Bei der Steuergröße ist zudem bei Sollwertfolgen oftmals nicht bekannt, wie groß die endgültige Steuergröße sein wird, da Störungen oder auch unbekanntes Prozessverhalten mit einfließen kann. Daraus folgt eine Problemanpassung, indem das System nicht in den absoluten Größen \underline{x} , \underline{u} dargestellt wird, sondern in relativen Größen:

$$\Delta \underline{x}(k) = \underline{x}(k) - \underline{x}(k-1) \quad (2.20a)$$

$$\Delta \underline{u}(k) = \underline{u}(k) - \underline{u}(k-1) \quad (2.20b)$$

Mit dieser Umformulierung kann die Systemdynamik dargestellt werden [20], aber auch das Gütekriterium umformuliert werden:

$$J(\underline{x}, \underline{u}) = \underline{x}^T(N_p) \underline{T} \underline{x}(N_p) + \sum_{i=0}^{N_p-1} \underline{x}^T(i) \underline{Q} \underline{x}(i) + \sum_{j=0}^{N_c-1} \Delta \underline{u}^T(j) \underline{R} \Delta \underline{u}(j) \quad (2.21)$$

2.3.3.2 Sollwertfolge

Arbeitspunkt-Verschiebung

Bisher wurde das MPC-Problem als Störunterdrückung definiert, bei dem im Idealfall alle Zustände und Steuergrößen auf Null konvergieren (Minimum des Gütekriteriums). Häufig soll aber einem bestimmten Sollwert \underline{w}_{ref} gefolgt werden (engl. *reference/set point tracking*). Dafür wurden verschiedene Konzepte für MPC-Adaptionen entwickelt [18] [35]. Beispielhaft kann eine Gewichtung der Abweichung vom Sollwert $(\underline{x} - \underline{w}_{ref})$ und $(\underline{u} - \underline{u}_{ref})$

erfolgen:

$$J(\underline{x}, \underline{u}) = [\underline{x}(N_p) - \underline{w}_{ref}(N_p)]^T \underline{T} [\underline{x}(N_p) - \underline{w}_{ref}(N_p)] \quad (2.22a)$$

$$+ \sum_{i=0}^{N_p-1} [\underline{x}(i) - \underline{w}_{ref}(i)]^T \underline{Q} [\underline{x}(i) - \underline{w}_{ref}(i)] \quad (2.22b)$$

$$+ \sum_{j=0}^{N_c-1} [\underline{u}(j) - \underline{u}_{ref}(j)]^T \underline{R} [\underline{u}(j) - \underline{u}_{ref}(j)] \quad (2.22c)$$

Systemerweiterung durch Integratoren

Eine andere Möglichkeit besteht in dem Hinzufügen von integralen Zuständen, die den Fehler $\underline{e} = \underline{x} - \underline{w}_{ref}$ darstellen. Der Fehler kann anschließend im Gütekriterium wieder zu Null ausgeregelt werden. Diese Idee ist aus der linearen Regelungstechnik bei LQR-Reglern bekannt und wird später in Kapitel 6.3.2.1 exemplarisch angewendet. Die gleiche Vorgehensweise ist bei MPC-Implementierungen zu finden [20] [19]. Die dort dargestellten Methoden werden auf lineare Problemstellungen angewendet und beruhen auf Delta-Formulierungen für die Steuergrößen und Zustandsgrößen.

Störbeobachter

Alternativ zu der Zustandserweiterung mittels Integratoren wird die Verwendung von Störbeobachtern genannt [20] [19]. Dabei wird das System um eine statische Störung \underline{d} erweitert, die in einem Beobachter geschätzt wird. Das verwendete Streckenmodell für MPC lautet im Allgemeinen für den nichtlinearen Fall:

$$\underline{x}(k+1) = \underline{f}(\underline{x}(k), \underline{u}(k)) \quad (2.23a)$$

$$\underline{y}(k) = \underline{h}(\underline{x}(k)) + \underline{d}(k) \quad (2.23b)$$

Für den Störbeobachter nach Abbildung 2.9 wird folgendes erweitertes System betrachtet, wobei \underline{L} die Rückführmatrix des linearen Beobachters ist:

$$\underline{z}(k+1) = \begin{bmatrix} \hat{\underline{x}}(k+1) \\ \hat{\underline{d}}(k+1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{f}(\hat{\underline{x}}(k), \underline{u}(k)) \\ \hat{\underline{d}}(k) \end{bmatrix} - \underline{L} [\tilde{\underline{h}}(\underline{z}(k)) - \underline{y}_m(k)] \quad (2.24a)$$

$$\tilde{\underline{h}}(\underline{z}(k)) = \underline{h}(\hat{\underline{x}}(k)) + \hat{\underline{d}}(k) \quad (2.24b)$$

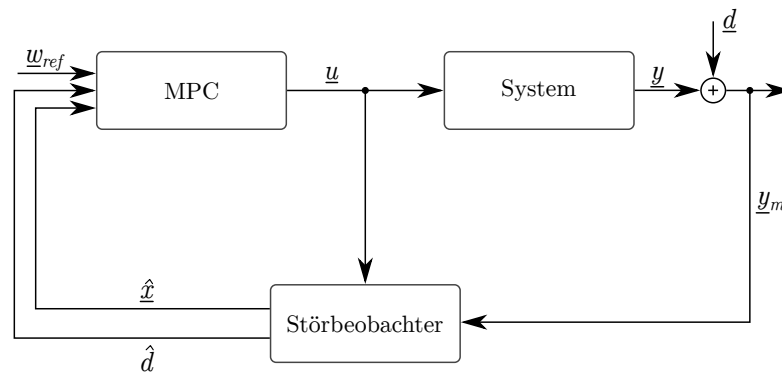


Abbildung 2.9: Strukturbild des Störbeobachters für den MPC-Regler, der aus den Messungen \underline{y}_m den geschätzten Zustand $\hat{\underline{x}}$ und die Störung $\hat{\underline{d}}$ bestimmt.

Wichtig bei diesem Ansatz ist, dass das erweiterte System mit dem Systemzustand \underline{z} nur für den Störbeobachter verwendet wird. Im MPC-Algorithmus wird lediglich die Ausgangsstörung als weiterer Parameter der Problemformulierung hinzugefügt.

Für die Berechnung der Rückführmatrix \underline{L} wird ein linearisiertes System benötigt. Daraus folgt, dass für eine Anwendung bei einem nichtlinearen MPC-Algorithmus, das System zuerst am Arbeitspunkt linearisiert werden muss und anschließend die Rückführmatrix bestimmt werden kann. Die Rückführmatrix kann über die klassischen Methoden des linearen Beobachterentwurfs bestimmt werden, wie bspw. über Polzuweisung, Ermittlung mittels LQR oder nach einem zeitinvarianten Kalmanfilter. Dabei muss sichergestellt sein, dass das System beobachtbar ist.

Die Ermittlung über LQR kann durchgeführt werden, da es sich bei der Struktur des Regelkreises und des Beobachters um ein duales Problem handelt [36, S. 349]. Damit ist zum einen eine unabhängige Adaption von Regler und Beobachter möglich. Außerdem können die gleichen Entwurfsmechanismen für die Berechnung der Beobachter- wie auch Reglerkoeffizienten verwendet werden. Die Analogie besteht u.a. zwischen dem Paar $(\underline{A}, \underline{B})$ und $(\underline{A}^T, \underline{C}^T)$ und wird auch deutlich bei der Berechnung der Steuerbarkeits- und Beobachtbarkeitsmatrix.

In [37] werden weitere Ansätze zum Offset-freien Ausregeln im MPC beschrieben. Dabei wird für den Störbeobachter ein Extended Kalman Filter (EKF) vorgeschlagen. Das Blockschaltbild und die grundsätzliche Beobachterstruktur bleiben identisch zu Abbildung 2.9, allerdings kann durch den EKF ein nichtlineares Systemverhalten $f(\underline{x}, \underline{u})$ für den Beobachter verwendet werden. Das liefert vor allem bei nichtlinearen Prozessen einen Vorteil, da größere Arbeitsbereiche abgedeckt werden.

2.3.4 Stabilitätsbedingungen

In der Praxis liefert eine MPC-Formulierung bei einer geeigneten Wahl des Prädiktionsmodells, der Gewichtungen und der Horizontlängen oftmals ein zufriedenstellendes Ergebnis. Allerdings ist diese Argumentation bei kritischen Applikationen nicht zufriedenstellend und wurde in der Vergangenheit auch als eine Schwachstelle der MPC-Methodik angesehen.

Zum Nachweis der Stabilität eines Regelkreises wurden für den linearen Fall unterschiedliche Kriterien und Überprüfungsverfahren entwickelt (bspw. Nyquist-Diagramm oder Hurwitz-Kriterium).

Bei nichtlinearen Systemen $f(\underline{x})$ werden diese Nachweise im Allgemeinen durch Ljapunov-Funktionen $V(\underline{x})$ und deren Bedingungen zur Stabilität durchgeführt [38]. Diese Nachweise können für geschlossene Systemformulierungen durchgeführt werden, bei Online-Optimierungen, die zu jedem Zeitpunkt ein neues Optimierungsproblem über einen begrenzten Horizont lösen, ist es allerdings nicht ohne Weiteres möglich.

Es wurden verschiedene Erweiterungen eingebracht, die einen Stabilitätsnachweis für eine Klasse von MPC-Strukturen liefern. Die bekanntesten Konzepte und Bedingungen sind der Einsatz einer *Endwertgewichtung* (*terminal cost*), die *rekursive Lösbarkeit* (*recursive feasibility*) und dem Einfügen einer *Endwertbeschränkung* (*terminal constraint*). Ausführliche Herleitungen sind in gängiger Literatur zu MPC [17][39] und NMPC [21] zu finden. Ein oft zitierter Beitrag speziell zu NMPC und dem Einsatz von Endwertbeschränkungen ist [40]. Für einen genaueren Einblick in diese drei Konzepte sind im Anhang A nähere Informationen zum Stabilitätsnachweis zu finden.

2.4 Moving Horizon Estimation

Mit MPC ist eine modellbasierte Optimal-Regelungsstrategie entwickelt worden, die neue Möglichkeiten bietet und im industriellen wie auch im akademischen Umfeld weiten

Zuspruch und Anwendung findet. Dafür wird ein allgemeines OCP formuliert und das Modellverhalten in die Zukunft prädiziert.

Ein ähnlicher Ansatz wird für die modellgestützte, optimalitätsbasierte Zustandsschätzung verwendet – dem sogenannten *Moving Horizon Estimator* (MHE). Beim MHE wird ebenfalls die Struktur eines OCP verwendet, diesmal aber nicht zur Prädiktion des Systemverhaltens in der Zukunft, sondern zur Rekonstruktion des aktuellen Zustands aus den Messungen der Vergangenheit. Zustandsschätzung wird eingesetzt, wenn nur ein Teil des Zustandsvektors gemessen werden kann, aber für weitere Anwendungen, wie bspw. Regelungen, der vollständige Zustand benötigt wird. Ein weiterer Anwendungsfall ist die Filterung, wobei gestörte Messsignale mithilfe des Modellverhaltens rekonstruiert werden können.

2.4.1 Thematische Einordnung und Vergleich mit weiteren Schätzverfahren

In diesem Abschnitt wird ein kurzer Überblick zu dem aktuellen Forschungsstand bei MHE und der Einordnung zu weiteren Schätzverfahren bzw. Beobachtern gegeben.

Literatur zu MHE

Die Grundlagen zu MHE werden in [18][41][42] gegeben. Auch [43][44] beschreiben verschiedene Varianten des MHE und geben einen thematischen Einstieg.

Anwendungen und die ursprüngliche Entwicklung finden sich in der Prozessindustrie [45][46] und in der Erdölförderung [47][48][49]. In den letzten Jahren wurde es aber auch etliche andere Bereiche ausgeweitet. So bspw. auf mobile Roboter und Drohnen, bei denen auch die reduzierte Berechnungsleistung berücksichtigt werden muss [50][51], auf elektrische Maschinen und deren Ansteuerung [52] oder auf medizinische Problemstellungen bspw. zur Bestimmung des Insulinspiegels und Blutzuckerlevels bei Diabetes-Patienten [53][54].

Methodische Arbeiten behandeln die Stabilität und Lösbarkeit des MHE-Problems [55][56][57]. Ein anderer Schwerpunkt liegt in der Performance der numerischen Lösungen und der Echtzeitfähigkeit, dabei adressieren folgende Arbeiten MPC und MHE im Allgemeinen [58][59][60] und speziell für MHE [61].

Historische Einordnung zu Schätzverfahren

Bei linearen Systemen stellt der Luenberger-Beobachter einen klassischen Beobachter für nicht-messbare Zustände bei LZI-Systemen dar. Der Kalman-Filter ist ein Optimalfilter unter Annahme keiner Zustands- und Stellgrößenbeschränkungen und einer Störung, die weißem, gleichverteiltem Rauschen entspricht [62][36, S. 372 f.]. Für nichtlineare Systeme wurde der Extended Kalman Filter entwickelt, der auf einer lokalen Linearisierung des nichtlinearen Modellverhaltens aufbaut. Diese Filter werden ausführlich in Grundlagenwerken dargestellt [63][64][65].

Weitere Filter, die vor allem die Aufhebung eines normalverteilten Rauschens mit sich bringen, sind die Klasse der *Partikel-Filter* [66] oder der *Unscented Kalman Filter (UKF)* [67]. Dabei dürfen die Unsicherheiten beliebige Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen aufweisen.

Eine Gemeinsamkeit dieser Filter liegt in der fehlenden Beschränkungen für die Zustände. Zwar kann durch eine geeignete Wahl der Gewichtungen ein Übertreten vermieden werden, im Allgemeinen kann es allerdings nicht sichergestellt werden, dass Beschränkungen eingehalten werden. Bei nichtlinearen Prozessbeschreibungen können daher physikalisch unplausible Werte auftreten.

Bei optimalitätsbasierten Schätzern, wie dem MHE, können Beschränkungen als Nebenbedingungen in der Problemformulierung eingebracht werden. In [68] wird ein direkter Vergleich zwischen EKF und MHE durchgeführt und die deutlich robustere Performance und physikalische Interpretation des MHE-Ergebnisses für diesen Anwendungszweck dargestellt. Hier in dieser Arbeit liegen Beschränkungen in den Zuständen und Parametern vor, deren Wissen bewusst ins Optimierungsproblem einbezogen wird.

Ein Nachteil gegenüber einer EKF-Lösung ist die höhere Berechnungsdauer und Problemgröße, die beim MHE beachtet werden muss. Vor allem bei mechatronischen Applikationen mit geringen Abtastzeiten muss die Berechnungsdauer besonders berücksichtigt werden. Durch Entwicklungen im Bereich der Echtzeitanwendungen für MHE wird in dieser Arbeit überprüft, ob die zeitlichen Anforderungen eingehalten werden können.

2.4.2 Allgemeine Funktionsweise und mathematische Formulierung

Der MHE-Algorithmus baut auf einem OCP auf. Dabei wird der Beobachtungshorizont N vom aktuellen Zeitschritt in die Vergangenheit gelegt und somit ein begrenzter, sich zeitlich verschiebender Horizont gewählt. Über diesen Horizont soll der aktuelle Zustand aus den Messgrößen rekonstruiert werden. Abbildung 2.10 stellt den zeitlichen Verlauf und die wichtigsten Kenngrößen eines MHE dar. Der strukturelle Aufbau eines MHE ist dem eines MPC sehr ähnlich. Abbildung 2.11 zeigt das Blockschaltbild eines MHE in einem Regelkreis.

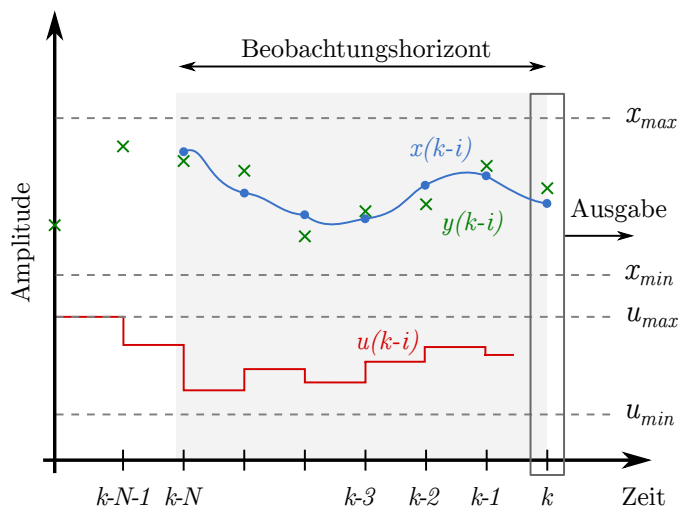


Abbildung 2.10: Schematischer zeitlicher Verlauf des MHE-Algorithmus für ein SISO-System. Über den Beobachtungshorizont N wird aus den Messwerten $y(k-i)$ und Eingangsgrößen $u(k-i)$ der geschätzte Zustand $x(k)$ unter Berücksichtigung der Grenzen $u_{min/max}$ und $x_{min/max}$ ermittelt (nach [69]).

Geht man von der Beobachtbarkeit in linearen Systemen aus, so wird diese dort über ein Intervall $[0; t_e]$ definiert. Mit längerer Systemlaufzeit vergrößert sich ebenfalls das Intervall und demnach auch die Datenmenge. Wird die gesamte Kenntnis des Systems für die Ermittlung des aktuellen Zustands verwendet, so spricht man von einem *vollständigen Schätzproblem* (engl. *full information estimation*) [18, S. 270]. Bei dieser Struktur liegt die größtmögliche Anzahl an Informationen über das Systemverhalten vor und liefert somit aus der Informationstheorie her den größten Informationsgehalt. Die Kosten des Speicherplatzes und der Berechnungsdauer sind allerdings für längere Laufzeiten nicht begrenzt und somit nicht praktikabel.

Beschränkt man die Anzahl der verwendeten Messzeitpunkte auf N Elemente, so gehen Informationen über den Zustandsverlauf in der Vergangenheit verloren und die Genauig-

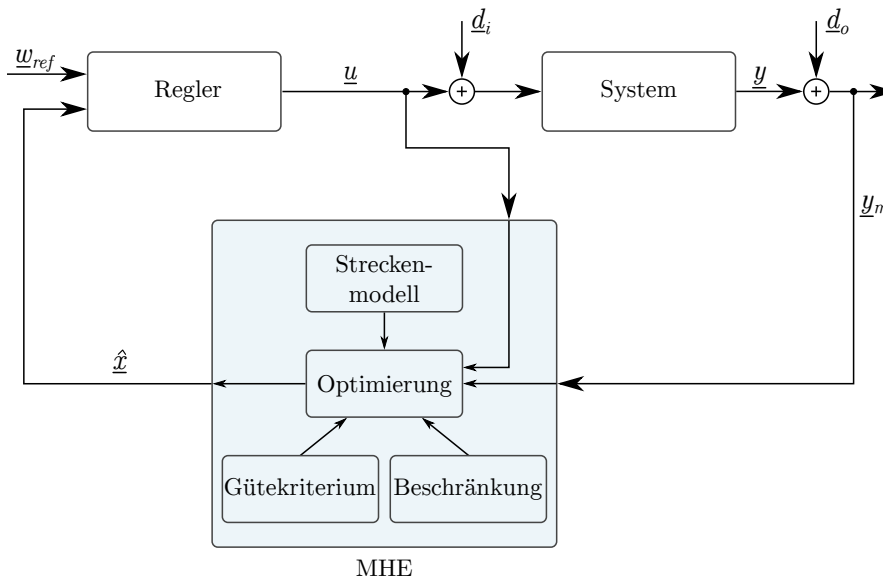


Abbildung 2.11: Aufbau und Komponenten eines MHE im Blockschaltbild des geschlossenen Regelkreis. Die Grundelemente des MHE bestehen aus dem Streckenmodell, Gütekriterium, Beschränkungen und der Optimierung.

keit der Lösung nimmt aufgrund des beschränkten Zeithorizonts ab. Das neue Intervall zum Zeitpunkt k sei $[k - N; k]$. Durch die begrenzte Horizontlänge können nun verschiedene Ansätze gewählt werden, wie mit dem Bereich vor dem Beobachtungshorizont verfahren werden kann. Dies wird als *Arrival cost* bezeichnet. Es kann in drei Kategorien eingeteilt werden: keine Gewichtung, eine statische oder eine zeitvariable Gewichtung des Anfangszustands.

Damit aus einem Messwerteverlauf der aktuelle Zustand rekonstruiert werden kann, gilt die Definition der *Beobachtbarkeit*. Mit dieser ist sichergestellt, dass der Beobachterfehler asymptotisch verschwindet. Nach [18, S. 271] ist diese Eigenschaft nur für eine geringe Zahl an (linearen) Systemen erfüllt. Es wird darin gezeigt, dass stabile Schätzergebnisse bereits bei einer *Detektierbarkeit* des Systems vorliegen. Für MHE-Applikationen wird der Begriff der *MHE-Detektierbarkeit* eingeführt.

Definition: Ein System $\underline{x}(k+1) = \underline{f}(\underline{x}(k), \underline{d}_1(k))$, $\underline{y}(k) = \underline{h}(\underline{x}(k))$ sei *MHE-detektierbar*, wenn das um eine zusätzliche Störung \underline{d}_2 erweiterte System

$$\underline{x}(k+1) = \underline{f}(\underline{x}(k), \underline{d}_1(k)) + \underline{d}_2, \quad \underline{y}(k) = \underline{h}(\underline{x}(k))$$

i-IOSS erfüllt bzgl. der erweiterten Störung $(\underline{d}_1, \underline{d}_2)$.

Mit i-IOSS wird die inkrementelle Eingangs/Ausgangs-zu-Zustands Stabilität (engl. *incremental input/output-to-state stability (i-IOSS)*) bezeichnet [70].

Gütekriterium

Das MHE wird über ein OCP formuliert. Das OCP besteht aus dem Gütekriterium J mit den Nebenbedingungen der diskreten Systemdynamik und den Beschränkungen für Zustände bzw. Eingangsgrößen.

Dabei werden die vergangenen Messwerte \underline{y}_m zusammen mit den möglichen Störungen \underline{d} und Ungenauigkeiten des Systems in J gewichtet. Durch die Formulierung als OCP können problemspezifische Erweiterungen hinzugefügt werden, wie bspw. die Unsicherheit von Parametern oder Eingangsgrößen von ihren Initialwerten (\underline{u}_0) . Eine allgemeine MHE-Formulierung lautet:

$$\begin{aligned}
 J(\hat{\boldsymbol{x}}, \boldsymbol{u}, \boldsymbol{d}) &= [\hat{\boldsymbol{x}}(k-N) - \boldsymbol{x}_0]^T \underline{T} [\hat{\boldsymbol{x}}(k-N) - \boldsymbol{x}_0] \\
 &+ \sum_{i=k-N}^k [h(\hat{\boldsymbol{x}}(i)) - \underline{\boldsymbol{y}}_m(i)]^T \underline{Q} [h(\hat{\boldsymbol{x}}(i)) - \underline{\boldsymbol{y}}_m(i)] \\
 &\quad [\boldsymbol{u}(i) - \underline{\boldsymbol{u}}_0(i)]^T \underline{R} [\boldsymbol{u}(i) - \underline{\boldsymbol{u}}_0(i)] \\
 &\quad + \boldsymbol{d}^T(i) \underline{W} \boldsymbol{d}(i)
 \end{aligned} \tag{2.25}$$

Die folgenden Gewichtungsmatrizen werden verwendet: \underline{T} für den Anfangszustand, \underline{Q} für die Messwerte, \underline{R} für die Eingangsgrößen/Parameter und \underline{W} für die additiven Störgrößen. In (2.26) wird das gesamte OCP für den nichtlinearen MHE vorgestellt.

$$\arg \min_{\boldsymbol{u}(\cdot), \hat{\boldsymbol{x}}(\cdot), \boldsymbol{d}(\cdot)} J(\hat{\boldsymbol{x}}, \boldsymbol{u}, \boldsymbol{d}) \tag{2.26a}$$

$$u.d.B. \quad \hat{\boldsymbol{x}}(i+1) = \boldsymbol{f}(\hat{\boldsymbol{x}}(i), \boldsymbol{u}(i)) + \boldsymbol{d}(i) \tag{2.26b}$$

$$\hat{\boldsymbol{y}}(i) = h(\hat{\boldsymbol{x}}(i)) \tag{2.26c}$$

$$\hat{\boldsymbol{x}}_{min} \leq \boldsymbol{x}_0 \leq \hat{\boldsymbol{x}}_{max} \tag{2.26d}$$

$$\hat{\boldsymbol{x}}_{min} \leq \hat{\boldsymbol{x}}(i) \leq \hat{\boldsymbol{x}}_{max} \quad \forall i = k-N \dots k \tag{2.26e}$$

$$\underline{\boldsymbol{u}}_{min} \leq \boldsymbol{u}(i) \leq \underline{\boldsymbol{u}}_{max} \quad \forall i = k-N \dots k-1 \tag{2.26f}$$

$$\boldsymbol{g}(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{u}) \leq 0 \tag{2.26g}$$

Ähnlich wie beim MPC werden in $\boldsymbol{g}()$ alle weiteren problemspezifischen (Un-)Gleichheitsbedingungen zusammengefasst. Bei einem linearen MHE liegt die Systemdynamik in einer linearen Form vor, Begrenzungen sind linear und das Gütekriterium ist linear-quadratisch. Dieses Problem kann ebenfalls wieder über einen QP-Solver gelöst werden. Beim nichtlinearen MHE (in der Literatur auch NMHE) kann die Systemdynamik nicht-linear vorliegen, Beschränkungen dürfen nichtlinear sein und auch das Gütekriterium darf ein beliebiges Funktional sein. Hier wird sich aber auf die nichtlineare Systemdynamik beschränkt, während das Gütekriterium quadratisch bleibt. Im folgenden Verlauf der Arbeit wird mit der Bezeichnung MHE immer die nichtlineare, allgemeine Variante bezeichnet.

2.4.3 Bestimmung der Anfangsgewichtung

Die Optimierung des Schätzproblems erfolgt über einen begrenzten Horizont der Länge N . Damit unterscheidet sich die Optimierung von der vollständigen Kenntnis der vergangenen Werte (engl. *Full information estimation*). Mit jedem neuen Zeitschritt k entfällt die Information zum Zeitschritt $k-N-1$ über den vorigen Messwert $\underline{\boldsymbol{y}}$, den Eingang \boldsymbol{u} und den geschätzten Initialzustand $\hat{\boldsymbol{x}}_0$.

Wird keine Anfangsgewichtung verwendet so reduziert sich das MHE-Problem auf einen Least-Square-Schätzer, der zu jeder Abtastzeit ein eigenständiges Problem löst, das nicht mit dem vorherigen verknüpft ist.

Wird eine statische Gewichtung genutzt, so werden die Informationen aus dem vorigen Zeitschritt miteinbezogen. Dafür wird der Initialzustand $\boldsymbol{x}_0(k-N)$ über das Verschieben der geschätzten Lösung vom vorigen Zeitschritt $k-N-1$ ermittelt (*Shifting*):

$$\boldsymbol{x}_0(k-N) = \hat{\boldsymbol{x}}(k-N-1) \tag{2.27}$$

Dabei kann die Unsicherheit in $\hat{\boldsymbol{x}}(k-N-1)$ und die Qualität der vorigen Schätzung nur durch eine konstante Gewichtung \underline{T} berücksichtigt werden, eine Adaption an die

tatsächliche Qualität der Schätzung ist nicht möglich.

Eine weitere Möglichkeit besteht in der zeitvarianten Gewichtung des Anfangszustands. Dabei wird die Approximation des Schätzfehlers genutzt, um die Gewichtung zu adaptieren. In [68] wird dazu ein EKF eingesetzt, mit dem die Fehlerkovarianzmatrix $\underline{P}(k - N|k - N)$ berechnet wird und daraus \underline{T} bestimmt wird (*Smoothing EKF*).

$$\underline{T} = \underline{P}^{-1}(k - N|k - N) \quad (2.28)$$

Dabei besteht die Herausforderung in einer passenden Wahl der EKF-Gewichtungen. Ein anderer Ansatz wird in [71] beschrieben, in dem eine adaptive Schätzung für die Anfangsgewichtung mittels eines Least-Squares-Algorithmus und einem variablen Gedächtnisfaktors vorgestellt wird.

2.5 Numerische Lösung eines Optimalsteuerungsproblems

Über ein Optimalsteuerungsproblem (OCP) kann ein Optimierungsproblem anschaulich in der Regelungstechnik-Domäne beschrieben werden. Es können Beschränkungen, Gewichtungen der Gütekriterien und die Systemdynamik formuliert werden. Zur Lösung des Optimierungsproblems wird es in eine Standardform der numerischen Optimierung gebracht, um bereits vorliegende Solver und Lösungsmechanismen zu nutzen.

Für die Definition des Optimierungsproblems ist es nicht erheblich, ob es sich um eine MPC oder MHE-Anwendung handelt. Beide Problemstellungen können, wie in den letzten Abschnitten gezeigt, als OCP formuliert werden. Es wird hier der allgemeine Übergang von einem nichtlinearen OCP beschrieben. Für weitere Informationen sei auf die Fachliteratur verwiesen: z.B. [18] [21] [17].

2.5.1 Übergang von OCP zu NLP

In Gleichung (2.29) ist ein allgemeines, nichtlineares OCP gelistet. Es besteht aus einem Gütefunktional J , der diskreten Zustandsübergangsfunktion $\underline{f}()$, einer Startbedingung \underline{x}_0 sowie Zustands- und Eingangsbeschränkungen $\underline{x}_{min/max}$, $\underline{u}_{min/max}$.

$$\arg \min_{\underline{u}(\cdot)} J(\underline{x}, \underline{u}) \quad (2.29a)$$

$$u.d.B. \quad \underline{x}(k + 1) = \underline{f}(\underline{x}(k), \underline{u}(k)) \quad (2.29b)$$

$$\underline{x}(0) = \underline{x}_0 \quad (2.29c)$$

$$\underline{x}_{min} \leq \underline{x}(k) \leq \underline{x}_{max} \quad \forall k = 0 \dots N_p \quad (2.29d)$$

$$\underline{u}_{min} \leq \underline{u}(k) \leq \underline{u}_{max} \quad \forall k = 0 \dots N_p - 1 \quad (2.29e)$$

Ziel ist die Überführung in ein allgemeines NLP der Form:

$$\arg \min_{\underline{\omega}} J(\underline{\omega}) \quad (2.30a)$$

$$u.d.B. \quad \underline{g}(\underline{\omega}) = 0 \quad (2.30b)$$

$$\underline{h}(\underline{\omega}) \leq 0 \quad (2.30c)$$

$$\underline{\omega}_{min} \leq \underline{\omega} \leq \underline{\omega}_{max} \quad (2.30d)$$

Mit der Entscheidungsvariable $\underline{\omega}$, den Gleichheitsbedingungen $\underline{g}()$ und den Ungleichheitsbedingungen $\underline{h}()$.

Der Übergang zu einem allgemeinen NLP, das dann mit vorliegenden Methoden gelöst wird, nennt man *Diskretisierung*. Zur Lösung eines NLP gibt es verschiedene Ansätze,

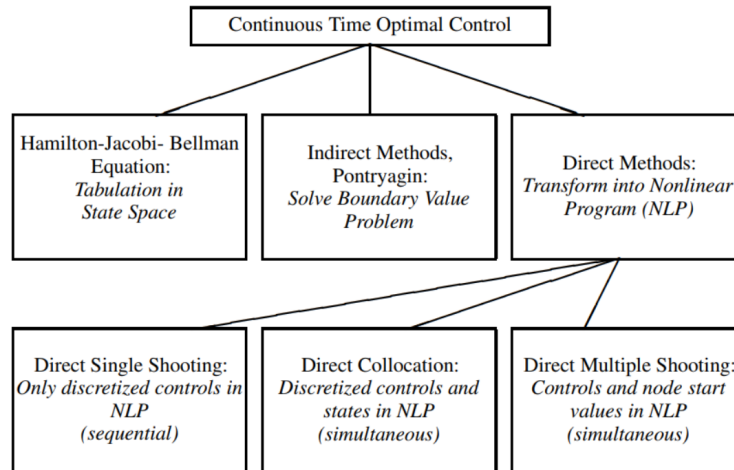


Abbildung 2.12: Lösungsmöglichkeiten von Optimierungsproblem für zeitkontinuierliche Systeme [72].

die in Abbildung 2.12 aufgelistet sind. Die *direkten Methoden* haben in der computer-gestützten Berechnung von NLPs die größte Bedeutung [72, S. 166]. Bei den Ansätzen wird unterschieden zwischen der gleichzeitigen Zeitdiskretisierung und -optimierung (engl. *simultaneous discretize and optimize*) oder der sequentiellen Ausführung der beiden Schritte (engl. *first discretize then optimize*). Wichtig bei der verwendeten Formulierung ist, dass die *Diskretisierung* eines NLP den allgemeinen Übergang zwischen OCP und NLP meint, die *Zeitdiskretisierung* aber den konkreten Vorgang von der kontinuierlichen Systemdynamik hin zu einer diskreten über Integrationsvorschriften wie bspw. Vorwärts-Euler oder Runge-Kutta verschiedener Ordnungen.

Die im Kontext von MPC-Anwendungen genutzten Verfahren sind oftmals Single Shooting Diskretisierung und Multiple Shooting Diskretisierung. Weitere Verfahren zur Lösung sind Direkte Kollokation oder Pseudospektrale Methoden, auf die aber im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter eingegangen wird. Eine ausführliche Behandlung der unterschiedlichen Lösungsmöglichkeiten sind unter [73] zu finden.

Direct Single Shooting

Bei der Direct Single Shooting Diskretisierung wird über die unbekanntes Stellgrößen $\underline{u}(\cdot)$ optimiert. Die Systemzustände werden mithilfe der Anfangsbedingung \underline{x}_0 und der Steuerfolge $\underline{u}(0, \dots, N_p - 1)$ bestimmt, wodurch das Verfahren auch als ein *rekursives Verfahren* bezeichnet wird, das eine sequentielle Berechnung nutzt [21, S. 375].

Dabei setzt sich die Optimierungsvariable $\underline{\omega}$ zusammen aus:

$$\underline{\omega} = [\underline{u}(0)^T, \underline{u}(1)^T \dots \underline{u}(N_p - 1)^T]^T \quad (2.31)$$

Die Begrenzungen für $\underline{\omega}$ lauten:

$$\underline{\omega}_{min} = [\underline{u}_{min}(0)^T, \dots, \underline{u}_{min}(N_p - 1)^T] \quad (2.32a)$$

$$\underline{\omega}_{max} = [\underline{u}_{max}(0)^T, \dots, \underline{u}_{max}(N_p - 1)^T] \quad (2.32b)$$

Das Verfahren ist unter Berücksichtigung der Problemgröße der vergleichbaren Methoden minimal, da die Optimierungsvariable nur aus der Steuerfolge besteht. Allerdings weist es eine höhere Sensitivität auf Ungenauigkeiten in der Anfangslösung $\underline{u}(0)$ auf, wodurch es selbst bei stabilen Systemen zu Instabilitäten kommen kann [21, S. 375].

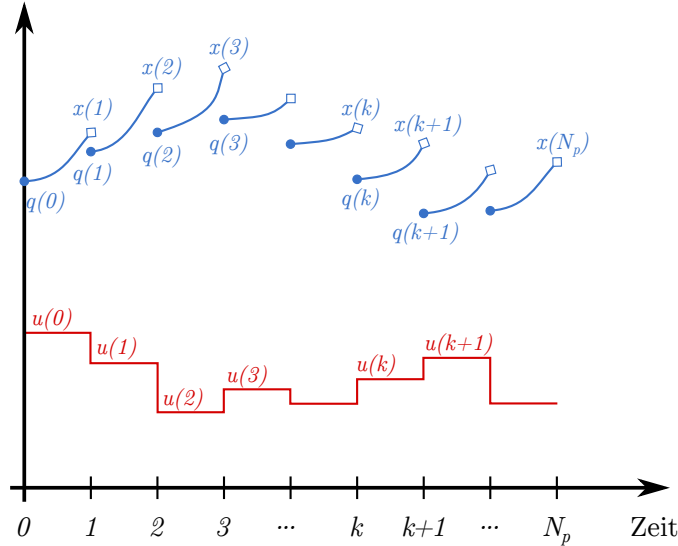


Abbildung 2.13: Prinzipdarstellung der Multiple-Shooting-Struktur [74].

Direct Multiple Shooting

Beim Direct Multiple Shooting wird der Berechnungshorizont in gleiche Abschnitte eingeteilt – hier die Abtastzeiten T_s (vgl. Abb. 2.13). Für jedes Intervall $[k; k + 1]$ wird ein eigenständiges Problem formuliert. Es werden nicht nur die Steuergrößen $\underline{u}(k)$, sondern auch die Zustände $\underline{x}(k)$ als Optimierungsvariablen zu jedem Diskretisierungszeitschritt als $\underline{q}(k)$ definiert. Dabei wird an jedem Diskretisierungsübergang eine Gleichheitsnebenbedingung aufgestellt:

$$\underline{x}(k + 1) - \underline{f}(\underline{q}(k), \underline{u}(k)) = \underline{0} \quad (2.33)$$

Damit wird das Optimierungsproblem entkoppelt, sodass in jedem Diskretisierungsschritt unter Einhaltung der Nebenbedingungen *ein* Problem gelöst wird.

Dabei setzt sich die Optimierungsvariable $\underline{\omega}$ zusammen aus:

$$\underline{\omega} = [\underline{x}(0)^T, \dots, \underline{x}(N_p - 1)^T, \underline{u}(0)^T, \dots, \underline{u}(N_p - 1)^T]^T \quad (2.34)$$

Die Begrenzungen für $\underline{\omega}$ lauten:

$$\underline{\omega}_{min} = \begin{bmatrix} \underline{x}_{min}(0)^T, \dots, \underline{x}_{min}(N_p - 1)^T \\ \underline{u}_{min}(0)^T, \dots, \underline{u}_{min}(N_p - 1)^T \end{bmatrix} \quad (2.35a)$$

$$\underline{\omega}_{max} = \begin{bmatrix} \underline{x}_{max}(0)^T, \dots, \underline{x}_{max}(N_p - 1)^T \\ \underline{u}_{max}(0)^T, \dots, \underline{u}_{max}(N_p - 1)^T \end{bmatrix} \quad (2.35b)$$

Das angepasste Optimierungsproblem lautet mit der zusätzlich eingeführten Nebenbedingung aus (2.33):

$$\arg \min_{\underline{\omega}} J(\underline{\omega}) \quad (2.36a)$$

$$\text{u.d.B. } \underline{h}(\underline{\omega}) \leq 0 \quad (2.36b)$$

$$\underline{\bar{g}} = \begin{bmatrix} \underline{g}(\underline{\omega}) \\ [\underline{x}(k + 1) - \underline{f}(\underline{q}(k), \underline{u}(k))]_{k=0 \dots N_p - 1} \end{bmatrix} = \underline{0} \quad (2.36c)$$

$$\underline{\omega}_{min} \leq \underline{\omega} \leq \underline{\omega}_{max} \quad (2.36d)$$

Dabei werden die Gleichheitsbedingungen $\underline{\bar{g}}$ zusammengesetzt aus der Menge aller problemspezifischen Gleichheitsbedingungen \underline{g} und den durch die Diskretisierung aus Gleichung (2.33) erzeugten Bedingungen.

Das Gesamtproblem ist deutlich größer, da die Optimierungsvariable, wie auch die zusätzlichen Gleichheitsbedingungen erweitert werden. Auf der anderen Seite ist das Problem dünner besetzt, wodurch Solver sehr effizient eingesetzt werden, die die dünne Besetzung ausnutzen (engl. *sparsity exploiting structure*).

Im Vergleich zum Single Shooting wird der Nachteil aufgehoben, dass das Problem sensitiv auf Änderungen in den ersten Zeitschritten reagiert, da jedes Teilintervall separat berechnet wird und über die Nebenbedingung zusammengefügt wird.

Ein Nachteil besteht darin, dass die Lösung in frühen Solver-Iterationen noch keine kontinuierliche Trajektorie liefern muss, was die physikalische Interpretierung der Lösung schwieriger macht. Dagegen wird argumentiert, dass die tatsächliche Trajektorie mit jeder Stellgrößenfolge separat simuliert werden kann, wenn dies notwendig ist [18, S. 543].

2.5.2 Schlupfvariablen

Die Zustandsbeschränkung in einem OCP kann einerseits durch eine Einschränkung der Entscheidungsvariable $\underline{\omega}$ erfolgen oder auch durch weitere Ungleichheitsbedingungen. Es handelt sich dabei um harte Beschränkungen (*hard constraints*). Die Stellgrößen können vom Optimierungsproblem frei gesetzt werden und beinhalten bspw. die maximalen Ausgangswerte der Aktorik. Die Zustandsgrößen \underline{x} können allerdings nur indirekt über die Eingangsgrößen und die Systemdynamik beeinflusst werden, sodass harte Beschränkungen zu nicht-lösbaren Optimierungsproblemen führen können (*infeasibility*). Zu diesem Zweck werden weiche Beschränkungen (*soft constraints*) mithilfe von Schlupfvariablen (*slack variable, slacks*) eingeführt. Im Idealfall sollten die Grenzwerte nicht überschritten werden, aber eine Überschreitung darf vorkommen, da sie nur im Gütekriterium gewichtet wird, aber keine Nicht-Lösbarkeit des Problems darstellt.

Dafür werden die *Schlupfvariablen* \underline{s}_x in das Optimierungsproblem eingefügt, die ebenfalls zur Entscheidungsvariable hinzugefügt werden. Mit ihnen werden die Zustandsgrenzen $\underline{x}_{min/max}$ aufgeweicht:

$$\underline{x}_{min,soft} - \underline{s}_x \leq \underline{x} \leq \underline{x}_{max,soft} + \underline{s}_x \quad (2.37a)$$

$$0 \leq \underline{s}_x \quad (2.37b)$$

Das Gütekriterium wird zusätzlich um die Bestrafung der Schlupfvariablen erweitert:

$$J(\underline{x}, \underline{u}, \underline{s}_x) = J_{orig}(\underline{x}, \underline{u}) + \sum_{i=0}^{N_p-1} \underline{s}_x^T(i) \underline{Q}_s \underline{s}_x(i) \quad (2.38)$$

Dabei stellt die Gewichtung \underline{Q}_s das Maß dar, wie hohe Aufweichungen akzeptiert werden.

2.5.3 Skalierung des NLP

Liegen die Wertebereiche von den verwendeten Variablen um Größenordnungen auseinander, so kann eine *Skalierung* des NLP angewendet werden. Diese bewirkt, dass das Problem numerisch robuster konditioniert ist. Skalierung wird im Allgemeinen bei numerischen Problemen verwendet, um die Sensitivitäten in ähnliche Größenordnungen zu überführen und somit robustere Lösungen zu erhalten [75]. Außerdem ermöglicht die Skalierung ebenfalls eine höhere Vergleichbarkeit der Gewichtungen zueinander, da somit die Einheiten keinen Einfluss auf das Gütekriterium besitzen. Es sei $\underline{\chi}$ die Entscheidungsvariable des Optimierungsproblems und \underline{u} sei die Größe des eigentlichen Problems aus der Zustandsraumdarstellung. Dann wird die Skalierungsmatrix \underline{S}_u so gewählt, dass gilt:

$$\underline{u} = \underline{S}_u \cdot \underline{\chi} \quad (2.39)$$

Ziel dabei ist es die *Entscheidungsvariablen des QP/NLP* im Bereich von $0,1 \dots 10$ zu wählen. Für die Berechnung der *Systemdynamik* müssen allerdings die Größen in der korrekten physikalischen Einheit verwendet werden, sodass die Prädiktion mit \underline{u} ausgeführt wird. Analog wird dieser Vorgang auch für die Zustandsgrößen \underline{x} des Optimierungsproblems durchgeführt.

Die Normalisierung der Zustände erfolgt über die Zustandsskalierung \underline{S}_x und die Stellgrößenskalierung \underline{S}_u . Dabei werden die Mittelwerte der zu erwartenden nominalen Größen als Skalierungsfaktoren verwendet. Zusammenfassend zeigt Tabelle 2.1 die Entscheidungsvariablen mit und ohne Skalierung.

Tabelle 2.1: Entscheidungsvariablen für ein allgemeines OCP.

Bezeichnung	absolute Größe	skalierte Größe
Zustand	\underline{x}	$\underline{\chi}$
Stellgröße	\underline{u}	$\underline{\nu}$
Schlupfvariable	\underline{s}	$\underline{\xi}$

Alle skalierten Entscheidungsvariablen werden in $\underline{\omega}_s$ zusammengefasst:

$$\underline{\omega}_s = [\underline{\chi}^T, \underline{\nu}^T, \underline{\xi}^T]^T \quad (2.40)$$

Nach der Gleichungen (2.39) folgt für die Zustände, Eingangsgrößen und Schlupfvariablen:

$$\underline{x} = \underline{S}_x \cdot \underline{\chi} \quad (2.41a)$$

$$\underline{u} = \underline{S}_u \cdot \underline{\nu} \quad (2.41b)$$

$$\underline{s} = \underline{S}_s \cdot \underline{\xi} \quad (2.41c)$$

Die restliche Problemstruktur aus Gl. (2.29) ändert sich damit nicht, sodass eine Skalierung nur Auswirkungen auf das Gütekriterium hat, die Begrenzungen und Zustandsübergangsfunktionen aber jeweils mit den originalen Werten berechnet werden.

2.5.4 Implementierung

Zur Realisierung der numerischen Optimierungsproblemen wird die Toolbox CasADi [76] verwendet. Diese Toolbox liefert ein Front-End für die vereinfachte Formulierung von OCP und die Lösung von QP/NLP mithilfe von verfügbaren Solvern. Dabei können die Problemstellungen symbolisch als OCP formuliert werden und anschließend in allgemeine QP/NLP überführt werden.

Die Toolbox liefert ein Grundgerüst für Optimierungsprobleme und verschiedene Lösungsmöglichkeiten wie Direct Single/Multiple-Shooting können frei implementiert werden.

Es sind verschiedene frei verfügbare Solver in diesem Framework eingebunden, zwischen denen gewechselt werden kann, ohne die eigentliche OCP-Implementierung anpassen zu müssen. Der Solver IPOPT ist ein Interior Point Method-Solver (IPM), der besonders für hochdimensionale Optimierungsprobleme entwickelt wurde. Dieser Solver liefert in frühen Entwicklungsstadien robuste Ergebnisse, ist aber nicht auf die wiederholenden Berechnungen ausgelegt.

CasADi bietet in der Klasse der SQP-Solver bspw. eine eigens implementierte Entwicklung `sqpmethod`, der zwischen verschiedenen gängigen QP-Solvern auswählen kann. Dort sind `OSQP`[77] und `qpOASES`[78] zu nennen, wobei letzterer nur bei dichtbesetzten QPs performante Ergebnisse liefert.

Ein sehr detaillierter Überblick zu aktuellen Entwicklungen für (N)MPC-Solver ist in [31] gegeben. Dort wird der Schwerpunkt auf Solver für die echtzeitfähige Berechnung in mechatronischen Systemen gelegt, bei denen Abtastzeiten im unteren Millisekundenbereich erforderlich sind. Außerdem werden Solver beschrieben, die auf Embedded-Hardware ausgeführt werden können.

Die später beschriebenen Entwicklungen finden in einer Simulationsumgebung in MATLAB/Simulink statt, sodass die Portierung auf ein Embedded-System vorerst nicht im Vordergrund steht, allerdings die Solvergeschwindigkeiten in Abhängigkeiten zu den erwarteten Abtastzeiten des Schätzers/Reglers relevant sind.

Kapitel 3

Stand der Technik

In diesem Kapitel wird ein Überblick über den Stand der Technik für die verschiedenen inhaltlichen Bereiche der Arbeit gegeben. Es beginnt mit einer Übersicht zu den verschiedenen Modellierungen im Bereich der Walzwerkstechnik. Neben der Modellierung wird die Entwicklung der Zustands- und Parameterschätzung sowie auch Entwicklungen in der Regelungstechnik betrachtet. Maßgeblicher Fokus liegt auf der Materialflussregelung und der damit verbundenen Prozessstabilität.

3.1 Modellierung von Warmwalzwerken und Anlagenteilen

Das Verständnis über einen Prozess kann in unterschiedlicher Form dargestellt werden. Während auf der einen Seite *Expertenwissen* eine wertvolle Informationsquelle liefert, ist eine systematische Herangehensweise hilfreicher, um Optimierungsfortschritte zu erzielen. Die Modellierung bezeichnet dabei die mathematische Repräsentation eines komplexeren Sachverhalts. Modelle werden in einer Vielzahl moderner Wissenschaften angewendet, um das Wissen zu formalisieren. Modelle haben grundsätzlich einen Gültigkeitsbereich und ebenfalls einen Bereich, für den keine Gültigkeit mehr gewährleistet ist. Box prägte den Ausspruch: „[...] all models are wrong but some models are useful [...]“ [79]. Mit diesem Satz wird eine generelle Eigenschaft und gleichzeitig eine realistische Beschränkung in das Thema *Modellierung* gegeben.

Die Modellierung ist keine in sich abgeschlossene Domäne, sondern sie steht in Verbindung mit anderen Anwendungsfeldern. Eine Modellierung eines beliebigen Prozesses durchzuführen ist kein Selbstzweck, sondern hat als Ziele unter anderem die Entwicklung von Reglerstrukturen, eine Vorhersage basierend auf dem aktuellen Zustand, ein besseres Verständnis der aktuellen Situation, basierend auf historischen Messwerten und etlichen Weiteren.

Allerdings liefert ein Modell nie die gesamte Realität, sondern ist nur eine Abbildung und Vereinfachung dessen. Ein kritischer Leser wird demnach immer Fälle finden, in dem ein Modell nicht mehr gültig ist. Trotzdem liegt ein großes Potential in der Verwendung von Modellen und die Vergangenheit hat gezeigt, dass Modellierungen über die Zeit durchaus einem Wandel unterworfen sind und bspw. ein Atommodell von vor 100 Jahren, mittlerweile durch neuere Erkenntnisse nicht mehr als aktuell gültiges angesehen wird.

Die Modellierung, die im Folgenden näher betrachtet wird, steht in einem engen Zusammenhang zu der späteren Anwendung. Die mathematische Modellierung des Walzprozesses und der mechatronischen Komponenten werden konkret für den Reglerentwurf, die Zustandsschätzung und den Simulatorentwurf genutzt. Abbildung 3.1 stellt den Zusammenhang schematisch dar. Die Modellierung ist letztlich die Grundlage für die weiteren Domänen. Die Prozessregelung stellt einen großen Beitrag zur allgemeinen Prozessstabilität und Prozessoptimierung dar. Die Regelung basiert allerdings nicht alleine auf

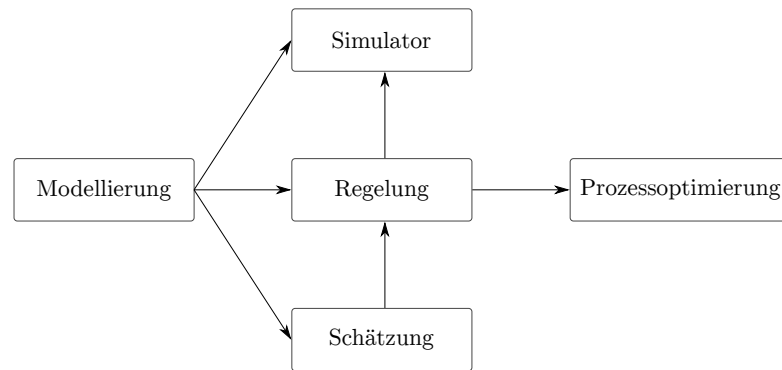


Abbildung 3.1: Modellierungsabhängigkeiten zur Prozessoptimierung für die Entwicklungsdomänen *Regelung*, *Simulator* und *Schätzung*.

Modellen, sondern es werden ebenfalls Schätzungen von Parametern und Zuständen benötigt, wenn nicht-messbare Signale verwendet werden sollen. Die Schätzung wiederum basiert auf einer entsprechenden Modellierung. Die Schätzung wird im Gesamtkontext nicht als eine eigenständige Domäne gesehen, da eine Schätzung für sich alleine nur einen Mehrwert an Informationen liefert, aber keinen direkten Einfluss auf die Prozessoptimierung hat. Dafür müssen die gewonnenen Informationen weiterverwendet werden und Aktionen bedingen.

Neben dem realen Prozess, wird das Prozessverständnis ebenfalls in *Simulatoren* verwendet, die eine Offline-Untersuchung und Test der Regler- und Schätzverfahren ermöglichen.

In den folgenden Unterkapiteln wird ein Überblick zu verschiedenen Arten der Modellierung in der Walzwerktechnik gegeben. Dabei werden vor allem Erkenntnisse aus dem Warmwalzbereich dargestellt. Bei dem Überblick unterschiedlichen Modellierungen wird vorerst nicht auf das spätere Endprodukt unterschieden, sondern Applikationen aus dem Band-, Stab- und Drahtwalzsektor werden aufgezeigt.

Wenn in diesem Kontext über Walzstraßen gesprochen wird, so geht es maßgeblich um den Bereich der Vorstraße bis hin zu den Fertigwalzblöcken. Der Fokus liegt hier auf kontinuierlichen Walzstraßen. Reversiergerüste werden hierbei vernachlässigt.

Spricht man von Walzwerken und den einzelnen Komponenten innerhalb einer Walzstraße bzw. den Walzgerüsten, so sind die Modellierungen von folgenden physikalischen Phänomenen und Anlagenteilen häufig anzutreffen: Motorverhalten und Antriebsstrang, Umformmodell, Temperatureinfluss, Mechanisches Anlagenverhalten und Verkopplung angrenzender Walzgerüste. Diese müssen nicht alle abgebildet werden, sondern sind davon abhängig, zu welchem Zweck die Modellierung später genutzt werden soll. Auch erfolgt die Modellierung in den meisten Fällen für einen begrenzten Bereich innerhalb der Walzstraße.

Die nachfolgend aufgeführte Literatur ist in Tabelle 3.1 zusammengefasst, um einen kompakten Überblick der modellierten Teilbereiche in den entsprechenden Arbeiten zu geben.

Motorverhalten und Antriebsstrang

Das elektro-mechanische Verhalten des Antriebsstrangs wird je nach Modellierungsgrad zusammen mit dem vorgeschalteten Geschwindigkeitsregler angesehen. Die Verbindung Motor-Walzen kann entweder als starr ([80],[81],[82]) oder als (Mehr-)massenschwinger angesehen werden[83], [84].

Der Zusammenhang zwischen Motorspannung und Motordrehmoment wird dazu als PT1-Glied dargestellt ([81][82] [85]). Bei [80] [86] wird der Feldschwächbetrieb ebenfalls

abgebildet. In [84] wird das umfassendste Modell in dem Zusammenhang mit Reibung, Feldschwäch-Effekten und Stromregelkreis verwendet, allerdings werden keine konkreten Formeln genannt.

Mechanisches Anlagenverhalten:

Hier wird der mechanische Aufbau eines Walzgerüsts beschrieben und die Effekte auf die restlichen Modelle gezeigt. Das Walzgerüst ist im Allgemeinen durch einen Walzständer und darin den Walzen aufgebaut. Die Walzen können eine elektromechanische oder hydraulische Anstellung haben, die ebenfalls mit dem Walzständer verbunden sind. Im Walzspalt wird durch die Walzen eine Kraft auf das Walzgut aufgebaut, wodurch auch eine Deformation des Walzgerüsts und der Walzen auftritt. In [87] und [84] wird die Kräfte- und Momentenbilanz des gesamten Walzgerüsts aufgezeigt. Dabei spielen die Steifigkeiten und Dämpfungen sowie die Konstruktion des Walzgerüsts eine Rolle. Es wird formal in eine lineare Zustandsraumform überführt. Auch [80] erwähnt die Modellierung.

Die Auswirkungen dieses dynamischen Verhaltens bezeichnen sich als *Auffederung* und haben direkten Einfluss auf den Walzspalt und demnach auf das Umformmodell. Etliche Quellen beschreiben den Zusammenhang mit der Gaugemeter-Gleichung:

$$h = S + \frac{F}{K_S} \quad (3.1)$$

Wobei h die Austrittshöhe des Walzgut ist, S die nominale Höhe, F die Walzkraft und K_S die Gerüststeifigkeit [85][80][81][88][89]. Eine Vielzahl von Publikationen wurde im Bereich *AGC* verfasst, die den gleichen Ausgangspunkt nutzen, hier aber nicht weiter beschrieben werden.

Umformmodell

Innerhalb des Walzspalts wird das Material deformiert, dabei wurden unterschiedliche Modelle entworfen und es kann hier grob in die Kategorie der empirischen bzw. aufbauend auf der Elementaren Plastizitätstheorie (vgl. Kap. 2.2) und der numerischen Berechnungen (FEM) aufgeteilt werden. Zu diesen Modellen gehört die Berechnung der Walzkraft und des Walzmoments, aber auch der Voreilung, Reibung und weiteren (geometrischen) Größen. Bei den zuvor aufgelisteten Arbeiten, die das dynamische Verhalten beschreiben, werden größtenteils die reduzierten Modelle in geschlossener analytischen Form verwendet. In [90] und [91] werden FEM-basierte Ansätze zur Beschreibung des Walzspalts verwendet. Die Literaturliste von [90] liefert einen ausführlichen Überblick zu weiteren Arbeiten mit FEM im Umformprozess.

Temperatureinfluss

Die Temperatur des Walzguts unterscheidet zuerst den Bereich des *Kaltwalzens* von dem *Warmwalzen*. Dabei hat die Temperatur einen maßgeblichen Einfluss auf das Werkstoffverhalten – beschrieben in den Fließkurven – und damit auch auf den Umformprozess sowie die metallurgischen Eigenschaften. [92] beschreibt diese Zusammenhänge ausführlich in Laborversuchen zum Materialverhalten.

Es können lokale Änderungen innerhalb des Walzguts beschrieben werden, aber auch eine allgemeinere Betrachtung über das gesamte Walzgut hinweg. Bei den lokalen Änderungen werden beispielsweise *Skid-Marks* (erkaltete Auflageflächen im Ofen) in [93] und deren Einfluss auf den Umformprozess betrachtet. In [94] wird die Temperaturverteilung mittels FEM im Walzgut einer Profilstraße bestimmt.

Als makroskopische Effekte ist das Abkühlen durch die Transportwege oder auch die Temperaturzunahme durch den Umformvorgang zu finden. Die Ansätze werden unterschieden in integrale Betrachtungsweisen, die geschlossene Lösungen liefern [82][81][95]

oder differentielle Ansätze, die den Temperaturverlauf mittels partiellen Differentialgleichungen beschreiben [96][97][88]. Dabei analysiert [97] die Erwärmung und Temperaturregelung im Ofen und nicht den Walzprozess.

Zur genaueren Prozessbeschreibung stellt [98] ein Temperatur-Korrekturmodell für einen Fertigwalzblock basierend auf Neuronalen Netzen vor. In [99] wird ein semi-analytisches FEM-Verfahren beschrieben, das die dort nachfolgenden Umformmodelle verfeinert.

Verkopplung angrenzender Walzgerüste

Durch das eingespannte Walzgut zwischen angrenzenden Gerüsten entsteht eine Kopplung der einzelnen Walzgerüsten. Ziel für eine stabile und sichere Prozessführung ist ein konstanter Materialfluss. Durch Prozessstörungen oder auch Parametervariationen sind Regelmechanismen notwendig, um den Prozess stabil betreiben zu können. Die mathematische Beschreibung des Materialflusses erfolgt über die Volumenkonstanz in einem Kontrollraum zwischen den Gerüsten (allgemeine Herleitung: [83]; Walzwerk: [100]). Die auftretenden Variationen vom konstanten Materialfluss werden durch die Längszüge zwischen den Walzgerüsten beschrieben ([101], [102],[103]). Die Einflussnahme auf die Längszüge kann durch eine Regelung entweder über Schlingenheber (engl. *looper*) [104] oder einer direkten Drehzahlanpassung erfolgen (engl. *looper-less*) [105][106]. Dazu weitere Literatur findet sich im Abschnitt zu Regelungen (s. 3.3).

Simulatoren

In den oben aufgeführten Kapiteln wurden einige Teilmodelle zur Modellierung gezeigt. In der Kategorie der *Simulatoren* wird das Anlagenverhalten von Walzstraßen am umfassendsten bezüglich des Gesamtüberblicks dargestellt. Oftmals werden dabei alle oben dargestellten Bereiche abgedeckt, während bspw. regelungsbasierte Arbeiten nur den für die Regelung relevanten Teilbereich modellieren.

Walzwerk-Simulatoren beinhalten dabei mehrere Walzgerüste bis hin zu gesamten Walzstraßen. Dabei werden auch nichtlineare Prozessmodelle verwendet, die entweder auf physikalischen Grundgesetzen basieren oder bei denen mithilfe von Messdaten Teilmodelle identifiziert wurden [115]. Durch die nichtlinearen Modelle kann das Anlagenverhalten realistischer dargestellt werden und bedarf weniger Approximationen [80] [115].

Die Simulatoren werden häufig in Echtzeitumgebungen eingesetzt [85][105][84]. Dabei sind HIL-Anwendungen eine Möglichkeit, um Regelstrategien an den Simulatoren zu testen, bevor sie in der realen Anlage angewendet werden. Der Simulator wird dabei mit der SPS oder dem Prozessrechner verbunden. Wird der Fokus auf eine echtzeitfähige Anwendung gelegt, müssen die verwendeten Teilmodelle effizient implementiert werden oder Teilmodelle nur eine reduzierte Komplexität haben, damit das zeitliche Verhalten überprüft werden kann.

Ein weiterer Einsatzort ist die Bedienschulung. Dabei wird die Industriesteuerung, die sonst den realen Prozess steuert, an den Simulator angeschlossen und die Bediener können in ihrer gewohnten Arbeitsumgebung Szenarien testen, die im Normalbetrieb der Anlage nur selten auftreten [113][80].

In [112] wird die Modellierung und Aufbau eines Fertigwalzblocks mit Tandem-Walzgerüsten für das Warmwalzen von Bändern beschrieben. Dabei wird der simulierte Walzblock als *virtuelles Walzwerk* verwendet, das, sobald Messwerte in einem Gerüst vorliegen, durch diese ersetzt werden. Die Umschaltung findet online statt, sodass die simulierten Werte nicht nur für den Reglerentwurf, sondern auch für den tatsächlichen Betrieb genutzt werden.

Tabelle 3.1: Zusammenstellung der Literatur zur Modellierung und beschriebener Teilmodelle.

Quelle	Verkopplung	Temperatur	Motor/Dynamik	Mechanik	Umformmodell	Simulator
[107]	x					
[88]		x			x	
[108]		x				
[80]	x	x	x	x	x	x
[87]				x		
[94]		x			x	
[109]					x	
[81]	x	x	x		x	
[89]	x				x	
[84]	x		x	x	x	x
[85]	x		x		x	x
[93]	x				x	
[110]		x				
[86]	x		x		x	
[92]		x				
[111]					x	
[97]		x				
[102][112]	x				x	x
[113]						x
[114]	x				x	
[95]	x	x			x	
[101]	x					
[98]		x				
[115]	x	x	x	x	x	x
[103]	x					
[116]					x	
[117]	x					
[118]		x			x	
[96]		x				
[82][100]	x	x	x		x	x

3.2 Zustands- und Parameterschätzung in Walzwerken

Eine Zustandsschätzung ist in Fällen notwendig, wenn die Sensorwerte nicht ausreichen, den Systemzustand beschreiben zu können. Je nach Modellierung und betrachteter Einflussgrößen im Walzprozess ist sogar nur ein Bruchteil der Zustandsgrößen direkt messbar. Mithilfe von Schätzverfahren sollen im Onlinebetrieb weitere Werte für die Prozessüberwachung oder die Regelung zur Verfügung stehen. Die Zustandsschätzung ist somit kein Selbstzweck, sondern muss in einem engen Zusammenhang mit einer darauf aufbauenden Regelung gesehen werden.

Beim Warmwalzen als Gesamtprozess sind grundsätzlich einige Messwerte über Sensoren verfügbar. Für die Analyse des *Umformvorgangs* und die damit verbundenen Größen sind

in vielen Fällen keine direkten Sensoren verfügbar. So lassen sich Reibungskoeffizienten, Materialeigenschaften oder Temperaturen im Walzspalt nicht oder nur in Laboraufbauten messen. Diese umformtechnischen Größen haben allerdings einen merklichen Einfluss bei der Prozessbeschreibung.

Des Weiteren ist zu beachten, dass es zwar Sensoren für Geschwindigkeit, Temperatur und Abmessung gibt, diese aber auch für die Umgebungsbedingungen ausgelegt und anwendbar sein müssen. So sollte die Temperatur bei über 1000 °C aber auch Kühlmittel und Verschmutzung das Messprinzip nicht beeinflussen. Weitere Einschränkungen finden sich zwischen den Walzstraßen für Flachprodukte im Vergleich zu den Rundprodukten. So ist die optische Materialgeschwindigkeitsmessung auf einer flachen Bahn wesentlich einfacher zu bewerkstelligen, als bei einem Draht oder dünnem Stabstahl. Beispielsweise sei dabei auf das Doppler-Verfahren hingewiesen, was in der berührungslosen Geschwindigkeitsmessung genutzt wird – dem sogenannten *Laser Surface Velocimeter* [119, S. 228f.]. Die Bedingung für das Funktionsprinzip ist, dass die Messung mit einem bekannten Winkel auf das Messobjekt auftrifft. Dies ist bei Rundprodukten unter Prozessbedingungen im Walzwerk nicht gewährleistet, wenn das Messfeld in der Größenordnung des Radius des Stabs liegt.

Definitionen

Zustände und Parameter

Wird hier in dem Kontext von *Zuständen* gesprochen, so sind damit Systemzustände gemeint – Größen, die eine eigene Dynamik haben. Bei *Parametern* hingegen sind für die Prozessdynamik zeitlich konstante Werte angesehen, die sich aber langsam über die Zeit ändern können. Für eine Simulation werden diese Werte allerdings als quasi-konstant angesehen.

Schätzung und Beobachtung

In der Systemtheorie findet sich bei der Behandlung von unbekanntem oder nicht-messbaren Größen die Methodik der *Beobachter* oder der *Schätzer* (engl. *Observer* und *Estimator*). Beiden Begriffen gemeinsam ist, dass unbekannt Zustände oder Parameter mithilfe geeigneter Methoden ermittelt werden sollen. Wird ein deterministisches Verhalten beschrieben, wird häufig der Begriff des *Beobachters* verwendet [36, S. 343]. Beispiele dafür sind der Luenberger-Beobachter oder auch nichtlineare Beobachter.

Von *Zustandsschätzern* oder auch *Schätzern* wird gesprochen, wenn es sich um stochastische Prozesse handelt [36, S. 371]. Dabei kann das Modellverhalten deterministisch vorliegen und zusätzlich durch einen Rauschanteil gestört werden. Beispiele dafür sind der Kalman-Filter und Sequenzielle Monte-Carlo-Methoden (Partikel-Filter).

In dieser Arbeit wird der Begriff des Schätzers bevorzugt, da damit auch die Fälle des Beobachters mit abgedeckt werden.

Allgemeine Möglichkeiten zur Schätzung

Bei der Suche nach *Schätzverfahren* findet man eine sehr umfangreiche Anzahl an Methoden und Möglichkeiten. Da es hierbei um Schätzverfahren handelt, die später innerhalb des Prozesses angewendet werden sollen, wird der Fokus auf die Online-Schätzverfahren gelegt. Darunter werden Methoden verstanden, die zur Laufzeit ausgeführt werden können und die mit einem begrenzten Umfang an Informationen in der Lage sind, eine Schätzung auszugeben. In Abbildung 3.2 wird die allgemeine Struktur eines Schätzers bzw. Beobachters gezeigt.

Bei dem Luenberger-Beobachter handelt es sich um den klassischen Ansatz aus der linearen Systemtheorie, mit dessen Hilfe aus den Eingangs- und Messwerten sowie einem

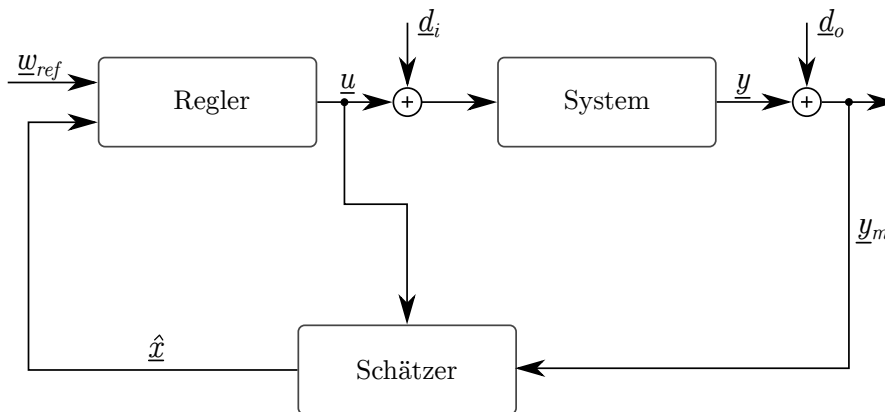


Abbildung 3.2: Blockschaltbild eines Regelkreises mit Schätzer, der aus den Messwerten \underline{y}_m und den Stellgrößen \underline{u} einen vollständigen Zustand $\hat{\underline{x}}$ ermittelt.

Prozessmodell ein vollständiger Zustandsvektor ermittelt wird.

Kalman und Bucy haben ebenfalls für lineare Systeme mit normalverteiltem Rauschen als Störungen einen optimalen Beobachter entworfen – den sogenannten *Kalman-Filter* [62].

Weitere Arten von Beobachtern sind High-Gain-Beobachter, Sliding-Mode-Beobachter oder nichtlineare Beobachter (weitere Informationen in [120][38]).

Aus der Perspektive der Systemidentifikation ergeben sich zusätzliche Möglichkeiten, wobei im Allgemeinen aus gemessenen Eingangs- und Ausgangsdaten eine gegebene Modellstruktur parametrisiert wird. Dabei werden die unbekannt Parameter aus der Modellstruktur optimiert, sodass der Fehler zwischen den gemessenen Ausgangsdaten und den mit den Eingangsdaten angeregten Systemausgängen minimal wird. Gängige Verfahren sind dabei die *Prediction Error Methods (PEM)* [121] oder *Error-in-Variables (EIV)*-Methoden [122].

Sollen diese Verfahren zur Online-Schätzung verwendet werden, so wurden daraus rekursive Methoden abgeleitet. Dabei wird die Schätzung bei jedem neuen Datenpunkt verfeinert und durch den rekursiven Aufbau wird die Berechnungsdauer gegenüber der Berechnung aus der Offline-Systemidentifikation verringert. Ein Beispiel dafür ist der *Recursive-Least-Squares (RLS)*-Algorithmus [123, Kap. 12.3].

Beispiele aus der Walzwerkstechnik

In der Walzwerkstechnik finden sich Beobachter und Schätzer an verschiedenen Bereichen. Ein Großteil der Publikationen des Warmwalzbereichs sind für das Walzen von Flachprodukten veröffentlicht worden.

Längsspannungen

Die Ermittlung der Längsspannungen sind für den stabilen Betrieb eines gekoppelten Walzblocks unerlässlich. Um diese oftmals nicht direkt messbaren Größen in einem Regelgesetz weiterverwenden zu können hat [124] einen Extended Kalman Filter (EKF) in einem Walzwerk für Stabstahl verwendet. In Verbindung mit einer Looper-Regelung für Bandstahl finden sich H_∞ -Kalman Filter [114], nichtlineare Störbeobachter [125] oder auch zeitlich veränderliche, algebraisch berechnete Kenngrößen [126]. Für Walzwerke ohne Looper, die den Materialfluss über die Regelung der Einzelantriebe durchführen werden u.a. gewichtete RLS-Filter [127] oder auch Ansätze über *Support Vector Regression (SVR)* beschrieben [109].

Reibungskoeffizienten und mittlere Fließspannung

Innerhalb des Walzspalts entsteht ein komplexer Umformvorgang, der maßgeblich über Reibungskoeffizienten und Materialeigenschaften bestimmt wird. Diese Koeffizienten sind im allgemeinen nicht messbar und werden häufig nur mit Näherungswerten angegeben. Ihr Einfluss ist aber deutlich im Umformprozess und speziell in der Walzkraft und dem benötigten Drehmoment zu sehen. In [128] wird in einer Offline-Optimierung die mittlere Fließspannung k_{fm} geschätzt, indem die Parameter des *Freiberger Ansatzes* mit einer Sequentiellen Parameter Optimierung (SPO) geschätzt werden. Dabei wird die simulierte Walzkraft als Gütekriterium verwendet. In einem Versuchsaufbau wird von [129] die Walzkraft beim Bandeinlauf reduziert, um den Impuls beim ersten Kontakt zwischen Walze und Walzgut zu minimieren. Dafür wird ein *Sliding-Mode-Controller* zusammen mit einem *Sliding-Perturbation-Observer* eingesetzt. Der Beobachter ermittelt dabei die Reibungskräfte. In [130] wird ein Moving Horizon Estimator (MHE) zur Bestimmung der Reibungskoeffizienten im Kaltwalzwerk genutzt. Die Ergebnisse werden für eine Fehlerdetektion weiterverwendet.

Temperatur

Zur genaueren Bestimmung der Temperatur in der Vorstraße beschreibt [131] eine Struktur mittels *Forward Model based Predictive Estimation*. Dabei wird ebenfalls die prädiizierte Walzkraft später mit der benötigten Walzkraft verglichen. [95] und [132] verwenden einen Kalman-Filter für die Temperaturänderung. In [133] und [134] wird jeweils ein MHE-Ansatz verwendet, um im Hochofen bzw. Elektro-Lichtbogen-Ofen die wichtigsten Zustände zu schätzen.

Materialdicke

Zur Schätzung der Materialdicke werden in [135] neuronale Netze verwendet, um die Sollwerte für unterschiedliche Werkstoffe und Arbeitspunkte zu ermitteln. [95] und [132] verwenden einen Kalman-Filter für die Dickenänderung eines linearisierten Modells. Die Zustände werden anschließend in eine Regelung eingespeist. In [111] wird die Materialdicke mittels Systemidentifikation bestimmt, da es keine Online-Messwerte gibt, die direkt in einem Schätzer weiterverwendet werden. Die identifizierten Modelle werden anschließend in die Online-Prozesskette eingebunden.

Weitere Applikationen

Zur genaueren Regelung unter Parametervariationen von Loopern wird in [136] ein RLS-Filter zur Bestimmung des Dämpfungsparameters verwendet. Damit werden anschließend die Regler kontinuierlich adaptiert. In [137] wird die Position des Walzbands in der Fertigungsstraße bestimmt. Dafür wird ein Luenberger-Beobachter für ein linearisiertes System entwickelt und anschließend eine optimalitätsbasierte Regelung der Walzenorientierung ausgeführt. [138] nutzt ein statisches Optimierungsproblem zur Bestimmung der lateralen Bewegung des Walzbands, der Materialgeschwindigkeit und der Materialkontur. Das statische Problem wird iterativ im Prozess angewendet, wodurch die vorherigen Lösungen als Startwerte der Optimierung weiterverwendet werden.

[139] beschreibt eine Fehlererkennung mittels Luenberger-Beobachters für den Antriebsstrang eines Walzgerüsts.

3.3 Regelungen in Walzwerken

Moderne Walzwerke sind ohne Regelungen und Sensortechnik nicht mehr vorstellbar. Es gibt Regelkreise auf verschiedenen Prozessebenen, die entweder per Rechner ausgeführt werden oder bei denen der Bediener Teil des Regelkonzepts ist (*Operator in the loop*).

Die Regelkreise können auf unterschiedlichen Prozessebenen implementiert sein. Auf der untersten Prozessebene – und damit die am schnellsten ausgeführtesten Regelkreise – befinden sich Regler für Antriebe, Druck und Temperatur. Diese Regelkreise sind zuerst losgelöst von dem eigentlichen Walzprozess zu sehen und die verwendeten Regelkonzepte werden oftmals bereits von den Herstellern der Antriebs- oder Hydrauliktechnik mitgeliefert.

In der nächsten Stufe der Prozessregelungen wird bspw. der Walzspalt oder die Geschwindigkeiten mehrerer Walzgerüste geregelt.

Darüber hinaus werden Einstellungen für Prozesschargen oder Materialabhängigkeiten geregelt, in denen bspw. Planungssoftware ebenfalls Eingriffe haben, wobei die zeitliche Anforderungen aber geringer sind.

Die hier dargestellten Arbeiten finden sich im Bereich der Prozessregelung, bei denen bereits unterlagerte (Motorgeschwindigkeits-)Regelkreise vorliegen und angesteuert werden können. Beim Betrieb mehrerer Walzgerüste sind die Optimierung der Endabmessung und zusätzlich auch die Prozessstabilität die geforderten Regelziele. Dafür maßgeblich verantwortlich ist die Regelung des Walzspalts und die Abstimmung der Walzgerüste untereinander durch einen konstanten Materialfluss.

Die Walzspalt-Regelung ist die direkte Einflussgröße auf die Materialabmessung, indirekt wird damit auch der Materialfluss geändert. Die Materialflussregelung ist primär für die Prozessstabilität verantwortlich, hat aber ebenfalls Einfluss auf die Materialgeometrie. Des Weiteren gibt es in Walzstraßen noch Regelkreise für die Temperatur, die Flachheit oder Oberflächenbeschaffenheit. Von diesen möglichen Regelkreisen wird im Folgenden nur eine genauere Recherche der Regelungen für den Materialfluss durchgeführt.

Bei der Materialfluss-Regelung kann zwischen direkten und indirekten Verfahren unterschieden werden. Bei den direkten Verfahren wird die Prozessstabilität über die Regelung der Walzendrehzahl der einzelnen Gerüste sichergestellt. Bei den indirekten Verfahren werden Schlingenheber (engl. *looper*) oder Schlingentische verwendet, über die ein Materialpuffer erzeugt wird, der einen konstanten Materialfluss sicherstellt. Dabei sind bauliche Maßnahmen zwischen den Walzgerüsten erforderlich; bei den direkten Verfahren ist nur eine Geschwindigkeitsansteuerung der einzelnen Walzgerüste notwendig. In der englischsprachigen Literatur wird beim Vergleich der beiden Varianten zwischen *looper* (indirekten) und *looperless* (direkten) Varianten unterschieden.

Neben einem konstanten Materialfluss ist ebenfalls eine Längsspannung zwischen den Gerüsten möglich, die aus umformtechnischen Gründen vorteilhaft sein kann (Verringerung der Walzkraft oder Reduzierung der Werkstoffbreitung [104]).

Looper-Regelungen

Die Looper-Regelung ist eine weit verbreitete und beschriebene Regelungsaufgabe. Die mathematische Herleitung findet sich exemplarisch in [104][82]. [104] liefert einen umfangreichen Überblick zu gängigen Methoden der Looper-Regelung. Dabei werden klassische PI-Regelungen als Ausgangspunkt und am weitesten verbreitete Lösungen beschrieben. Es besteht dabei eine Kopplung zwischen dem Drehmoment des Looper-Arms, der ein Maß für die Längsspannung ist, und der Geschwindigkeitsregelung der angrenzenden Walzgerüste. Durch die jeweils einschleifigen PI-Regelkreise beeinflussen sich die Regelkreise untereinander, was zu einer reduzierteren Gesamtperformance führt. Es wurde eine Vielzahl an weiteren Reglerstrukturen entwickelt: LQR-basierte Ansätze [140][107], adaptive Ansätze [117] oder robuste Regler wie H_∞ [107][141]. Ebenfalls gibt es Optimalregler oder Fuzzy-basierte Ansätze. Es wurden ebenfalls prädiktive Regler entworfen [142][143][144][145], die vor allem bei Prozessstörungen bessere Ergebnisse als PI-Strukturen lieferten [146]. In einigen Ansätzen wurde bewusst eine Kopplung des Walzspalt-Reglers mit der Looper-Regelung verwendet, um die Störungen im Material-

fluss als bekannte (Stör-)Größen einfließen zu lassen [89]. In weiteren Arbeiten wurde die Performance unterschiedlicher Strukturen miteinander verglichen [107] und eine Inverse Lineare Quadratische (ILQ)-Struktur empfohlen.

Looperless-Regelungen

Der Nachteil bei der Regelung mit Loopern ist, dass zusätzliche Anlagenteile benötigt werden. Es wird der mechanische Aufbau, der Motor und eine entsprechende Ansteuerung benötigt. Bei der Regelung kann es wie zuvor gezeigt zu instabilem Verhalten kommen oder es treten größere Abweichungen in den Längszügen auf. Bereits in den 70er Jahren wurde in Veröffentlichungen beschrieben, dass der Materialfluss grundsätzlich über eine genaue Geschwindigkeitsanpassung der Walzgerüste möglich ist [147]. Wenn alle zusammenhängenden Walzgerüste entsprechend aufeinander abgestimmt sind, dann kann eine Anlage ebenfalls ohne Looper betrieben werden.

Die damit beschriebene Regelung wird im englischsprachigen Raum auch als *looperless control* bezeichnet. Zum Aufbau solch einer Regelung sind Informationen zu den Längszügen zwischen den Gerüsten notwendig. Diese können entweder per Sensoren oder softwareseitig per Beobachtern/Schätzern ermittelt werden. Es gibt direkte oder auch indirekte Schätzverfahren für die Längszüge [148]. Unter den direkten Verfahren werden Sensoren bezeichnet, die ein Maß für die Kräfte zwischen den Walzgerüsten angeben. Bei den indirekten Verfahren wird der Längszugzustand über sekundäre Größen abgeleitet, wie bspw. den Motorstrom oder das Motordrehmoment.

Die meisten Publikationen sind im Bereich der Warmwalzwerke für Bandstahl zu finden. Dabei wurden Zustandsregler wie LQR verwendet [124]. Bei [106][149][105][150] werden Fuzzy-basierte Konzepte eingesetzt, um die Geschwindigkeit der gesamten Walzstraße zu regeln. Bei [151] und [152] werden dafür MPC-Regelungen verwendet, wobei trotzdem noch unterlagerte Looper-Regelkreise verwendet werden.

Ein Spezialfall in der Looperless-Regelung stellen die sogenannten *Minimum Tension Controller* (MTC) dar. Bei dieser Regelung wird nicht nur ein stabiler Arbeitspunkt gefordert, d.h. ein gleichbleibender Längszug, sondern zusätzlich soll der absolute Wert betragsmäßig klein sein. Das hat vor allem beim Ein- und Auslauf des Walzguts eine hohe Priorität. Dabei entstehen ansonsten *verdickte Enden*, da die Zusatzformänderung, die durch den Längszug bewirkt wird, dann nicht mehr auftritt.

Im Bereich der Walzwerke für Stabstahl oder Draht gibt es nur sehr vereinzelte Publikationen. [106] behandelt diesen Prozess, setzt den Fokus aber auf die Vorstraße, in der die Walzgerüste weit auseinander stehen und der Prozess im Vergleich zu den Fertigstraßen langsam ist. In [150] wird der Warmwalzprozess für eine Fertigstraße im Allgemeinen behandelt und die Form des Materials wird nicht explizit auf eine Bandstraße reduziert. [153] beschreibt die kombinierte Regelung von Walzspalt und Motorgeschwindigkeit für Draht und Stabstahl mithilfe eines Optimalreglers (LQR-Design).

Zusammenfassung

Die Materialflussregelung ist eine notwendige Regelstrategie für die Stabilität des kontinuierlichen Walzprozess, der vor allem in Fertigstraßen zu beachten ist. Eine Vorsteuerung der entsprechenden Geschwindigkeiten der Walzgerüste kann erfolgen, allerdings werden dabei die Einflüsse durch Prozessstörungen nicht vollständig abgedeckt. In der Vergangenheit wurden Walzstaffeln erstellt, die mit einem Hauptantrieb gekoppelt sind und feste Drehzahlverhältnisse zwischen den Einzelgerüsten aufweisen. Bei diesem Prozess ist die Walzenanstellung sowie die Kalibrierung maßgeblich für den konstanten Materialfluss verantwortlich. In solchen Fällen ist nicht direkt einsehbar, wie die Lastverteilung innerhalb der gekoppelten Gerüste aussieht. Jedoch wird auch dabei ein konstanter Materialfluss ermöglicht, da der Prozess sich durch die Längszüge selbstständig reguliert.

Allerdings besteht der merkliche Nachteil darin, dass die Einzelumformschritte nicht direkt beeinflusst werden können und eine Einzelansteuerung Vorteile bei der gleichmäßigen Verteilung der Umformleistung, aber auch bei metallurgischen Eigenschaften sowie dem Breitenverhalten aufweist.

Bei ansteuerbaren Einzelgerüsten muss dementsprechend ein Regelkonzept für den Materialfluss angewendet werden, da Prozessstörungen unvermeidbar sind. Die Lösungen in der Literatur für Materialflussregelungen, die auf eine Fertigstraße für Stabstahl eingehen sind beschränkt. Es wurden größtenteils Ansätze für Looper oder Bandstraßen entworfen. Vor allem stellt der Bereich des Profilwalzens und dabei die Stabstahlproduktion ein bislang wenig beschriebenes Themengebiet dar. Dabei sind besonders die Regelkonzepte für einen konstanten Materialfluss offen.

Diese Arbeit liefert einen Beitrag zur modellgestützten Regelung und dabei im Besonderen der modellprädiktiven Verfahren. Dabei wird ebenfalls das Schätzproblem adressiert und mittels einer methodisch gleichen Vorgehensweise – dem Moving Horizon Estimator – gelöst.

Kapitel 4

Modellierung des Fertigwalzblocks

Grundlage für die Simulation und Entwicklung der Regler und Schätzer ist die mathematische Beschreibung des Fertigwalzblocks. Für die Simulation soll ein möglichst detailliertes Modell erstellt werden. Für die spätere Anwendung von Regler und Schätzer werden reduzierte Modelle benötigt, die eine geringere Komplexität aufweisen.

In den vorigen Kapiteln wurden bereits unterschiedliche Applikationen, Modellierungen und Erkenntnisse über den Walzprozess (Kap. 3.1), wie auch die Entwicklung von Reglern und Schätzverfahren gegeben (Kap. 3.3 und 3.2). Dabei wird deutlich, dass es unterschiedlich umfangreiche Herangehensweisen an das Problem gibt. Der Walzprozess kann auf der einen Seite durch empirisch ermittelte analytische Gleichungen beschrieben werden, erweitert auf Differentialgleichungen oder mithilfe von komplexen FEM-Berechnungen abgebildet werden. Schon alleine die Auswahl der Gleichungen und Methoden lässt auf die unterschiedlichen Komplexitäten und Modellierungstiefen schließen.

In dieser Arbeit werden physikalisch und empirisch motivierte Ansätze verfolgt. Dabei liegt der Fokus auf der Anwendbarkeit in einem Simulationssystem, in dem der Prozess in einer Zeitskala von Minuten simuliert wird. Außerdem werden die Modelle später für einen Online-Betrieb adaptiert, wodurch eine Ausführungsgeschwindigkeit pro Abtastzeit im Bereich von 100 ms angestrebt wird.

4.1 Modell-Hierarchie

Zuerst wird der im Grundlagenkapitel beschriebene Prozess (s. Kap. 2.1) für die hier betrachteten relevanten Anlagengruppen näher erläutert. Dazu wird ein Top-Down-Ansatz gewählt, der von einem Gesamtüberblick der Walzstraße über die Einzelgerüste hin zu den Einzelkomponenten führt. Die Hierarchie wird für einen allgemeingültigen Fall mit N Walzgerüsten beschrieben. In den späteren Tests wird der allgemeine Fall auf eine konkrete Anzahl ($N = 6$), basierend auf der Testanlage, spezifiziert.

4.1.1 Aufbau eines Walzblocks

Bei dem Fertigwalzblock handelt es sich um die letzte Umformstufe im Walzprozess des Stabes. Ein schematisches Anlagenlayout ist in Abbildung 4.1 dargestellt. Ein gesamter Walzblock besteht aus mehreren hintereinander geschalteten Walzgerüsten, die hier in *Einzelgerüsten* modelliert werden.

Auf der Eingangsseite grenzt der Fertigwalzblock an einen Walzblock für die Vorabmessung (Zwischenstraße) auf ein sogenanntes *Vorrund* an. Das Material kommt mit einer

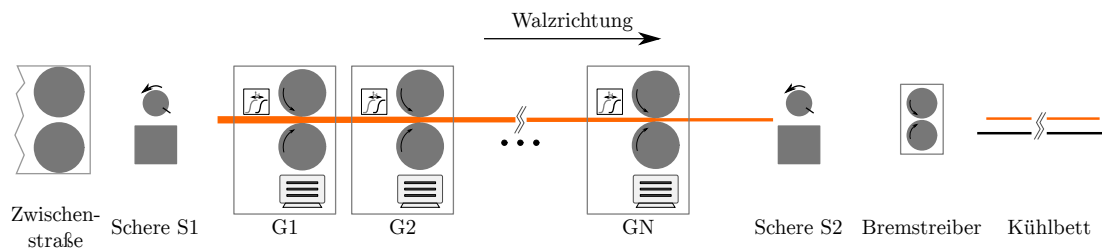


Abbildung 4.1: Schematischer Aufbau des gesamten Walzblocks mit den Einzelgerüsten $G1 \dots GN$ und ihren jeweiligen Antrieben und Transportverzögerungen. Die angrenzenden Anlagenteile mit Zwischenstraße, Schere $S1/S2$, Bremsstreiber und Kühlbett werden in den Randbedingungen beachtet.

entsprechenden Temperatur, Materialkontur und Geschwindigkeit aus dem letzten Walzgerüst. Das Material wird über einen Rollengang geführt und erreicht anschließend den Fertigwalzblock. Dadurch entsteht ebenfalls eine Materialkopplung des Fertigwalzblocks mit der Zwischenstraße. Die Kopplung wird aufgehoben, wenn der Stab die Zwischenstraße verlässt oder optional mittels einer Schere $S1$ unterteilt wird. Sobald das Material getrennt ist, passt sich die resultierende Geschwindigkeit an das erste Walzgerüst $G1$ an. Das Material wird je nach dem Längsspannungsverhältnis zwischen den beiden Walzgerüsten beschleunigt/abgebremst, sodass sich im Gerüsteintritt ein längsspannungsfreier Zustand einstellt.

Die Spannungsverhältnisse zwischen den beiden Walzgerüsten werden für das Walzgerüst $G1$ zwar modelliert, aber für das letzte Zwischenstraßen-Gerüst wird eine Randbedingung eingeführt, um die Modellierung räumlich zu begrenzen. Als Randbedingung wird die einlaufende Längsspannung einen Einfluss auf die einlaufende Materialgeschwindigkeit haben. Ein Druck führt zu einer Stauchung des Materials und dementsprechend zu einer reduzierten Geschwindigkeit, ein Zug entgegengesetzt zu einer Beschleunigung des Materials. Der formelmäßige Zusammenhang wird später bei den konkreten Simulationen erläutert.

Nach dem Ausgang des Fertigwalzblock folgen eine Schere $S2$, ein sogenannter *Bremsstreiber* und das Kühlbett. Mit der Schere $S2$ wird das Material auf die gewünschten Ausgangslängen geteilt. Das führt ebenfalls zu einer Auftrennung der Materialkopplung zwischen dem letzten Walzgerüst GN und dem Kühlbett.

Der Bremsstreiber ist ein angetriebenes Rollenpaar, mit dem das Material auf das Kühlbett transportiert wird. Im Idealfall ist der Bremsstreiber auf die Materialausgangsgeschwindigkeit des letzten Walzgerüsts eingestellt und beeinflusst den Walzprozess nicht. Stimmen die Geschwindigkeiten allerdings nicht überein, so kann an der Stelle ebenfalls eine Längsspannung aufgebaut werden. Das hat Einfluss auf den Umformprozess im letzten Walzgerüst.

Der Bremsstreiber wird in dieser Simulation nicht mehr modelliert, um ebenfalls die Modellierung räumlich zu begrenzen. Stattdessen können Werte für die Längsspannung im Ausgang als Randbedingung vorgegeben werden.

4.1.2 Aufbau eines Einzelgerüsts

Das zuvor erwähnte Einzelgerüst ist in Abbildung 4.2 zu sehen. Es können N Walzgerüste in Reihe geschaltet werden, die jeweils mit dem vorigen und nachfolgenden Walzgerüst gekoppelt sind. Für jedes Walzgerüst können zusätzlich noch Parameter und Stellgrößen für unterlagerte Teilmodelle weitergegeben werden. Die verwendeten Eingangs- und Ausgangsgrößen sind in Tabelle 4.1 gelistet und stellen die notwendigen Werte für die Anlagenverkopplung dar.

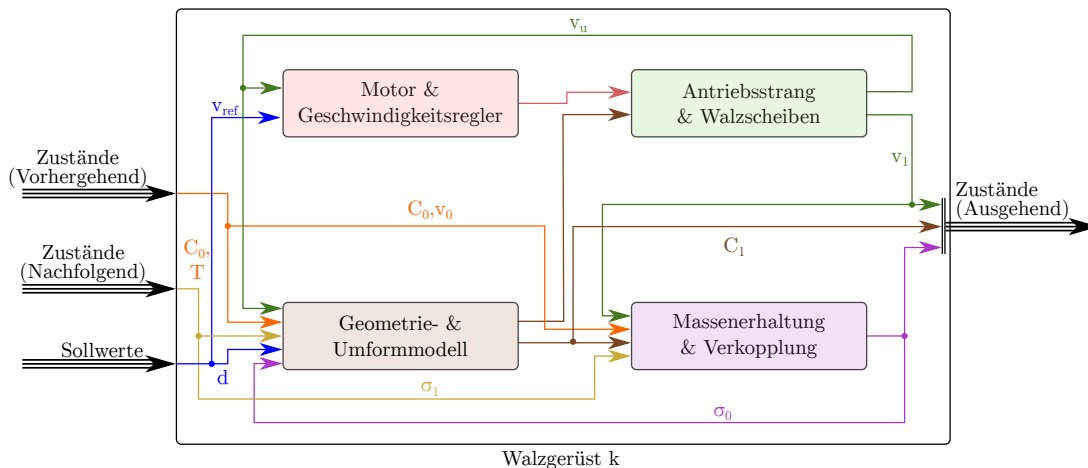


Abbildung 4.2: Schematischer Aufbau eines Einzelgerüsts mit den entsprechenden Signalverketten. Die Eingangs-/Ausgangsgrößen sind in Tabelle 4.1 aufgelistet.

Tabelle 4.1: Eingangs- und Ausgangsgrößen eines Walzgerüsts k mit der jeweiligen Signalherkunft (Eingang) bzw. Signalziel (Ausgang).

Bezeichnung	Formelzeichen	Eingang	Ausgang
Materialkontur	$C_{0,1}$	$k - 1$	$k + 1$
Materialgeschwindigkeit	$v_{0,1}$	$k - 1$	$k + 1$
Motorgeschwindigkeit	v_{ref}	✓	-
Walzspalt	d	✓	-
Temperatur	T	$k - 1$	$k + 1$
Längsspannung (Eingang)	σ_0	-	$k - 1$
Längsspannung (Ausgang)	σ_1	$k + 1$	-

Die im folgenden genauer betrachteten Elemente eines Walzgerüsts ist der Antriebsstrang, das Umformmodell, die Transportverzögerung zwischen den Walzgerüsten sowie die Verkopplung angrenzender Walzgerüste. Diese Teilbereiche wurden selektiert, um den Materialfluss später genauer darstellen zu können und das Prozessverhalten zu simulieren.

4.2 Einzelkomponenten

In diesem Abschnitt werden die zuvor erwähnten Komponenten eines Einzelgerüsts näher beschrieben. Dabei wird das verwendete mathematische Modell sowie mögliche Annahmen und Vereinfachungen beschrieben.

4.2.1 Antriebssystem

Das Antriebssystem eines Walzgerüsts besteht aus einem Motor, der über eine Getriebeeinheit und Antriebswellen mit den Walzen verbunden ist. Bei den Motoren handeln es sich entweder um Gleichstrommotoren oder Asynchronmaschinen, die per Frequenzumrichter angesteuert werden. Die Motoren werden im Prozess drehzahlvariabel betrieben. Ist der Prozess stabil eingestellt, wird diese Drehzahl beibehalten. Änderungen können aber je nach Randbedingungen durch den Bediener oder die überlagerte Regelung eingebracht werden. Jeder Motor ist mit einem Drehzahlregler ausgestattet, dessen Aufgabe die Sollwertfolge, wie auch die Störunterdrückung ist. Vor allem beim Stabein- und -austritt stellen sich deutlich unterschiedliche Last-Drehmomente ein, die möglichst

schnell ausgeregelt werden müssen.

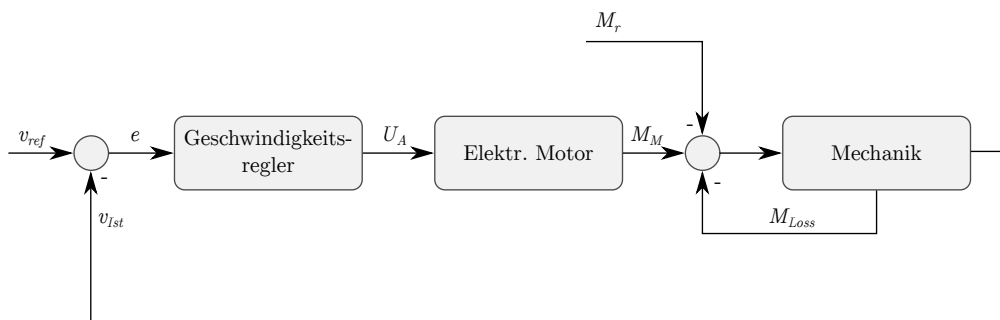


Abbildung 4.3: Geschwindigkeitsregler und Antriebskomponenten.

In dieser Arbeit wird der Antriebsstrang wie in Abbildung 4.3 modelliert. Dabei wird bei der Strukturwahl des Antriebsstrangs auf die Projektergebnisse in PIREF von O. Gamal zurückgegriffen. Die maßgeblichen Komponenten enthalten damit den elektromechanischen Motorteil, den Geschwindigkeitsregler sowie die Mechanik des Antriebsstrang bis hin zu den Walzscheiben.

4.2.1.1 Motor

Der elektromechanische Teil kann vereinfacht durch ein PT1-Verhalten zwischen Ankerspannung U_A und Antriebsdrehmoment M_M dargestellt werden.

$$G_M(s) = \frac{K_M}{T_M s + 1} = \frac{M_M(s)}{U_A(s)} \quad (4.1)$$

Für die Mechanik gilt die Momentenbilanz, die im Zeitbereich eine Differentialgleichung erster Ordnung darstellt:

$$M_M(t) - M_{Load}(t) = \Theta \frac{d\omega(t)}{dt} \quad (4.2)$$

Dabei ist das Antriebsmoment M_M aus Gleichung (4.1) und M_r das externe Walzmoment. Für M_{Load} gilt:

$$M_{Load}(t) = M_r(t) + M_{Loss}(t) \quad (4.3)$$

Die Kreisfrequenz ω der Walzen berechnet sich mit der Walzen-Istgeschwindigkeit v_{Ist} nach:

$$\omega(t) = 2\pi \frac{v_{Ist}}{60} \quad (4.4)$$

Dies unterliegt der Annahme, dass die Verbindung zwischen Motorantriebswelle und den Walzen starr ist. Lose sowie Feder-Dämpfer-Eigenschaften des mechanischen Aufbaus werden hier nicht weiter berücksichtigt. Für eine detaillierte Betrachtung des Antriebsstrangs in der Modellierung kontinuierlicher Prozessanlagen, können die Informationen aus [83], [154] aufgegriffen werden.

Das Verlustmoment wird durch eine viskose Reibung modelliert (Gl. (4.5)). Das beinhaltet die Reibungsverluste im Getriebe, in den Lagern und weitere Störeinflüsse, die im Leerlauf ein Widerstandsdrehmoment bewirken.

Da im Prozess das Anlaufverhalten der Motoren aus dem Stillstand keinen maßgeblichen Einfluss hat und der Walzprozess erst bei einer konstanten Drehzahl beginnt, wird eine Coulombsche Reibung und entsprechendes Losbrechmoment im Stillstand vernachlässigt.

$$M_{Loss}(t) = K_f \cdot \omega(t) \quad (4.5)$$

4.2.1.2 Trägheitsmomente

Das Trägheitsmoment Θ wird als eine konzentrierte Größe betrachtet, in dem alle Teilträgheitsmomente entsprechend zusammengefasst werden. Die Mechanik wird vereinfacht durch die Elemente in Abbildung 4.4 für eine Dreiwalzenkonfiguration betrachtet. Für die spätere Betrachtung werden alle Größen auf die Walzenseite bezogen, um direkt eine Aussage in den Größen des Walzprozesses zu erhalten. Dadurch müssen die Trägheitsmomente des restlichen Antriebsstrang ebenfalls auf die Walzenseite transformiert werden.

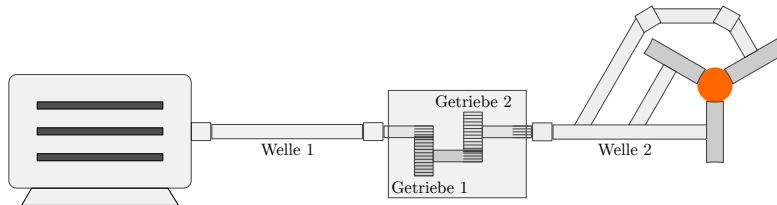


Abbildung 4.4: Mechanik des Antriebsstrangs von dem Motor bis zu den Walzscheiben in der Dreiwalzenkonfiguration.

Das Gesamtträgheitsmoment berechnet sich aus den Trägheitsmomenten einer jeweiligen Geschwindigkeitsstufe und aus den transformierten Anteilen, der daran gekoppelten mechanischen Komponenten [155, Kap. 1]. Durch die unterschiedlichen Übersetzungen werden die Anteile entsprechend skaliert, um das Gesamtträgheitsmoment zu erhalten. Diese Berechnung kann rekursiv durchgeführt werden und beginnt in der innersten Berechnungsvorschrift. Es gilt allgemein für die Abtriebseite:

$$\Theta_{Gesamt,Abtrieb} = \sum_{i=1}^{N_{Stufe1}} [\Theta_i] + \delta_1^2 \left(\sum_{j=1}^{N_{Stufe2}} [\Theta_j] + \delta_2^2 \left(\sum_{k=1}^{N_{Stufe3}} [\Theta_k] + \delta_3^2 (\dots) \right) \right) \quad (4.6)$$

Dabei sind mit $\delta_{1,2,\dots}$ die jeweiligen Übersetzungsverhältnisse $\delta_i = \frac{\omega_i}{\omega_{i+1}}$ einer Getriebestufe gemeint. Diese Formel kann mit beliebig vielen Teilträgheitsmomenten erweitert werden, sodass genauere Informationen nachträglich hinzugefügt werden können. Bei diesem Zusammenhang wird sichtbar, dass die Trägheitsmomente, die weiter von der bezogenen Seite entfernt sind, durch das Übersetzungsverhältnis von $\delta > 1$ höheren Einfluss haben. Dadurch wird das Gesamtträgheitsmoment in dieser Applikation maßgeblich von dem Motor bzw. der direkt verbundenen Welle geprägt.

4.2.1.3 Drehzahlregelkreis

Die Drehzahl eines Walzgerüsts wird entweder von dem Bediener oder einem überlagerten Regler vorgegeben. Der Geschwindigkeitsregelkreis baut auf den vorher beschriebenen Teilmodellen auf und ist in Abbildung 4.3 dargestellt. Es wird für die Modellierung angenommen, dass dieser Regelkreis durch einen PID-Regler geregelt wird.

Der Regelkreis besteht aus dem Motormodell, dem mechanischen Subsystem und einer Rückführung über eine Geschwindigkeitsmessung. Die Dynamik des unterlagerten Stromregelkreises wird durch das oben beschriebene PT1-Verhalten zusammengefasst. Im Walzprozess ist die Störunterdrückung das wesentliche Ziel des Drehzahlregelkreises. Dies wird als Designkriterium zur Parametrierung des Reglers für die Simulation verwendet.

4.2.2 Analytisches Walzmodell

Das Walzmodell stellt die Zusammenhänge des Materials im Walzspalt dar. Dabei kann zwischen der geometrischen und den umformtechnischen Zusammenhängen unterschieden

den werden. In der Entwicklung der Umformtechnik haben sich verschiedene Ansätze herausgestellt. Es hat mit vereinfachten Modellen gestartet, die den Umformprozess approximiert durch eine 2D-Betrachtung beschrieben haben. Ausgangspunkt war die von von-Kármán aufgestellte Differentialgleichung im Walzspalt, die das Spannungsverhalten innerhalb dessen beschreibt. Später wurden numerische Verfahren genutzt, in denen bspw. FEM-Simulationen genutzt werden, um die Zustände im Walzspalt genauer zu beschreiben (Übersicht in [156] und [90]).

4.2.2.1 Geometrie

In diesem Modell wird die Geometrie des Walzspalts und der Kontur auf eine äquivalente Form umgestellt. Mit dieser Transformation werden dann die maßgeblichen Größen innerhalb des Walzspalts berechnet. Die analytischen Modelle wurden in der Vergangenheit größtenteils für den Zweiwalzenprozess für Flachprodukte hergeleitet. Für das Dreiwalzen-Profilwalzen findet sich die genaue Beschreibung und Herleitung in [14][12]. Zuerst wird die einlaufende Kontur in eine äquivalente Kontur in Form von regelmäßigen Fünfecken transformiert. Anschließend wird eine Breitungsberechnung durchgeführt. In der Breitung werden temperatur- und materialabhängige Effekte bestimmt, die vor allem die Ausbildung des Materials in den offenen Bereichen des Walzspalts Auswirkungen zeigen. Mithilfe dieser Kenngrößen wird die tatsächliche Ausgangskontur innerhalb des Walzspalts und zwischen der Walzenanordnung berechnet. Dafür wird die Kontur durch ein Polygon mit $N = 125$ Punkten angenähert. Dieser Wert stellt einen Kompromiss zwischen der Genauigkeit der räumlichen Kontur und des benötigten Speichers dar. In jedem Zeitschritt hat jedes Gerüst eine ein- und auslaufende Kontur, sodass der Speicherbedarf mit dem Kehrwert der Simulationsabtastrzeit steigt.

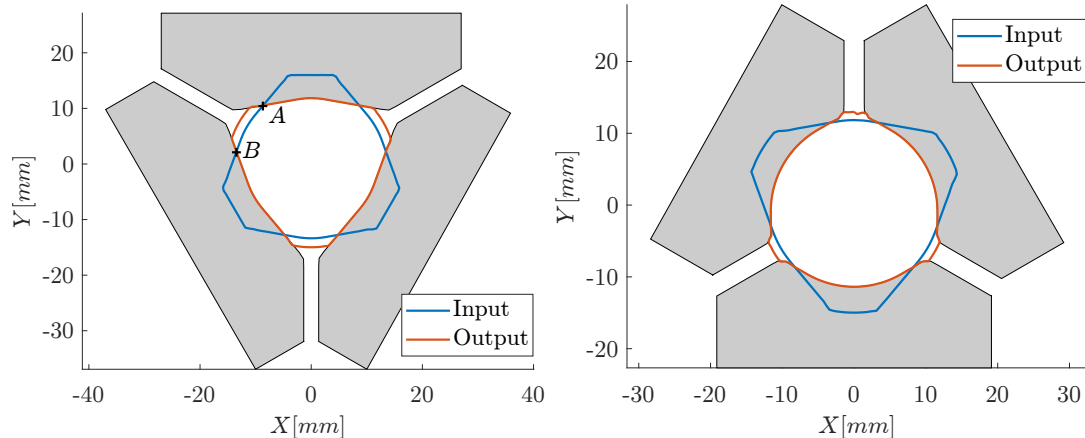


Abbildung 4.5: Ein- und auslaufende Kontur des dritten Walzgerüsts (links) und vierten Walzgerüsts (rechts). In grau werden die Walzscheiben mit ihrer jeweiligen Kontur und dem einbeschriebenen Kaliber dargestellt.

Die Walzenkontur und die Walzenanstellung werden ebenfalls in einer Konturdarstellung genutzt. In Abbildung 4.5 ist exemplarisch die Realisierung aus dem dritten und vierten Walzgerüst dargestellt. Die Austrittskontur berechnet sich aus der Schnittmenge der einlaufenden und der Walzenkontur. Die Breitungseffekte sind nur in den freien Bereichen zwischen den Walzen bemerkbar (Punkte $A - B$).

4.2.2.2 Umformprozess

Nachdem die Geometrie berechnet wurde, wird der Umformprozess mittels der in [157] beschriebenen Vorgehensweise berechnet. Das Ziel der Berechnung sind die entsprechen-

den Walzkräfte und -drehmomente im Walzgerüst. In der kinematischen Berechnung wird der Materialfluss und die Voreilung bestimmt.

Für die Walzkräfte und Drehmomente wird der Umformprozess im Walzspalt betrachtet (vgl. Kap. 2.2.4). Neben der Berechnung über die integralen Verhältnisse im Walzspalt, wurden in der Vergangenheit analytische Näherungsformeln entwickelt, die für bestimmte Arbeitspunkte und Umformprozesse gute Ergebnisse liefern. [10] beschreibt gängige Modelle und die verwendeten Näherungen sowie Ungenauigkeiten. Eine kompakte Zusammenfassung ist unter [11] zu finden. Dort werden die Modelle nach Ford/Ellis/Bland, Zelikow, Stone, Sims, Geleji, Lippmann/Mahrenholtz und Orowan klassifiziert und die verwendeten Näherungen bzw. Ungenauigkeiten aufgelistet. Diese Modelle benötigen als Eingangsgrößen äquivalente geometrische Größen aus dem Zweiwalzenprozess und werkstoffabhängige Werte (s. Tab. 4.2).

Für die Berechnungen wurde hier der Ansatz nach Lippmann und Mahrenholtz verwendet, da dieser auch Einflüsse der Längsspannungen berücksichtigt. Damit können nicht nur idealisierte Prozesse mit einem längsspannungsfreien Zustand beschrieben werden, sondern auch die Effekte von längsspannungsbehafteten Szenarien analysiert werden.

Tabelle 4.2: Verwendete Parameter für das Walzmodell.

Bezeichnung	Symbol
Materialhöhe (Eingang)	h_0
Materialhöhe (Ausgang)	h_1
Materialfläche (Eingang)	A_0
Materialfläche (Ausgang)	A_1
Gedrückte Fläche	A_d
Gedrückte Länge	l_d
Walzenradius	R
mittl. Fließspannung	k_{fm}
Eingangslängsspannung	σ_0
Ausgangslängsspannung	σ_1

Die Berechnungsvorschrift der Walzkraft und des Drehmoments bestimmt sich aus nachfolgenden Zusammenhängen mit den Größen aus Tabelle 4.2.

Für die relative Formänderung ε_A gilt:

$$\varepsilon_A = \frac{A_0 - A_1}{A_1} \quad (4.7)$$

Damit ergibt sich für die bezogene Fließscheidenlage β_F :

$$\beta_F = \sqrt{\frac{1 - \varepsilon_A}{\varepsilon_A}} \cdot \tan \left(\frac{1}{2} \sqrt{\frac{h_1}{R}} \cdot \left[\frac{\sigma_0 - \sigma_1}{k_{fm}} + \ln(1 - \varepsilon_A) \right] + \frac{1}{2} \arctan \sqrt{\frac{\varepsilon_A}{1 - \varepsilon_A}} \right) \quad (4.8)$$

Die Hilfsgrößen Q_p und Q_m werden für die Walzkraft F_r und das Walzmoment M_r

definiert:

$$Q_p = \frac{\sigma_0}{k_{fm}} + 2 \cdot \sqrt{\frac{1 - \varepsilon_A}{\varepsilon_A}} \cdot \arctan \left(\sqrt{\frac{\varepsilon_A}{1 - \varepsilon_A}} \right) - 1 + \sqrt{\frac{R}{h_1}} \cdot \sqrt{\frac{1 - \varepsilon_A}{\varepsilon_A}} \cdot \ln \left(\frac{\sqrt{1 - \varepsilon_A}}{1 - \varepsilon_A \cdot (1 - \beta_F^2)} \right) \quad (4.9a)$$

$$Q_m = \sqrt{\frac{R}{h_1}} \cdot \sqrt{\frac{1 - \varepsilon_A}{\varepsilon_A}} \cdot \left(\frac{1}{2} - \beta_F \right) \quad (4.9b)$$

$$F_r = k_{fm} \cdot A_d \cdot Q_p \quad (4.9c)$$

$$M_{r,einzel} = k_{fm} \cdot A_{dl} \cdot Q_m \quad (4.9d)$$

Bei M_r ist zu beachten, dass es sich um das Drehmoment für *eine* Walze handelt. D.h. das Gesamtdrehmoment bestimmt sich aus $M_r = 3 \cdot M_{r,einzel}$. Die Walzkraft hingegen wirkt auf die jeweiligen Walzen in Normalenrichtung zu der Walzenoberfläche, sodass jede Walzenaufnahme die Kraft F_r aufnehmen muss.

4.2.2.3 Kinematik

Neben den geometrischen und umformtechnischen Größen sind die kinematischen Größen vor allem für den Materialfluss entscheidend. Die Grundlagen sind dazu in Kapitel 2.2.3 beschrieben und die verwendeten Zusammenhänge werden hier zusammengefasst.

Für die Materialgeschwindigkeit und die Walzenumfangsgeschwindigkeit gilt:

$$v_1 = v_u \cdot (1 + \kappa) \quad (4.10)$$

Die Voreilung κ wird aus dem Walzmodell berechnet, indem die Volumenkonstanz an der Fließscheide (Index F ; engl. *neutral line*) ausgewertet wird, wobei gilt:

$$v(x_F) = v_u \cdot \cos(\alpha_F) \quad (4.11)$$

Daraus folgt zur Erhaltung der Massenkonzanz im Walzspalt im stationären Fall:

$$A_F v(x_F) = A_1 v_1 \quad (4.12a)$$

$$A_F v_u \cos(\alpha_F) = A_1 v_u \cdot (1 + \kappa) \quad (4.12b)$$

$$\Rightarrow \kappa = \frac{A_F}{A_1} \cos(\alpha_F) - 1 \quad (4.12c)$$

Der Fließscheidenwinkel α_F wird über die bezogene Fließscheidenlage β_F aus dem Umformmodell nach Gleichung (4.8) und dem Anstichwinkel α_0 berechnet:

$$\alpha_F = \alpha_0 \cdot \beta_F \quad (4.13)$$

Bei dieser analytischen Vorgehensweise ist darauf hinzuweisen, dass vor allem die geschlossenen Formulierungen Näherungen sind und die Werte in der Realität weiteren Einflüssen ausgesetzt sind, die mit diesen Ansätzen nicht abgedeckt werden. Beispielsweise wird für den Verlauf der Querschnittsfläche $A(\alpha)$ ein quadratischer Verlauf angenommen, da die genaue Geometrie im Walzspalt unbekannt ist. Breitungseffekte führen zu Unsicherheiten, die nur approximiert wiedergegeben werden können.

4.2.3 Transportverzögerungen

Zwischen den einzelnen Walzgerüsten sind Abstände. Die bisherigen Modelle haben ausschließlich das Verhalten innerhalb eines Gerüsts beschrieben. Um die zeitabhängigen Vorgänge zu beschreiben, wird die Verzögerung durch den Transport berücksichtigt. Das Material ist das koppelnde Element zwischen den Gerüsten. Dementsprechend müssen alle Zustände des Materials an einem Zeitschritt k zeitverzögert in das nachfolgende Gerüst eingespeist werden. Zwischen den Gerüsten ist ein fester Abstand der Länge L_0 . Im stationären Fall ($v_{Material} = const$) ist eine konstante Zeitverzögerung ausreichend. Im allgemeinen, hier vorliegenden Fall, wird ein zeitvariabler Ansatz gewählt. Dabei wird aus einer zeitabhängigen Darstellung der Simulation nun eine längenabhängige Darstellung gewählt, um den örtlichen Verlauf der unterschiedlichen Zustände beschreiben zu können. Der Ausgang des Blocks muss allerdings wieder ein rein zeitabhängiger Zustand sein, der dann im nächsten Gerüst als Eingang verwendet wird. Eine ähnliche Vorgehensweise wird in [100] beschrieben.

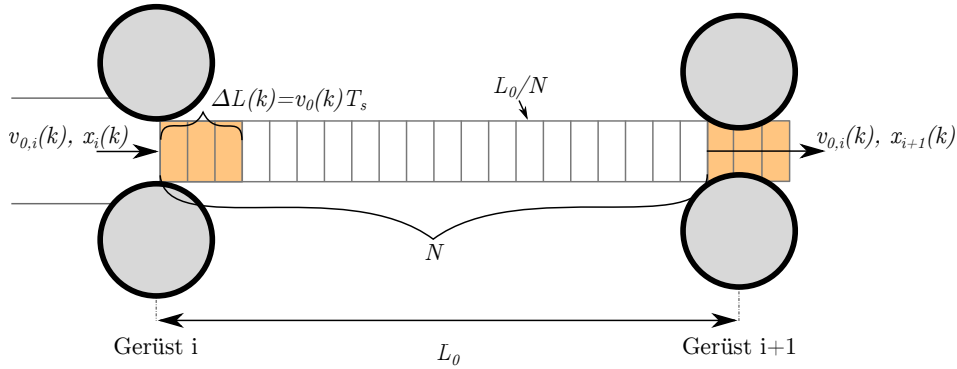


Abbildung 4.6: Längenabhängige Pufferung zwischen benachbarten Walzgerüsten, um Transportverzögerung zu simulieren.

Der längenabhängige Puffer wird diskret aufgebaut, um eine endliche Zahl an Wegelementen darzustellen und damit auch einen endlichen Speicher zu nutzen. Es handelt sich um eine FIFO-Struktur (*First In, First Out*). Dazu wird die Länge L_0 in N äquidistante Stücke aufgeteilt (vgl. Abb. 4.6). Pro Zeitschritt wird das gesamte Material um die Distanz ΔL verschoben.

$$\Delta L(k) = v_0(k) \cdot T_s \quad (4.14)$$

Dabei ist T_s die Abtastzeit zwischen den Zeitschritten und $v_0(k)$ die aktuelle einlaufende Materialgeschwindigkeit. Durch den diskreten Pufferaufbau werden nun alle Zustände um N_{Shift} Samples weitergeschoben.

$$N_{Shift} = \text{floor} \left(\frac{\Delta L}{L_{resolution}} \right) = \text{floor} \left(\Delta L \cdot \frac{N}{L_0} \right) \quad (4.15)$$

Durch den diskreten Pufferaufbau kann die Verschiebung nur um ganzzahlige Samples erfolgen, weshalb eine `floor()`-Rundung angewendet wird. Bei der Dimensionierung des Puffers ist darauf zu achten, dass $N_{Shift} > 1$ gewährleistet ist, um Rundungsfehler zu minimieren. Dazu kann die Pufferlänge N in Abhängigkeit von der Abtastzeit und der minimalen erwarteten Geschwindigkeit v_0 gewählt werden.

Die Samples, die aus dem Puffer herausgeschoben werden, entsprechen nun dem verzögerten Ausgang, der in das nächste Gerüst eingespeist wird. Dadurch, dass im Allgemeinen gilt: $N_{Shift} > 1$ enthält der Puffer mehr Elemente als in einem Zeitschritt in das nächste Gerüst eingespeist werden können. Der Übergang von dem längenbasierten Buffer hin

zu dem zeitbasierten Eingang erfolgt durch:

$$x(t - t_d) = \frac{1}{\Delta L(k)} \int_{L_0 - \Delta L(k)}^{L_0} x_{Buf}(l) dl \quad (4.16)$$

Für den diskreten Fall entspricht das dem Mittelwert über die austretenden N_{Shift} Samples.

$$x(t - t_d) = \frac{1}{N_{Shift}} \sum_{i=N-N_{Shift}}^N x_{Buf}[i] \quad (4.17)$$

Grundsätzlich ist die Möglichkeit dieser Pufferung in MATLAB Simulink über zeitvariante *Transport-Delays* möglich. Für diese Aufgabenstellung wurde eine händische Implementation genutzt, da besonders Randeffekte beim Stabein-/austritt speziell behandelt werden müssen. Die Mittelwertbildung wird dauerhaft angewendet. Somit entsteht beim Stabaustritt der Fall, in dem ein Teil des Puffers bereits keinen Stab mehr enthält (= 0) und der übrige Teil noch die entsprechend verzögerten Zustandswerte enthält. Der Mittelwert kann numerisch gebildet werden, allerdings sind die Zahlenwerte aus der Prozesssicht nicht mehr sinnvoll. Beispielsweise würde eine gemittelte Temperatur statt den gewünschten $T = 1000^\circ\text{C}$ bei einem halb ausgetretenen Material nur noch bei $T = 500^\circ\text{C}$ liegen. Solche Effekte führen zu nicht erwünschten, ungültigen Arbeitspunkten in den nachfolgenden Gerüsten. Daher werden die Werte nur so lange weiter ausgegeben, wie alle N_{Shift} austretenden Werte einen gültigen Wert haben.

Insgesamt werden die Materialeigenschaften **Temperatur**, **StabVerfügbar** und **MaterialKontur** längenbasiert verzögert. Die Materialkontur ist eine XY-Punkte-Darstellung. Da die Punkte des Polygons nicht gleichbleibend angeordnet sind und auch die Reihenfolge nicht eindeutig ist, wird auf eine Mittelwertbildung der Kontur verzichtet. Stattdessen wird der vorderste Wert des Puffers verwendet. Damit wird ebenfalls das Problem des ungültigen Ausgabewerts beim Stabein-/austritt umgangen.

Alle weiteren Größen, wie beispielsweise Materialgeschwindigkeiten oder auch Längsspannungen wirken auf den gesamten Stab zwischen den Gerüsten. Es wird daher keine ortsabhängige Geschwindigkeit oder Spannungsverteilung zwischen den Gerüsten modelliert.

4.2.4 Verkettung von Einzelgerüsten

Im vorigen Abschnitt wurde die Transportverzögerung durch den Abstand der Gerüste beschrieben. Das Material innerhalb der Walzgerüste führt zu einer Kopplung der Gerüste untereinander. Diese Kopplung hat einen maßgeblichen Einfluss auf die Dynamik des Gesamtsystems wie auch auf den Umformprozess (bspw. Gl. (4.9c), (4.9d)). Im Allgemeinen gilt die Volumenkonstanz innerhalb eines begrenzten Bereichs – das sogenannte *Kontrollvolumen*. Für eine ausführliche Herleitung sei auf Kapitel 3 in [158] verwiesen. Mathematisch gilt mit der Massenerhaltung innerhalb eines Kontrollvolumens folgender Zusammenhang (s. Abb. 4.7). Dabei wird das Kontrollvolumen zwischen dem Ausgang des Gerüsts i und dem Ausgang des Gerüsts $i + 1$ definiert.

$$\begin{aligned} \frac{dm(t)}{dt} &= \oint_{A_0} \rho \vec{A}(t) \cdot \vec{v}(t) \cdot \vec{n} dA \\ &\quad - \oint_{A_1} \rho \vec{A}(t) \cdot \vec{v}(t) \cdot \vec{n} dA \quad | m(t) = \rho V(t) \\ \frac{dV(t)}{dt} &= A_0(t)v_0(t) - A_1(t)v_1(t) \quad | V(t) = \bar{A}(t) \cdot L(t) \\ \bar{A}(t) \frac{dL(t)}{dt} + L(t) \frac{d\bar{A}(t)}{dt} &= A_0(t)v_0(t) - A_1(t)v_1(t) \end{aligned} \quad (4.18)$$

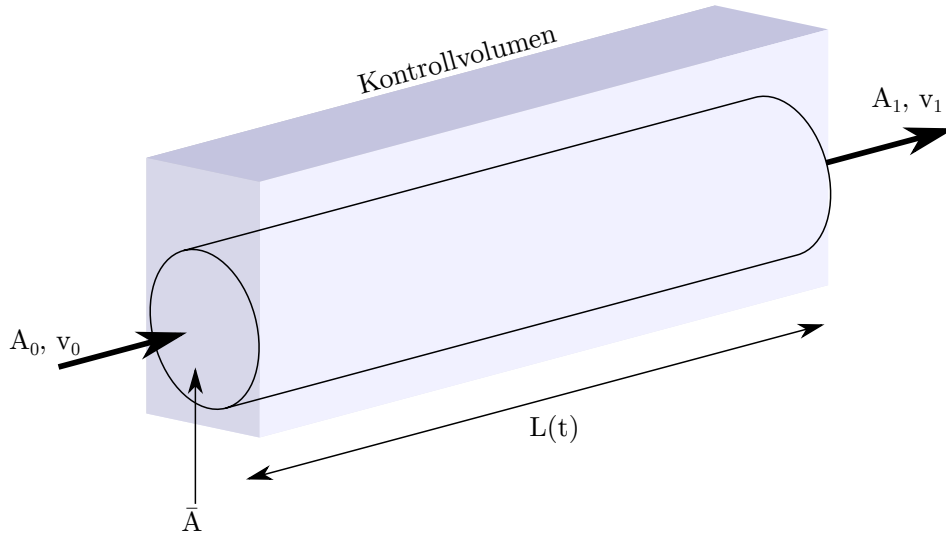


Abbildung 4.7: Allgemeines Kontrollvolumen für sich ändernde Volumina.

Dabei wird eine konstante Dichte ρ des Materials angenommen. Die Änderung des eingeschlossenen Volumens wird über eine zylindrische Ersatzanordnung berechnet. Die Anordnung hat die Grundfläche \bar{A} und der Höhe (respektive der Abstand) $L(t)$. Alle Größen werden vorerst zeitabhängig betrachtet. Die zeitliche Änderung innerhalb des Kontrollvolumens wird durch die Gleichung (4.18) beschrieben. Dabei ist das Kontrollvolumen zeitlich variabel und die Änderung wird durch den einfließenden Volumenstrom pro Zeitelement $A_0(t)v_0(t)$ und den ausfließenden Volumenstrom pro Zeitelement $A_1(t)v_1(t)$ definiert. Die ein- und ausfließenden Elemente sind die Normalelemente durch die Begrenzungsflächen. Die Änderung hat allerdings zwei Anteile. Zum einen die Längenänderung zwischen den Gerüsten und zum anderen die gemittelte Grundfläche des als Zylinder angenommenen effektiven Kontrollvolumens. Die Größe \bar{A} ist der Mittelwert des Transportpuffers der Materialausgangsfläche und wird mithilfe der Werte aus Abschnitt 4.2.3 berechnet:

$$\bar{A} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N A_{Buf}[i] \quad (4.19)$$

Schaut man sich die Längenänderung zwischen den Walzgerüsten an, so gilt bei aufeinander abgestimmten Geschwindigkeiten, dass die Länge $L(t) = L_0$ ist. Ein Geschwindigkeitsunterschied zwischen den Gerüsten führt zu einer Dehnung ε des Materials.

$$\varepsilon(t) = \frac{L(t) - L_0}{L_0} \quad (4.20)$$

Für geringe Längenänderung gilt das Hooksche Gesetz. Im Spannungs-Dehnungsdiagramm wird das durch einen linearen, elastischen Zusammenhang dargestellt. Das erfolgt unter der Annahme, dass keine plastische Verformung zwischen den Walzgerüsten auftritt und die plastische Formänderung allein in den Walzgerüsten erfolgt.

$$\sigma(t) = \varepsilon(t) \cdot E \quad (4.21)$$

Die Längsspannung σ und das E-Modul E des Werkstoffs beschreiben den mechanischen

Zusammenhang. Daraus folgt:

$$\begin{aligned}\sigma(t) &= E \cdot \frac{L(t) - L_0}{L_0} \\ \frac{d\sigma(t)}{dt} &= \frac{E}{L_0} \cdot \frac{dL(t)}{dt} \\ \Rightarrow \frac{dL(t)}{dt} &= \frac{L_0}{E} \frac{d\sigma(t)}{dt}\end{aligned}\quad (4.22)$$

Das Einsetzen von (4.22) in (4.18) führt zu:

$$\begin{aligned}\bar{A}(t) \frac{dL(t)}{dt} + L(t) \frac{d\bar{A}(t)}{dt} &= A_0(t)v_0(t) - A_1(t)v_1(t) \\ \frac{L_0}{E} \frac{d\sigma(t)}{dt} &= \frac{1}{\bar{A}} \cdot \left(A_0(t)v_0(t) - A_1(t)v_1(t) - L(t) \frac{d\bar{A}(t)}{dt} \right) \\ \frac{d\sigma(t)}{dt} &= \frac{E}{\bar{A} \cdot L_0} \cdot \left(A_0(t)v_0(t) - A_1(t)v_1(t) - \underbrace{L(t)}_{\approx L_0} \frac{d\bar{A}(t)}{dt} \right)\end{aligned}\quad (4.23)$$

Dabei wurde im letzten Schritt die Vereinfachung $L(t) \approx L_0$ gewählt, da die Dehnungen im Vergleich zur Gesamtlänge nur einen kleinen Anteil ausmachen. Das Elastizitätsmodul von Stahl bei Raumtemperatur liegt bei ca. $210 \frac{\text{kN}}{\text{mm}^2}$ [159, S. 1]. Für Temperaturen bei ca. 1000°C gibt es nur wenige Streckversuche, allerdings liefern Untersuchungen in [160], [161] Annäherungen, dass noch mit $< 20\%$ des Elastizitätsmoduls verglichen zu Raumtemperatur zu rechnen sei.

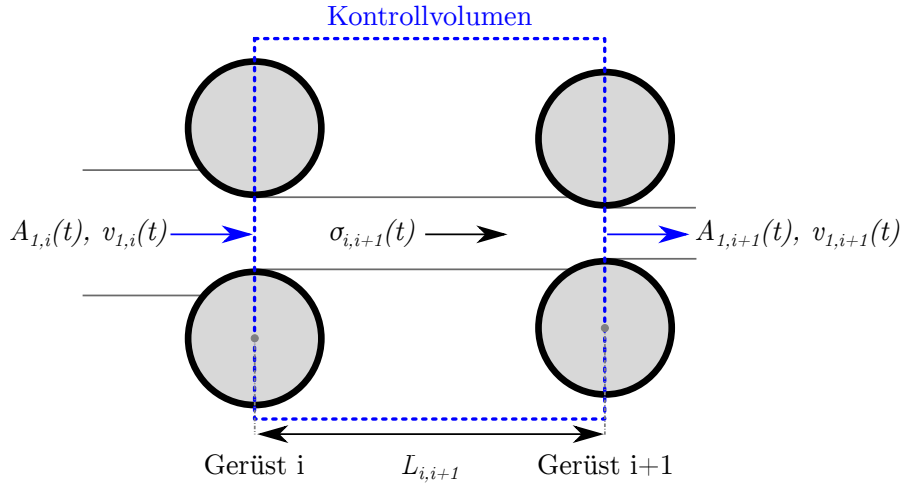


Abbildung 4.8: Kontrollvolumen zwischen zwei benachbarten Walzgerüsten.

Wendet man dieses Ergebnis aus Gl. (4.23) auf die Gerüste i und $i+1$ in Abbildung 4.8 an, so folgt:

$$\frac{d\sigma_{i,i+1}(t)}{dt} = \frac{E}{\bar{A} \cdot L_{i,i+1}} \cdot \left(A_{1,i}(t)v_{1,i}(t) - A_{1,i+1}(t)v_{1,i+1}(t) - L_{i,i+1} \frac{d\bar{A}_{i,i+1}(t)}{dt} \right) \quad (4.24)$$

Es werden aus den entsprechenden angrenzenden Gerüsten nur die jeweiligen Ausgangsgrößen (A_1, v_1) benötigt. Eine zeitliche Integration der Größen führt zu der Gesamtspannung zwischen den Gerüsten.

$$\int \frac{d\sigma(t)}{dt} dt = \sigma(t) + \sigma_0 \quad (4.25)$$

Wird $\sigma(t) < 0$, so spricht man von einem *Längszug*, bei $\sigma(t) > 0$ ist es ein *Längsdruck*. Die Gleichung (4.23) beschreibt die Änderung von $\sigma(t)$. Die Integration dieser Gleichung führt zu $\sigma(t)$, allerdings ist noch keine Aussage über die Startbedingung σ_0 getroffen worden. Wird der Prozess beginnend vom Stabeintritt simuliert, so gilt die Randbedingung $\sigma_0 = 0 = \sigma(t)$, solange kein Stab im Walzgerüst ist. Erst nach Stabeintritt können sich Längsspannungen im Prozess zwischen den Walzgerüsten aufbauen.

Wichtig sei an dieser Stelle zu erwähnen, dass die integralen Zusammenhänge anfällig für Fehler sind. So liefert ein additiver Fehlerterm in Gl. (4.23) folgenden Zusammenhang (alle weiteren Einflussfaktoren werden in $\underline{\nu}$ zusammengefasst).

$$\frac{d\sigma(t)}{dt} = f(\underline{\nu}, t) + e(t) \tag{4.26a}$$

$$\Rightarrow \sigma(t) = \int f(\underline{\nu}, t)dt + \int e(t)dt \tag{4.26b}$$

Für Fehler, deren Erwartungswert mittelwertfrei sind $E\{e(t)\} = 0$, wie bspw. normalverteiltes Rauschen, liefert der Ausdruck im zeitlichen Mittel, bei ausreichend langer Integrationszeit keinen Fehler. Jedoch führt ein minimaler Offset bereits zu einem sich integrierenden Fehler. Da die Formulierung für $\sigma(t)$ die gesamte zeitliche Integration seit dem Stabeintritt umfasst, werden diese Fehler akkumuliert und man erhält einen entsprechenden Drift in der Zustandsgröße.

4.3 Testanlage und deren Parametrierung

Die zuvor beschriebene Modellstruktur liefert die Grundlage für die Simulationsumgebung. Um die Simulation auf einen konkreten Prozess anzupassen, muss eine entsprechende Anlage ausgewählt werden und ihre Parametrierung erfolgen. Der Fertigwalzblock eines Projektpartners liefert die Ausgangssituation für die beschriebene Simulation. Er besteht aus den sechs Einzelwalzgerüsten G1-G6. Im Anlagenkontext besteht eine Kopplung mit dem vorangehenden Walzgerüst der Zwischenstraße sowie dem nachfolgenden Anlagenteil – dem Bremsstreiber (s. Abb. 4.9).

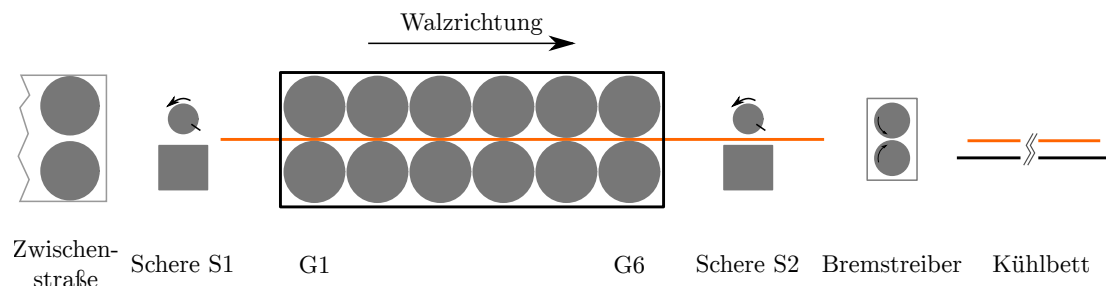


Abbildung 4.9: Schematischer Aufbau des gesamten Walzblocks mit den Einzelgerüsten G1 ... G6 und den angrenzenden Anlagenteilen mit Zwischenstraße, Schere S1/S2, Bremsstreiber und Kühlbett.

Zwischen den Walzgerüsten der Zwischenstraße und G1 kann das Material durch eine Schere S1 aufgetrennt werden. Nach dem letzten Walzgerüst kann das Material mit der Schere S2 ebenfalls abgelängt werden und anschließend erfolgt der Transport über Rollenbahnen auf das Kühlbett.

Es stehen Messdaten aus der laufenden Produktionsumgebung in Form von iba-Daten zur Verfügung. Bei iba handelt es sich um einen Anbieter für Mess- und Analysesoftware und -hardware [162]. Das Produktportfolio dieses Anbieters deckt einige Anforderungen der Walzwerksbranche ab. Mit dem System werden unterschiedliche Datenquellen

der gesamten Fertigung zentral angebunden, die Werte gespeichert und Möglichkeiten zur Auswertung gegeben. Die Datenquellen können bspw. Steuerungen (SPS), autarke Messgeräte oder übergeordnete Prozessleitsysteme sein.

4.4 Validierung

In der Modellvalidierung wird die Fragestellung bearbeitet, ob das modellierte Verhalten mit dem tatsächlichen Verhalten übereinstimmt. Dieser Entwurfsschritt kann zu unterschiedlichen Zeitpunkten im Projektablauf erfolgen. Entwicklungsmethoden wie das V-Modell oder die agilen Methoden nutzen die häufigen Iterationen und Tests von Einzelkomponenten, um einen möglichst reibungsfreien Einsatz des Gesamtsystems zu ermöglichen [163, S. 5 ff.].

Mit der Validierung wird außerdem sichergestellt, dass die simulationsbasierten Verfahren genügend hohe Ähnlichkeiten mit der Realität haben. Dabei werden bewusst Fehler und Abweichungen in Kauf genommen, deren Einfluss im Prozessverständnis vom Entwickler als tolerierbar eingestuft werden.

Die Validierung wird hier durchgeführt, um einerseits die physikalische Plausibilität der Teilmodelle zu überprüfen. Andererseits sollen Beschränkungen und Ungenauigkeiten in der Modellierung offengelegt und quantifiziert werden. Über diese Einschränkungen können im weiteren Verlauf ungültige Zustände bestimmt und die Robustheit von Verfahren klassifiziert werden.

Vorgehensweise zur Validierung

Es werden in den folgenden Abschnitten zuerst einige Einzelmodelle überprüft. Dazu werden Testszenarien gebildet und iba-Messdaten zum Vergleich verwendet.

Nach den Einzelmodellen wird das Gesamtmodell analysiert, dabei werden verschiedene Prozessänderungen und typische Szenarien aus dem Walzprozess überprüft (bspw. Einlauf/Auslauf eines Stabs oder die Änderung des Arbeitspunkts).

Wichtig ist ab diesem Punkt, dass das allgemeine Walzmodell für N Einzelgerüste nun auf $N = 6$ Walzgerüste festgelegt wird, da die betrachtete Anlage ebenfalls aus sechs Walzgerüsten besteht.

4.4.1 Validierung der Einzelmodelle

Zuerst wird der Antriebsstrang, das statische Walzmodell und die Verkopplung der Walzgerüste validiert. Dazu werden verfügbare Anlagenkonfigurationen und Messwerte verwendet.

4.4.1.1 Antriebsstrang

Der Antriebsstrang umfasst das Motormodell, das dynamische Verhalten des Walzgerüsts und den Geschwindigkeitsregler für den Motor. Ziel ist es, dass der geschlossene Regelkreis einer ähnlichen Dynamik folgt, wie aus den iba-Daten erkennbar ist. Dafür sind die Reglerkoeffizienten die freien zu bestimmenden Parameter.

Für diese Anpassung wird ein automatisiertes Auswertungsverfahren vorgeschlagen. Dafür werden die Messwerte eingelesen, ein Reglertuning mittels MATLABs `pidtune()` durchgeführt [164] und die optimalen Parameter mit einem Gradientenabstiegsverfahren ermittelt. Es wird ein quadratisches Gütekriterium verwendet. Bei dieser Methodik werden die Vorteile von automatisiertem Reglertuning mit den Möglichkeiten über eigens parametrierbare Gradientenabstiegsverfahren kombiniert.

Die Reglerstruktur wird als *PIDF* gewählt (F entspricht einer gefilterten Ableitung für den D-Anteil). Für diese Struktur wird eine Parameteroptimierung durchgeführt. Die freien Parameter sind: K_p , K_i , K_d und N_F . Die Übertragungsfunktion des PIDF lautet:

$$G(s) = K_p + K_i \frac{1}{s} + K_d \frac{s}{\frac{1}{N_F} s + 1} \quad (4.27)$$

Das Reglertuning mit `pidtune()` wird auf Störgrößenunterdrückung ausgelegt und beinhaltet das in Abschnitt 4.2.1 gezeigte Modell. Als freier Parameter wird die Bandbreite des Reglers definiert und für die Optimierung freigegeben. Die Phasenreserve soll mindestens 60° betragen, um eine ausreichend hohe Robustheit zu gewährleisten.

Die Optimierung wird nach folgendem Ablaufschema durchgeführt:

1. Einlesen der Messwerte
2. Extraktion und Vorverarbeitung des Stabeinlaufs als definiertes Störsignal
3. Berechnung initialer Reglerkoeffizienten
4. Anwendung von Gradientenabstiegsverfahren zur Optimierung des geschlossenen Regelkreises

Die Vorverarbeitung der Messwerte enthält eine Tiefpass-Filterung, die offline mit einer Zero-Lag-Methode ausgeführt wird, um den Einfluss der Phasenverschiebung des Filters zu kompensieren. Bei den Messwerten steht nur das Drehmoment des Motors (M_M) zur Verfügung. Die gesamte Drehmomentbilanz des Antriebs lautet:

$$\Theta \frac{d\omega}{dt} = M_M - M_{Loss} - M_{Load} \quad (4.28)$$

Verluste im Antriebsstrang

Für die Verluste im Antriebsstrang (M_{Loss}) werden zwei mögliche Ansätze in Betracht gezogen. Einmal ein viskoses Reibungsmodell (Gl. (4.29a)) und zum anderen eine viskose Reibung und Haftreibung (Gl. (4.29b)).

$$M_{Loss} = k_{fric} \cdot v_{ref} \quad (4.29a)$$

$$M_{Loss} = k_{fric} \cdot v_{ref} + k_{fric,0} \quad (4.29b)$$

Dafür wird der Mittelwert des Drehmoments im unbelasteten Anlagenzustand ($\bar{M}_{M,idle}$) und der Motorgeschwindigkeit \bar{v}_{ref} genutzt. Beide Modellannahmen werden mit einem Least-Square (LS)-Ansatz überprüft und ein Parameterfitting für die Unbekannten ($\underline{\beta} = [k_{fric}, k_{fric,0}]^T$) durchgeführt. Die optimale Lösung des LS-Problems ist in Gleichung (4.30) für N Messwerte beschrieben:

$$\arg \min_{\underline{\beta}} (\underline{\Psi} \cdot \underline{\beta} - \underline{y})^2 \quad (4.30a)$$

$$u.d.B. \quad \underline{\beta} \geq 0 \quad (4.30b)$$

$$\underline{\Psi} = [\bar{v}_{ref, N \times 1}, \mathbf{1}_{N \times 1}] \quad (4.30c)$$

$$\underline{y} = [\bar{M}_{M,idle, N \times 1}] \quad (4.30d)$$

Die Auswertung wird für alle Walzgerüste separat durchgeführt und ist in Tabelle 4.3 dargestellt. Dabei ist auffällig, dass der RMS-Fehler M_{Loss} in dem Ansatz 1 (nur viskose Reibung) höher ist, als im Ansatz 2 (viskose und statische Reibung).

Im Ansatz 2 liegt der RMS-Fehler M_{Loss} bei ca. 30–90 % von dem aus Ansatz 1. Auffällig bei der gefundenen Lösung ist, dass die minimale Lösung bei vier der sechs Walzgerüsten

Tabelle 4.3: Geschätzte Reibungsparameter für jeweilige Walzgerüste und resultierender Fehler zu den Messwerten.

Walzgerüst	k_{fric} [$\frac{Nms}{rad}$]	\bar{M}_{Loss} [Nm]	RMS M_{Loss} [Nm]	k_{fric} [$\frac{Nms}{rad}$]	$k_{fric,0}$ [Nm]	\bar{M}_{Loss} [Nm]	RMS M_{Loss} [Nm]
1	1,36	19,9	3,6	0,00	20,3	20,3	1,2
2	2,27	41,5	7,8	0,00	42,3	42,3	4,4
3	3,27	69,0	6,2	0,00	69,2	69,2	3,5
4	3,93	93,8	3,2	1,57	56,4	93,8	2,7
5	2,98	76,9	4,2	0,30	69,1	76,9	3,7
6	3,83	102,1	7,1	0,00	102,3	102,3	4,8

nur mithilfe des statischen Anteils gefunden wird. Der Einfluss des viskosen Reibungsanteils liegt an der gültigen Bereichsgrenze von Null.

Aus diesen Ergebnissen wird gefolgert, dass für die weitere Betrachtung ein statisches Verlustmoment ermittelt wird, unter der Annahme, dass die Arbeitspunktänderung der Motorgeschwindigkeit klein im Vergleich zur absoluten Geschwindigkeit ist.

Um dennoch auf langsam variierende Parameter einzugehen, können während des Walzgerüstleerlaufs die Koeffizienten neu bestimmt bzw. adaptiert werden. Die einfachste Variante liefert eine Mittelwertbildung über einen möglichst langen Zeitraum. Alternativ können auch rekursive Parameterschätzverfahren angewendet werden (bspw. ein RLS-Schätzer [123, Kap. 12.3]).

Bei den folgenden Auswertungen wird für jedes Szenario der Reibungsverlust separat bestimmt, sodass die Wahl der Ansätze in dieser Auswertung nicht von Bedeutung ist, im realen Betrieb aber beachtet werden sollte.

Beschleunigungsmoment

Der Beschleunigungsanteil $\Theta^{d\omega/dt}$ wird aus dem Drehzahlverlauf ω_{ist} und dem berechneten Massenträgheitsmoment Θ ermittelt. Mit diesen Hilfsgrößen wird M_{Load} berechnet und als Störsignal auf den Regelkreis geschaltet.

Optimierungsproblem

In der Optimierungsroutine wird die Bandbreite ω_g des Reglers als Optimierungsvariable definiert. Daraus werden dann die konkreten Reglerkoeffizienten bestimmt. Dies hat den Vorteil, dass die Randbedingungen zur Robustheit des Regelkreises berücksichtigt werden und die Dimension des Optimierungsproblems von vier (K_p, K_i, K_d, N) auf einen Parameter (ω_g) reduziert wird.

Die Parameter des Gradientenabstiegsverfahren sind in Tabelle 4.4 aufgeführt. Es wird eine vereinfachte Liniensuche genutzt, die bei der Bedingung für das Gütekriterium $J_{k+1} < J_{init,k}$ abgebrochen wird.

Tabelle 4.4: Parametrierung des Gradientenabstiegsverfahren (GD).

Parameter	Wert	Beschreibung
$\varepsilon_{Termination}$	10^{-2}	Abbruchbedingung GD
ε_{α}	10^{-8}	Abbruchbedingung Liniensuche
$N_{max,GD}$	20	Max. Iterationen GD
$N_{max,Linensuche}$	20	Max. Iterationen Liniensuche
α_0	10	Initialschrittweite Liniensuche
ρ	0,2	Schrittreduzierung Liniensuche

Es werden insgesamt 92 Szenarien evaluiert. Dabei wird überprüft, ob die entsprechenden Reglerparameter sich auf allgemeingültige Werte einstellen und mit der verwendeten Struktur abgebildet werden können.

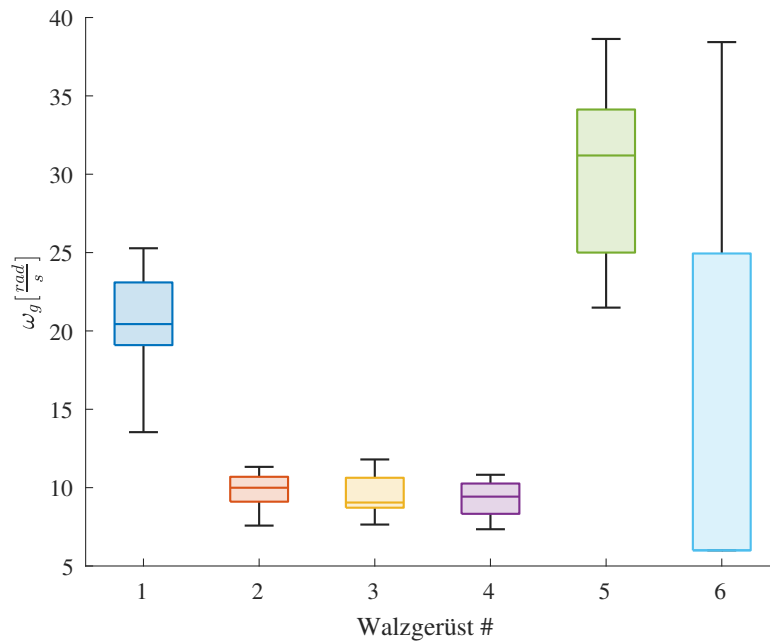


Abbildung 4.10: Verteilung der Reglerbandbreite für alle Walzgerüste über die ausgewerteten Szenarien.

Die Auswertung wird anhand der Bandbreite des geschlossenen Regelkreises durchgeführt. Für die verschiedenen Walzgerüste ist dies in Abbildung 4.10 abgebildet. Dabei ist auffällig, dass sich die Parameter der Walzgerüste (2,3,4) sowie (1,5,6) jeweils in gleichen Größenordnungen befinden. Dies liegt darin begründet, dass die Massenträgheitsmomente Θ der Motoren (2,3,4) ca. dreimal so groß wie die von (1,5,6) sind:

$$\Theta_{Motor,2,3,4} \approx 3 \cdot \Theta_{Motor,1,5,6} \quad (4.31)$$

Der Abstand der 0,25/0,75-Quartilgrenzen liegen für die Parameter von (2,3,4) in einem Bereich von ca. $2,4 \frac{\text{rad}}{\text{s}}$. Bei (1,5,6) liegen diese Grenzen deutlich weiter auseinander bei bis zu ca. $4 - 18 \frac{\text{rad}}{\text{s}}$. Allerdings ist bei Walzgerüst 6 auffallend, dass ein Großteil der Szenarien an der unteren Beschränkung des Parameterraums liegen. Bei der Auswertung des Zeitverlaufs wird deutlich, dass in den gewählten Szenarien oftmals kein sprunghafter Anstieg im Lastmoment vorliegt, sodass die ursprüngliche Annahme für die die Versuchsfolge erstellt wurde, nicht erfüllt ist und die Systemanregung zu gering ist.

Zusammenfassend ist zu sehen, dass die gewählte Struktur für die Walzgerüste 1-5 validiert werden konnte und aus den Messwerten Parameterbereiche definiert wurden, in denen das transiente Verhalten des geschlossenen Regelkreises mit dem der realen Strecke, unter Berücksichtigung entsprechender Parameterschwankungen, übereinstimmt. Für das Walzgerüst 6 konnte mit dieser Methodik keine allgemeingültige Parametrierung erfolgen. Bei der Auslegung kann sich an den Parametern des Walzgerüsts 5 orientiert werden, da dieses vom strukturellen Aufbau und den Parameterwerten hohe Übereinstimmungen aufweist.

Für die Evaluierung wurde nur das Störverhalten analysiert. Das Führungsverhalten wurde nicht auf sprunghafte Änderungssignale ausgewertet, da der Geschwindigkeitsollwert mit einer Rampe begrenzt wird. Die aus den Messwerten ermittelten Änderungsraten liegen in dem Bereich von $\pm 10 \text{ rpm/s}$.

4.4.1.2 Statisches Walzmodell

Das statische Walzmodell für die Dreiwalzenkonfiguration wird in der Implementierung nach Abschnitt 4.2.2 implementiert und mithilfe einer realen Anlagenparametrierung evaluiert. Dazu werden die Geometrie, die Kraft-/Momentenberechnung sowie die kinematischen Größen betrachtet

Geometrie

Das Walzmodell wird zuerst auf die geometrische Genauigkeit überprüft. Dabei werden die Parameter aus den iba-Daten und Anlagenkonfiguration der jeweiligen Szenarien verwendet und dynamische/kinematische Effekte werden vernachlässigt. Die Ergebnisse in Abbildung 4.11 zeigen, dass die Ausgangsabmessungen um bis zu 4% abweichen. Die Abweichungen korrelieren mit den Endabmessungen (unten) und ebenso mit den unterschiedlichen Produktionschargen. Die jeweilig gleichen Werkstoffbereiche sind farblich hinterlegt.

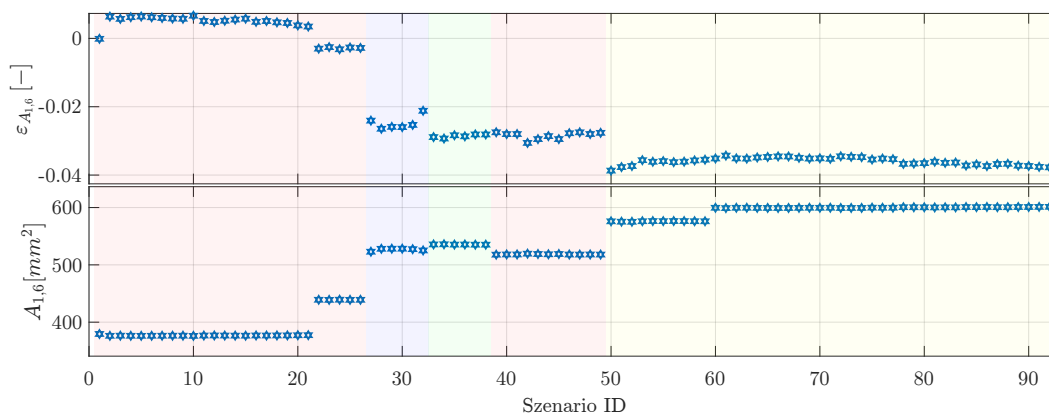


Abbildung 4.11: Relativer Fehler (oben) sowie Absolutwert (unten) der Ausgangsfläche $A_{1,6}$ des letzten Walzgerüsts zwischen berechneter Geometrie und Messwert über alle Testszenarien. Gleiche Werkstoffgruppen sind farblich gleich hinterlegt.

Walzkraft und Walzmoment

Neben den geometrischen Eigenschaften werden die Walzkraft und Walzmomente analysiert. Die berechneten Walzkraft können direkt mit den Messwerten verglichen werden, während die gemessenen Drehmomente den Motormomenten entsprechen und die aus dem vorigen Abschnitt bereinigten Walzmomenten M_{Load} verwendet werden müssen.

Die relativen Fehler für den längsspannungsfreien Zustand des Walzmodells sind in Abbildung 4.12 für die Walzkraft (oben) und die Drehmomente (unten) dargestellt. Dabei sind je nach Materialcharge unterschiedliche Fehlerverteilungen zu sehen. Die Szenarien 1-32 weisen hohe relative Abweichungen auf, der Bereich 33-59 geringere und ab ID 60 liegt mit Ausnahme des letzten Walzgerüsts ein Fehler von unter 20% vor.

Aus diesem Vergleich ist zu entnehmen, dass die Annahme eines längsspannungsfreien Zustands im statischen Betrieb erst für die Szenarien ab ID 60 zutreffender wird und für die restlichen Fälle eine genauere Analyse unter Beachtung der Längsspannungen durchgeführt werden muss. In späteren Kapiteln wird der allgemeinere Fall ausführlicher betrachtet und ebenfalls die Fehler unter Einbeziehung von Längsspannungen analysiert (s. Kap. 5.1). Neben den hier unbekanntem Längsspannungen, liefern auch Parameterunsicherheiten und Modellapproximationen in der statischen Walzprozessbeschreibung weitere Gründe, die für die teils hohen Abweichungen verantwortlich sind.

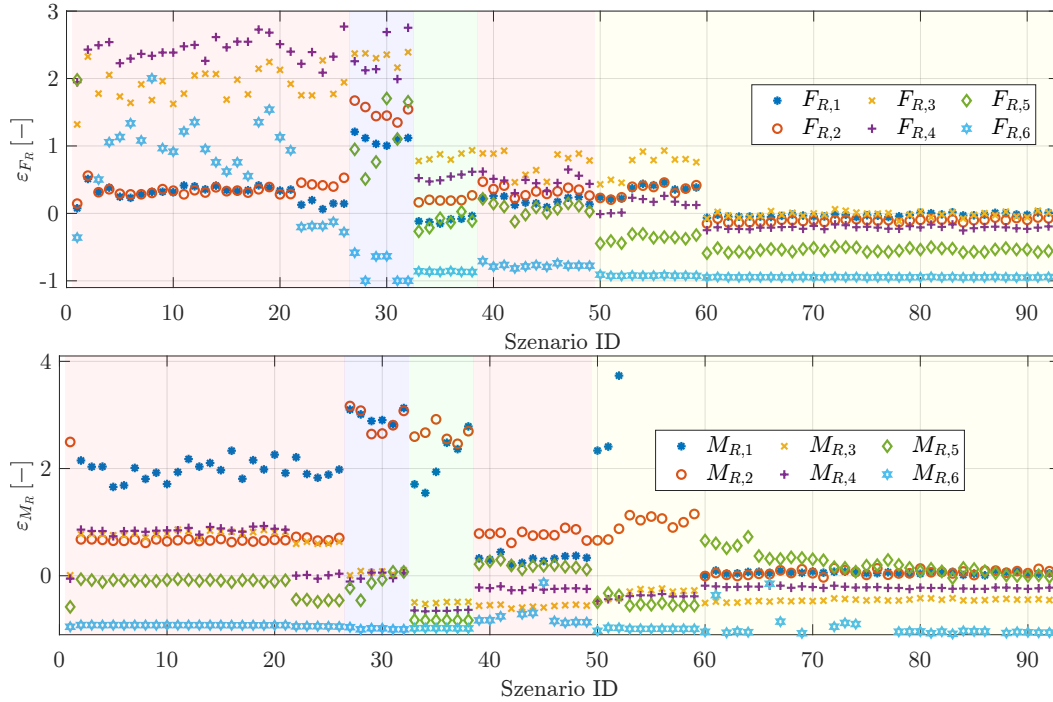


Abbildung 4.12: Relativer Fehler der Walzkraft (oben) und des Walzmoments (unten) zwischen berechnetem Umformmodell und gemessenen Größen über alle Testszenarien. Gleiche Werkstoffgruppen sind farblich gleich hinterlegt.

Materialfluss

Mit der Kinematik des Walzprozesses wird der Materialfluss beschrieben. Für das i -te Walzgerüst gilt die statische Beschreibung mit den Eingangsgrößen (A_0, v_0) und Ausgangsgrößen (A_1, v_1) :

$$A_{0,i} \cdot v_{0,i} = A_{1,i} \cdot v_{1,i} \quad (4.32)$$

Wird ein konstanter Materialfluss vorgegeben, bei dem die Geometrieberechnung als valide angesehen wird, so bleiben die Freiheitsgrade in der linearen Materialgeschwindigkeit. Der Zusammenhang zwischen der messbaren Walzengeschwindigkeit v_{Ist} , dem Walzenradius R und der Voreilung κ lautet:

$$v_{1,i} = R_i \cdot 2\pi \frac{v_{Ist,i}}{60} (1 + \kappa_i) \quad (4.33)$$

Wird das statische Walzmodell berechnet, so lässt sich der Fehler ε_v bestimmen:

$$\varepsilon_v = \frac{v_{1,calc} - v_{1,meas}}{v_{1,meas}} \quad (4.34)$$

Dazu werden die gemessenen Walzengeschwindigkeiten nach (4.33) bei gleichbleibenden R und κ berechnet.

Abbildung 4.13 zeigt den Fehler der Materialgeschwindigkeiten für einen konstanten Materialfluss. Dabei sind wie bei vorherigen Abbildungen Fehlerklassen in Abhängigkeit der Materialchargen (farbliche Hinterlegung) erkennbar. Ausnahme bildet dabei der Bereich zwischen ID 50-59, bei der trotz gleichem Werkstoff eine unterschiedliche Fehlerverteilung vorliegt. Die Fehler reichen von $-4 \dots 7\%$, wobei die Fehlerverteilung unter den einzelnen Walzgerüsten variiert, sodass auf keinen statischen Fehler im Walzmodell geschlossen werden kann.

Der relative Fehler ist ein Materialflussfehler mit der Unsicherheit in den Materialgeschwindigkeiten. Dabei ist die Drehzahl der Walzen ein verlässlicher Wert. Die

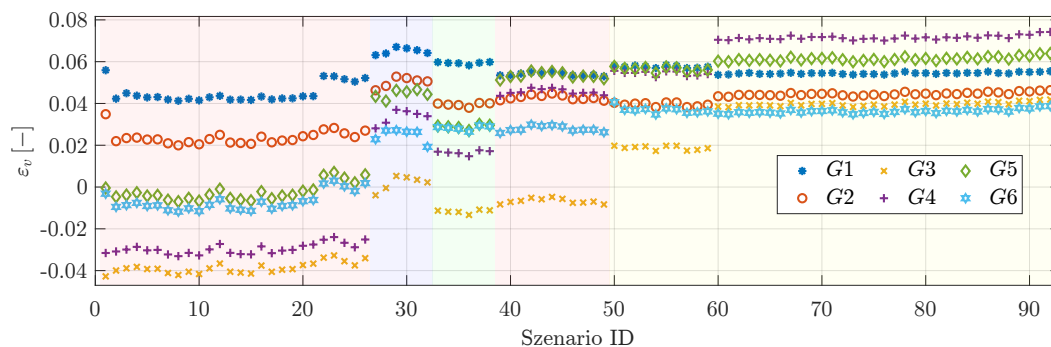


Abbildung 4.13: Relativer Fehler ε_v der Materialgeschwindigkeiten über alle Testszenarien. Gleiche Werkstoffgruppen sind farblich gleich hinterlegt.

Ungenauigkeiten liegen in R und κ , da beim Walzenradius die Geometrie des Kalibers eine Rolle spielt und in [13] werden für das Profilwalzen im 2-Walzenbereich alternative Berechnungsmöglichkeiten vorgegeben (nicht aber für die hier vorliegende 3-Walzenkonfiguration). Die Voreilung κ ist ein Zustand des Walzmodells und dort werden Fehler bei der Berechnung der Fließscheidenlage oder auch geometrische Approximationen sichtbar. Durch die hier verwendete Approximation nach Lippmann und Mahrenholtz, ist auch dort mit Ungenauigkeiten zu rechnen.

Durch die Kombination der möglichen Fehlerquellen ist eine genauere Aussage ohne weitere Messungen nicht möglich. Da zwischen den Walzgerüsten keine Informationen zum Materialfluss vorliegen, kann an dieser Stelle nur festgestellt werden, dass ein Fehler vorliegt, aber nicht genau an welcher Stelle des Walzmodells.

Für weitere unregelmäßige Simulationen muss der Fehler im Materialfluss kompensiert werden, um ein stationäres Verhalten zu simulieren. Das kann entweder durch eine Adaption der Motorgeschwindigkeiten (dementsprechend der Walzendrehzahl) erfolgen oder über eine Zusatzänderung der Voreilung im Walzmodell, sodass ein stabiler Arbeitspunkt bei gegebener Anlagenkonfiguration erreicht wird.

Aus den Ergebnissen des statischen Walzmodells ist ersichtlich, dass größere Abweichungen zwischen Walzmodell und Messwerten im statischen Betrieb zu erwarten sind bzw. Adaptionen für einen konstanten Materialfluss angewendet werden müssen. Die weiteren Untersuchungsschritte nehmen deshalb für das Walzmodell einen allgemeinen Zusammenhang von $f(\underline{x}, \underline{u}, \underline{p})$ an. In dieser Arbeit werden die beschriebenen Zusammenhänge genutzt, im Allgemeinen kann die Struktur aber durch beliebige analytische Beschreibungsgleichungen für das Walzmodell ersetzt werden, wenn damit das Umformverhalten genauer abgebildet werden kann.

4.4.1.3 Verkopplung der Walzgerüste

Bei der Verkopplung von mehreren Walzgerüsten bildet das Material zwischen den Walzgerüsten das koppelnde Element. Dadurch geschieht u.a. ein Zusammenspiel der Transportverzögerung und der möglichen Längsspannungen zwischen den Walzgerüsten. Der Umformprozess wird dadurch ebenfalls beeinflusst, diese Auswirkungen sollen in diesem Abschnitt vernachlässigt werden.

Zwischen den Walzgerüsten bildet sich ein zeitveränderliches Kontrollvolumen, wodurch nicht nur das eintretende und austretende Material berücksichtigt werden muss, sondern auch die Änderung des Kontrollvolumens (vgl. Gl. (4.24)). Diese Funktionalität wird in zwei Tests nachgewiesen. Zum einen wird eine Änderung des einlaufenden Querschnitts simuliert und zum anderen werden die Auswirkungen von einem nicht konstanten Ma-

terialfluss dargestellt. Für diese Tests wird ein vereinfachtes Materialflussmodell sowie das später verwendete Modell für die Transportverzögerung verwendet.

Test 1 nutzt einen idealen Umformprozess, indem die Ausgangsgeschwindigkeit v_1 über Gleichung (4.32) bestimmt wird. Dadurch sollten keine Längsspannungen auftreten. Die Eingangsfläche wird sprunghaft verändert, sodass sich das Kontrollvolumen zwischen zwei Walzgerüsten für die Zeit der Transportverzögerung ändert (s. Abb. 4.14). Die Änderungen in der Längsspannung sind im Bereich $|10^{-8}| \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ und damit zu vernachlässigen.

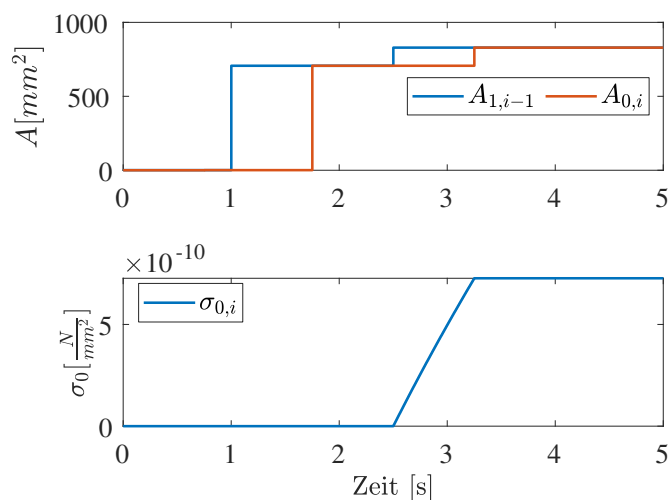


Abbildung 4.14: Einlauf eines Stabs und Eingangsänderung der Materialfläche $A_{1,i-1}$ (oben). Dazugehörige Längsspannung σ_0 (unten).

In Test 2 wird das Verhalten von einem nicht-idealen Materialfluss im Walzgerüst gezeigt. Das kann z.B. vorkommen, wenn die Walzgeschwindigkeiten nachfolgender Gerüste nicht passend aufeinander abgestimmt sind. Dazu wird v_1 gestört, sodass der austretende Materialfluss nicht gleich dem eintretenden Materialfluss ist. In Abbildung 4.15 wird das Verhalten für eine rechteckförmige Störung bei drei unterschiedlichen Walzgerüstabständen abgebildet. Durch den integralen Zusammenhang in Gleichung (4.25), ist die Längsspannung nicht beschränkt und divergiert bei einem konstant anhaltendem Fehler im Materialfluss. Dieser Fall kommt durch physikalische Beschränkungen in der Realität nicht zu tragen, da das Material entweder zerreißt oder so starke Stauchung erfährt, dass es aus der Walzstraße ausbricht.

4.4.2 Validierung des Gesamtmodells

Nachdem das Verhalten der Teilsysteme klassifiziert wurde, wird das Gesamtsystem mithilfe der Messdaten und Konfigurationen validiert. Dafür werden die iba-Daten sowie Werte aus der Anlagenkonfiguration genutzt. Das Gesamtsystem wird in unterschiedlichen Bereichen getestet, um einen Einblick in das Änderungsverhalten des Modells zu bekommen.

Es werden insgesamt vier verschiedene Testszenarien exemplarisch gezeigt, die die Übereinstimmung und auch die Abweichungen zwischen den Messwerten und der Modellierung aufzeigen. Aus den bisherigen Erkenntnissen wird folgender Validierungsablauf angewendet:

1. Laden der Original-Messdaten und Parameter
2. Berechnung eines stabilen Arbeitspunkts für einen konstanten Materialfluss
3. Anpassung der Motorgeschwindigkeiten
4. Simulation

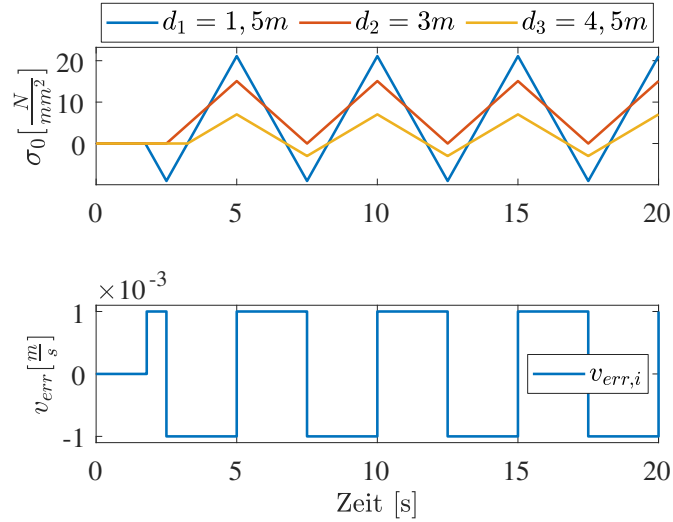


Abbildung 4.15: Einlauf eines Stabs mit drei unterschiedlichen Walzgerüstabständen (d_1, d_2, d_3) und resultierenden Längsspannungen σ_0 (oben). Zusätzlicher Fehler der Ausgangsgeschwindigkeit v_{err} (unten).

Für die Gesamtsimulation wird der gekoppelte Prozess ohne übergeordnete Regelung verwendet. Das bedeutet, dass der Walzspalt und die Motorgeschwindigkeitsregler aktiv sind, deren Sollwerte aber nicht verändert werden.

Berechnung eines stabilen Arbeitspunktes

Für die Berechnung eines stabilen Arbeitspunktes für den Materialfluss wird die Vorgehensweise aus Abschnitt 4.4.1.2 verwendet. Dabei wird der Materialfluss aus den Messungen nach dem letzten Walzgerüst verwendet, da dort die eingesetzte Sensorik die höchste Genauigkeit aufweist. Über den statischen Zusammenhang werden die Eingangsgrößen $A_{0,i}, v_{0,i}$ bestimmt:

$$A_{0,i} \cdot v_{0,i} = A_{1,6} \cdot v_{1,6} \quad (4.35)$$

Dabei kann ohne weitere Messungen keine Aussage darüber getroffen werden, ob der Fehler des Materialflusses in der Fläche oder in der Geschwindigkeit liegt. Bei der statischen Berechnung wird ein längsspannungsfreier Zustand als Randbedingung gewählt. Dies ist in der Realität im Allgemeinen der Fall. Diese Vereinfachung wird getroffen, um den Materialfluss in die passende Größenordnung zu adaptieren. Kleinere Abweichungen werden anschließend über die Kopplung mit den Längsspannungen ausgeglichen.

In der nachfolgenden dynamischen Simulation werden die Längsspannungen berücksichtigt, wodurch sich der statische Arbeitspunkt im Allgemeinen verschieben wird.

Um einen konstanten Materialfluss zu gewährleisten, werden die beiden Ansätze aus Gleichungen (4.32) und (4.33) zusammengefasst:

$$v_1 = \frac{v_0 A_0}{A_1} \stackrel{!}{=} v_u (1 + \kappa + \varepsilon_\kappa) \quad (4.36a)$$

$$\Rightarrow \frac{v_0 A_0}{f(A_1, \Delta b)} = v_u (1 + \kappa(A_1) + \varepsilon_\kappa) \quad (4.36b)$$

Dabei wird A_1 über Gleichung (4.37) als Optimierungsparameter verwendet, der über die Breitung Δb im Walzspalt geändert wird.

$$A_{1,calc} = f(A_1, \Delta b) \quad (4.37)$$

Diese Optimierung wird mit einem Gradientenabstiegsverfahren gelöst, da A_1 über eine Geometrieberechnung des Walzguts und der Walzen bestimmt wird. Der Restfehler ε_{A_1} (Gl. (4.38)) nach der Optimierung wird über den Fehlerterm ε_κ in der Voreilung kompensiert (Gl. (4.39)).

$$\varepsilon_{A_1} = \frac{v_0 A_0}{v_1} - A_{1,calc} \quad (4.38)$$

$$v_{1,calc} = v_u(1 + \kappa + \varepsilon_\kappa) \quad (4.39a)$$

$$\Rightarrow \varepsilon_\kappa = \frac{v_0 A_0}{A_{1,calc}} \cdot \frac{1}{v_u} - 1 - \kappa \quad (4.39b)$$

Ziel dieser Vorgehensweise ist, dass der ungleiche Materialfluss über einen unbekanntem Zusammenhang im Breitenverhalten im Walzmodell kompensiert wird.

Zusammengefasst werden folgende Anpassungen des Simulationsmodells im Vergleich zu der Parametrierung der iba-Daten durchgeführt:

- Anpassung der Einlauffläche A_0 zu einem konstanten Materialfluss
- Zusatzbreitung Δb , um Materialfluss in den Walzgerüsten sicherzustellen
- Voreilungskorrektur ε_κ , um verbleibenden Materialflussfehler zu korrigieren

Simulationsmodell im ungeregelten Fall

In Abbildung 4.16 ist ein exemplarischer Walzverlauf eines Stabs abgebildet. Die Phasen mit jeweils unterschiedlichen Randbedingungen sind in Tabelle 4.5 aufgelistet. Dabei ist vor allem den unterschiedlichen Randbedingungen durch die Materialkopplung Beachtung zu schenken. Wird die Kopplung zu dem vorigen Walzgerüst aufgehoben, so ist ebenfalls die einlaufende Längsspannung aufgehoben.

Tabelle 4.5: Phasen beim Walzen eines Stabs.

Phase	t_{Start} [s]	t_{Stop} [s]	Bedingung
Leerlauf	0	11	-
Materialeinlauf	11	12	-
gekoppelter Walzprozess	12	30	$\sigma_{01} \neq 0$
entkoppelt von vorigem Walzgerüst	30	35	$\sigma_{01} = 0$
Auslauf	35	36	-
Leerlauf	36	37	-

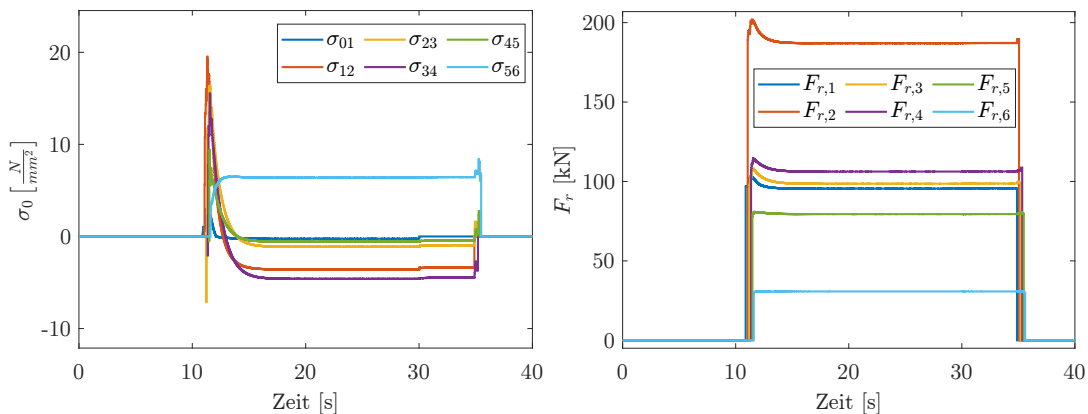


Abbildung 4.16: Simulationsergebnis eines Stabs und Darstellung der Längsspannung σ_0 zwischen den Walzgerüsten ($i, i + 1$) (links) und der Walzkraft F_r (rechts).

Die Simulation zeigt einen idealen Verlauf, in dem konstante Eingangsgrößen verwendet werden und keine Prozessstörungen modelliert sind. Es können die Einflüsse der Längsspannungen gesehen werden, durch die ab ca. $t = 15$ s ein stationärer Arbeitspunkt erreicht wird. Hierbei sind die Längsspannungen nicht mehr Null, wie bei der vorherigen, statischen Arbeitspunktberechnung.

Exemplarisch wird das Simulationsmodell für zwei Szenarien ausgewertet: ein Szenario, bei dem das statische Walzmodell aus Abschnitt 4.4.1.2 eine hohe Genauigkeit aufweist (Szenario 55) und eins mit größeren Abweichungen in den Messwerten (Szenario 10). Dazu wird der Verlauf der Walzkraft und Motormoment sowie den simulierten Längsspannungen gezeigt. Die Eingangsgrößen A_0, v_0 geben einen Einblick in die externen Änderungen des Prozesses. Es wird jeweils ein statischer Arbeitspunkt erreicht und der Prozess ist im ungeregelten Zustand stabil.

Szenario 55 (Genaue statische Übereinstimmung)

Nach dem Einlauf des Materials stellt sich ein Längsdruck in allen Walzgerüsten ein, der durch die Änderungen der Eingangsgrößen abgebaut wird (s. Abb. 4.17). Dabei sind die Änderungen in den Walzmomenten deutlicher sichtbar als in den Walzkraften (s. Abb. 4.18).

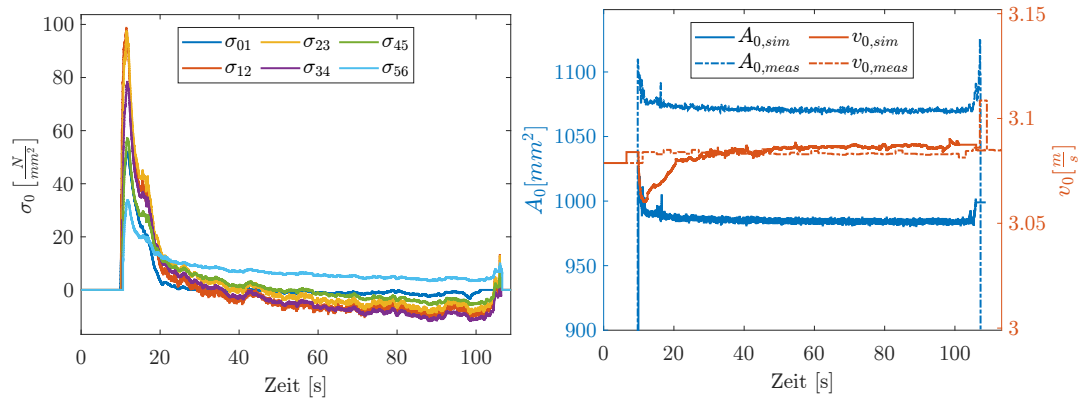


Abbildung 4.17: Vergleich von Simulationswerten der Längsspannung σ_0 zwischen den Walzgerüsten ($i, i + 1$) (links) und Simulations-/Messwerten den Eingangsgrößen A_0, v_0 (rechts).

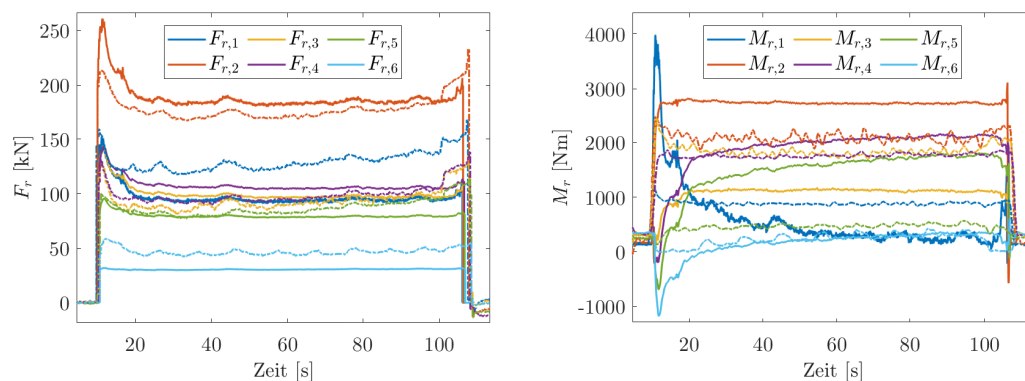


Abbildung 4.18: Vergleich von Simulationswerten und Messwerten (Strich-Punkt) der Walzkraft F_r (links) und Motordrehmomenten M_r (rechts).

Ab $t = 100$ s ist das Walzgut im Eingang nicht mehr gekoppelt. Durch die entfallende Längsspannung im Eingang stellt sich ein neuer Arbeitspunkt ein. Durch die geänderten Längsspannungen, nehmen auch die Walzkraft und -momente neue Arbeitspunkte ein.

Die quantitativen Änderungen von Simulation zu Messungen unterscheiden sich und es kann kein konstanter Modellierungsfehler aus dem Verhalten ermittelt werden.

Während des Anstichs erfolgt die quantitativ größte Änderung in den Längsspannungen. Dabei ist zu beachten, dass in dem Simulationsmodell das Anstichverhalten nicht modelliert ist, sondern sobald der Stab ins Walzgerüst einläuft, dieser als bereits vollständig umgeformt angesehen wird (die Länge des Walzspalts wird als infinitesimal für die Kinematik betrachtet). Die Materialfläche verändert sich im Anstichbereich um ca. 3%, sodass ebenfalls eine Materialflussstörung in dieser Größenordnung durch die Längsspannungen kompensiert werden muss. Wird im Vergleich dazu der Verlauf mit konstanten Eingangsgrößen betrachtet (s. Abb. 4.16), so entfällt dieser Effekt. Der langsame Übergang der Längsspannungen nach dem Anstich ist ebenfalls auf die Änderung der Eingangsgrößen zurückzuführen.

Für die Kopplung zwischen dem ersten Walzgerüst und dem vorigen Walzgerüst wird ein veränderlicher Zusammenhang über Gleichung (4.40) berücksichtigt. Dieser Zusammenhang ist rein qualitativ gewählt und soll den Einfluss der Längsspannungen auf die Materialgeschwindigkeit $v_{0,adapt}$ repräsentieren.

$$v_{0,adapt} = v_0 - sign(\sigma_{01}) \cdot K_{\sigma_0} \sqrt{|\sigma_{01}|} \quad (4.40)$$

Über K_{σ_0} kann die Steifigkeit der Kopplung berücksichtigt werden, wobei $K_{\sigma_0} \rightarrow 0$ einem Zustand ohne Längsspannungseinfluss auf die Geschwindigkeit entspricht.

Die Walzkräfte weisen im stationären, gekoppelten Walzbetrieb ein qualitativ ähnliches Verhalten zwischen Simulation und Messwerten auf. Die Änderungen in der Walzkraft werden durch die Änderungen im Materialfluss erzeugt. Allerdings sind statische Abweichungen in den einzelnen Walzgerüsten vorhanden. Dabei stellt der Fehler der Walzkraft im ersten Gerüst mit ca. 50% die größte Abweichung dar.

In den Motormomenten ist eine deutliche Abhängigkeit zu den Längsspannungen sichtbar. Dabei bewirken die Längsspannungen im Walzgerüst 6, dass der Motor generatorisch betrieben wird, was auf einen Vorwärtzug schließen lässt. Die Belastung der Walzgerüste 1 und 2 liegt in den Messdaten näher zusammen bei ca. 1 – 2 kNm. In der Simulation übernimmt das Walzgerüst 2 mit 2,9 kNm im Vergleich zu Walzgerüst 1 mit 0,5 kNm einen deutlich geringeren Anteil an der Umformleistung. Bei der Lastverteilung des 3. und 5. Walzgerüsts ist ebenfalls eine deutliche Abweichung zu erkennen, wobei das Walzgerüst 5 ein deutlich höheres Moment mit 1,7 kNm aufweist als der Messwert (0,5 kNm). In Tabelle 4.6 sind die Mittelwerte aus dem gekoppelten Prozess von $t = 50 - 60$ s der Messwerte, der statischen simulierten Werte (ohne Längsspannungen) und der dynamischen Simulation gegenübergestellt. Daraus wird sichtbar, dass die deutlicheren Abweichungen in der dynamischen Simulation durch den Arbeitspunkt der Längsspannungen bewirkt wird.

Tabelle 4.6: Vergleich der gemittelten Motormomente \bar{M}_r und des relativen Fehlers ε_{rel} zwischen Messwerten (*meas*), statischer Berechnung (*static*) und dynamischer Simulation (*sim*).

Walzgerüst	$\bar{M}_{r,meas}$ [Nm]	$\bar{M}_{r,static}$ [Nm]	$\varepsilon_{rel,static}$ [%]	$\bar{M}_{r,sim}$ [Nm]	$\varepsilon_{rel,sim}$ [%]
1	873	536	-38,57	335	-61,63
2	2077	2359	13,56	2731	31,45
3	1788	929	-48,07	1141	-36,21
4	1750	1252	-28,44	2017	15,26
5	468	834	78,11	1588	239,02
6	266	167	-37,31	219	-17,69

Beim Stabauslauf ab $t = 104$ s wird sichtbar, dass die realen Messwerte eine höhere Änderung aufweisen, d.h. der Einfluss der Materialkopplung in der Realität ist höher, sodass ein Aufheben der Kopplung zu einer deutlicheren Verschiebung des Arbeitspunktes führt (s. Walzkraft in Abb. 4.18).

Szenario 10 (Ungenaue statische Übereinstimmung)

Bei dem Szenario 10 sind die Abweichungen zwischen Messdaten, statischer Berechnung und dynamischer Simulation in Tabelle 4.7 dargestellt.

Tabelle 4.7: Vergleich der gemittelten Motormomente \bar{M}_r und des relativen Fehlers ε_{rel} zwischen Messwerten (*meas*), statischer Berechnung (*static*) und dynamischer Simulation (*sim*).

Walzgerüst	$\bar{M}_{r,meas}$ [Nm]	$\bar{M}_{r,static}$ [Nm]	$\varepsilon_{rel,static}$ [%]	$\bar{M}_{r,sim}$ [Nm]	$\varepsilon_{rel,sim}$ [%]
1	494	807	63,34	1167	136,03
2	1757	2649	50,77	3283	86,88
3	1430	1959	36,99	2520	76,14
4	1429	1028	-28,07	1444	1,08
5	1071	265	-75,22	440	-58,94
6	2037	61	-97,00	187	-90,80

Die Abweichungen des Motormoments sind besonders in den Walzgerüsten (2,3,6) sichtbar. Bei der Analyse der Längsspannungen in Abbildung 4.19 ist der stationäre Arbeitspunkt konstant, lässt aber Zweifel an dem tatsächlichen Ergebnis aufkommen, da ein Längsdruck in allen Walzgerüsten unwahrscheinlich ist. Der initiale Offset im Anstich führt zu einer hohen Längsspannung in der Simulation, die anschließend nur langsam abgebaut wird.

Diese Hypothese wird ebenfalls durch die aufgehobene Kopplung ab $t = 155$ s verdeutlicht. Dort stellt sich in der Walzkraft und auch im Motormoment ein neuer Arbeitspunkt ein, bei dem sich die Belastungen in der Walzkraft um bis zu 50 % ändern (Walzgerüst 3, s. Abb. 4.20).

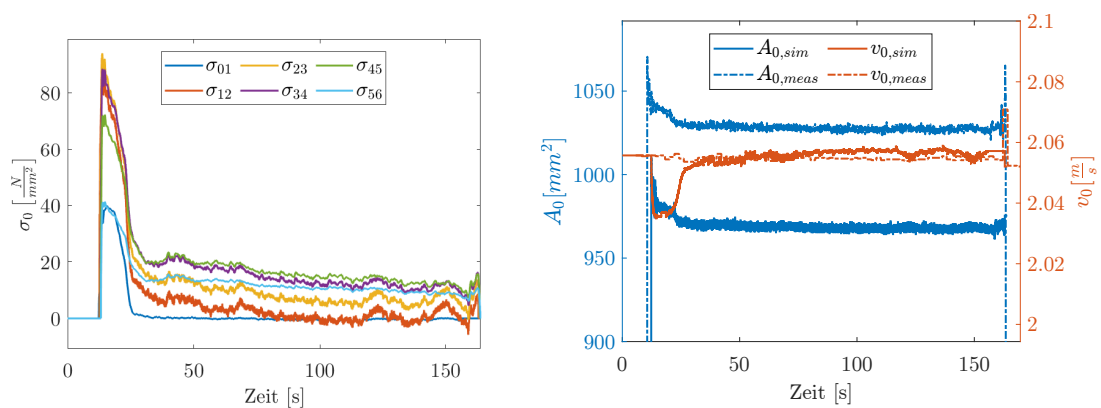


Abbildung 4.19: Vergleich von Simulationswerten der Längsspannung σ_0 zwischen den Walzgerüsten ($i, i + 1$) (links) und Simulations-/Messwerten den Eingangsgrößen A_0, v_0 (rechts).

Zusammenfassend ist zu sagen, dass über die Längsspannungen der Arbeitspunkt der Belastung der einzelnen Walzgerüste angepasst werden kann. Dies ist in der Praxis eine gängige Methode zur Einstellung der relativen Belastung im Prozess. Bei der Simulation im unregulierten Systemmodell stellt sich ein Arbeitspunkt entsprechend dem Materialfluss ein. Dabei spielen die Parametrierung der einzelnen Walzgerüste und die Kenntnis

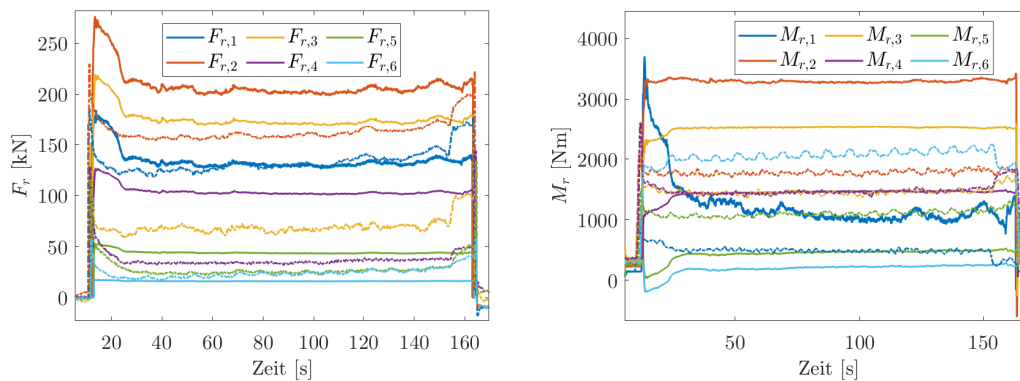


Abbildung 4.20: Vergleich von Simulationswerten und Messwerten (Strich-Punkt) der Walzkraft F_r (links) und Motordrehmomenten M_r (rechts).

über die einlaufenden Größen einen maßgeblichen Einfluss auf die Genauigkeit der Simulation. Vor allem die simulierten Längsspannungen beim Stabeinlauf führen zu einem Offset, der anschließend nur langsam abgebaut wird. Durch den integralen Zusammenhang der Längsspannungen führt ein großer Fehler zu möglichen unplausiblen Arbeitspunkten. Dies stellt für zukünftige Entwicklungen ein Verbesserungspotential dar, indem der Stabeinlauf bezüglich der Kinematik und des Materialflusses genauer abgebildet wird.

Änderungen in Sollwerten

Nicht nur die statische Genauigkeit der Modelle und deren absoluter Arbeitspunkt ist für die Auswertung relevant, sondern auch das Verhalten auf Änderungen. Dazu wird eine Änderung des Walzspalts oder der Motordrehzahl für Walzgerüste ausgeführt und die Auswirkungen auf den gesamten Arbeitspunkt analysiert.

Für die Auswirkungen der Walzspaltänderung wird ein Szenario ausgewählt, in dem bei allen Walzgerüsten der Walzspalt um 0,1 mm geöffnet wird. Dazu wird die Änderung auf die Walzkraft (Abb. 4.21) und der Einfluss auf die Längsspannungen (Abb. 4.22) dargestellt.

Die Mittelwerte vor und nach der Änderung sind in Tabelle 4.8 dargestellt und dabei zeigt sich, dass für die Walzgerüste 1-5 die Änderungen in einem plausiblen Fehler-toleranzband liegen. Bei kleinen Umformgraden (*Sizing*) im letzten Walzgerüst bestehen deutliche Abweichungen, in denen die Änderungen in der Realität das ca. 3-fache der Simulationsänderungen betragen.

Tabelle 4.8: Mittelwerte der Abweichungen aller Walzgerüste nach Walzspaltänderung für simulierte (*sim*) und gemessene Walzkraft (*meas*) sowie die relativen Fehler ε_{rel} .

	G1	G2	G3	G4	G5	G6
$\Delta F_{r,meas}$ [kN]	37,4	44,5	37,4	31,7	19,7	12,8
$\Delta F_{r,sim}$ [kN]	43,4	57,7	35,5	31,5	16,6	3,2
ε_{rel} [%]	15,9	29,6	-5,0	-0,6	-16,0	-75,2

Bei den Längsspannungen stellt sich ebenfalls ein neuer Arbeitspunkt ein, um den Materialfluss konstant zu halten. Die Plausibilität kann über die Motormomente validiert werden. Dabei wird in Abbildung 4.22 (rechts) sichtbar, dass es Verschiebungen im Motormoment der Simulation gibt, die in den realen Messdaten nicht zu sehen sind. Daraus lässt sich schließen, dass die Änderungen in den simulierten Längsspannungen deutlich höher sind, als in der Realität. Diese höheren Sensitivitäten rühren daher, dass jegliche Ungenauigkeiten im Walzmodell und der Kinematik über die Längsspannungen im

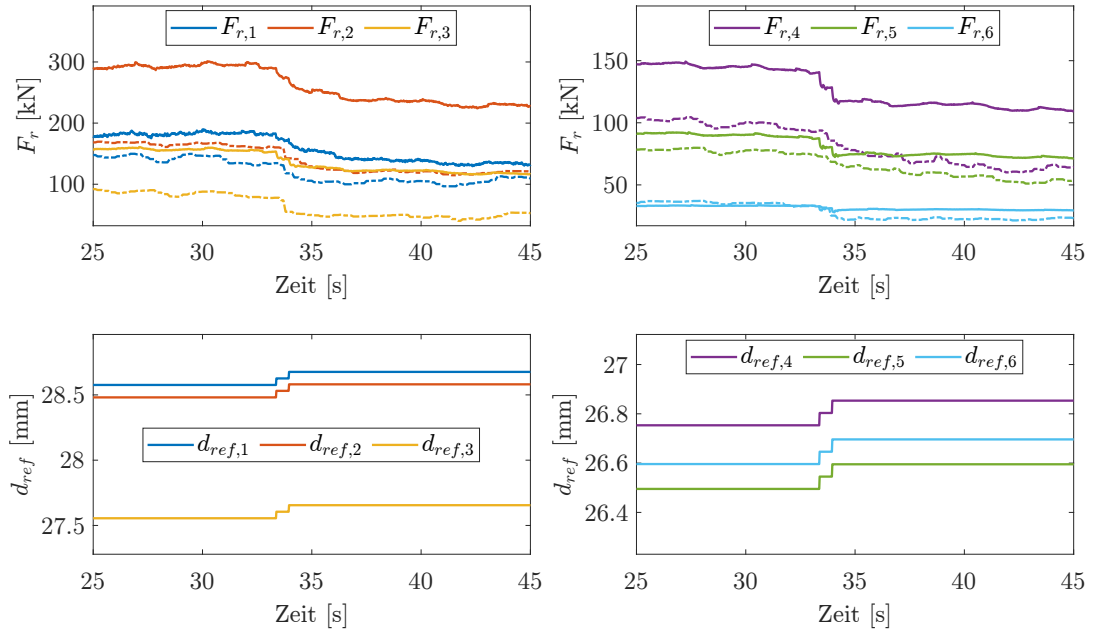


Abbildung 4.21: Vergleich von Simulationswerten und Messwerten (Strich-Punkt) der Walzkraft F_r und der Walzspaltänderung für die Walzgerüste 1-3 (links) und 4-6 (rechts).

Walzmodell kompensiert werden.

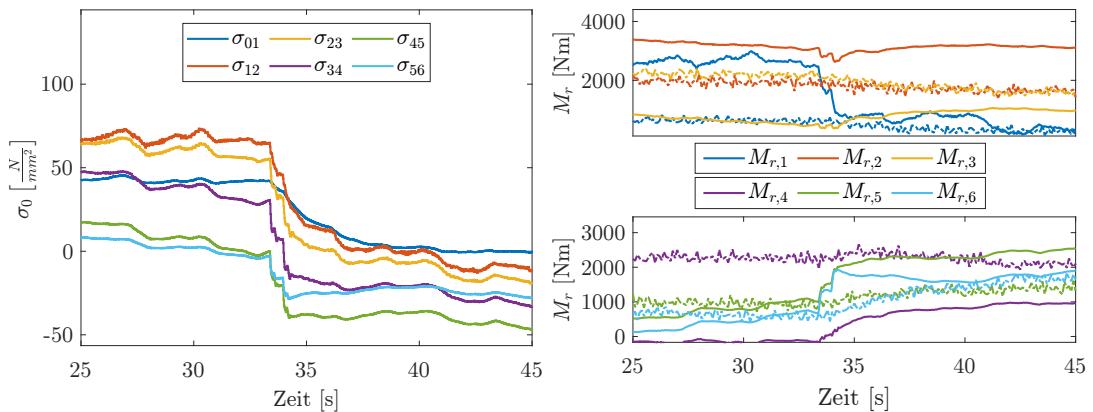


Abbildung 4.22: Änderungen der Längsspannung σ (links) und der Motordrehmomente (rechts) bei einer Walzspaltänderung.

Werden die Soll Drehzahlen geändert, so wird eine Veränderung im Materialfluss erwartet. Im Vergleich zu der Änderung im Walzspalt, wird hierbei die Änderung nur über die Variationen in den Geschwindigkeiten bedingt. Es sind Änderungen in den Motormomenten zu erwarten, da Längsspannungsänderungen dort direkter im Vergleich zu den Walzkräften auffallen.

Abbildungen 4.23 und 4.24 zeigen den Verlauf der Längsspannungen und der Motordrehmomente, bei denen ersichtlich wird, dass eine Änderung der Drehzahlen in Walzgerüst 5 und 6, Auswirkungen auf 1-6 in der Simulation haben. Es stellt sich bei den Längsspannungen für alle Walzgerüste ein neuer Arbeitspunkt ein. In den Messwerten demgegenüber sind diese Änderungen nur in den Walzgerüsten 5-6 zu sehen.

Hierbei bestätigt sich ebenfalls die Annahme aus den vorigen Abschnitten, dass der Einfluss der Längsspannungen im Simulationsmodell deutlich höher ist, als in der Realität.

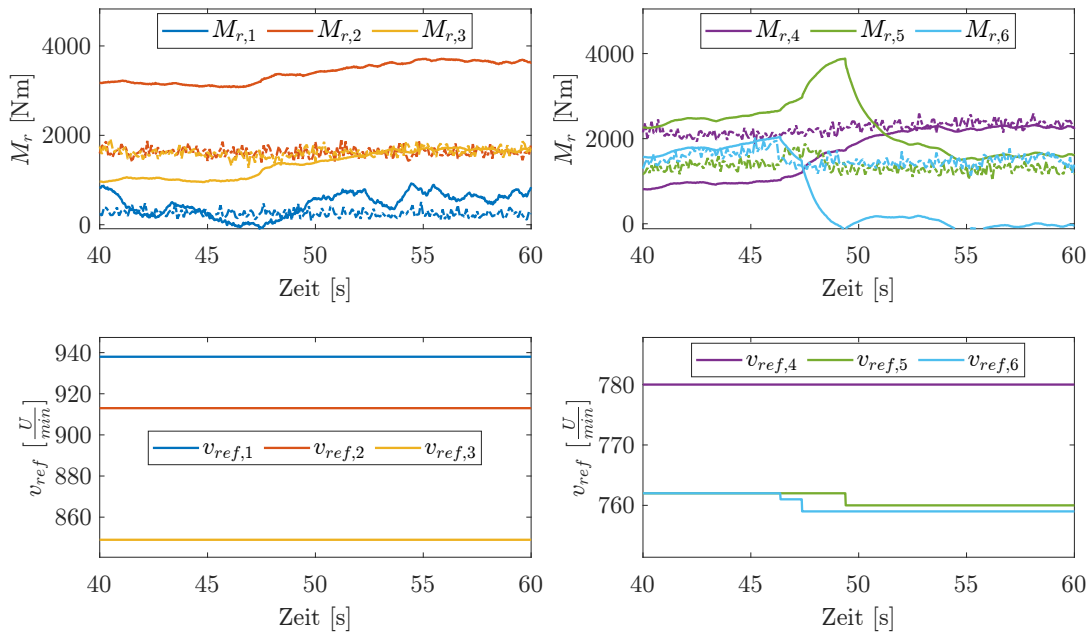


Abbildung 4.23: Vergleich von Simulationen und Messwerten (Strich-Punkt) des Motor- und Drehmoments M_r und der Drehzahländerung für die Walzgerüste 1-3 (links) und 4-6 (rechts).

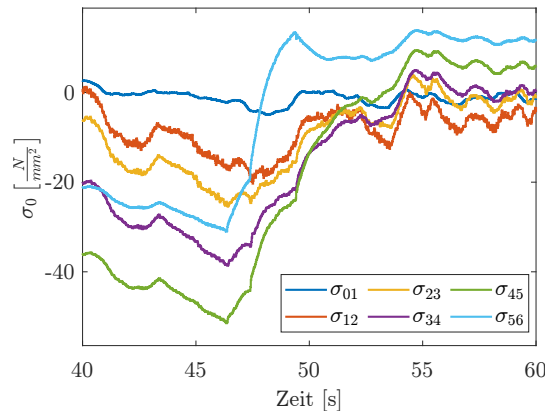


Abbildung 4.24: Verlauf der Längsspannung σ bei Änderung der Motorgeschwindigkeit nach Abbildung 4.23.

4.4.3 Zusammenfassung

Die Validierung zeigt basierend auf unterschiedlichen realen Szenarien das Verhalten des Simulationsmodells. Die Parametrierung der Einzelkomponenten wurde anhand der Messwerte vorgenommen und auf Plausibilität untersucht. Das Walz- und Umformmodell wurde im statischen, längsspannungsfreien Zustand sowie auch in der dynamischen Simulation analysiert. Dabei konnten Änderungen durch Eingangsgrößen und Stellgrößen (Motordrehzahl, Walzspalt) qualitativ nachgestellt werden. Das unregulierte Simulationsmodell konvergiert zu statischen Arbeitspunkten.

Bei dem Vergleich der quantitativen Werte stellen sich größere absolute Abweichungen zwischen den berechneten und gemessenen Werten dar. Die maßgebliche Kenngröße in der Simulation stellen die Längsspannungen dar. Diese sind für deutlich unterschiedliche Arbeitspunkte in den Walzkräften sowie Drehmomenten verantwortlich. Ausschlaggebend dafür ist einerseits, dass durch die Längsspannungen die Volumenkonstanz im Materialfluss erfüllt wird, andererseits aber jegliche Ungenauigkeiten des Walzmodells in seinen kinematischen Größen sich in den Längsspannungen niederschlagen.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass mit dem Simulationsprozess der Umformvorgang und auch dynamische Änderungen simuliert werden können. Die Parametrierung kann anhand von realen Anlagendaten erfolgen, deren Arbeitspunkt des Materialflusses zuvor offline auf einen statischen Wert angepasst werden muss. Ab diesem Zeitpunkt ist das Simulationsmodell autark zu betreiben und stellt die Testplattform für weitere Untersuchungen dar.

4.5 Modellreduktion und Analyse

In den vorangegangenen Kapiteln wurde das Simulationsmodell in seinen Details beschrieben. Dabei wurden unterschiedliche physikalische Phänomene mit den jeweils ausgewählten Modellen beschrieben.

Das Ziel dieses Kapitels ist die Ermittlung einer geschlossenen Darstellung des Fertigwalzblocks, das für die Systemanalyse, des Regler- und Beobachterentwurfs sowie deren Analyse eingesetzt werden kann. Es werden bewusst approximierte Beschreibungen verwendet, um die Komplexität der Ergebnisse möglichst gering zu halten und eine spätere Online-Nutzung zu ermöglichen.

4.5.1 Modellreduktion des Fertigwalzblocks

Der zuvor beschriebene Fertigwalzblock wird in diesem Kapitel in eine geschlossene, reduzierte Form überführt. In den Einzelmodellen sind unterschiedliche Beschreibungsformen verwendet worden, wie bspw. lineares/nichtlineares Übergangsverhalten oder zeitvariante/-invariante Beschreibungen (s. Tab. 4.9).

Tabelle 4.9: Klassifizierung der Teilmodelle bzgl. ihrer Modellcharakteristik.

Teilmodell	(l)inear/ (n)ichtlinear	(s)tatisch/ (d)ynamisch	zeitvar.	Beschreibungsform
Walzmodell	n	s	-	$F(x, u)$
Antrieb	l	d	-	$\dot{x}(t) = \dots$
Transportverzögerung	n	d	✓	$x(t - h(T_d))$
Verkopplung	l	d	-	$\dot{x}(t) = \dots$

Das Ziel der Reduktion ist eine nichtlineare, zeitkontinuierliche Zustandsraumbeschreibung mit dem Zustandsvektor \underline{x} , den Eingangsgrößen \underline{u} und Parametern \underline{p} :

$$\dot{\underline{x}}(t) = \underline{f}(\underline{x}(t), \underline{u}(t), \underline{p}) \quad (4.41)$$

Die zusätzlichen Parameter \underline{p} sollen bzgl. der Systemdynamik zeitkonstant sein. Sie dürfen aber zur allgemeineren Formulierung ebenfalls langsam zeitveränderlich, verglichen mit der Prozessdynamik, sein.

Für die spätere Beschreibung ist der Materialfluss im Fertigwalzblock die zentrale Größe. Dafür werden die für den Materialfluss benötigten Zustandsgrößen als reduzierte Größen ausgewählt (Materialquerschnittsfläche/-geschwindigkeit, Längsspannung). Zusätzlich werden sekundäre Größen, die einen indirekten Einblick gewährleisten und als Messungen vorliegen, verwendet (Walzkraft/-moment). Diese Zustände werden basierend auf der physikalischen Problemstellung und den vorhandenen Größen im Versuchswalzwerk ausgewählt.

4.5.1.1 Klassifizierung der Teilmodelle

Für jeden dieser Zustände wird eine Differentialgleichung benötigt. Da in dem Walzmodell nur ein statischer Zusammenhang betrachtet wird, wird die Annahme getroffen,

dass der Walzprozess im Vergleich zur Dynamik der Längsspannungen langsam ist. Dafür wird eine Glättung der Walzkraft/Walzmoment und Materialgeschwindigkeit mit einem PT1-Glied angenommen, sodass eine Hammerstein-Struktur (statische Nichtlinearität und lineares Übertragungsglied) vorliegt (s. Abb. 4.25).

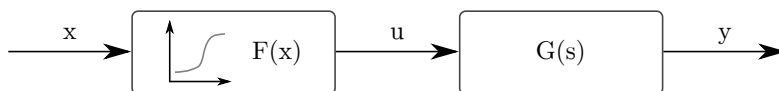


Abbildung 4.25: Strukturbild eines Hammerstein-Systems mit einer statischen Nichtlinearität $F(x)$ und einer linearen Übertragungsfunktion $G(s)$.

Die Transportverzögerung des Materials zwischen den Walzgerüsten ist abhängig von der Materialgeschwindigkeit. In dem Simulationsmodell wird ein ortsdiskreter Buffer eingesetzt. Für die Signalverzögerung im Kontinuierlichen wird die Totzeit T_d durch ein konstantes System 2. Ordnung approximiert. Wobei die Totzeit-Approximation $T_d/5$ experimentell gewählt wird, sodass die 95 %-Einschwingdauer der Zeitverzögerung T_d entspricht. Mit diesem Ansatz wird die Geschwindigkeitsabhängigkeit für die Transportverzögerung aufgehoben.

$$e^{-T_d s} \approx \frac{1}{\left(\frac{T_d}{5}s + 1\right)^2} \quad (4.42)$$

Ein Ansatz über eine Padé-Verzögerung 1. Ordnung – einer sonst gängigen Möglichkeit zur Darstellung von Totzeiten – wurde nicht verwendet, da die Padé-Approximation nicht-minimalphasig ist und dadurch bei Anregungen initiale Auslenkungen in die entgegengesetzte Richtung bewirkt.

Bei einer diskreten Zustandsraumdarstellung kann eine Verzögerung über Hilfszustände eingeführt werden, die einer Verschiebung um eine Abtastzeit T_s entsprechen. Dies hat den Vorteil von einer tatsächlichen Verzögerung und nicht einem zusätzlichen, transienten Verhalten, wie bei dem PT2-Ansatz. Der große Nachteil dieser Methode ist, dass je nach Verzögerungsdauer die Anzahl der Hilfszustände variieren und somit auch die Größe des resultierenden Gesamtmodells. Es soll eine konstante Problemgröße erreicht werden, sodass dieser Ansatz nicht weiter verfolgt wird.

4.5.1.2 Modellgleichungen

Nach den Erklärungen zu den Teilmodellen wird die Zustands-DGL erstellt. Dazu werden die verwendeten Zustände, Eingangsgrößen und Parameter sowie ihre jeweiligen Dimensionen für N_{stands} Walzgerüste in der Tabelle 4.10 gezeigt.

Tabelle 4.10: Übersicht aller verwendeten Zustände, Eingangsgrößen und Parameter sowie deren Dimension.

Bezeichnung	Formelzeichen	Dimension	Art
Ausgangsfläche	A_1	N_{stands}	Zustand
verzögerte Ausgangsfläche	A_{1Delay}	N_{stands}	Zustand
Änderungsgeschw. Ausgangsfläche	$A_{1AuxDelay}$	N_{stands}	Zustand
Ausgangsmaterialgeschwindigkeit	v_1	N_{stands}	Zustand
Eingangslängsspannung	σ_0	N_{stands}	Zustand
Walzkraft	F_r	N_{stands}	Zustand
Walzmoment	M_r	N_{stands}	Zustand
mittlere Fließspannung	k_{fm}	N_{stands}	Zustand
Motorgeschwindigkeit	v_{ref}	N_{stands}	Eingang
Eingangsgeschwindigkeit	v_0	1	Eingang
Eingangsfläche	A_0	1	Eingang
Eingangstemperatur	T_0	1	Eingang
Ausgangslängsspannung	$\sigma_{1,N_{stands}}$	1	Eingang
Umformgrad	φ	N_{stands}	Eingang
äquiv. Eingangshöhe	h_0	N_{stands}	Parameter
äquiv. Ausgangshöhe	h_1	N_{stands}	Parameter
äquiv. Eingangsbreite	b_0	N_{stands}	Parameter
gedrückte Fläche	A_d	N_{stands}	Parameter
gedrückte Länge	l_d	N_{stands}	Parameter
eff. Walzenradius	R_{eff}	N_{stands}	Parameter

$$\underline{x}_i = [A_{1,i}, A_{1Delay,i}, A_{1AuxDelay,i}, v_{1,i}, \sigma_{0,i}, F_{r,i}, M_{r,i}, k_{fm,i}]^T \quad \text{mit } i = 1 \dots N_{stands} \quad (4.43a)$$

$$\Rightarrow \underline{x} = \begin{bmatrix} \underline{x}_1 \\ \underline{x}_2 \\ \vdots \\ \underline{x}_{N_{stands}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{x}_1 \\ \underline{x}_2 \\ \vdots \\ \underline{x}_6 \end{bmatrix} \quad (4.43b)$$

Der Eingangsvektor \underline{u} des reduzierten Gesamtmodells bestimmt sich zu:

$$\underline{u} = [v_{ref,1\dots N_{stands}}^T, v_0, A_0, T_0, \sigma_{1,N_{stands}}, \varphi_{1\dots N_{stands}}^T]^T \quad (4.44)$$

Für die jeweiligen Einzelgerüste definiert sich der lokale Eingangsvektor \underline{v}_i zu:

$$\underline{v}_i = [v_{ref,i}, v_{0,i}, A_{0,i}, T_{0,i}, \sigma_{1,i}, \varphi_i]^T \quad \forall i = 1 \dots N_{stands} \quad (4.45)$$

Die Zustandsgleichungen für ein Gerüst mit den lokalen Zuständen \underline{x}_i , Eingängen \underline{v}_i und

Parametern \underline{p}_i lautet:

$$\dot{\underline{x}}_i = \underline{f}(\underline{x}_i, \underline{v}_i, \underline{p}_i) \quad (4.46a)$$

$$\dot{\underline{x}}_i = \begin{bmatrix} \Lambda_{s,i} \cdot A_1 & + & \Gamma_{s,i} \cdot g_{A1}(\underline{x}_i, \underline{v}_i, \underline{p}_i) \\ \underline{\Lambda}_{A,i} \cdot [A_{1Delay,i}, A_{1AuxDelay,i}]^T & + & \underline{\Gamma}_{A,i} \cdot A_{1,i} \\ \Lambda_{s,i} \cdot v_{1,i} & + & \Gamma_{s,i} \cdot v_{ref,i} (1 + g_{\kappa}(\underline{x}_i, \underline{v}_i, \underline{p}_i)) \cdot R_{eff,i} \\ \Lambda_{s,i} \cdot \sigma_{0,i} & + & \Gamma_{\sigma,i} \cdot g_{v_0}(\underline{x}_i, \underline{v}_i, \underline{p}_i) \\ \Lambda_{s,i} \cdot F_{r,i} & + & \Gamma_{s,i} \cdot g_{F_r}(\underline{x}_i, \underline{v}_i, \underline{p}_i) \\ \Lambda_{s,i} \cdot M_{r,i} & + & \Gamma_{s,i} \cdot g_{M_r}(\underline{x}_i, \underline{v}_i, \underline{p}_i) \\ \Lambda_{s,i} \cdot k_{fm,i} & + & \Gamma_{s,i} \cdot g_{k_{fm}}(\underline{x}_i, \underline{v}_i, \underline{p}_i) \end{bmatrix} \quad (4.46b)$$

Dabei wird mit dem Paar $(\underline{\Lambda}, \underline{\Gamma})$ die lineare Zustandsübergangsfunktion definiert.

$$\dot{\underline{x}} = \underline{\Lambda} \underline{x} + \underline{\Gamma} \underline{u} \quad (4.47)$$

Diese unterscheidet sich für die Glättung (Index s (*smooth*)), die approximierte Verzögerung (Index A) und die Längsspannungen (Index σ). Diese sind für jedes Walzgerüst individuell parametrierbar. Der nichtlineare Zusammenhang aus dem Walzmodell wird in den Funktionen $g_x()$ zusammengefasst. Die Glättung wird über einen PT1-Zusammenhang mit einer Zeitkonstanten T_a durchgeführt.

Die Verkopplung der Walzgerüste erfolgt durch die Weitergabe der materialabhängigen Ausgangsgrößen an das nächste Walzgerüst:

$$A_{0,i+1} = A_{1Delay,i} \quad (4.48a)$$

$$v_{0,i+1} = v_{1,i} \quad (4.48b)$$

$$\sigma_{0,i+1} = \sigma_{1,i} \quad (4.48c)$$

$$T_{0,i+1} = T_{0,i} \quad (4.48d)$$

Die Ausgangsgleichung entspricht einer Selektion der messbaren Zustände, wodurch der grundsätzlich nichtlineare Charakter $\underline{h}(\underline{x})$ in einer linearen Form \underline{C} dargestellt werden kann.

$$\underline{y}(t) = \underline{h}(\underline{x}(t)) \quad (4.49a)$$

$$\Rightarrow \underline{y}(t) = \underline{C} \cdot \underline{x}(t) \quad (4.49b)$$

Daraus ergibt sich eine nichtlineare, zeitkontinuierliche Darstellung des reduzierten Walzmodells für alle N_{stands} Walzgerüste.

$$\dot{\underline{x}}(t) = \underline{f}(\underline{x}(t), \underline{u}(t), \underline{p}) \quad (4.50a)$$

$$\underline{y}(t) = \underline{h}(\underline{x}(t)) = \underline{C} \cdot \underline{x}(t) \quad (4.50b)$$

Werden später diskrete Darstellungsformen der Systemdynamik benötigt ($\underline{x}(k+1)$), so können beliebige Diskretisierungsvorschriften, wie bspw. Vorwärts-Euler oder Runge-Kutta verwendet werden.

Soll nur der Materialfluss bestimmt werden, so brauchen die Zustände (F_r , M_r und k_{fm}) nicht berechnet werden. Diese Größen sind nicht mit den restlichen Größen gekoppelt, liefern aber weiteren Einblick in das Prozessverhalten. Bei vorliegenden Messwerten kann dies hilfreich sein, bei einer reinen Vorwärtssimulation (bspw. in MPC) muss dies nicht erfolgen.

Durch die Modellreduktion wird die Anzahl der benötigten Größen um ca. 75 % reduziert. In Tabelle 4.11 wird die Anzahl der Zustände, Eingangsgrößen und Parameter zwischen der vollständigen Simulation und dem reduzierten Modell dargestellt. Die Parameter werden in zeitveränderlich sowie statisch aufgeteilt, da es im vollständigen Simulationsmodell nicht vorgesehen ist die Anlageneigenschaften während der Laufzeit zu ändern.

Tabelle 4.11: Vergleich der Anzahl der unterschiedlichen Größen zwischen vollständigem Simulationsmodell und reduziertem Modell pro Walzgerüst.

Bezeichnung	Simulationsmodell	Reduziertes Modell
Zustände	40	8
Eingangsgrößen	6	6
Parameter (zeitveränderlich)	0	6
Parameter (statisch)	54	5

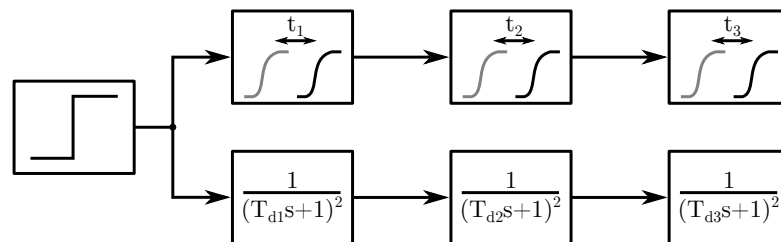
4.5.2 Validierung des reduzierten Modells

Das reduzierte Modell hat im Vergleich zum vollständigen Simulationsmodell einige Vereinfachungen erfahren, deren Einflüsse nun zusammengefasst werden. Das ist zum einen das Materialflussmodell und zum anderen die Komplexitätsreduktion des Gesamtmodells, bei der v.a. die geometrische Walzgeberechnung entfallen ist.

Materialfluss

Die größte Änderung besteht im Materialflussmodell, bei dem ein ortsabhängiger Buffer zu einer PT2-Approximation gewechselt wurde.

Zur Validierung werden exemplarisch drei Verzögerungselemente in Reihe geschaltet und auf der einen Seite mit dem Buffer-Ansatz aus dem Simulationsmodell als Groundtruth simuliert und auf der anderen Seite mit dem approximierten PT2-Ansatz (s. Abb. 4.26). Dafür wird ein Testsignal mit einer Änderung von $\Delta A = 1$ auf beide Systeme aufgeschaltet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.27 dargestellt.

Abbildung 4.26: Validierungsaufbau zum Vergleich des Buffer-Ansatzes (Zeitverzögerung t_i) und des approximierten PT2-Ansatzes (Zeitverzögerung T_{di}).

Durch die sequentielle Verkopplung der Elemente besteht im i -ten Walzgerüst ein effektives Zeitverhalten von $i \cdot$ PT2. Durch diese Parametrierung erfahren weiter hinten liegende Walzgerüste den Einfluss einer Signaländerung früher als in der Realität. Diese Unterschiede werden dann in den Längsspannungen Auswirkungen haben. Da das reduzierte Modell aber grundsätzlich für den Arbeitspunkt mit Material in allen Walzgerüsten vorgesehen ist – im Unterschied zu dem Ein-/Auslaufverhalten des Materials – ist diese Abweichung tolerierbar.

Statischer Arbeitspunkt

In Abbildung 4.28 wird ein stationärer Arbeitspunkt des Simulationsmodells mit dem des reduzierten Modells für das Szenario 55 gezeigt. Das reale Verhalten bildet den Stabeinlauf ab, während das reduzierte Modell erst aktiviert wird, wenn der Stab in allen Walzgerüsten vorliegt. Dabei wird deutlich, dass sich aufgrund der Modellreduktion ebenfalls der Arbeitspunkt der Längsspannungen verschiebt, um einen konstanten Materialfluss zu erreichen. Dies ist durch die Approximation im Materialflussmodell zu erwarten.

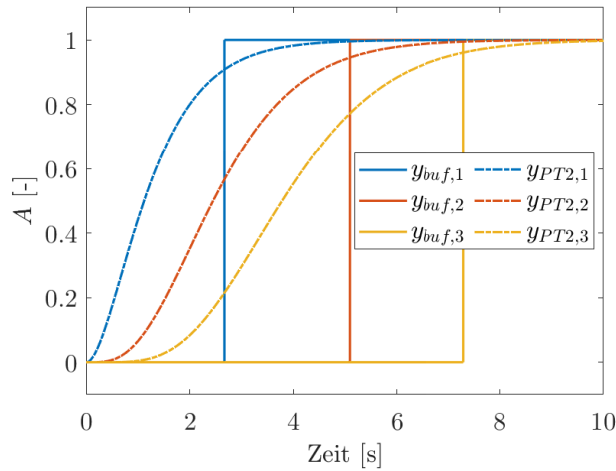


Abbildung 4.27: Verlauf der Transportverzögerung des Buffer-Ansatzes im Vergleich zum approximierten PT2-Ansatz (Strich-Punkt).

Dabei bestätigt sich, dass die Dynamik der Längsspannungen des ersten Walzgerüsts (σ_{01}) aufgrund der größeren Walzgerüstabstände, deutlich geringer ist, als die der hinteren Walzgerüste (z.B. σ_{56}). Die Abweichungen in den Walzkräften entsprechen einem konstanten Offset, der in der Größenordnung von 10 – 15 % liegt. Wichtig für das reduzierte Modell ist, dass Änderungen im Materialfluss abgebildet werden und ein stationärer Arbeitspunkt erreicht wird. Die statischen Abweichungen werden später durch Randbedingungen in den Optimierungsproblemen eingestellt, sodass die hier vorliegenden Ungenauigkeiten akzeptiert werden.

Bei dem reduzierten Modell ist zu beachten, dass es das Verhalten des Fertigwalzblocks beschreibt, bei dem das Walzgut in allen N_{stands} Walzgerüsten bearbeitet wird. Das hat zur Konsequenz, dass über den Ein-/Auslaufvorgang keine Aussage getroffen werden kann. Um diese Einschränkung zu reduzieren, kann das Modell für Teilzustände $N_{part} < N_{stands}$ zusätzlich definiert werden. Es kann dann das jeweilige passende Teilmodell mit N_{part} aktiven Walzgerüsten selektiert werden und sobald ein weiteres Walzgerüst aktiv ist, auf das nächste Modell umgeschaltet werden. Dabei müssen die bereits bekannten Zustände entsprechend übergeben werden.

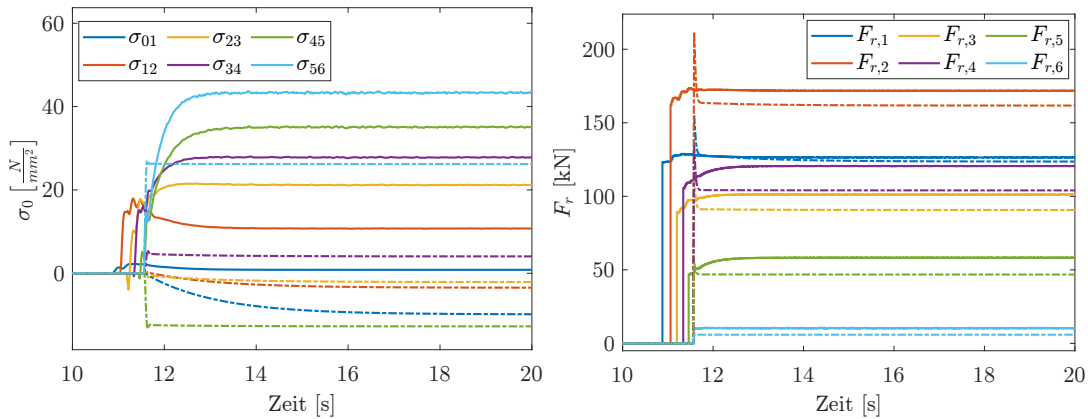


Abbildung 4.28: Vergleich von Simulationsergebnissen zu reduzierter Modellapproximation (Strich-Punkt). Links: Längsspannungen σ_0 , rechts: Walzkräfte F_r .

Zusammenfassung

In diesem Abschnitt wurde die Modellreduktion hin zu einer geschlossenen nichtlinearen Formulierung im Zustandsraum durchgeführt. Mit diesen Teilmodellen erfolgen nun die weiteren Entwurfsschritte für den Schätzer- und Reglerentwurf. Die nichtlineare, zeitkontinuierliche Systemdarstellung bietet eine parametrierbare Struktur, mit der verschiedene Anlagenkonfigurationen abgedeckt werden können und in einer geschlossenen mathematischen Formulierung vorliegen. Mit dieser Formulierung können ebenfalls regelungstechnische Analysen sowie Linearisierungen in Arbeitspunkten durchgeführt werden, da eine geschlossene Systembeschreibung vorliegt.

Kapitel 5

Schätzungen im Fertigwalzblock

Bei der Verwendung von modellgestützten Entwurfsverfahren werden quantifizierbare Werte für einzelne Parameter oder Zustände benötigt. Parameter sind dabei Größen, die sich zeitlich nur langsam ändern und als quasi-statisch angesehen werden. Zustände sind zeitlich veränderliche Größen, die eine eigene Dynamik haben. In realen Applikationen gibt es häufig Situationen, in denen Zustände und Parameter entweder nicht gemessen werden, weil ein Einsatz von Sensorik nicht möglich oder finanziell praktikabel ist oder es an Messprinzipien mangelt.

Im Fokus dieser Arbeit liegt die Zustandsschätzung für den Materialfluss und die Längsspannungen sowie die Ermittlung von prozessrelevanten Parametern im Materialfluss. Änderungen im Materialfluss, die nicht auf Änderungen der Eintrittsgrößen zurückzuführen sind, führen zu Änderungen in den Längsspannungen zwischen den gekoppelten Walzgerüsten. Die Längsspannungen liefern daher einen wichtigen Einblick in die Prozessstabilität.

Da es sich bei einem Fertigwalzblock um eine gekoppelte Einheit handelt, liefert eine zentrale Zustandsregelung prinzipiell eine höhere Regelgüte im Vergleich zu einer Eingrößen-Regelung mit N SISO-Reglern. Die Zustandsregelung hat dabei allerdings die Anforderung, dass alle Zustände bekannt sein müssen, was über die Messtechnik im Allgemeinen nicht abgedeckt werden kann. Aus diesem Grund werden hier zwei Verfahren vorgestellt, wie vor allem die Längsspannungen geschätzt werden können, um diese später in einem Regler zu verwenden.

5.1 Statische Schätzung der Längsspannungen

Im ersten Ansatz wird eine statische Schätzung durchgeführt. Mit einer statischen Schätzung wird definiert, dass aus dem aktuellen Zustand $\underline{x}(k)$ die gesamten Informationen zu den Längsspannungen extrahiert werden können. Die unbekanntenen Längsspannungen sind dabei alle Spannungen zwischen den Walzgerüsten sowie zum vorherigen und nachfolgenden Anlagenteil. Daraus ergibt sich für ein Walzblock mit N Einzelgerüsten eine Menge von $(N + 1)$ Längsspannungen, die ermittelt werden müssen. Diese Vorgehensweise wurde vom Autor in [165] publiziert.

5.1.1 Genutzte Modellstruktur

Die einzelnen Walzgerüste sind über das Material miteinander gekoppelt (s. Abb. 5.1). Die Zugkräfte F_z auf der Eingangsseite des Walzgerüsts $i + 1$ entsprechen denen auf der Ausgangsseite des Walzgerüsts i . Mithilfe der jeweiligen Materialquerschnittsfläche A_0, A_1 können die Kräfte in die jeweiligen Längsspannungen σ umgerechnet werden. Im Folgenden werden die Längsspannungen betrachtet, da diese im Umformprozess einen

direkten Einfluss haben und unabhängig von der tatsächlichen Fläche sind.

$$F_{z0,i} = \frac{\sigma_{0,i}}{A_{0,i}} \quad (5.1a)$$

$$F_{z1,i} = \frac{\sigma_{1,i}}{A_{1,i}} \quad (5.1b)$$

Somit entsteht eine Verkettung der Längsspannungen über die Walzgerüste in einem Walzblock. Zu Beginn wird der *stationäre* Walzbetrieb betrachtet, in dem das Material in allen Walzgerüsten bearbeitet wird und alle dynamischen Einschwingvorgänge beendet sind, sodass sich ein statisches Gleichgewicht einstellt.

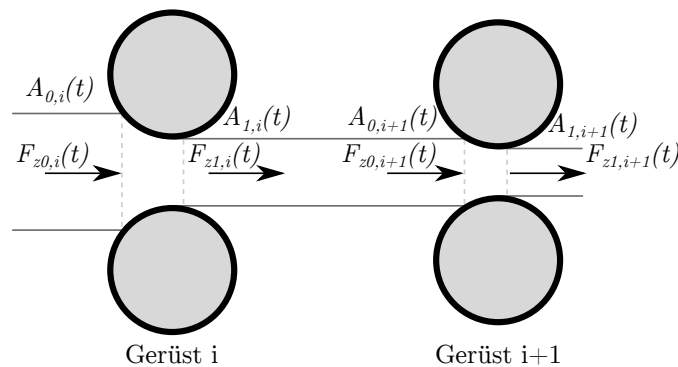


Abbildung 5.1: Walzgut zwischen angrenzenden Walzgerüsten ($i, i + 1$) mit den verknüpfenden Eingangszugkräften $F_{z0,i/i+1}$ und Ausgangszugkräften $F_{z1,i/i+1}$.

Der betrachtete Walzblock besteht aus den Einzelwalzgerüsten G1-G6. Im Anlagenkontext besteht eine Kopplung mit dem vorangehenden Walzgerüst P1 sowie dem nachfolgenden Anlagenteil N1 (s. Abb. 5.2).

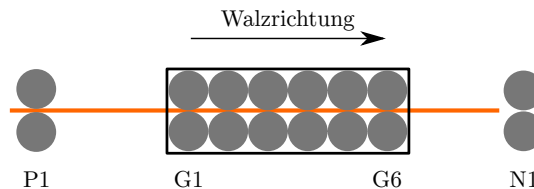


Abbildung 5.2: Schematisches Anlagenlayout mit angrenzenden Anlagenteilen P1 und N1.

Über die Umformtheorie ist bekannt, dass die Längsspannungen auf Eingangs- und Ausgangsseite einen merklichen Einfluss auf den Umformvorgang haben (s. Kap. 4.2.2.2). Es wird die Annahme getroffen, dass mithilfe der Walzkraft und dem Walzmoment ein Einblick in den längsspannungsbehafteten Zustand gewonnen wird. Dieses Verhalten kann quantitativ in Messdaten gezeigt werden (s. Abb. 5.3). Dabei wird deutlich, dass beim Materialeintritt in das folgende Walzgerüst G1, das vorhergehende Walzgerüst P1 einen geänderten stationären Arbeitspunkt beim Lastmoment einnimmt.

Analyse der Sensitivitäten

Betrachtet man die bestehenden analytischen Gleichungen zur Berechnung der Walzkraft und des Walzmoments, ist dort ebenfalls die Abhängigkeit von den Längsspannungen ersichtlich. Dafür wird exemplarisch eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Bei gleichbleibenden Walzparametern werden die Längsspannungen variiert.

Bei den Längsspannungen wird ein Wert größer Null als *Längsdruck* und ein Wert kleiner Null als *Längszug* bezeichnet. Im realen Betrieb können wesentlich höhere Züge als

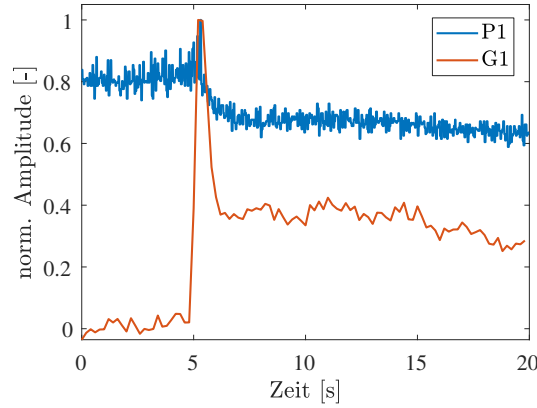


Abbildung 5.3: Messwerte des normalisierten Lastmoments des vorigen Walzgerüsts P1 und des angrenzenden Walzgerüsts G1 beim Einlauf eines Stabs in das Walzgerüst G1. Durch die Koppelung entsteht ein veränderter Arbeitspunkt für P1.

Drücke entstehen. Wird der Längsdruck zu hoch, so bricht das Material aus der Walzstraße aus (ein *Cobble* entsteht). Wird der Längszug zu hoch, so kann das Material reißen.

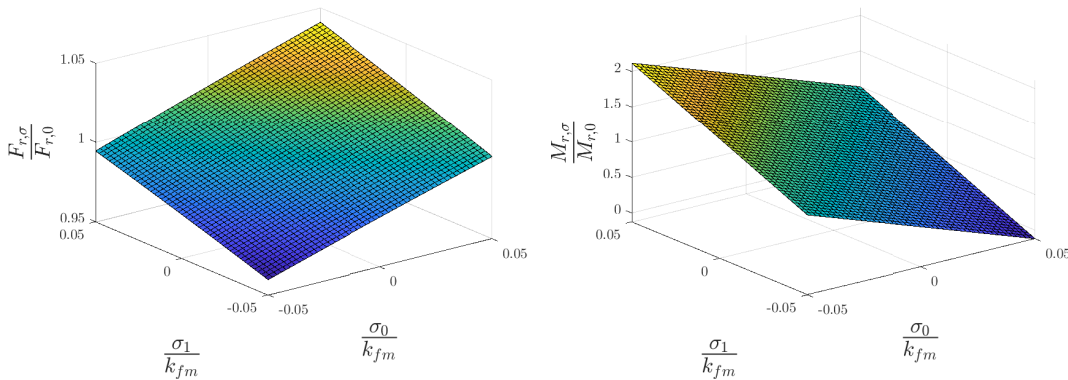


Abbildung 5.4: Sensitivitäten der normalisierten Walzkraft (links) und des normalisierten Walzmoments (rechts) bei relativer Änderung der bezogenen Längsspannung in $-0,05 \leq \frac{\sigma_0/1}{k_{fm}} \leq 0,05$.

Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.4 dargestellt. Es zeigt sich dabei, dass das Walzmoment deutlich sensitiver als die Walzkraft auf Änderungen in den Längsspannungen reagieren. Bei dem Anlegen von 5% Längszug am Gerüstaussgang σ_1 zeigt sich eine Änderung von $-1,9\%$ in der Walzkraft verglichen zu -44% im Walzmoment.

Neben dem Einfluss der Längsspannungen auf den Umformprozess hat auch die mittlere Fließspannung k_{fm} eine Auswirkung auf den Walzprozess und die Längsspannungen. In diesem Wert werden maßgeblich die Werkstoffeigenschaften für den Umformprozess charakterisiert. Die Längsspannungen werden in dem hier verwendeten Walzmodell immer in Relation zu der mittleren Fließspannung gesetzt. Durch diese Verknüpfung müssen die Längsspannungen in enger Abhängigkeit zu der mittleren Fließspannung betrachtet werden. Vor allem die absolute Höhe der Längsspannung ist nur mit Kenntnis der dazu betrachteten mittleren Fließspannung aussagekräftig.

Diese Sensitivitäten geben einen qualitativen Einblick in das Prozessverhalten und die Parameterabhängigkeiten. Dabei werden die nichtlinearen Interaktionen der Größen untereinander nicht beachtet. So hat bspw. eine Änderung des Längsspannungszustands auch eine Änderung der Breitung zur Folge und dementsprechend der Geometrie des

Walzguts im Walzspalt.

Verwendete Gleichungen

Als Modellstruktur wird eine statische Verkopplung betrachtet. Dabei werden die Längsspannungen als koppelnde Elemente verwendet. Alle restlichen Parameter, wie z.B. die Abmessungen, Materialgeschwindigkeiten und Werkstoffeinflüsse werden konstant gehalten. Grundlage für die Berechnung liefert die analytische Beschreibung nach Lippmann und Mahrenholtz, die in Kapitel 4.2.2.2 in den Gleichungen (4.9c) - (4.9d) beschrieben wird. Diese Gleichungen liefern ein Ergebnis für die Walzkraft F_r und das Walzmoment M_r . Für die Verkopplung der Gerüste gilt für die Zugkräfte $F_{z,0}$, $F_{z,1}$ und die Längsspannung am Eingang/Ausgang $(\sigma_{0,i}, \sigma_{1,i})$ angrenzender Gerüste $(i, i + 1)$:

$$F_{z1,i} = F_{z0,i+1} \quad (5.2a)$$

$$\frac{\sigma_{1,i}}{A_{1,i}} = \frac{\sigma_{0,i+1}}{A_{0,i+1}} \quad (5.2b)$$

Einschränkungen des Ansatzes

Bei dieser Problemformulierung ist darauf zu achten, dass die längsspannungsbedingten Einflüsse, wie bspw. die Umformgeometrie, bei diesem Ansatz nicht berücksichtigt werden. Daraus ergeben sich Abweichungen, die bei der Interpretation der Ergebnisse beachtet werden müssen.

5.1.2 Optimierungsproblem und Parametrierung

Zur Ermittlung der Längsspannungen wird ein nichtlineares Optimierungsproblem genutzt, bei dem die Differenzen zwischen den gemessenen Walzkraften und Walzmomenten zu den berechneten Größen minimal werden sollen. Dafür werden die Längsspannungen $\underline{\sigma}$, die mittleren Fließspannungen \underline{k}_{fm} sowie die unbekanntes, additiven Störungen \underline{d}_F , \underline{d}_M als Optimierungsvariable $\underline{\omega}$ genutzt:

$$\underline{\omega} = [\sigma_{0,1}, \sigma_{0,2}, \dots, \sigma_{0,N}, \sigma_{1,N}, k_{fm,1}, \dots, k_{fm,N}, \quad (5.3a)$$

$$d_{F,1}, d_{F,2}, \dots, d_{F,N}, d_{M,1}, d_{M,2}, \dots, d_{M,N}]^T \\ = [\underline{\sigma}^T, \underline{k}_{fm}^T, \underline{d}_F^T, \underline{d}_M^T]^T \quad (5.3b)$$

sodass insgesamt $4N + 1$ freie Parameter bei N Walzgerüsten bestehen.

Daraus ergibt sich folgende Problemformulierung mit den Messwerten der Walzkraft/Walzmoment $(\underline{F}_{meas}, \underline{M}_{meas})$, den initialen mittleren Fließspannungen $\underline{k}_{fm,0}$, den Gewichtungsmatrizen $\underline{Q}_{(\cdot)}$ und den unabhängigen Parametern \underline{p} , die für den Ansatz nach Lippmann und Mahrenholtz benötigt werden.

$$\arg \min_{\underline{\sigma}, \underline{k}_{fm}, \underline{d}_F, \underline{d}_M} [\underline{F}_{meas} - \underline{F}_r]^T \underline{Q}_F [\underline{F}_{meas} - \underline{F}_r] \quad (5.4a)$$

$$+ [\underline{M}_{meas} - \underline{M}_r]^T \underline{Q}_M [\underline{M}_{meas} - \underline{M}_r] \\ + \underline{\sigma}^T \underline{Q}_\sigma \underline{\sigma} \\ + [\underline{k}_{fm,0} - \underline{k}_{fm}]^T \underline{Q}_{k_{fm}} [\underline{k}_{fm,0} - \underline{k}_{fm}] \\ + \underline{d}_F^T \underline{Q}_{D_F} \underline{d}_F + \underline{d}_M^T \underline{Q}_{D_M} \underline{d}_M$$

$$u.d.B. \quad \underline{F}_r = \underline{f}_{LM}(\underline{\sigma}, \underline{k}_{fm}, \underline{p}) + \underline{d}_F \quad (5.4b)$$

$$\underline{M}_r = \underline{g}_{LM}(\underline{\sigma}, \underline{k}_{fm}, \underline{p}) + \underline{d}_M \quad (5.4c)$$

$$\underline{\omega}_{min} \leq \underline{\omega} \leq \underline{\omega}_{max} \quad (5.4d)$$

Die Funktionen $\underline{f}_{LM}()$, $\underline{g}_{LM}()$ entsprechen den Formulierungen für die Walzkraft/Walzmoment nach den Gleichungen (4.9c) - (4.9d). Zu den analytischen Berechnungen werden zusätzlich noch die additiven Störterme \underline{d}_F , \underline{d}_M hinzugefügt, mit denen Ungenauigkeiten in Parametern und weitere Unsicherheiten des Ansatzes berücksichtigt werden.

Zur Lösung des Problems werden folgende Gewichtungsmatrizen verwendet, die heuristisch ermittelt wurden:

$$\underline{Q}_F = 10 \cdot \text{diag}(\underline{1}_{N \times 1}) \quad (5.5a)$$

$$\underline{Q}_M = 2 \cdot \text{diag}(\underline{1}_{N \times 1}) \quad (5.5b)$$

$$\underline{Q}_\sigma = 1 \cdot \text{diag}(\underline{1}_{N+1 \times 1}) \quad (5.5c)$$

$$\underline{Q}_{k_{fm}} = 10 \cdot \text{diag}(\underline{1}_{N \times 1}) \quad (5.5d)$$

$$\underline{Q}_{DF} = 10 \cdot \text{diag}(\underline{1}_{N \times 1}) \quad (5.5e)$$

$$\underline{Q}_{DM} = 2 \cdot \text{diag}(\underline{1}_{N \times 1}) \quad (5.5f)$$

Zur einfacheren Parametrierung und einer höheren numerischen Genauigkeit wird das Gesamtproblem skaliert. Dabei werden die Entscheidungsvariablen so skaliert, sodass sie im zu erwartenden Bereich von ca. 0,1 ... 10 liegen. Die Gewichtungen für die Messwerte werden ebenfalls skaliert. Dadurch muss bei der Wahl der Gewichtungsmatrizen nicht mehr die unterschiedlichen Einheiten bzw. Größenordnung der Variablen berücksichtigt werden. Die verwendeten Skalierungen sind in Tabelle 5.1 aufgelistet.

Tabelle 5.1: Skalierungsfaktoren des Optimierungsproblems.

Variable	Skalierung
$\underline{F}_{meas}, \underline{F}_r$	200^{-1}
$\underline{M}_{meas}, \underline{M}_r$	5000^{-1}
$\underline{\sigma}$	100^{-1}
\underline{k}_{fm}	150^{-1}

Für die Entscheidungsvariable $\underline{\omega}$ werden die unteren und oberen Grenzen ($\underline{\omega}_{min}, \underline{\omega}_{max}$) aus prozesstechnisch zu erwartenden Größenordnungen gewählt (s. Tab. 5.2). Dabei handelt es sich um harte Randbedingungen (*hard constraints*). Die Störungen \underline{d}_F , \underline{d}_M werden nicht limitiert.

Tabelle 5.2: Harte Beschränkungen der Optimierungsvariable.

Variable	Min	Max
$\underline{\sigma}$	$-200 \cdot \underline{1}_{N+1 \times 1}$	$100 \cdot \underline{1}_{N+1 \times 1}$
\underline{k}_{fm}	$0 \cdot \underline{1}_{N \times 1}$	$300 \cdot \underline{1}_{N \times 1}$
\underline{d}_F	$-\infty \cdot \underline{1}_{N \times 1}$	$\infty \cdot \underline{1}_{N \times 1}$
\underline{d}_M	$-\infty \cdot \underline{1}_{N \times 1}$	$\infty \cdot \underline{1}_{N \times 1}$

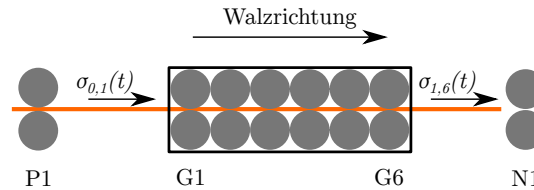
Für die Problemlösung wird der IPOPT-Solver verwendet [166], wobei die Parametrierung in Tabelle 5.3 aufgelistet ist.

Externe Kopplung des Fertigwalzblocks

Im stationären Betrieb ist das Material nicht nur innerhalb des Fertigwalzblocks gekoppelt, sondern auch mit vorherigen (P1) und nachfolgenden Anlagenteilen (N1) (s. Abb. 5.5). Dadurch können weitere Abhängigkeiten und auch Längsspannungen auftreten. Die Längsspannung $\sigma_{0,1}$ im Eingang und $\sigma_{1,n}$ im Ausgang werden darüber festgelegt.

Tabelle 5.3: Solver-Einstellungen für statisches Optimierungsproblem.

Bezeichnung	Wert
Solver	IPOPT
Max. Iterationen	100
Akzeptierbare Toleranz	10^{-6}
Delta Akzeptierbare Toleranz (Gütekrit.)	10^{-5}
Warmstart	1


 Abbildung 5.5: Schematisches Anlagenlayout mit angrenzenden Anlagenteilen P1, N1 und den dabei auftretenden Längsspannungen $\sigma_{0,1}$ und $\sigma_{1,6}$.

Ist das Material gekoppelt, so sind die beiden Längsspannungen freie Optimierungsvariablen. Wird die Kopplung aufgehoben, so können keine Längsspannungen an dem entsprechenden Eingang/Ausgang auftreten. Dies ist der Fall, wenn das Material aus dem vorigen Walzgerüst komplett ausgelaufen ist oder zwischen den Walzgerüsten aufgetrennt wurde. Eine Auftrennung wird zur Längenbeschränkung des Walzguts oder aus Sicherheitsgründen durchgeführt.

In dem Optimierungsproblem wird dazu der gültige Bereich der Optimierungsvariable eingeschränkt auf:

$$\sigma_{0,1,min} = \sigma_{0,1,max} = 0 \quad (5.6a)$$

$$\sigma_{1,n,min} = \sigma_{1,n,max} = 0 \quad (5.6b)$$

Dabei wird der gültige Bereich der Eingangsvariable $\sigma_{0,1}$ angepasst, wenn die Kopplung im Eingang aufgehoben wird (5.6a) und entsprechend für die Variable $\sigma_{1,n}$, wenn die Ausgangsseite entkoppelt ist (5.6b). Diese Zeitpunkte können unterschiedlich sein, sodass Eingang und Ausgang separat betrachtet werden.

Um einen weiteren Einblick in die Längsspannungen zu erhalten, kann die Belastung des vorigen Walzgerüsts betrachtet werden. Für das Walzgerüst P1 liegt der Motorstrom als Messgröße vor. Es wird der Ansatz gewählt, dass bei einer Kopplung der Walzgerüste eine mögliche Längsspannung in einer Änderung des Motorstroms verglichen zum ungekoppelten Zustand resultiert. Dazu wird der Motorstrom $I_{P1,0}$ im ungekoppelten Zustand abgespeichert. Sind die beiden Walzgerüste gekoppelt wird die relative Änderung $\varepsilon_I(t)$ bestimmt:

$$\varepsilon_I(t) = \frac{I_{P1}(t)}{I_{P1,0}} - 1 \quad (5.7)$$

Da das Walzgerüst P1 als eine Randbedingung des Gesamtproblems angesehen wird, soll für dieses kein gesamtes Umformmodell berechnet werden. Stattdessen wird ein heuristischer Ansatz basierend auf der Sensitivitätsanalyse in Abschnitt 5.1.1 gewählt. Wird für ein beliebiges Walzgerüst i die Eingangslängsspannung $\sigma_{0,i}$ konstant gehalten und die Ausgangslängsspannung $\sigma_{1,i}$ variiert, so ergibt sich ein näherungsweise linearer Zusammenhang mit dem Koeffizienten $\alpha_{\sigma,i}$. Für das Walzgerüst P1 lautet es:

$$\sigma_{1,P1}(t) = \alpha_{\sigma,P1} \cdot \varepsilon_I(t) \quad (5.8)$$

Dabei wird $\alpha_{P1} = 50$ experimentell bestimmt basierend auf den Verläufen des Walzmoments des Walzgerüsts G1. Durch die Kopplung der Walzgerüste P1-G1 gilt:

$$\sigma_{0,1} = \sigma_{1,P1} \quad (5.9)$$

Für das Optimierungsproblem werden die Beschränkungen adaptiert, indem zu dem berechneten, geschätzten Einfluss des Walzgerüsts P1 ein Toleranzband $\pm \varepsilon_{tol,\sigma}$ hinzugefügt wird:

$$\sigma_{0,1,min} = \sigma_{1,P1} - \varepsilon_{tol,\sigma} \quad (5.10a)$$

$$\sigma_{0,1,max} = \sigma_{1,P1} + \varepsilon_{tol,\sigma} \quad (5.10b)$$

Befindet sich das System im ungekoppelten Zustand, so gelten weiterhin die Limitierungen aus Gleichung (5.6a).

5.1.3 Ergebnisse und Diskussion

Simulationsablauf

Für die Evaluierung des Ansatzes wird das Optimierungsproblem aus (5.4a) implementiert. Zusätzlich werden die freien Parameter \underline{p} für die geometrischen Eigenschaften aus einer statischen Simulation extrahiert und bilden einen zeitunabhängigen Parametersatz. Im realen Prozess sind diese Parameter im Allgemeinen auch von der mittleren Fließspannung \underline{k}_{fm} und den Längsspannungen $\underline{\sigma}$ abhängig. Diese Abhängigkeit wird bei der Optimierung vernachlässigt, da angenommen wird, dass die Auswirkungen im Vergleich zu den Änderungen der Optimierungsvariablen gering sind.

Für die Versuche werden reale Messwerte des Fertigwalzblocks verwendet. Dabei werden die Aufzeichnungen für einen gesamten Stab verwendet, der eine Walzdauer zwischen 100s und 170s aufweist. Die Messwerte liegen für die Walzkräfte \underline{F}_{meas} und die Antriebsmomente der Motoren vor \underline{M}_{drive} . Zwischen den Walzmomenten und den Antriebsmomenten wird ein Verlustmoment in Form einer viskosen Reibungseinflusses \underline{k}_{fric} angenommen (5.11a), der sich aber bei einem quasi-konstanten Arbeitspunkt der Walzgeschwindigkeit $\underline{v}_{ref} \approx const$ auf ein statisches Verlustmoment \underline{M}_{loss} reduziert. Es gilt daher:¹

$$\underline{M}_{drive} = \underline{M}_{meas} + \underline{k}_{fric} \circ \underline{v}_{ref} \quad (5.11a)$$

$$\Rightarrow \underline{M}_{meas} = \underline{M}_{drive} - \underline{M}_{loss} \quad (5.11b)$$

Das Verlustmoment von jedem Antrieb wird im Leerlauf aus den Messdaten bestimmt, wenn noch kein Stab im Walzgerüst ist. Es wird einmalig vor jedem Stabeinlauf festgelegt. Ebenfalls werden die Walzkräfte adaptiert, sodass im Leerlauf keine Walzkraft vorliegt. Diese Abweichungen können aufgrund von einer fehlerhaften Kalibrierung der Sensoren auftreten. Das Ziel der Adaption ist es, dass im Leerlauf die Walzmomente und Walzkräfte Null sind und anschließend während des Umformprozesses die Änderungen zum Leerlauf ausgewertet werden.

Für die Messwerte wird zusätzlich noch eine Glättung mit einem PT1-Element und einer Zeitkonstanten von $T_f = 0,1$ s gewählt.

Der Optimierungsalgorithmus wird mit einer Abtastzeit von $T_{StaticOpt} = 200$ ms ausgeführt, da es sich um einen statischen Ansatz handelt, bei dem die dynamischen Effekte nicht explizit betrachtet werden und eine über die Zeit gemittelte Optimierungsvariable berechnet werden soll. Die Messwerte liegen in einer Abtastzeit von $T_{meas} = 10$ ms vor.

¹Schur-Produkt \circ : elementweise Multiplikation von Vektoren

Ergebnisse

Exemplarisch werden hier die Ergebnisse für ein einzelnes Szenario gezeigt, bei dem die Messdaten und die Parametrierung aus unterschiedlichen Datensätzen stammen. Die Tabelle 5.4 listet die benötigten Parameter und ihren jeweiligen Datenursprung auf. Durch die geänderten Datensätze wird das Ergebnis Abweichungen zur Realität aufweisen, aber auf der anderen Seite zeigt es, wie robust solch ein Ansatz bezüglich der Optimierungsvariablen – den Längsspannungen und den mittleren Fließspannungen – ist.

Tabelle 5.4: Verwendete Parameter p des Optimierungsproblems.

Bezeichnung	Symbol	Datenursprung
Materialhöhe (Eingang/Ausgang)	h_0, h_1	Konfiguration
Materialfläche (Eingang)	$A_{0,In}$	Messdaten
Gedrückte Fläche/Länge	$\underline{A}_d, \underline{l}_d$	Konfiguration
Umformgrad	φ	Konfiguration
Walzenradius	\underline{R}_{Walze}	Konfiguration
mittl. Fließspannung	$\underline{k}_{fm,0}$	Konfiguration
Walzkraft (gemessen)	\underline{F}_{meas}	Messdaten
Walzmoment (gemessen)	\underline{M}_{meas}	Messdaten

In Abbildung 5.6 werden die ermittelten Optimierungsvariablen dargestellt. Dabei gibt es für die Längsspannungen keinen Referenzwert, für die mittleren Fließspannungen gibt es einen zuvor berechneten, theoretischen Initialwert $\underline{k}_{fm,0}$. Zu diesen Optimierungsvariablen gehören die entsprechend minimierten Vergleichswerte \underline{F}_r und \underline{M}_r , die zu dem ermittelten Minimum des Gütekriteriums geführt haben (Abb. 5.7).

Tabelle 5.5 zeigt die relativen Abweichungen der einzelnen Walzgerüste von dem jeweiligen Messwert. Dabei ist auffällig, dass der relative Fehler alleine nicht aussagekräftig ist, da bei geringen Werte wie bspw. der Walzkraft im Walzgerüst 6 liegt der relative Fehler bei $\sim -45\%$, der absolute Fehler allerdings nur bei 12 kN, was in der gleichen Größenordnung wie der anderen Walzgerüste liegt.

Tabelle 5.5: Mittlere Fehler eines Szenarios für alle Walzgerüste 1-6.

Walzgerüst	$\bar{\epsilon}_{rel,F}$	$\bar{\epsilon}_{MAE,F}$ [kN]	$\bar{\epsilon}_{rel,M}$	$\bar{\epsilon}_{MAE,M}$ [Nm]
1	0,108	14,7	0,082	240,9
2	0,049	8,6	0,051	269,9
3	0,168	9,7	0,007	136,7
4	0,174	12,6	-0,017	170,3
5	-0,183	12,6	-0,134	326,1
6	-0,446	11,9	-0,225	592,6

Der Einfluss der Materialkopplung ist vor allem ab $t = 110$ s im Verlauf der Walzmomente, Walzkraften und der Längsspannungen zu sehen, da nach der Entkopplung des vorausgehenden Walzgerüsts sich ein veränderter Arbeitspunkt einstellt. Auffällig dabei ist, dass nicht nur das direkt angrenzende Walzgerüst (σ_{01}) von der Entkopplung des vorigen Walzgerüsts betroffen ist, sondern auch in den nachfolgenden Walzgerüsten Änderungen sichtbar werden (hier bis zu maximal 30% in σ_{45} und σ_{56}).

Im oberen Beispiel wurde ein einzelnes, konkretes Szenario ausgewertet. Im folgenden Abschnitt werden verschiedene Szenarien ausgewertet, um den Einfluss der Parametrierung und der unterschiedlichen Einflussfaktoren auf die erstellte Lösung zu veranschaulichen. Dafür werden insgesamt 92 verschiedene Stäbe in einer gleichen Abmessungs-

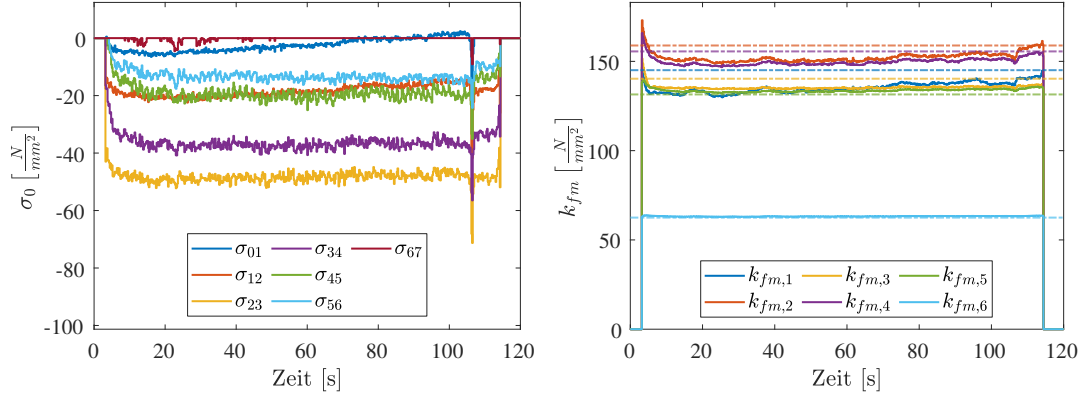


Abbildung 5.6: Statische Schätzung der Längsspannungen σ und der mittleren Fließspannung k_{fm} . Links: Längsspannungen σ_{jk} der Walzgerüste (j, k). Rechts: mittlere Fließspannung k_{fm} und Initialwert $k_{fm,0}$ (Strich-Punkt, transparent).

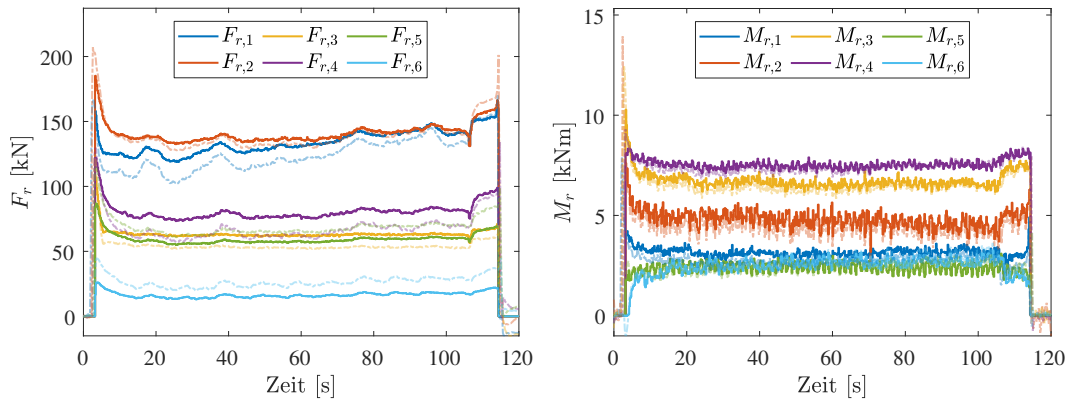


Abbildung 5.7: Statische Schätzung der Längsspannungen σ_0 und der mittleren Fließspannung k_{fm} . Links: Walzkraft F_r (geglätteter Messwert in Strich-Punkt, transparent). Rechts: Walzmoment M_r (geglätteter Messwert in Strich-Punkt, transparent).

kategorie, aber unterschiedlichen Werkstoffen betrachtet. Für jeden dieser Stäbe liegen die Messwerte und die jeweilige Anlagenparametrierung vor. Die Szenarien werden hier in der Reihenfolge aufgeführt, wie sie auch in der Realität aufgezeichnet wurden. Ein Überblick zu den Abmessungen und Eigenschaften der Szenarien ist in Anhang C zu finden.

Ziel des Vergleichs ist die Genauigkeit des verwendeten Ansatzes bezüglich der gemessenen Werte durchzuführen. Dafür ist die Ausgangslage der Fehler $\underline{\varepsilon}$ zwischen Messwert \underline{x}_{meas} und geschätztem Wert \underline{x}_{est} :

$$\underline{\varepsilon} = \underline{x}_{est} - \underline{x}_{meas} \quad (5.12)$$

Zur Auswertung werden zwei verschiedene Metriken genutzt: Zuerst wird der relative Fehler zwischen Messwert \underline{x}_{meas} und geschätztem Wert \underline{x}_{est} mit dem arithmetischen Mittelwert \bar{x}_{meas} bestimmt.

$$\underline{\varepsilon}_{rel} = \frac{\underline{x}_{est} - \underline{x}_{meas}}{\bar{x}_{meas}} \quad (5.13a)$$

$$\bar{x}_{meas} = \text{mean}(\underline{x}) = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_{meas,i} \quad (5.13b)$$

Der relative Fehler wird mit dem jeweiligen Vorzeichen ausgewertet. Darüber kann abgelesen werden, ob die Schätzung der entsprechenden Größe zu hoch oder zu niedrig

ist. Diese Richtungsangabe kann im Prozesskontext hilfreich sein, da es eine genauere Auswertung der des tatsächlichen Anlagenstatus ermöglicht. So kann bspw. festgestellt werden, ob der Längsspannungseinfluss höher oder niedriger in einem entsprechenden Walzgerüst sein sollte.

Da diese Metrik allerdings problematisch wird, je näher der Mittelwert \bar{x}_{meas} an Null kommt, wird die Verteilung des Fehlers $\underline{\varepsilon}$ über Quantile dargestellt. Die Kästen entsprechen dem Spektrum zwischen dem 0,25- und 0,75-Quantil sowie in der Mitte dem Median. Darüber lässt sich zusätzlich ablesen, wie groß die Streuung des Fehlers innerhalb eines Szenarios ist.

Als zweite Metrik wird der mittlere absolute Fehler $\bar{\varepsilon}_{MAE}$ (engl. *Mean Absolute Error MAE*) pro Walzgerüst ausgewertet.

$$\bar{\varepsilon}_{MAE} = \text{mean}(|x_{est} - x_{meas}|) \quad (5.14)$$

Dadurch kann vor allem in Bereichen mit einem hohen relativen Fehler unterschieden werden, ob es aufgrund von tatsächlich hohen Abweichungen oder einer Nähe zum Nullpunkt relevant ist. Außerdem ermöglicht der absolute Fehler auch Aussagen zu Bereichen, in denen sich vorzeichenbehaftete Fehler gegenseitig kompensieren (z.B. wenn Oszillationen auftreten).

Zum Vergleich der Stäbe untereinander wird der arithmetische Mittelwert der Fehler $\underline{\varepsilon}_{rel}$ ausgewertet:

$$\bar{\varepsilon}_{rel} = \text{mean}(\underline{\varepsilon}_{rel}) \quad (5.15)$$

Somit entsteht ein Maß, in dem pro Stab und pro Walzgerüst der geschätzte Fehler abgelesen werden kann. Für die Berechnung der statistischen Daten werden nur die Bereiche innerhalb eines Stabs verwendet, in denen der Stab in allen Walzgerüsten bearbeitet wird – das entspricht der Aktivierungsbedingung des Algorithmus. Das Ein- und Auslaufverhalten wird dabei ausgeblendet.

In Abbildung 5.8 wird der relative und absolute Fehler des Walzmoments für alle ausgewählten Szenarien dargestellt. Abbildung 5.9 zeigt die Fehler für die Walzkraft. Für die Darstellung des Fehlers wird eine Auswertung auf Basis der Quantile verwendet.

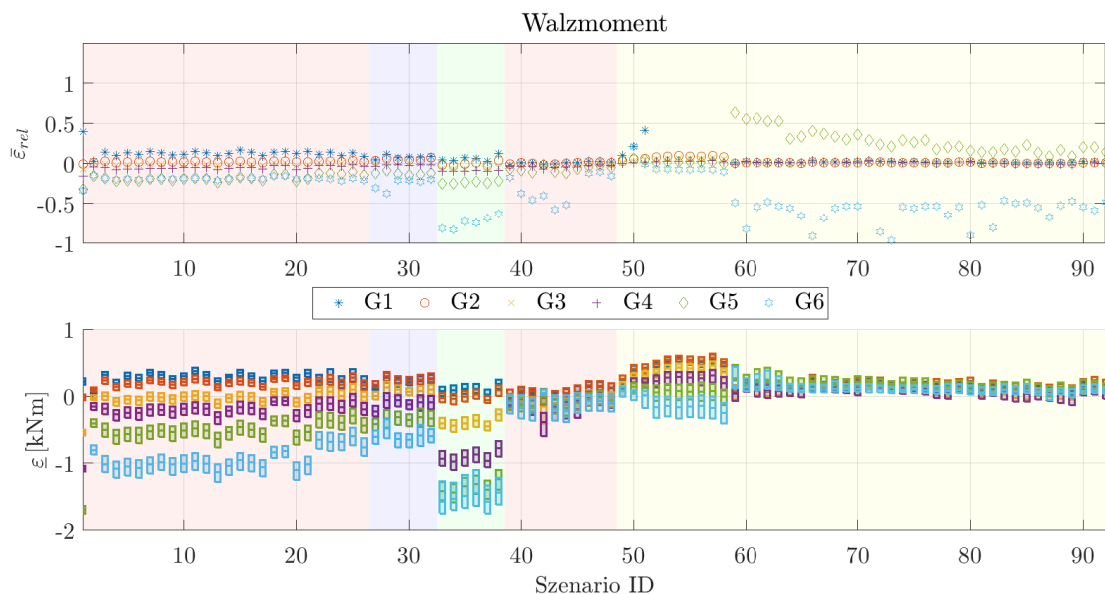


Abbildung 5.8: Auswertung der Fehlermetrik aller 92 Szenarien des geschätzten zu dem gemessenen Walzmoment. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$.

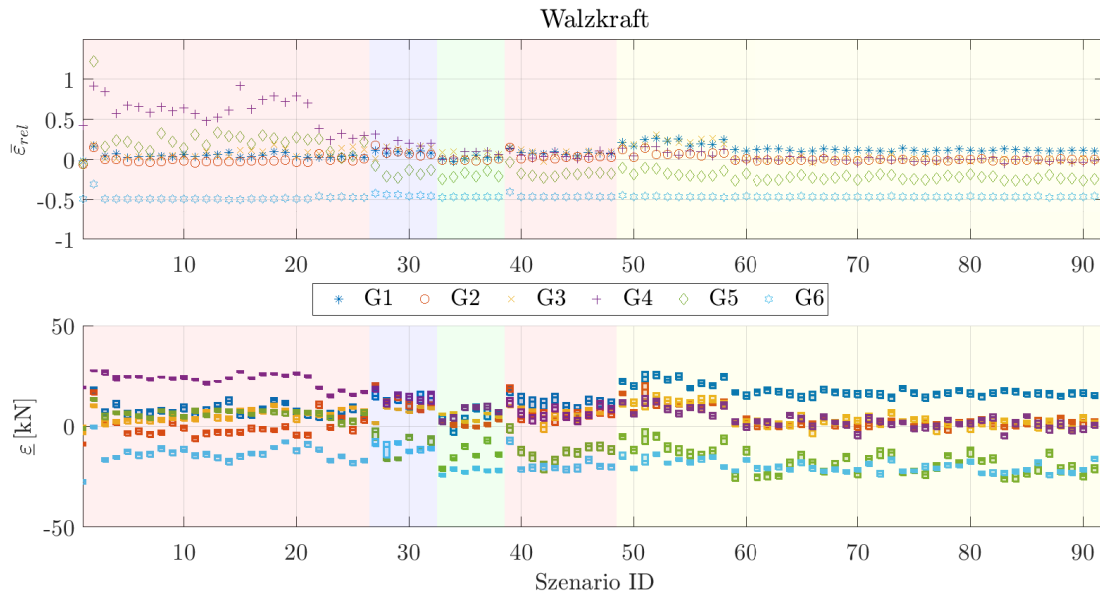


Abbildung 5.9: Auswertung der Fehlermetrik aller 92 Szenarien der geschätzten zu der gemessenen Walzkraft. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$.

Vergleicht man die Fehler über den Verlauf der unterschiedlichen Szenarien, so lassen sich Bereiche mit ähnlichem Fehlerverhalten feststellen (s. Abb. 5.8). Eine grobe Unterscheidung kann in fünf Gruppen durchgeführt werden. Zur Beschreibung wird der relative und der MAE-Fehler ausgewählt. Beide Fehlergrößen sind für die jeweiligen Gruppen in ähnlichen Größenordnungen. Diese Unterteilung lässt sich auf die verwendeten Werkstoffe zurückführen. Tabelle 5.6 zeigt die Szenarien und ihre zugehörigen Werkstoffe.

Auffällig sind Bereiche in denen die Größenordnung des gemittelten relativen Fehlers stark von der des MAE-Fehlers abweicht. In der Gruppe 5 zeigt sich beim Walzmoment ein hoher relativer Fehler, aber ein vergleichsweise niedriger MAE-Fehler. Eine Auswertung der Einzelszenarien zeigt, dass der relative Fehler durch den geringen Abstand zu Null hervorgerufen wird. Dadurch liefert der MAE-Fehler einen genaueren Einblick in die Abweichungen und liegt mit 225 Nm im Mittelfeld der hier betrachteten Werte.

Tabelle 5.6: Klassifizierung der Szenarien und gemittelte Fehler aller Walzgerüste für die Walzkraft ($\bar{\varepsilon}_{MAE,F}$, $\bar{\varepsilon}_{rel,F}$) und das Walzmoment ($\bar{\varepsilon}_{MAE,M}$, $\bar{\varepsilon}_{rel,M}$).

Gruppe	Farbe	Werkstoff	ID	$\bar{\varepsilon}_{rel,F}$	$\bar{\varepsilon}_{MAE,F}$ [kN]	$\bar{\varepsilon}_{rel,M}$	$\bar{\varepsilon}_{MAE,M}$ [kNm]
1	rot	100Cr6	[1 – 26]	0,248	10,301	0,099	0,401
2	blau	X15Cr	[27 – 32]	0,187	11,407	0,090	0,289
3	grün	X12Cr	[33 – 38]	0,138	9,965	0,201	0,734
4	rot	100Cr6	[39 – 48]	0,150	11,077	0,099	0,189
5	gelb	16MnCr5	[49 – 92]	0,156	12,033	0,275	0,225

In Gruppe 3 ist der relative wie auch der absolute MAE-Fehler in dem Walzmoment deutlich sichtbar. Die Abweichungen des Fehlers liegen in einem Bereich von bis zu -1500 Nm. Das deutet auf eine bedingte Genauigkeit des Optimierungsproblems für diese Werkstoffgruppe in Verbindung mit der verwendeten Konfiguration hin.

Bei der Walzkraft in Abbildung 5.9 ist die Fehlerverteilung über die unterschiedlichen Werkstoffgruppen regelmäßiger. Auffallend ist, dass das Walzgerüst 6 einen durchgängigen relativen Fehler von -45% aufweist. Auch im Walzgerüst 5 lässt sich ab der dritten

Werkstoffgruppe eine konstante Abweichung in der Größenordnung -20% feststellen. Die relativen Fehler der Walzgerüste 1-3 liegen im Bereich von $|\bar{\varepsilon}_{rel}| < 10\%$. Nicht alle Abweichungen lassen sich auf die unterschiedlichen Werkstoffe zurückführen. Im Bereich der Szenarien zwischen 49-59 stellt sich ein höheres Fehlermaß im Vergleich zu den nachfolgenden Stäben ein, obwohl es sich um die gleiche Werkstoffklasse handelt. Ein ähnliches Phänomen ist in der Gruppe 1 und 4 zu sehen, wo ein deutlich unterschiedliches Optimierungsergebnis vorliegt. Änderungen, die in diesen Berechnungen nicht berücksichtigt werden, sind bspw. die Walzenanstellung. Damit wird maßgeblich das Verhalten *zwischen* den Walzgerüsten wie auch der Umformgrad *in* jedem Einzelgerüst variiert.

Zusammenfassung

Der Ansatz der Schätzung der Längsspannungen und der mittleren Fließspannung mithilfe einer statischen Optimierung wurde erfolgreich durchgeführt. Das Verfahren liefert einen Einblick in das Längsspannungsverhalten zwischen den angrenzenden Gerüsten und ist durch ein parametrisierbares Optimierungsproblem auf unterschiedliche Walzszenarien angewendet worden. Auch die Verwendung einer gleichen Parametrierung auf unterschiedliche Datensätze liefert ein konsistentes Ergebnis.

Die Differenz der Längsspannungen zwischen den einzelnen Walzgerüsten gibt Aufschluss darüber, wie stark der Gesamtumformprozess durch Längsspannungen oder durch die Umformarbeit der der Walzen verrichtet wird. Bei der quantitativen Betrachtung der Werte ist vor allem das Verhältnis σ/k_{fm} entscheidend, da sich die absolute Höhe von σ stark von den Werkstoffeigenschaften beeinflusst wird.

Die Evaluierung basiert hier auf einem rein optimalitätsbasierten Ansatz, bei dem keine Messwerte für die Längsspannungen vorliegen. Damit fehlt ein Groundtruth, der eine Bewertung der quantitativen Ergebnisse ermöglicht.

Die bei der Auswertung auffallenden statischen Abweichungen in der Walzkraft wie auch dem Walzmoment lassen den Schluss zu, dass es Zusammenhänge im realen Walzprozess gibt, die von den verwendeten statischen Beschreibungsfunktionen nicht genau dargestellt werden. Es handelt sich hierbei um das Zusammenspiel zwischen dem gewählten Optimierungsproblem und den darin enthaltenen Walzmodellen, den Einflüssen der Parameter sowie auch Effekten, die in den gewählten Funktionen vernachlässigt wurden. Dabei sei vor allem die Änderungen des Walzspalts zu nennen, die einen maßgeblichen Einfluss in dem Materialfluss bewirken, hier aber als unbekannte Parameter gehandhabt wurden.

5.2 Schätzung der Längsspannungen und des Materialflusses

Der Ansatz im vorigen Abschnitt beruhte auf einer statischen Prozesssicht, bei dem die Längsspannungen nur aufgrund der aktuellen Werte berechnet werden. Diese Vorgehensweise gibt Anhaltspunkte, allerdings werden dabei die dynamischen Eigenschaften und das transiente Verhalten vernachlässigt.

In diesem Abschnitt wird eine modellbasierte Vorgehensweise mit einem Moving Horizon Estimator (MHE) verwendet, um ein dynamisches Schätzproblem mittels einer Optimierungsstrategie zu lösen. Mit dem MHE-Ansatz soll dabei nicht nur die Bestimmung der Längsspannungen erfolgen, sondern auch der Materialfluss bestimmt werden. Materialfluss und Längsspannungen bedingen einander teilweise, liefern aber auch zusätzliche Einblicke, da nicht alle Änderungen des Materialflusses auch zu Änderungen der Längsspannungen führen.

Mit dem MHE wird über einen Beobachtungshorizont der optimale aktuelle Zustand ermittelt, der die Lösung des Minimierungsproblems darstellt. Dabei werden Messwerte und zusätzliche Streckenparameter verwendet, um dieses Optimum zu berechnen, wobei davon ausgegangen wird, dass diese fehlerbehaftet sind.

Das Ziel für eine Schätzung mittels eines MHE ist zum einen die Ermittlung eines Gesamtzustands, der in einer Reglerstruktur weiterverwendet werden kann und zum anderen der optimalitätsbasierte Ansatz, der u.a. auch Begrenzungen der einzelnen Zustände ermöglicht und somit genauere Prozesseinblicke liefert.

5.2.1 Problemformulierung und Parametrierung

Die Zustandsschätzung mittels des Moving Horizon Estimators (MHE) basiert auf der Modellstruktur aus Kapitel 2.4. Es wird ein Zeithorizont von N_{MHE} Schritten in die Vergangenheit gewählt, über dem das Optimierungsproblem gelöst wird. Das Gütekriterium baut auf der Form aus Gleichung (2.26a) auf, wird allerdings noch um einen Einflussfaktor der Änderungsrate $\Delta \underline{u}$ der Eingangsgrößen erweitert und lautet wie folgt:

$$\begin{aligned}
 J(\underline{x}, \underline{u}, \underline{d}) = & \underline{x}^T(k - N_{MHE}) \underline{T} \underline{x}(k - N_{MHE}) & (5.16) \\
 & + \left[\underline{h}^T(\underline{x}(k)) - \underline{\hat{y}}^T(k) \right] \underline{Q} \left[\underline{h}(\underline{x}(k)) - \underline{\hat{y}}(k) \right] \\
 & + \sum_{j=k-N_{MHE}}^{k-1} \left[\underline{h}^T(\underline{x}(j)) - \underline{\hat{y}}^T(j) \right] \underline{Q} \left[\underline{h}(\underline{x}(j)) - \underline{\hat{y}}(j) \right] \\
 & + \left[\underline{u}^T(j) - \underline{u}_0^T(j) \right] \underline{R} \left[\underline{u}(j) - \underline{u}_0(j) \right] \\
 & + \Delta \underline{u}^T(j) \underline{R}_\Delta \Delta \underline{u}(j) \\
 & + \underline{d}^T(j) \underline{W} \underline{d}(j)
 \end{aligned}$$

Neben dem Gütekriterium werden die Einschränkungen und Nebenbedingungen im Folgenden genauer spezifiziert, verglichen mit der allgemeinen Form aus Gleichung (2.26). Im Vergleich zum statischen Ansatz in Abschnitt 5.1 soll der MHE neben den Längsspannungen auch den Materialfluss bestimmen. Für die Volumenkonstanz werden weitere Nebenbedingungen eingefügt. So gilt für den Walzspalt, dass zu jedem Zeitschritt der eintretende Materialfluss gleich dem austretenden Materialfluss innerhalb des Walzgerüsts i ist:

$$v_{0,i} \cdot A_{0,i} = v_{1,i} \cdot A_{1,i} \quad (5.17)$$

Da der Walzspalt als infinitesimal angenommen wird, entfällt in dieser Gleichung der längsspannungsbedingte Einfluss, der in der allgemeinen Formulierung für die Volumenkonzanz hergeleitet wurde (s. Gl. (4.23)).

In dem Walzmodell werden zwei verschiedene Modelle zur Berechnung des Materialflusses verwendet. Zum einen das geometrische Kriterium über den Umformgrad φ :

$$A_{1,i} = \frac{A_{0,i}}{\exp(\varphi_i)} \quad (5.18)$$

Und zum anderen der kinematische Zusammenhang mittels:

$$v_{1,i} = v_{ref,i} \cdot (1 + \kappa_i) \quad (5.19)$$

Soll nun Gleichung (5.17) erfüllt werden, so werden durch den Näherungscharakter der verwendeten Ansätze unweigerlich Fehler entstehen, die zu Widersprüchen in den verwendeten Teilformeln führen. Dafür werden im Optimierungsproblem Randbedingungen für die zu erwartenden Flächen und Geschwindigkeiten formuliert:

$$A_{0,i} > A_{1,i} \quad (5.20a)$$

$$v_{0,i} < v_{ref,i} \quad (5.20b)$$

$$v_{ref,i} < v_{1,i} \quad (5.20c)$$

Mit diesen zusätzlichen Nebenbedingungen und dem Gütekriterium (Gl. (5.16)) wird nun das gesamte OCP nach Gleichung (2.26) definiert.

Dabei werden die Gewichtungen bezüglich der normalisierten Zustandsgrößen gewählt. Das hat den Vorteil, dass die Größen untereinander vergleichbar bleiben, auch wenn die tatsächlich verwendeten physikalischen Einheiten sich um Größenordnungen unterscheiden. Für die diskrete Zustandsübergangsfunktion $\underline{f}(\underline{x}(j), \underline{u}(j), \underline{p}(j))$ wird das reduzierte Modell aus Kapitel 4.5.1.2 verwendet und mit einer expliziten Runge-Kutta 4 Methode zeitdiskretisiert.

Gewichtung des Anfangszustands

Das Optimierungsproblem wird über einen begrenzten Zeithorizont berechnet. Dadurch gehen mit jedem Zeitschritt Informationen verloren, die aus dem Zeithorizont herausfallen. Der Anfangszustand $\underline{x}(k - N_{MHE})$ wird separat mit \underline{T} gewichtet. Mit dieser Gewichtung (engl. *Arrival cost*) kann ein Maß für die Zuverlässigkeit des Initialzustands des Schätzproblems gegeben werden. Möglichkeiten zur Gewichtung werden in Kapitel 2.4.3 aufgezeigt.

Additive Prozessstörungen

Im Gütekriterium wird die diskrete Zustandsübergangsfunktion \underline{f} mit einer additiven Störung \underline{d} beaufschlagt. Damit können Prozessunsicherheiten modelliert werden. Dadurch wird Rauschen, wie auch statische Abweichungen kompensiert. Zusätzlich kann über die Gewichtung \underline{W} des Rauschens auch ein Maß für die Prozessunsicherheiten dargestellt werden. Geringe Gewichtungen führen zu höheren möglichen Unsicherheiten.

OCP-Parametrierung

Für die Parametrierung des OCP kann zum einen die Horizontlänge N_{MHE} angepasst werden, aber auch die Abtastzeit T_s des Gesamtsystems. Die Kombination aus beiden bestimmt den Zeithorizont t_{MHE} der verwendeten Werte des MHE.

$$t_{MHE} = T_s \cdot N_{MHE} \quad (5.21)$$

Es besteht ein Zielkonflikt zwischen der möglichst geringen Problemgröße und einer erforderlichen Genauigkeit. Aus der Prozesssicht kann ein zu kurzer Zeithorizont zu Stabilitätsproblemen führen, da die Auswirkungen der Verkopplungen nicht in den nachfolgenden Walzgerüsten sichtbar werden. Andererseits birgt eine zu lange Abtastzeit die Gefahr, dass Ungenauigkeiten durch die Diskretisierung unplausible Ergebnisse liefern. Vor allem die Integration der Längsspannungen ist für diese Fehler anfällig.

5.2.2 Ergebnisse am reduzierten Modell

In diesem Kapitel wird der MHE auf das reduzierte Modell angewendet. Das stellt die Vorbedingung zum später geschlossenen Regelkreis dar. Die Parametrierung zwischen Prozessmodell und dem Schätzmodell ist im idealen Fall identisch. Jedoch sind vor allem die Fälle interessant, in denen die Parametrierung abweicht und kein genaues Wissen über einzelne Prozessparameter vorliegt. Dafür basiert die MHE-Parametrierung hier auf den Einstellungen aus Szenario 55. Bei dem Werkstoff handelt es sich um eine oft verwendete Legierung, die keine besonderen werkstoffspezifische Eigenschaften aufweist – im Kontrast dazu zählen besonders zähe Werkstoffe, die eine hohe mittlere Fließspannung haben. Trotz dem geänderten Szenario als Arbeitspunkt werden die Walzendurchmesser sowie die Umformgrade aus dem aktuellen Szenario übernommen, damit der grundlegende konstante Materialfluss sichergestellt wird.

In den folgenden Auswertungen werden die MHE-Konfigurationen aus Tabelle 5.7 und Gl. (5.22a)-(5.22e) verwendet. Es wird eine Horizontlänge $N_{MHE} = 25$ mit einer Abtastzeit $T_s = 0,02$ s verwendet.

Tabelle 5.7: Gewichtungsmatrizen für MHE am reduzierten Modell.

Bezeichnung	Formelzeichen
Messwerte	\underline{Q}
Abweichung Eingangsgrößen	\underline{R}
Änderung Eingangsgrößen	\underline{R}_Δ
Anfangszustand	\underline{T}
Prozessrauschen	\underline{W}

$$\underline{Q} = \text{diag}(2 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 0, 3 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 10^3) \quad (5.22a)$$

$$\underline{R} = \text{diag}(10^2 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 5 \cdot 10^3, 5, 10^3, 0, 2, 50 \cdot \mathbf{1}_{3 \times 1}, 5 \cdot \mathbf{1}_{3 \times 1}) \quad (5.22b)$$

$$\underline{R}_\Delta = \text{diag}(10^3 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 1, 1, 1, 1, 10^3 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}) \cdot 10^2 \quad (5.22c)$$

$$\underline{T} = \text{diag}(2 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 2 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 0, 01 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 0, 2 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 2 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 5 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 4 \cdot 10^2 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 3 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1})^2 \quad (5.22d)$$

$$\underline{W} = \text{diag}(\mathbf{1}_{6 \times 1}, \mathbf{1}_{6 \times 1}, \mathbf{1}_{6 \times 1}, 10^2 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 10^{-2} \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 10^{-4} \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, 10^{-5} \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1}, \mathbf{1}_{16 \times 1},) \cdot 10^3 \quad (5.22e)$$

Zur Auswertung wird eine Simulationsdauer von $T_{end} = 25$ s verwendet. In dieser Zeit werden verschiedene Adaptionen auf den unregelmäßigen Walzprozess aufgeschaltet, die nicht gemessen werden und vom MHE detektiert werden sollen.

Es werden Änderungen in den Eingangsgrößen sowie in den Messgrößen angewendet. Bei den Eingangsgrößen werden die Änderungen so gewählt, dass im *unregelmäßigen* Prozess sich stets ein stabiler Arbeitspunkt einstellt, wodurch die Höhe der Änderungen begrenzt ist. Die verwendeten Änderungen sowie ihre Signalformen sind in Tabelle 5.8 dargestellt. Bei den Signalformen handelt es sich um eine Sprungfunktion ($\text{step}(t, A)$),

eine rechteckförmige Änderung ($\text{square}(t, A)$) jeweils mit der Amplitude A und ein normalverteiltes, mittelwertfreies Rauschen ($\mathcal{N}(\mu = 0, \sigma)$).

Tabelle 5.8: Störterme für Simulation und deren Parametrierung.

Größe	Formelzeichen	Störterm
Eingangsgeschwindigkeit	$v_{0,1}$	$\text{step}(t = 1 \text{ s}, A = -0,02 \frac{\text{m}}{\text{s}})$
Eingangsfläche	$A_{0,1}$	$\text{step}(t = 1 \text{ s}, A = 50 \text{ mm}^2)$
mittl. Umformgrad	$\varphi_{\{2;4\}}$	$\text{square}(t = 10 \text{ s}; A = 1 \%)$
Walzmoment	$M_{r,i}$	$\mathcal{N}(0, \sigma = 400 \text{ Nm})$
Walzkraft	$F_{r,i}$	$\mathcal{N}(0, \sigma = 2 \text{ kN})$

Die Simulationen werden insgesamt über 12 Szenarien ausgeführt, wobei jede Werkstoffgruppe mindestens einmal ausgewertet wird. Die Anzahl wird im Vergleich zu den vorher 92 getesteten Szenarien reduziert, da in der Simulation mit gleicher Konfiguration (Eingangswerte, Parameter) auch gleiche Ergebnisse vorliegen, sodass anhand dieser 12 die Unterschiede detaillierter aufgezeigt werden können.

Ergebnisse

Bei der Simulation der Szenarien mit einem veränderten Arbeitspunkt als Basis für den MHE fällt auf, dass die Abweichungen in der Walzkraft und dem Walzmoment vergleichsweise gering ausfallen. In den Abbildungen 5.10 bis 5.12 werden die relativen Fehler sowie der Fehler in einer Median/0,25-0,75 Quantil Aufteilung dargestellt, wodurch das Wertespektrum über den Verlauf der Simulation genauer dargestellt wird. Pro Szenario werden die Verteilungen über die Quantile leicht versetzt gezeichnet, um die einzelnen Walzgerüste besser unterscheiden zu können.

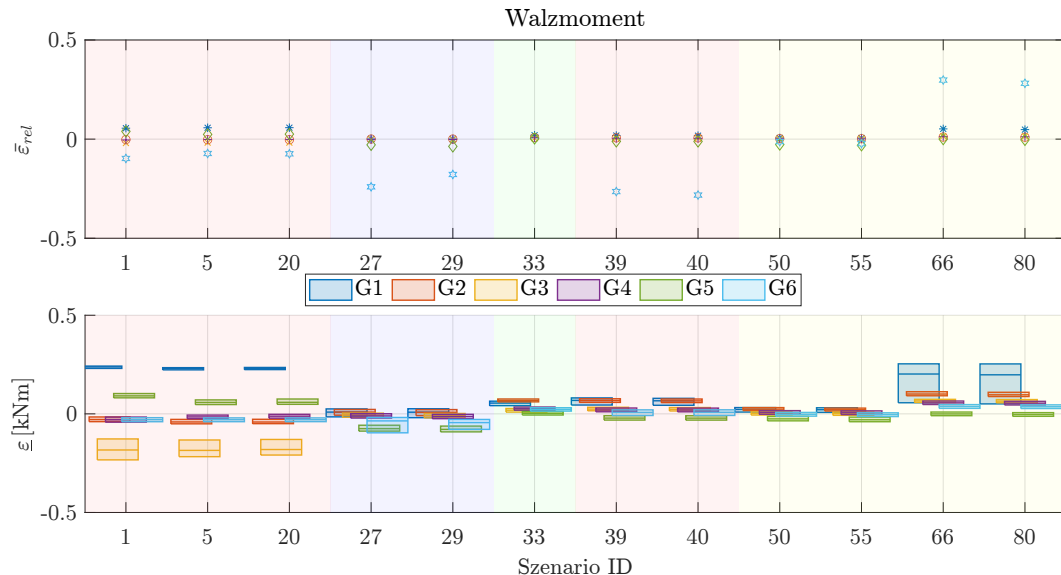


Abbildung 5.10: Auswertung der Fehlermetrik aller 12 Szenarien des geschätzten zu dem simulierten Walzmoment. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers ε .

Der relative Fehler wird bei der Längsspannung nicht ausgewertet, da die simulierten Werte nahe bei Null liegen und eine Verschiebung der Werte einen hyperbelförmigen Anstieg der Fehler zu Folge haben.

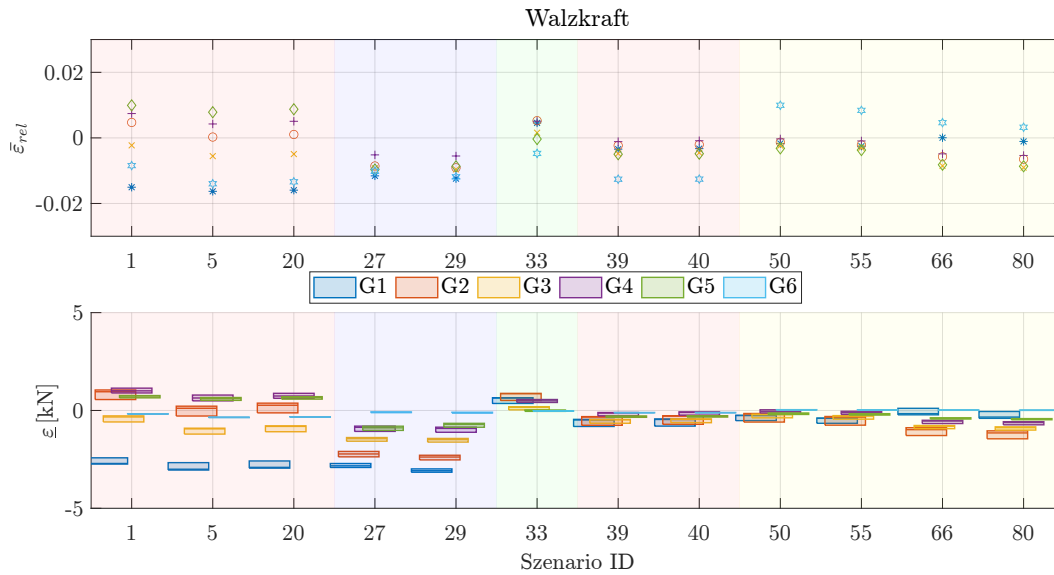


Abbildung 5.11: Auswertung der Fehlermetrik aller 12 Szenarien der geschätzten zu der simulierten Walzkraft. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers ε .

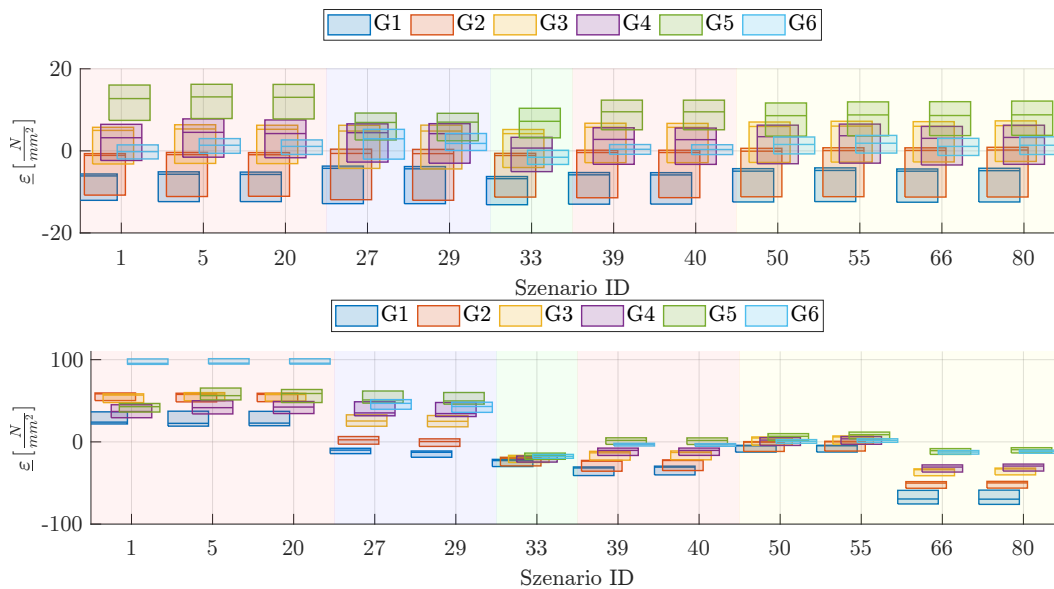


Abbildung 5.12: Auswertung der Fehlermetrik aller 12 Szenarien der geschätzten zu der simulierten Längsspannung σ . Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers ε . Oben: Abweichungen bei gleichem Arbeitspunkt. Unten: Geänderter Arbeitspunkt bei allen Szenarien auf Szenario 55.

Bei der Fehlerverteilung mittels Quantilen wird deutlich, dass die Varianz innerhalb der einzelnen Walzgerüsten in Größenordnungen bis maximal $15 \frac{N}{mm^2}$ liegt. Werden die Parametrierungen zwischen MHE und Prozess identisch gehalten (Abb. 5.12 oben), so liegen die Abweichungen um den Nullpunkt verteilt. Bei der Parametrierung des MHE mit einem einzelnen Walzszenario werden Abweichungen in der Verschiebung zum Nullpunkt deutlich (Abb. 5.12 unten).

Das stellt eine Verschiebung des geschätzten Arbeitspunkts der Längsspannungen im Vergleich zu den simulierten Werten dar. Das Minimum der MHE-Optimierung hat sich vor allem bei den Szenarien 1-29 sowie 66-80 deutlich in positive bzw. negative Richtung geändert, verglichen mit der simulierten Längsspannung. Bei diesen Abweichungen handelt es sich um konstante Verschiebungen, die unabhängig von dem dynamischen Verlauf

der Längsspannungen existieren, da andernfalls das Spektrum der Fehler größer wäre. Aus diesen Fehlerbildern kann ein Schluss gezogen werden, dass selbst bei ähnlichem Modellverhalten zwischen Simulationsmodell und internem MHE-Modell die absolute Höhe der geschätzten Längsspannungen nicht sichergestellt werden kann. Daraus folgt, dass wenn der Fokus auf der genauen Schätzung der absoluten Werte der Längsspannung liegt, Sekundärgrößen zusätzlich im MHE mit berücksichtigt werden müssen. Bei den Versuchen mit den realen Messwerten wurden dafür die vorhergehenden/nachfolgenden Anlagenteile ausgewertet und als Nebenbedingungen ins Optimierungsproblem eingebracht.

Selbst bei teilweise unbekanntem oder gestörten Prozessparametern ist eine Schätzung dennoch möglich. Hier in diesem Fall wurden lediglich statische Parametrierungen für den MHE verwendet, obwohl der Walzspalt (damit indirekt der Umformgrad φ) geändert wurde und somit zu einem veränderten Arbeitspunkt des Simulationsmodells geführt haben. Im realen Prozess sind die Prozessparameter teilweise aus Kalibrierungen oder statischen Vorberechnungen verfügbar, die im MHE dann ebenfalls verwendet werden können.

5.2.3 Ergebnisse an Messwerten

Nachdem der MHE an dem reduzierten Modell getestet wurde, werden nun reale Messdaten und Parametrierungen zur Validierung verwendet.

Simulationsablauf

In einem ersten Test wird der entworfene MHE-Algorithmus anhand von gemessenen Daten verifiziert. Dafür werden die Messwerte eingelesen und die entsprechende Anlagenkonfiguration geladen. Die konstanten Parameter \underline{p} werden durch eine statische Vorwärtssimulation des Walzmodells approximiert ermittelt. Die Eingangsgrößen \underline{u} werden ebenfalls aus den Messdaten extrahiert bzw. wird der Umformgrad φ aus der statischen Vorwärtssimulation entnommen. Es werden die gleichen Szenarien wie bei der statischen Schätzung in Abschnitt 5.1.3 verwendet. Dabei werden die relativen Fehler wie auch die MAE-Fehler zu den gemessenen Werten bestimmt und als Beschreibungsmetrik verwendet.

Die Messwerte liegen mit einer Abtastrate von $T_{meas} = 10$ ms vor, die tatsächliche Aktualisierungsrate beträgt bei den Walzdrehmomenten zwischen 30 ms–50 ms und bei den Walzkräften zwischen 150 ms–200 ms. Daher wird die Abtastzeit des MHE-Algorithmus auf $T_{MHE} = 50$ ms gesetzt mit einer Horizontlänge von $N_{MHE} = 10$.

Im Vergleich zu den zuvor ermittelten Gewichtungen werden diese für die realen Messwerte angepasst. Dabei sind die Änderungen maßgeblich in der Gewichtung der Rauschterme \underline{W} zu finden (5.23). Die Gewichtungen des Gütekriteriums erfolgt mit den in Tabelle 5.9 dargestellten Matrizen.

Tabelle 5.9: Gewichtungsmatrizen für MHE an realen Messwerten.

Bezeichnung	Formelzeichen
Messwerte	\underline{Q}
Abweichung Eingangsgrößen	\underline{R}
Änderung Eingangsgrößen	\underline{R}_Δ
Anfangszustand	\underline{T}
Prozessrauschen	\underline{W}

$$\underline{Q} = \text{diag}(2 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 0,3 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 10^3 \cdot \underline{1}_{1 \times 1}) \quad (5.23a)$$

$$\underline{R} = \text{diag}(10^2 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 5 \cdot 10^3, 5, 10^3, 0,2, 50 \cdot \underline{1}_{3 \times 1}, 5 \cdot \underline{1}_{3 \times 1}) \cdot 10^3 \quad (5.23b)$$

$$\underline{R}_\Delta = \text{diag}(10^3 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 1, 1, 1, 1, 10^3 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}) \cdot 10^2 \quad (5.23c)$$

$$\underline{T} = \text{diag}(4 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 4 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 10^{-4} \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 0,04 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 4 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, \\ 25 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 16 \cdot 10^4 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 9 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}) \quad (5.23d)$$

$$\underline{W} = \text{diag}(\underline{1}_{6 \times 1}, 10^{-2} \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 1 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 1 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 10^{-4} \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, \\ 10^{-4} \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 10^{-5} \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 10 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}) \cdot 10^5 \quad (5.23e)$$

Ergebnisse

Die Schätzung mittels MHE-Algorithmus kann beginnen, sobald der Stab in allen Walzgerüsten ist und die Historie mit N_{MHE} Werten gefüllt ist. Dadurch ergibt sich am Anfang im Vergleich zu den Messwerten eine Verzögerung von $N_{MHE} \cdot T_s$. Ein exemplarischer Verlauf der Längsspannungen und der mittleren Fließspannungen ist in Abbildung 5.13 abgebildet. Dazu ebenfalls die entsprechenden Walzkraft und Walzmomente (Abb. 5.14).

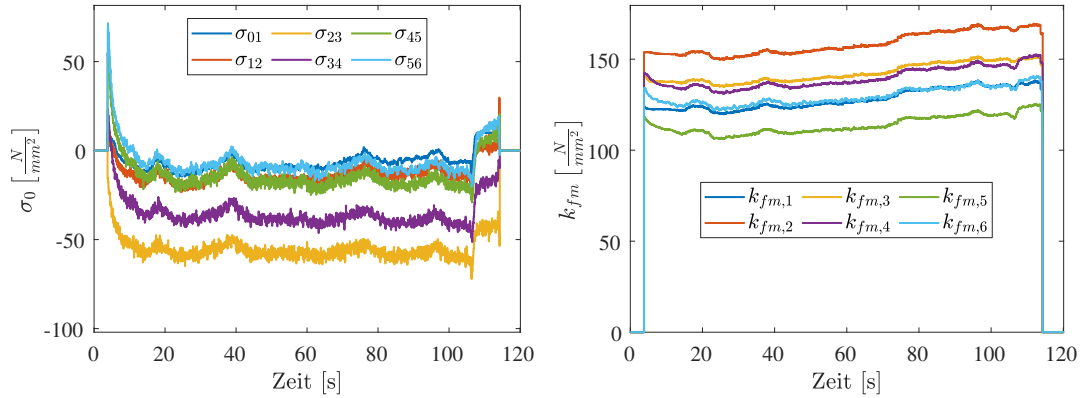


Abbildung 5.13: Schätzung der Längsspannungen σ und der mittleren Fließspannung k_{fm} . Links: Längsspannungen σ_{jk} der Walzgerüste (j, k). Rechts: mittlere Fließspannung k_{fm} .

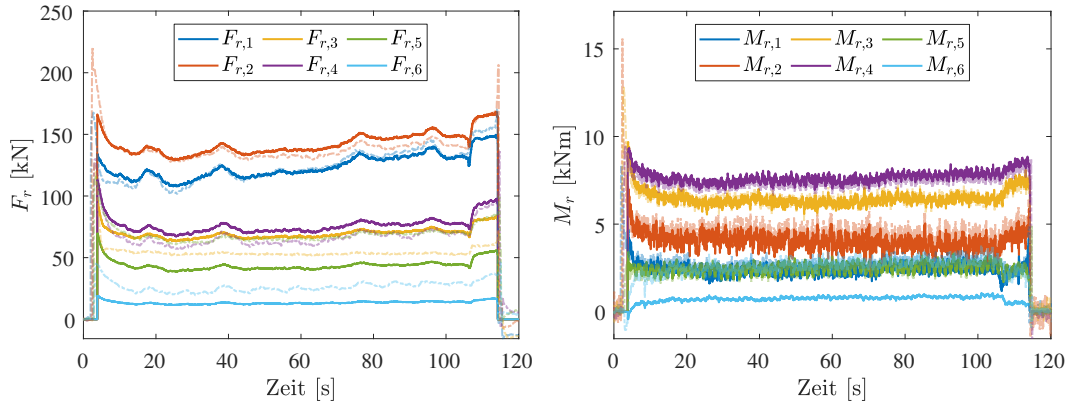


Abbildung 5.14: Vergleich der Schätzung zu den Messwerten. Links: Walzkraft F_r (geglätteter Messwert in Strich-Punkt, transparent). Rechts: Walzmoment M_r (geglätteter Messwert in Strich-Punkt, transparent).

Ähnlich wie bei den Auswertungen der statischen Schätzung ist auch hier der Einfluss von der Verkopplung mit dem vorausgehenden Gerüst sichtbar. Ab $t = 110$ s, wenn die

Verkopplung aufgehoben wird, stellt sich ein neuer Arbeitspunkt ein, der auch in den Längsspannungen sichtbar wird.

Im Startverhalten des MHE wird deutlich, dass die Längsspannungen zuerst einen hohen Längsdruck ergeben, bis dass sie sich innerhalb von 5 s – 10 s in den Bereich des stationären Zustands eingeschwungen haben. Das wird maßgeblich durch das transiente Verhalten beim Stabeintritt hervorgerufen. Dort ist ebenfalls bei den Walzkräften und Walzmomenten ein deutlicher Spitzenwert erkennbar, der in dem gleichen Zeitbereich abklingt hin zu den stationären Werten.

Tabelle 5.10: Mittlere relative und MAE-Fehler eines Szenarios für alle Walzgerüste 1-6.

Walzgerüst	$\bar{\epsilon}_{rel,F}$	$\bar{\epsilon}_{MAE,F}$ [kN]	$\bar{\epsilon}_{rel,M}$	$\bar{\epsilon}_{MAE,M}$ [Nm]
1	-0,009	3,69	-0,130	373,9
2	0,021	5,29	-0,093	425,2
3	0,277	15,99	-0,009	150,5
4	0,120	9,27	0,030	297,5
5	-0,366	25,15	0,034	111,8
6	-0,495	13,17	-0,718	1874,9

Tabelle 5.10 zeigt die relativen Fehler für jedes Walzgerüst sowie auch den MAE-Fehler. Auffällig dabei ist, dass die relativen Fehler in den letzten beiden Walzgerüsten mit –50 % bzw. –72 % deutlich über dem Durchschnitt der vorigen Gerüste liegen.

Die relativen Fehler der Walzkräfte liegen über denen der Walzmomente. Das kann zum einen durch die Wahl der Gewichtungen des Messwerts beeinflusst werden, zeigt aber auch den Zielkonflikt im Optimierungsproblem, sodass nicht alle Größen unabhängig zueinander optimiert werden können. Da die Walzmomente eine deutlich höhere Sensitivität bzgl. der Längsspannungen haben, wird der Fokus auf diese Größe gelegt.

Die Auswertung aller 92 Szenarien gibt einen Überblick zu dem Gesamtverhalten und der Genauigkeit der geschätzten Werte zu den Messwerten. Bei diesem Test wird ein gleichbleibender Arbeitspunkt zur Parametrierung des MHE verwendet. Daran kann ein Einblick zur Robustheit gewonnen werden, wenn die Parameter des MHE nicht mit denen des bearbeiteten Szenarios übereinstimmen. Bei den Tests werden die Eingangsgrößen aus Tabelle 5.11 verwendet, alle weiteren Parameter bleiben konstant auf den Werten des ausgewählten Arbeitspunkts.

Tabelle 5.11: Übersicht der Eingangsgrößen \underline{u} . Legende für Herkunft: direkt messbar (m); approximiert (a); unbekannt (u).

Bezeichnung	Formelzeichen	Dimension	Herkunft
Motorgeschwindigkeit	v_{ref}	6	m
Eingangsgeschwindigkeit	v_0	1	a
Eingangsfläche	A_0	1	a
Eingangstemperatur	T_0	1	m
Ausgangslängsspannung	$\sigma_{1,6}$	1	u
Umformgrad	φ	6	a

In Abbildung 5.15 wird der relative Fehler und die Verteilung des Fehlers mittels Quantilen des Walzmoments für alle ausgewählten Szenarien dargestellt. Abbildung 5.16 zeigt die Fehler für die Walzkraft.

Vergleicht man die Fehler über den Verlauf der unterschiedlichen Szenarien, so lassen sich auch hier die Bereiche mit gleichen Werkstoffen und ähnlichem Fehlerverhalten feststellen.

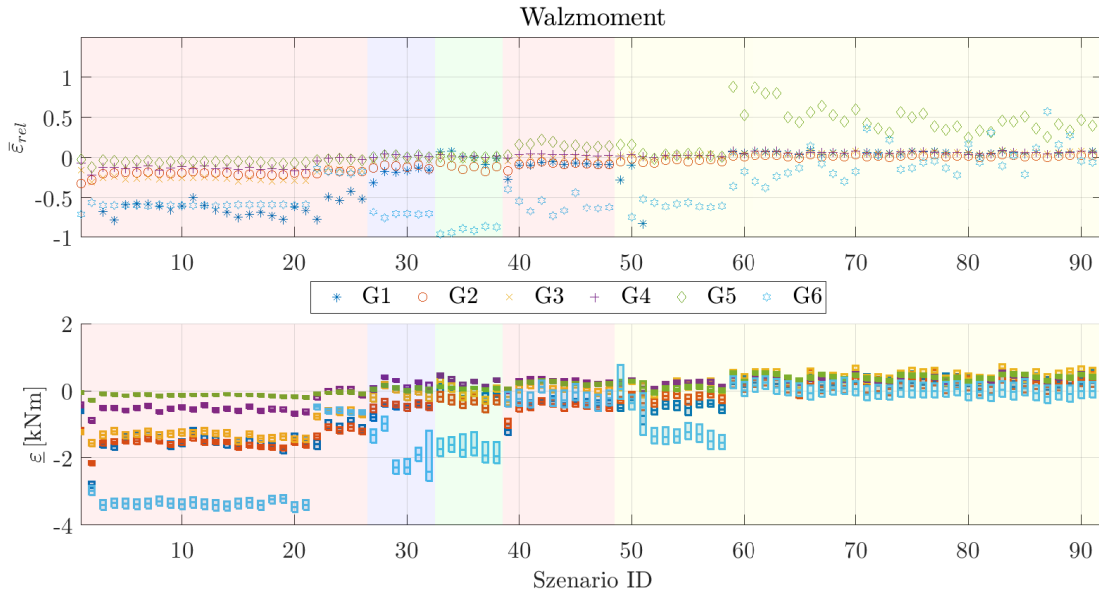


Abbildung 5.15: Auswertung der Fehlermetrik aller 92 Szenarien des geschätzten zu dem gemessenen Walzmoment. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$.

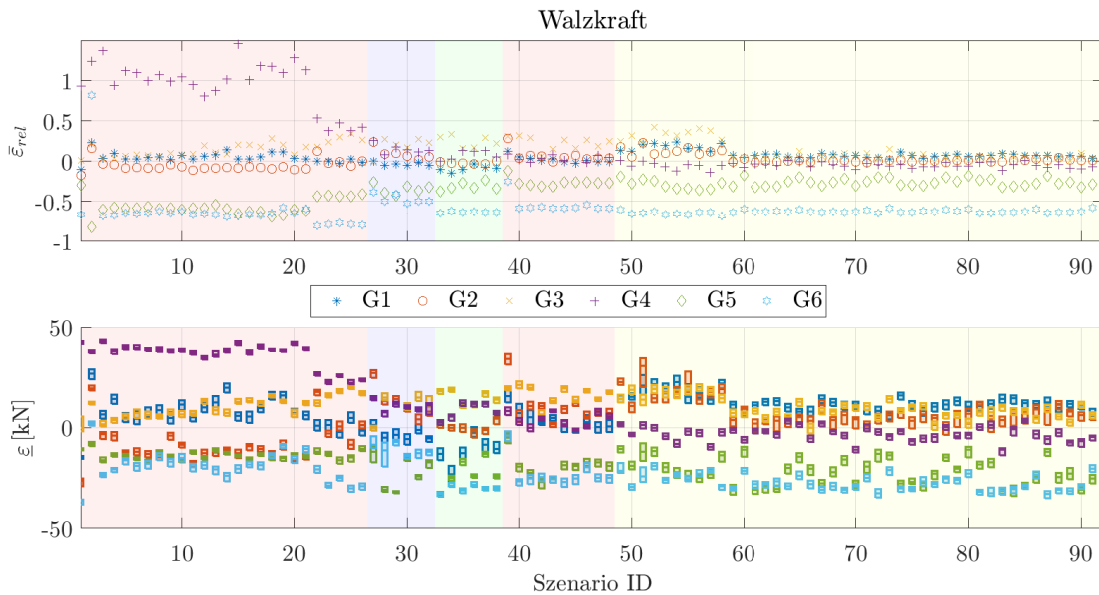


Abbildung 5.16: Auswertung der Fehlermetrik aller 92 Szenarien der geschätzten zu der gemessenen Walzkraft. Oben: Relativer Fehler $\bar{\varepsilon}_{rel}$. Unten: Median und 0,25-/0,75-Quantile des Fehlers $\underline{\varepsilon}$.

Tabelle 5.12 zeigt die Werkstoffe und ihre zugehörigen Szenarien. Hierbei fallen die hohen Abweichungen des Walzmoments für den MAE-Fehler in der Gruppe 1 auf. Die weitere Auswertung erfolgt im direkten Vergleich zu den Ergebnissen des statischen Verfahrens. Der Vergleich zwischen den MHE-Ergebnissen zu den statisch ermittelten Werten ist in Abbildung 5.17 und 5.18 dargestellt. Es werden in den Diagrammen der Median und das 0,25- bzw. 0,75-Quantil in den Kästen dargestellt. Die gestrichelten Linien geben den Bereich an, in dem 99,3% der Daten liegen, wenn es sich um normalverteilte Daten handelt.

Bei der Walzkraft liegen die Schätzungen des MHE um bis zu dem doppelten über

Tabelle 5.12: Klassifizierung der Szenarien und gemittelte Fehler aller Walzgerüste für die Walzkraft ($\bar{\varepsilon}_{MAE,F}$, $\bar{\varepsilon}_{rel,F}$) und das Walzmoment ($\bar{\varepsilon}_{MAE,M}$, $\bar{\varepsilon}_{rel,M}$).

Gruppe	Farbe	Werkstoff	ID	$\bar{\varepsilon}_{rel,F}$	$\bar{\varepsilon}_{MAE,F}$ [kN]	$\bar{\varepsilon}_{rel,M}$	$\bar{\varepsilon}_{MAE,M}$ [kNm]
1	rot	100Cr6	[1 – 26]	0,417	17,409	0,295	1,277
2	blau	X15Cr	[27 – 32]	0,214	12,596	0,178	0,556
3	grün	X12Cr	[33 – 38]	0,230	16,605	0,187	0,492
4	rot	100Cr6	[39 – 48]	0,195	14,112	0,159	0,358
5	gelb	16MnCr5	[49 – 92]	0,200	15,190	0,258	0,418

den Werten des statischen Ansatzes. Die große Streuung der Werte im Walzgerüst H20 lässt darauf schließen, dass neben der gewählten Modellstruktur noch andere Einflüsse maßgeblich das Ergebnis verschlechtern haben und somit die Schätzung nur bedingt vertrauenswürdig ist.

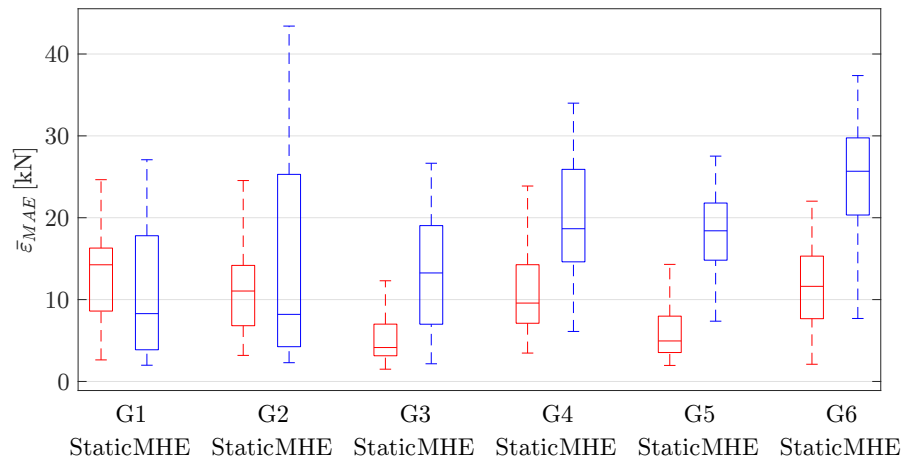


Abbildung 5.17: Vergleich des MAE-Fehlers der Walzkraft zwischen statischer Schätzung und MHE über alle 92 Szenarien.

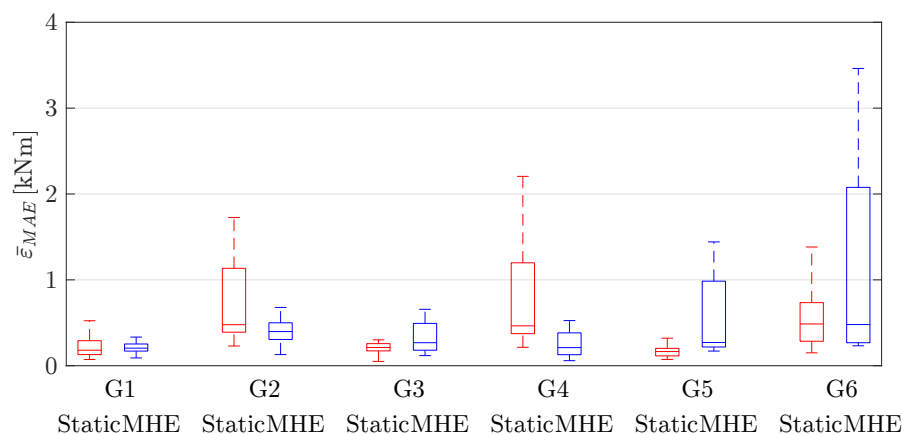


Abbildung 5.18: Vergleich des MAE-Fehlers des Walzmoments zwischen statischer Schätzung und MHE über alle 92 Szenarien zusammengefasst pro Walzgerüst.

Bei dem Vergleich des Walzmoments (s. Abb. 5.18) ist auffällig, dass die Abweichungen für den MHE-Ansatz in den ersten vier Walzgerüsten teilweise sogar geringer als die der statischen Schätzung sind, allerdings können im Walzgerüst H60 die Werte nur mit sehr großen Fehlertermen approximiert werden. Beim statischen Ansatz sind Abweichungen

in den geradzahligen Walzgerüsten sichtbar, was auf einen systematischen Fehler in der Modellbeschreibung rückschließen lässt.

Auswertung der Zustandsgrößen

Neben dem Vergleich zu den gemessenen Werten liefert der MHE-Ansatz einen kompletten Zustandsvektor, wodurch ebenfalls die dynamischen Größen für weitere Berechnungen vorliegen.

Für den Materialfluss werden die Abschätzungen und das Fehlermaß in Abhängigkeit der verwendeten Messwerte getroffen. Für die Materialgeschwindigkeiten liegen keine expliziten Messungen vor, sondern nur die linearen Geschwindigkeiten der jeweils vorhergehenden Antriebe. Dadurch ist die Minimalgeschwindigkeit gleich den Antriebsgeschwindigkeiten, die obere Grenze entspricht maximal der linearen Antriebsgeschwindigkeit des nächsten Walzgerüsts. Bei der Querschnittfläche im Einlauf kann der relativen Änderung ein hohes Vertrauen gegeben werden, allerdings ist der Absolutwert fehlerbehaftet, da durch eine Sensorkalibrierung dieser Wert einen beliebigen Offset erhalten kann. Dieser Offset ist zeitlich konstant, führt aber zu Unsicherheiten im absoluten Messwert. Bei der Austrittsfläche wird ausgehend von dem Messprinzip eine hohe Verlässlichkeit in Bezug auf den absoluten Wert, wie auch die relativen Änderungen gesetzt. Dadurch wird in dem Optimierungsproblem hauptsächlich ein Fehler in der Eingangsfläche A_0 erlaubt und in den Ausgangsgeschwindigkeiten $v_{1,i}$.

In Abbildung 5.19 (links) sind die gemessenen Werte und die geschätzten Werte dieser Zustandsgrößen dargestellt, wobei vor allem die Unsicherheit in der Eingangsfläche deutlich wird.

Zusätzlich sind die geschätzten Umformgrade im Vergleich dargestellt (s. Abb. 5.19 rechts). Dabei werden zum einen die Abweichungen des aktuellen Szenarios von der Parametrierung deutlich. Außerdem werden in diesen Größen alle walzspezifischen Änderungen eingeschlossen, wie bspw. Breitungseinflüsse oder längsspannungsbedingte Formänderungen.

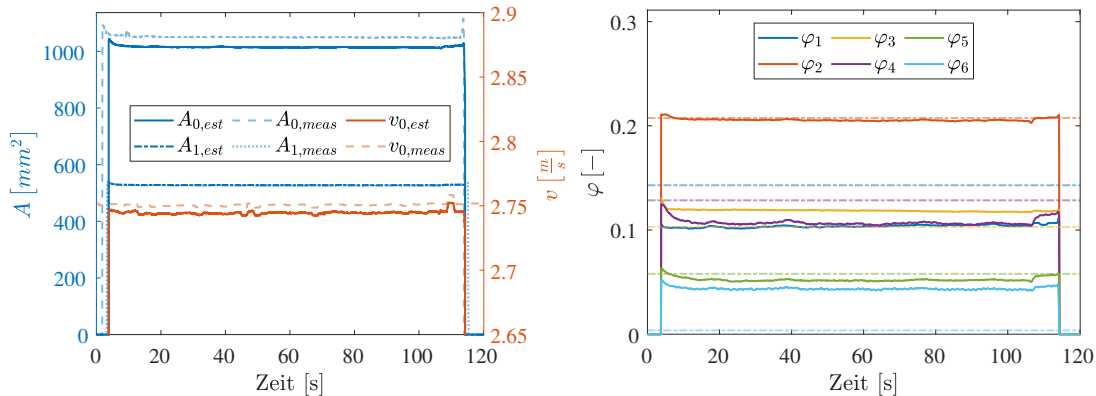


Abbildung 5.19: Links: Vergleich der geschätzten Eingangs-/Ausgangsgrößen (*est*) mit den gemessenen Größen (*meas*). Rechts: Vergleich des mittleren Umformgrads φ_i des Szenarios 30 mit dem nominellen Wert der MHE-Parametrierung aus Szenario 54 (Strich-Punkt, transparent).

Unsicherheiten und Rauschen

In der OCP-Formulierung des MHE werden additive Rauschterme \underline{d} mit einbezogen. Es wird eine Prozessstörung implementiert:

$$\underline{x}(k+1) = \underline{f}(\underline{x}(k), \underline{u}(k), \underline{p}) + \underline{d}(k) \quad (5.24)$$

Die Größen \underline{d} umfassen die Störungen aller Zustandsgrößen und können über die Wahl der Gewichtungen im Gütekriterium beeinflusst werden. Mit der Auswertung von \underline{d} kann

das Maß der Unsicherheit klassifiziert werden. Tabelle 5.13 stellt die mittleren absoluten Fehler und auch das Unsicherheitsmaß für die jeweiligen Walzgerüste dar. In der jeweils letzten Spalte wird der bezogene Fehler $\bar{\varepsilon}_d$ aufgeführt:

$$\bar{\varepsilon}_{d,\{F,M\}} = \frac{|\bar{d}_{\{F,M\}}|}{\bar{\varepsilon}_{MAE,\{F,M\}}} \quad (5.25)$$

Der bezogene Fehler liegt für die Walzkraft, wie auch für das Walzmoment, jeweils in einer gleichen Größenordnung von $\sim 19\%$ bzw. $\sim 27\%$. Dadurch, dass das Fehlermaß in Abhängigkeit zu dem Störeinflüssen steht, können die Störeinflüsse ebenfalls zur Einordnung der Unsicherheit der Schätzung verwendet werden.

Tabelle 5.13: Klassifizierung des Szenarios 30: MAE-Fehler und mittlerer Betrag der additiven Störung sowie bezogener Fehler aller Walzgerüste für die Walzkraft ($\bar{\varepsilon}_{MAE,F}$, $\bar{d}_{MAE,F}$, $\bar{\varepsilon}_{d,F}$) und das Walzmoment ($\bar{\varepsilon}_{MAE,M}$, $\bar{d}_{MAE,M}$, $\bar{\varepsilon}_{d,M}$).

Walzgerüst	$\bar{\varepsilon}_{MAE,F}$ [kN]	$\bar{d}_{MAE,F}$ [kN]	$\bar{\varepsilon}_{d,F}$	$\bar{\varepsilon}_{MAE,M}$ [Nm]	$\bar{d}_{MAE,M}$ [Nm]	$\bar{\varepsilon}_{d,M}$
1	3,75	0,64	0,171	339,5	97,6	0,287
2	5,30	0,89	0,167	441,1	124,5	0,282
3	16,15	3,14	0,194	151,2	34,1	0,226
4	9,29	1,75	0,188	303,5	79,9	0,263
5	25,45	4,99	0,196	116,2	31,5	0,271
6	13,38	2,64	0,197	1912,6	572,8	0,299

Der geschätzte Zustandsvektor ist bereits inkl. dem Einfluss von der Unsicherheit berechnet worden (s. Gl. (5.24)). Soll eine weitere Kompensation des Fehlers zu den Messwerten erfolgen, so kann der Einfluss über einen Gewichtungsfaktor $\beta \in \mathbb{R}$ vorgenommen werden:

$$\underline{x}_{est,komp.} = \underline{x} + \beta \cdot \underline{d} \quad (5.26)$$

Daraus kann ein Optimierungsproblem formuliert werden, um die bestmögliche Approximation der Messwerte $\hat{\underline{y}}$ mit den gemessenen Ausgangsgrößen $\underline{h}(\cdot)$ unter Einfluss der Störterme zu erreichen:

$$\arg \min_{\beta} \left[\underline{h}(\underline{x} + \beta \underline{d}) - \hat{\underline{y}} \right] \quad (5.27)$$

Diese Kompensation versucht allerdings nur das Fehlermaß zu den Messwerten basierend auf den gefundenen Fehlerverteilungen zu reduzieren. Die Randbedingungen des MHE-Ansatzes und der Modellkenntnis werden hierbei außer Acht gelassen.

Ausblick zu Störgrößen

Die Auswertung der additiven Störgrößen bietet weiteres Potential, um die Genauigkeit des mathematischen Modells zu erhöhen. Somit können beispielsweise die geschätzten Zustände aus dem mathematischen Modell sowie die Störterme verwendet werden, um mit datenbasierter Analyse Regelmäßigkeiten zu finden. Über das jeweilige Eingangs-Ausgangs-Verhalten können somit die analytischen Zusammenhänge des Walzmodells weiter verfeinert werden. Dabei verlagert sich die Modellstruktur von einer physikalisch basierten Entwicklung hin zu einer datenbasierten Modellstruktur. Voraussetzung für ein solches Vorhaben, ist eine ausreichend große Menge an Vergleichsdaten, die eine entsprechend hohe Änderung innerhalb der Arbeitspunkte beinhaltet, damit die extrahierten Modelle einen möglichst großen Gültigkeitsbereich haben. Ein solcher

Ansatz bietet sich an, wenn das System über mehrere Monate/Jahre in einem Betrieb verwendet wird und die Daten für Auswertungen zur Verfügung stehen.

5.2.4 Parameterschätzung

Im MHE sind die unsicheren Parameter des Modells als Eingangsgrößen \underline{u} formuliert und mit Fehlertermen beaufschlagt (vgl. Gütekriterium in (5.16)). Dadurch sind die Parameter Teil der Optimierungsvariablen $\underline{\omega}$. Die Lösung des OCP im MHE liefert damit neben der optimalen Zustandstrajektorie auch eine Parameterschätzung.

Mit der gewählten Optimierungsstruktur kann zum einen der absolute Offset zwischen den initialen Parametern \underline{u}_0 und den optimierten Parametern \underline{u}^* bestraft werden, zusätzlich kann aber auch die Änderungsrate innerhalb des Beobachtungshorizonts N_{MHE} gewichtet werden. Dadurch ergibt sich eine Parametertrajektorie $\underline{u}^*(k - N \dots k)$, deren letzter Wert dem aktuellen Parameter $\underline{u}^*(k)$ entspricht. In Abbildung 5.20 wird exemplarisch der Verlauf des geschätzten Umformgrads für das Szenario 31 gezeigt, dessen geschätzte Zustände bereits in Abbildungen 5.13 und 5.14 gezeigt wurden. Hierbei ist auffällig, dass vor allem für φ_6 eine deutliche Abweichung vom Initialwert vorliegt. Solche Abweichungen können Indizien sein, dass entweder Gewichtungen angepasst werden müssen oder die verwendeten Modelle für den Anlagenzustand kontrolliert werden müssen.

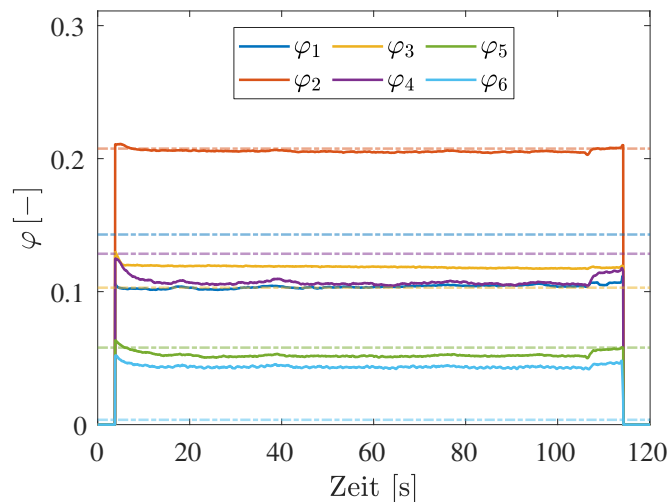


Abbildung 5.20: Vergleich der Parameterschätzung des Umformgrads $\varphi_{1\dots 6}$ mit den Initialwerten (Strich-Punkt, transparent).

Spricht man von Parametern, so kann man bei einer MHE-Implementation drei Formen unterscheiden:

- Parameter, die konstant über Horizont sind und langsame Trends abbilden.
- Parameter, die variabel innerhalb des Horizonts sind, aber mit unbekannter Dynamik.
- Parameter, deren Änderungsrate (über Hilfsgrößen) bekannt ist.

In der MHE-Implementierung können alle drei Fälle abgebildet werden. Beim Fall a) kann der Parameter als zeitkonstanter Zustand d im Zustandsvektor \underline{x} erweitert werden (s. Kapitel 2.3.3.2 für einen Störbeobachter):

$$d(k+1) = d(k) \quad (5.28)$$

Die Änderungsrate kann über die Anfangsgewichtung (*Arrival cost*) des MHE bestimmt werden. Eine niedrigere Gewichtung führt zu einem sich schneller ändernden Parameterverlauf. Bei dieser Variante kann statt einer neuen Zustandsgröße auch eine Erweiterung der Eingangsgröße erfolgen.

Im Fall b) wird ebenfalls eine Zustandserweiterung vorgenommen, allerdings besteht über die Rauschterme $d_n(k)$ die Möglichkeit, eine integrale Änderung des Parameters innerhalb des Zeithorizonts zu erreichen:

$$d(k+1) = d(k) + d_n(k) \quad (5.29)$$

Die Anpassung über die Anfangsgewichtung für langsame Trends besteht ebenfalls.

Bei dem Fall c) können zusätzliche externe Änderungen eingebracht werden. Dies kann hilfreich sein, wenn Änderungen in Sekundärgrößen einen Einfluss auf den Parameter haben, die genaue Auswirkung der Änderung aber nicht bekannt ist. Dafür wird die Änderung der externen Störung Δd_{ext} hinzugefügt:

$$d(k+1) = d(k) + d_n(k) + \Delta d_{ext}(k) \quad (5.30)$$

Bei der Implementierung führen die Fälle b) und c) zu einer Vergrößerung der Entscheidungsvariable um $(N_{MHE} \cdot N_{param})$, während im Fall a) nur ein Wert pro Parameter erweitert werden muss ($1 \cdot N_{param}$).

Zusammenfassend ist zu sagen, dass die Parameterschätzung bei einer MHE-Implementierung bereits im Optimierungsproblem abgedeckt wird. Parameter können entweder über (teils unbekannte) Eingangswerte oder über eine Zustandserweiterung eingebracht werden. Bekanntes Wissen in Form von absoluten Werten oder Änderungen kann durch die Initialisierung bzw. externen Eingängen in der Parameterschätzung verwendet werden.

5.3 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurden zwei optimalitätsbasierte Schätzverfahren betrachtet. Zum einen eine statische Schätzung nur für die Längsspannungen und zum anderen eine Zustands- und Parameterschätzung mittels MHE. Die resultierenden Fehler der statischen Schätzung der Längsspannungen waren geringer im Vergleich zum MHE. Allerdings stellen sich bei der statischen Schätzung vor allem Probleme in der Plausibilität heraus, da die vorhergehenden Zustände und deren Entwicklung nicht explizit betrachtet werden.

Beim MHE sind die Abweichungen zu den Messwerten größer, allerdings wird ein gesamter Zustandsvektor bestimmt, der auch das dynamische Verhalten des Systems beachtet. Dadurch werden v.a. dynamische Einflüsse und Prozessänderungen berücksichtigt. Mit dem vollständigen Zustandsvektor ist die Grundlage für zustandsbasierte Regelungen gelegt. Der MHE liefert damit eine Lösung des Schätzproblems, bei dem Prozessunsicherheiten durch die Gewichtungen beachtet werden und auch Begrenzungen auf physikalisch sinnvolle Werte eingehalten werden.

Der MHE wurde am reduzierten Simulationsmodell sowie auch an realen Messdaten erfolgreich eingesetzt und hat damit Einblick in die nicht messbaren Parameter und Zustände geliefert.

Kapitel 6

Materialflussregelung

Der Walzprozess in einem Fertigwalzblock ist durch eine starke Kopplung der Walzgerüste untereinander geprägt. Dadurch ist eine Abstimmung der einzelnen Walzgerüste mit den entsprechenden Drehzahlen notwendig. Die Materialflussregelung wird in diesem Kapitel anhand einer modellbasierten Vorgehensweise beschrieben. Dazu wird die Parametrierung des MPC sowie das Zusammenspiel mit der Zustandsschätzung über MHE dargestellt. Zum Vergleich wird eine LQI-Struktur verwendet, um die Vorteile des MPC-Ansatzes darzustellen.

6.1 Anforderung und Struktur

Für die Materialflussregelung wird ein Eingriff in den Prozess über die Drehzahlen der Einzelantriebe realisiert. Es wird vorausgesetzt, dass die unterlagerten Geschwindigkeitsregelkreise bereits eingestellt sind. Der Materialfluss wird neben der Geschwindigkeit auch über die Querschnittsfläche definiert. Die Regelung des Walzspalts wird als ein externer Eingriff betrachtet, der für den Regler bekannt ist, aber keine Regelgröße darstellt. Der betrachtete Regelkreis ist in Abbildung 6.1 dargestellt. Der Fertigwalzblock wird mit einer zentralen Reglerstruktur geregelt, bei der die Sollwerte für alle Einzelgerüste berechnet werden.

Es wird eine Referenzgröße \underline{w}_{ref} für alle N Walzgerüste vorgegeben und sie besteht aus den gewünschten Längsspannungen $\sigma_{ref,i-1,i}$ zwischen den jeweiligen Gerüsten:

$$\underline{w}_{ref} = [\sigma_{ref,0,1}, \sigma_{ref,1,2}, \sigma_{ref,2,3}, \sigma_{ref,3,4}, \sigma_{ref,4,5}, \sigma_{ref,5,6}]^T \quad (6.1)$$

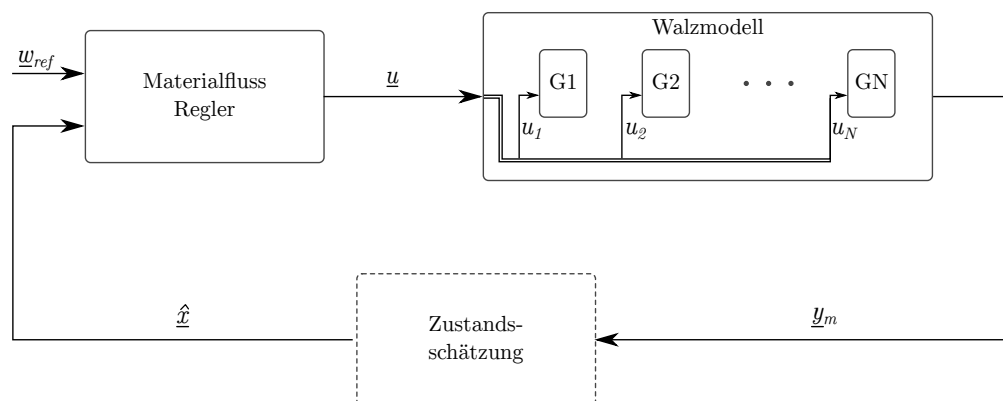


Abbildung 6.1: Blockschaltbild des verwendeten Materialflussreglers. Die Stellgröße \underline{u} ist der Referenzwert für die jeweiligen Einzelgerüste ($G1 \dots GN$).

Für die Stellgrößen \underline{u} gilt:

$$\underline{u} = [v_{ref,1}, v_{ref,2}, v_{ref,3}, v_{ref,4}, v_{ref,5}, v_{ref,6}]^T \quad (6.2)$$

Regelungsziel

Das Ziel der Regelung besteht aus zwei Anteilen: zum einen soll die Prozessstabilität sichergestellt werden. Das bedeutet, dass ein konstanter Materialfluss zwischen den Einzelgerüsten, aber auch mit den vorausgehenden und nachfolgenden Anlagenteilen sichergestellt werden muss. Zum anderen soll eine gewünschte Längsspannung zwischen den Gerüsten eingestellt werden, um somit umformtechnische Anforderungen im Prozess realisieren zu können.

Die Prozessstabilität hat höchste Priorität und muss vor allem potentielle Fehlerfälle erkennen und möglichst ausregeln. Was dabei vermieden werden muss, sind zu hohe Längszüge, durch die das Material zerreißen kann, aber auch die Bildung von Cobbles – dem Ausbrechen des Walzguts aus der Walzstraße. Daraus folgt, dass die Längsspannungen in einem zulässigen Bereich mit unterer und oberer Grenze gehalten werden müssen, wobei der maximale Längsdruck $\sigma_{max} > 0$ prozessbedingt vermieden werden sollte. Aus Prozesssicht werden bei den Längsspannungen Werte in der Größenordnung $|\frac{\sigma_0}{k_{fm}}| < 10 - 20\%$ als Grenzen im Bereich des Profilwalzens angenommen.

Der Walzprozess ist davon geprägt, dass hoch nichtlineare Prozessbedingungen vorherrschen, wodurch eine mathematische Modellierung immer Abweichungen aufweisen wird. Daraus folgt, dass der zu entwickelnde Regler bei Variationen in den Materialeigenschaften, Unsicherheiten in der Modellierung sowie auch unbekanntem Störgrößen einen sicheren Anlagenbetrieb gewährleisten muss.

Randbedingungen aus dem realen Prozess

Die Evaluierungen werden mit der Parametrierung aus der realen Anlage durchgeführt. Dabei gibt es einige Besonderheiten bzgl. der betrachteten Zustände und Parameter. So sind die Eingangsgrößen der Materialgeschwindigkeit und der Materialquerschnittsfläche messtechnisch nicht direkt verfügbar. Es gibt Näherungswerte aus dem vorhergehenden Walzgerüst, wobei es sich aber um nominale Werte handelt, die nicht den tatsächlichen entsprechen müssen.

Der Walzprozess ist ein hoch nichtlinearer Prozess bzgl. der Walztemperatur, der Materialeigenschaften und des Umformprozesses. Eine Abweichung der Temperatur führt zu einem verändernden Umformvorgang, der Auswirkungen auf die Geometrie aber auch auf die Austrittsgeschwindigkeit hat.

Des Weiteren kann die Materialgeometrie in der Umformzone während des Walzvorgangs durch die Anstellung der Walzscheiben geändert werden. Dadurch verringert/vergrößert sich der Walzspalt und damit ändert sich auch der Materialfluss. Die Änderung der Walzscheiben-Position ist messbar, die Auswirkung auf den Umformvorgang liegt im Prozess allerdings bisher nicht als Messwert vor.

Bei der Stellgröße werden Motordrehzahlen als Sollwerte vorgegeben. Es liegt ein unterlagerter Geschwindigkeitsregelkreis für jeden Antriebsmotor vor. Der Regelkreis hat eine eigene Dynamik, wobei das maßgebliche Auslegungskriterium die Störunterdrückung ist. Die Sollwertfolge wird bisher mit einer vergleichsweise reduzierten Dynamik durchgeführt. Dadurch ergibt sich eine Begrenzung in der Änderungsrate des Materialflussreglers.

Verwendete Reglermodelle

Für die modellbasierte Reglerentwicklung wird das reduzierte Modell aus Kapitel 4.5 verwendet. Dabei lautet die allgemeine nichtlineare Struktur der zeitkontinuierlichen

Modelle mit dem Zustandsvektor \underline{x} und den Stellgrößen \underline{u} , sowie weiteren zeitkonstanten Parametern \underline{p} :

$$\dot{\underline{x}} = \underline{f}(\underline{x}, \underline{u}, \underline{p}) \quad (6.3a)$$

$$\underline{y} = \underline{h}(\underline{x}) \quad (6.3b)$$

Der dort verwendete Zustandsvektor \underline{x} enthält folgende Größen für das Walzgerüst i :

$$\underline{x}_i = [A_{1,i}, A_{1Delay,i}, A_{1AuxDelay,i}, v_{1,i}, \sigma_{0,i}, F_{r,i}, M_{r,i}, k_{fm,i}]^T \quad (6.4)$$

Für die Regelung und Prädiktion des Materialflusses sind die Zustände $F_{r,i}, M_{r,i}, k_{fm,i}$ nicht relevant. Sie geben zwar Einblick in das Prozessverhalten und den jeweiligen Arbeitspunkt, bringen aber keine Änderungen in der Massenbilanz. Die mittlere Fließspannung $k_{fm,i}$ wird im Walzmodell benötigt, sodass stattdessen der Parametervektor \underline{p} um diesen Wert erweitert wird.

$$\tilde{\underline{p}} = [\underline{p}^T, k_{fm,1 \dots N_{stands}}^T]^T \quad (6.5)$$

Entwicklungsübersicht

In den nachfolgenden Abschnitten werden unterschiedliche Reglerstrukturen an den Simulationsmodellen getestet. Dabei werden verschiedene Tests genutzt, um die Eigenschaften der Regler herauszustellen. In diesem Zusammenhang wird von dem *Simulator* gesprochen, wenn die umfangreichere Implementierung aus Kapitel 4.4 verwendet wird. Es handelt sich um das *reduzierte Modell*, wenn die Modellstruktur nach Gleichung (6.3) basierend auf Kapitel 4.5 verwendet wird.

6.2 MPC-Regelung am reduzierten Modell

Zur Materialflussregelung wird ein MPC-Ansatz vorgestellt. Dieser wird zuerst am reduzierten Modell evaluiert. Dabei dient der MHE als Zustandsschätzer. Ziel dieses Kapitels ist die Analyse des geschlossenen Regelkreises und das Verhalten der Kombination aus MHE und MPC und deren Abhängigkeiten aufzuzeigen.

6.2.1 Aufbau und Parametrierung

Die Ausgangsbasis für den Reglerentwurf liefert das reduzierte Modell aus Kapitel 4.5. Dieses wird für MHE und MPC verwendet, wie auch für das Streckenmodell. Die Modellstruktur ist in Abbildung 6.2 aufgeführt.

Die Parametrierung erfolgt zum einen mit nominalen Parametern. D.h. der approximierten Walzprozess ist in dem Prozessmodell sowie auch in dem Schätz-/Prädiktionsmodell identisch. Zum anderen werden die Parameter des Prozessmodells abgeändert, sodass die Variationen ausgewertet werden können und die Robustheit des Ansatzes bewertet werden kann.

Die Messwerte des Prozesses werden von dem Zustandsschätzer (MHE) verarbeitet, um daraus einen vollständigen Zustand zu rekonstruieren, der nachfolgend an den MPC weitergegeben wird. Innerhalb des MPC ist ein Störgrößenbeobachter implementiert, der als EKF ausgeführt wird, um eine Offset-freie Folgeregelung zu ermöglichen (s. Kap 2.3.3.2). Dieser erhält den geschätzten Zustand $\hat{\underline{x}}$ als Messgröße. Zusätzlich werden die Störgrößen \hat{d}_{σ_0} von dem EKF ermittelt und als Adaptionparameter an den MPC weitergeleitet (vgl. Abb. 6.2).

Bei den messbaren Störungen handelt es sich um die Eingangswerte des Materials (Querschnittsfläche A_0 , Geschwindigkeit v_0 und Temperatur T_{in}), sowie zusätzlich die Umformgrade φ_i der einzelnen Walzgerüste. Diese Störgrößen werden im entsprechenden Zustandsraummodell als weitere Eingangsgrößen definiert.

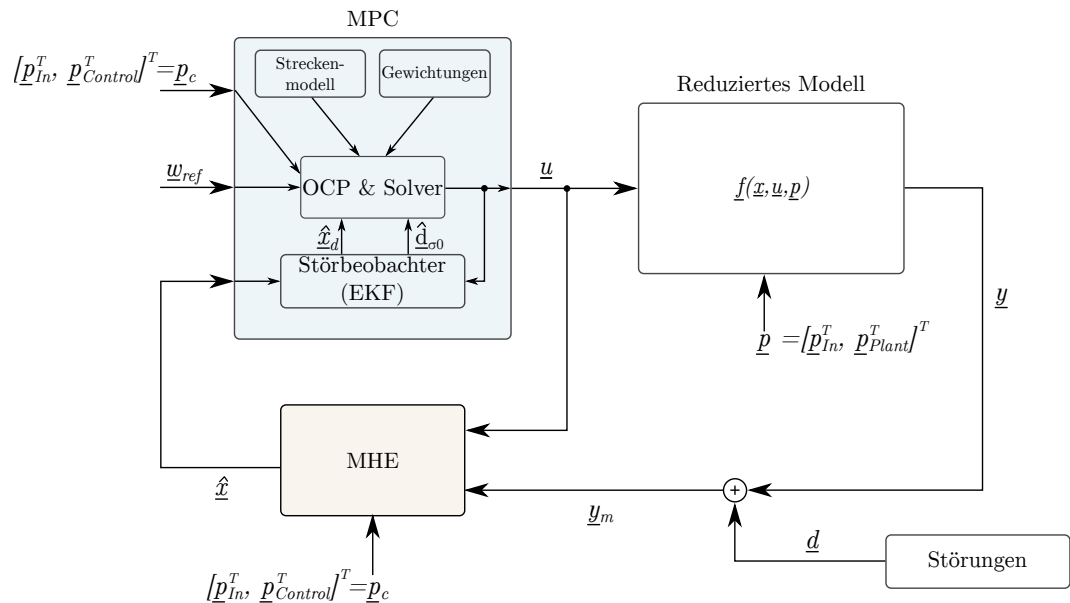


Abbildung 6.2: Blockschaltbild des geschlossenen Regelkreises mit MPC und MHE. Die Streckenparametrierung \underline{p} unterscheidet sich von der MHE/MPC-Parametrierung \underline{p}_c .

Beschränkungen

Ein Vorteil des MPC-Entwurfs liegt in der Berücksichtigung von Beschränkungen. Es können harte und weiche Beschränkungen eingeführt werden (s. Kap. 2.3.3). Harte Beschränkungen werden direkt in der Zustandsbeschränkung definiert, während weiche Beschränkungen als zusätzliche Ungleichheitsbedingungen mit einer Schlupfvariable im Gütekriterium berücksichtigt werden. Eine Übersicht aller genutzten Beschränkungen ist in Tabelle 6.1 zu sehen.

Hier in dieser Formulierung werden die Beschränkungen der Stellgrößen (Motorgeschwindigkeiten) mit harten Beschränkungen realisiert. Dabei werden die absoluten Werte, wie auch die maximale Änderungsrate beschränkt.

Für die Zustände werden weiche Beschränkungen verwendet. Eine Verletzung der Grenze wird toleriert, hat aber negative Auswirkungen auf die Gesamtgüte. Die Änderungsrate der Materialfläche wird dabei nicht eingeschränkt ($\pm\infty$).

Tabelle 6.1: Genutzte MPC-Begrenzungen mit jeweiliger Beschränkungsart hart(h), weich(w).

Bezeichnung	Formelzeichen	Einheit	Min	Max	Art
Motordrehzahl	$v_{ref,i}$	rpm	1	2000	h
Delta-Motordrehzahl	$\Delta v_{ref,i}$	rpm/s	-5	5	h
Materialfläche	$A_{1,i}$	mm^2	100	8000	w
Materialfläche (verzögert)	$A_{1Delay,i}$	mm^2	100	8000	w
Materialfläche (Änderungsrate)	$A_{1Aux,i}$	mm^2/s	$-\infty$	∞	w
Materialgeschwindigkeit	$v_{1,i}$	m/s	0,2	10	w
Längsspannung	$\sigma_{0,i}$	N/mm^2	-150	80	w

Gewichtungen und Skalierung

Im allgemeinen Gütekriterium nach (6.6) werden die Ausgänge des Systems $\underline{h}(\hat{\underline{x}})$ und Abweichungen der Stellgrößen $\Delta \underline{u}$ beachtet. Dadurch ist das Gütekriterium nicht direkt abhängig von den internen Zuständen des Systems, was vor allem von Vorteil ist, wenn diese nicht direkt gemessen werden können oder ein Referenzwert bekannt ist. Bei den Stellgrößen wird die Gewichtung der Änderung verwendet, um nicht den Absolutwert

zu gewichten, der vor allem bei Störungen im System nicht bekannt ist. Zur robusteren numerischen Gestaltung der Problemformulierung werden Schlupfvariablen \underline{s}_{x_i} , \underline{s}_{x_N} eingeführt, die für die weichen Beschränkungen verwendet werden (vgl. Kap. 2.5.2).

$$\begin{aligned}
 J(\hat{\underline{x}}, \underline{u}) &= [\underline{h}(\hat{\underline{x}}(N_p)) - \underline{w}_{ref}(N_p)]^T \underline{T}_y [\underline{h}(\hat{\underline{x}}(N_p)) - \underline{w}_{ref}(N_p)] \\
 &\quad + \underline{s}_{x_N}^T \underline{T}_{y,soft} \underline{s}_{x_N} \\
 &\quad + \sum_{i=0}^{N_p-1} [\underline{h}(\hat{\underline{x}}(i)) - \underline{w}_{ref}(i)]^T \underline{Q}_y [\underline{h}(\hat{\underline{x}}(i)) - \underline{w}_{ref}(i)] \\
 &\quad \quad + \underline{s}_{x_i}(i)^T \underline{Q}_{x,soft} \underline{s}_{x_i}(i) \\
 &\quad + \sum_{j=0}^{N_c-1} \Delta \underline{u}(j)^T \underline{R} \Delta \underline{u}(j)
 \end{aligned} \tag{6.6}$$

Die Gewichtung des Gütekriteriums erfolgt mit den in Tabelle 6.2 dargestellten Matrizen.

Tabelle 6.2: Gewichtungsmatrizen für MPC.

Bezeichnung	Formelzeichen
Zustände (messbar)	\underline{Q}_y
Änderungsrate Stellgröße	\underline{R}
Zustandsbeschränkung (weich)	$\underline{Q}_{x,soft}$
Endwert (Messgrößen)	\underline{T}_y
Endwertbeschränkung (weich)	$\underline{T}_{y,soft}$

Diese Gewichtungen werden experimentell ermittelt zu:

$$\underline{Q}_y = 10^3 \cdot \text{diag}([10, 1, 1, 1, 1, 1]) \tag{6.7a}$$

$$\underline{Q}_{x,soft} = 10^5 \cdot \text{diag}(\underline{1}_{30 \times 1}) \tag{6.7b}$$

$$\underline{R} = 300 \cdot \text{diag}(\underline{1}_{6 \times 1}) \tag{6.7c}$$

$$\underline{T}_y = 15 \cdot \text{diag}(\underline{1}_{6 \times 1}) \tag{6.7d}$$

$$\underline{T}_{y,soft} = 150 \cdot \text{diag}([3, 1, 1, 1, 1, 1]) \tag{6.7e}$$

Dabei ist zu beachten, dass die weichen Beschränkungen vergleichsweise stark bestraft werden, damit eine Verletzung der Zustandsgrenzen grundsätzlich vermieden wird. Bei dem Verhältnis der Gewichte im Prädiktionshorizont N_p zu dem Kontrollhorizont N_c spiegelt sich in der Wahl der Gewichte nicht nur die absolute Gewichtung wider, es zeigt sich auch der Faktor, dass der Kontrollhorizont kürzer ist und somit bei gleicher relativen Gewichtungen um den Faktor N_p/N_c stärker gewichtet werden muss, um den gleichen Einfluss im Gütekriterium zu erzielen.

Die Normalisierung der Zustände erfolgt über die Zustandsskalierung \underline{S}_x und die Stellgrößenskalierung \underline{S}_u , um das Problem numerisch robuster zu gestalten (vgl. Kap. 2.5.3). Dabei werden die Mittelwerte der zu erwartenden nominalen Größen als Faktoren verwendet.

$$\underline{S}_x = \text{diag}(800 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 800 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, \underline{1}_{6 \times 1}, 4 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}, 100 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}) \tag{6.8a}$$

$$\underline{S}_u = \text{diag}(0, 1 \cdot \underline{1}_{6 \times 1}) \tag{6.8b}$$

Parametrierung

Für die Auslegung des MPC-Reglers werden die Parameter aus Tabelle 6.3 verwendet, mit denen die anschließenden Simulationen durchgeführt werden.

Tabelle 6.3: MPC-Parametrierung.

Bezeichnung	Formelzeichen	Wert
Abtastzeit [s]	T_s	0,02
Prädiktionshorizont	N_p	30
Steuerhorizont	N_c	10

Bei der Abtastzeit ist zu beachten, dass vor allem das integrierende Verhalten der Längsspannung einen maßgeblichen Einfluss auf die Stabilität des Reglers hat. Eine zu hohe Abtastzeit führt zu numerischen Instabilitäten der Integration und damit auch zu fehlerhaften Prädiktionen. Die Gesamtdauer der Prädiktion von 600 ms wurde gewählt, um die Verkopplungseffekte zwischen angrenzenden Walzgerüsten zu sehen, aber andererseits die Prädiktionslänge möglichst gering zu halten. Die Durchlaufzeit eines Materialelements durch den Fertigwalzblock liegt bei den hier betrachteten Abmessungen und Geschwindigkeiten bei ca. 1 – 1,5 s.

Für die Sollwertfolge ohne stationäre Abweichungen wird der Ansatz über den Störbeobachter gewählt (s. Kap. 2.3.3). Dafür wird ein EKF eingesetzt, bei dem der Längsspannungsfehler zusätzlich als integrale Störung modelliert wird.

Die Gewichtungen für das Prozessrauschen \underline{Q}_{EKF} und das Messrauschen \underline{R}_{EKF} lauten:

$$\underline{Q}_{EKF} = \text{diag}(\underline{1}_{6 \times 1, \text{Area}}, \quad (6.9a)$$

$$\underline{1}_{6 \times 1, \text{AreaDelay}},$$

$$\underline{1}_{6 \times 1, \text{AreaDelayAux}},$$

$$0,01 \cdot \underline{1}_{6 \times 1, \text{Speed}},$$

$$\underline{1}_{6 \times 1, \text{Sigma0}})$$

$$\underline{R}_{EKF} = \text{diag}(10^4 \cdot \underline{1}_{6 \times 1, \text{Area}}, \quad (6.9b)$$

$$10^4 \cdot \underline{1}_{6 \times 1, \text{AreaDelay}},$$

$$10^4 \cdot \underline{1}_{6 \times 1, \text{AreaDelayAux}},$$

$$10^2 \cdot \underline{1}_{6 \times 1, \text{Speed}},$$

$$\underline{1}_{6 \times 1, \text{Sigma0}},$$

$$225 \cdot \underline{1}_{6 \times 1, \text{Sigma0Disturbance}})$$

6.2.2 Szenarien

Als Testgrundlage werden die 12 Szenarien aus Kapitel 5.2.1 verwendet. Dabei liegen unterschiedliche Werkstoffe und Anlagenparametrierungen vor. Zur Auswertung der Tests wird das Anlagenverhalten im nominalen Verhalten wie auch bei Störungen analysiert. Die freien Parameter werden in drei Gruppen eingeteilt (Tab. 6.4): Einlaufparameter, Walzspaltänderungen und Umformparameter. Die Werte der Gruppen *Einlaufparameter* und *Walzspaltänderungen* können als messbar deklariert werden. Bei den Umformparametern ist davon auszugehen, dass keine Messungen erfolgen können und werden deshalb als approximiert beibehalten. In der MHE-Parametrierung wird definiert, welche der Parametergruppen als messbar ausgewählt werden.

Analog zur Auswertung der MPC-Regler wird die MHE/MPC-Kombination auf folgende Testfälle untersucht:

- Gestörte Parametrierung von MHE/MPC im Vergleich zu Streckenmodell
- Eingangsstörungen (Materialfluss, Temperatur)

Tabelle 6.4: Zuordnung der MHE/MPC-Parameter in drei Parametergruppen.

Bezeichnung	Einlauf	Walzspalt	Umform
Eingangsgeschwindigkeit	✓	o	o
Eingangsfläche	✓	o	o
Eingangstemperatur	✓	o	o
Ausgangslängsspannung	o	o	o
Umformgrad	o	✓	o
äq. Eingangshöhe	o	o	✓
äq. Ausgangshöhe	o	o	✓
äq. Eingangsbreite	o	o	✓
gedrückte Fläche	o	o	✓
gedrückte Länge	o	o	✓
eff. Walzendurchmesser	o	o	✓

- Messfehler der rückgeführten Größen (Rauschen/Offset)
- Auswahl der gemessenen Parameter

Zur besseren Vergleichbarkeit werden die Regler- und Schätzparametrierung (Gewichtungen und Horizontlänge), soweit nicht explizit anders erwähnt, auf den gleichen Werten belassen. Es werden die Werte aus den Gleichungen (6.7) und (5.23) verwendet.

Gestörte Parametrierung von MHE/MPC im Vergleich zu Streckenmodell

Die Parameter des MHE und MPC $\underline{p}_{MHE,MPC}$ aus Tabelle 6.4 werden mit einer relativen Störung zu den initialen Parametern \underline{p}_0 geändert. Die Störung wird als mittelwertfreies, gleichverteiltes Rauschen \underline{d}_n mit einer maximalen Amplitude $a_{dist} = 0,5\%$ pro Parameterwert angepasst.

$$\underline{d}_n = \mathbb{U}(0, a_{disturb}) \quad (6.10a)$$

$$\underline{p}_{MHE,MPC} = (1 + \underline{d}_n) \circ \underline{p}_0 \quad (6.10b)$$

Bei Evaluationen und Testläufen ist auffallend, dass Parameter, die einen direkten Einfluss auf den Materialfluss haben (Walzenradius, Umformgrad) deutlich sensitiver sind, als die restlichen Walzparameter.

Eingangsstörungen (Materialfluss, Temperatur)

Bei den Eingangsstörungen erfolgen sprunghafte Änderungen in der Materialgeschwindigkeit, Materialeinlauffläche und der Einlaufftemperatur. Diese Änderungen haben Auswirkungen auf den Materialfluss innerhalb des Walzblocks, die von der Regelung ausgeglichen werden müssen.

Messfehler der rückgeführten Größen (Rauschen/Offset)

Die Walzkräfte, Walzmomente und die Ausgangsquerschnittfläche werden jeweils mit mittelwertfreiem, normalverteiltem Messrauschen beaufschlagt. Dazu dienen die iba-Daten als Anhaltspunkt für die Größenordnung der jeweiligen Standardabweichung (s. Tab. 6.5).

Auswahl der gemessenen Parameter

Um die Performance und Robustheit von MHE/MPC zu testen, können die gemessenen Parameter selektiert werden. Es ist zu erwarten, dass bei mehreren gemessenen Werten,

Tabelle 6.5: Normalverteiltes Messrauschen σ_{meas} auf den verwendeten Messgrößen.

Messgröße	Std.-Abw. σ_{meas}
Walzmoment	300 Nm
Walzkraft	1 kN
Ausgangsfläche	5 mm ²

die Qualität der Schätzung und Regelung zunimmt. Liegen nicht alle Werte als Messwerte vor, kann die Robustheit der Lösung beachtet werden und gibt Aufschluss darüber, wie MHE und MPC mit Unsicherheiten umgehen können.

Parametrierung des Reglers

Aus den oben genannten Tests werden die bekannten Parameter für den MHE abgeleitet. Alle gemessenen Zustände werden ebenfalls dem Regler zur Verfügung gestellt. Für die Test-Szenarien der nicht gemessenen Werte, wird die Schätzung mit den offline vorhandenen Werten ausgeführt.

Bei der MPC-Berechnung können entweder die *geschätzten* Eingangswerte oder die *konstanten* Eingangswerte verwendet werden.

Werden die konstanten Eingangswerte verwendet, so kann zwischen den Zuständen des MHE und den nominalen Werten ein Widerspruch entstehen (bspw. könnte die nominale Eingangsgeschwindigkeit über der geschätzten Ausgangsgeschwindigkeit des ersten Walzgerüsts liegen).

Werden die geschätzten Eingangsgrößen des MHE verwendet, so wird eine zusätzliche Dynamik in den Regelkreis eingebracht. Die Änderung der Eingangswerte (über den MHE) und die Anpassung der Stellgrößen (über den MPC) bedingen sich und es kann zu Instabilitäten führen.

Hier in diesen Versuchen wird der Ansatz über konstante Eingangswerte für den MPC verfolgt, um zusätzliche Stördynamiken prinzipbedingt zu vermeiden.

Parametrierung des Schätzers

Im MHE können die Unsicherheiten der verschiedenen Größen durch die Gewichtungen abgebildet werden. Grundlegend werden geringere Gewichte verwendet, wenn größere Unsicherheiten zu erwarten sind. Für die folgenden Auswertungen werden zwei Parametrierungen verwendet. Die jeweiligen geänderten Werte sind in Tabelle 6.6 dargestellt.

Tabelle 6.6: Änderungen in den Gewichtungen des MHE für Parametrierung-1 und -2 mit: Abweichung Eingangsgrößen \underline{R} und Änderung Eingangsgrößen \underline{R}_Δ für Eingangsgeschwindigkeit v_0 und -fläche A_0 .

Gewicht	Parametrierung-1	Parametrierung-2
R_{v_0}	5000	10
R_{A_0}	5	0,05
R_{Δ,v_0}	1	50000
R_{Δ,A_0}	1	5000

Parametrierung-1 stellt die nominalen Gewichte dar, wie sie ebenfalls in Gleichung (5.23) erklärt wurden. Die Parametrierung-2 wird mit einer geringeren Bestrafung für die Abweichungen der Eingangsgrößen durchgeführt. Dadurch können vor allem die unbekanntesten Störungen besser abgebildet werden. Der Nachteil von geringeren Gewichtungen ist, dass wenn die Werte dennoch bekannt sind, zusätzliche, prozesstechnisch unplausible Änderungen in den Schätzwerten vorkommen können. Die hohe Gewichtung der Abweichungen (R_Δ) bedeutet, dass über dem Beobachtungshorizont nur eine geringe

Änderung dieser Größen erwartet wird. Im Verhältnis zu den Absolutgewichtungen wird die Änderung durch die Arrival Cost abgedeckt.

6.2.3 Auswertung

Zur Auswertung wird die Simulationsdauer in drei Bereiche eingeteilt: die Startphase, in der MHE und MPC aktiviert werden ($t = [0; 4]s$), die Störungen in den Eingangsgrößen ($t = (4; 8]s$) und abschließend die Änderungen des Walzspalts (Umformgrad, $t = (8; 25]s$). Durch die zeitliche Abfolge können alle drei Bereiche in einem Simulationsverlauf ausgewertet werden. In der Tabelle 6.7 befinden sich die verschiedenen Test-Szenarien und die jeweiligen bekannten Größen.

Tabelle 6.7: Überblick der genutzten Test-Szenarien mit bekannten (\checkmark) oder unbekanntem (\circ) Werten.

Test-ID	Eingänge	Umformgrad	Parameter-Störung	MHE-Parametr.
1	\checkmark	\checkmark	\checkmark	1
2	\circ	\checkmark	\checkmark	2
3	\checkmark	\circ	\checkmark	2
4	\circ	\circ	\checkmark	2

Als Referenz dient Test-1, bei dem alle Messwerte vorliegen und die Walzparameter gestört sind (s. Abb. 6.3). Die Längsspannungen als Regelgröße und die Motorgeschwindigkeiten als Stellgröße bieten den wesentlichsten Einblick in das Prozessverhalten. Der MPC wird aktiviert, nachdem der MHE das erste gültige Ergebnis berechnet hat. Der Regler erhält als Sollwerte eine Längsspannungsreferenz, die über eine Rampe auf den endgültigen Wert w_{ref} adaptiert wird.

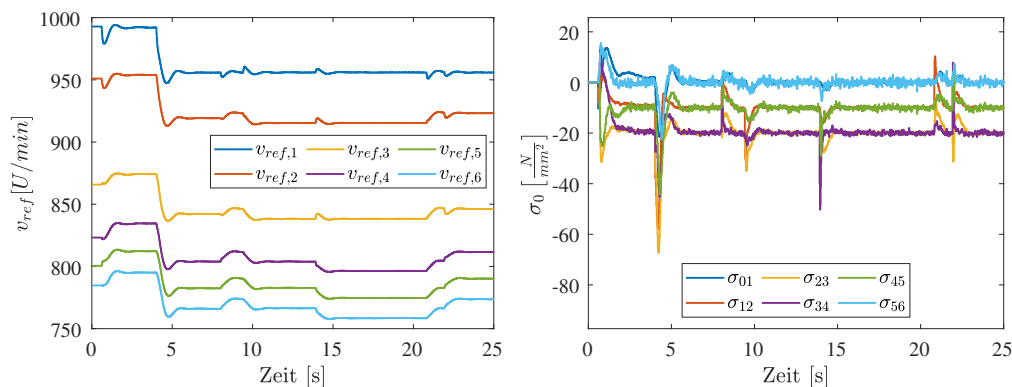


Abbildung 6.3: Simulation des geschlossenen Regelkreises (MHE/MPC) von Test-1 am reduzierten, nichtlinearen Streckenmodell. Links: Stellgrößen (Motorgeschwindigkeiten) v_{ref} des MPC-Reglers. Rechts: Regelgrößen (Längsspannungen) σ_0 des MHE.

In der Startphase nach dem Stabeintritt regelt der Prozess sich auf die gewählten Sollwerte für die Längsspannungen ein. Dabei kommt es zu einem Überschwingen in den einzelnen Walzgerüsten. Eine Störung im Materialfluss ab $t = 4s$ führt dazu, dass alle Walzgerüste einen neuen Geschwindigkeits-Arbeitspunkt einnehmen. Die Störungen in den jeweiligen Walzspalten haben ebenfalls Auswirkungen auf die angrenzenden Walzgerüste. Es stellt sich jeweils ein stabiler Arbeitspunkt ein.

Bei der Auswertung von Test-2, der Walzspalt wird nicht gemessen, ist die Dynamik wie zu erwarten geringer und das Ausregeln dauert länger. In Abbildung 6.4 ist der Vergleich der ersten drei Walzgerüste zwischen Test-1 und Test-2 dargestellt. Die statio-

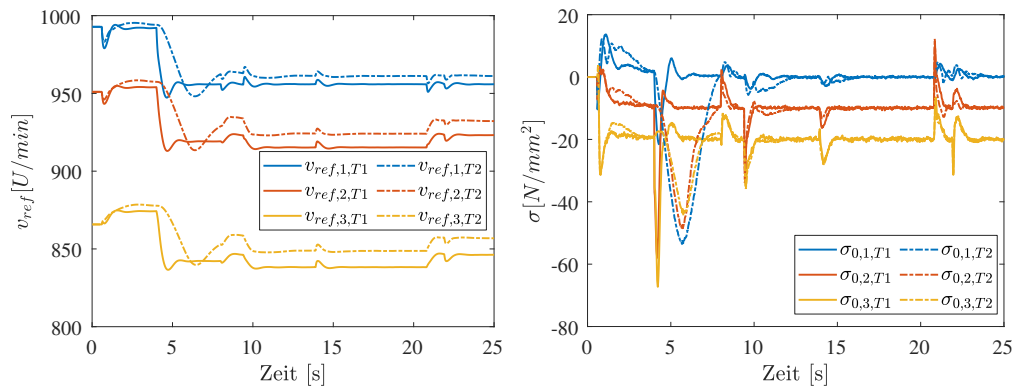


Abbildung 6.4: Vergleich des geschlossenen Regelkreises (MHE/MPC) zwischen Test-1 und Test-2 der ersten drei Walzgerüste. Links: Stellgrößen (Motorgeschwindigkeiten) v_{ref} des MPC-Reglers. Rechts: Regelgrößen (Längsspannungen) σ_0 des MHE.

nären Endwerte werden wieder erreicht, doch der Ausregelvorgang nach der unbekanntenen Eingangsstörung dauert ca. 4s statt der ursprünglichen 1,5s im Referenztest.

Vor allem die Transienten in der Materialgeschwindigkeit/-fläche können durch den MHE nicht direkt geschätzt werden, wodurch der Verlauf der Längsspannungen langsamer ist. Die Abweichungen im Anfangsbereich von $t = 0 \dots 4$ s erklären sich durch die veränderten Gewichtungen der Eingangsgrößen im MHE (s. Tab. 6.6).

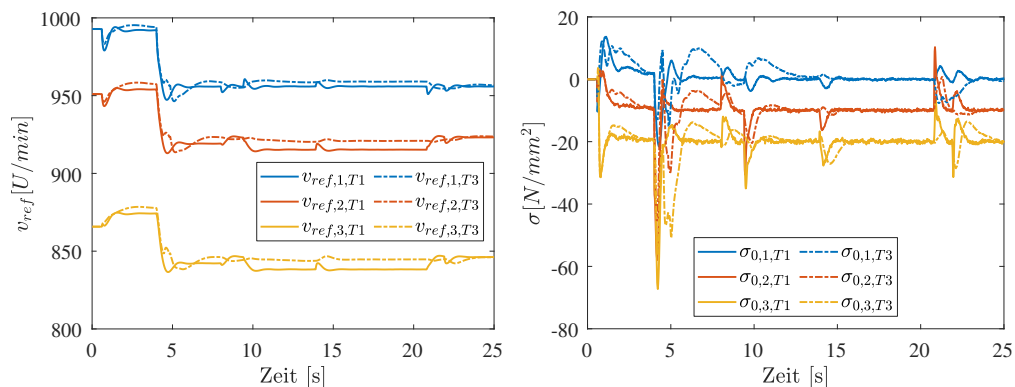


Abbildung 6.5: Vergleich des geschlossenen Regelkreises (MHE/MPC) zwischen Test-1 und Test-3 der ersten drei Walzgerüste. Links: Stellgrößen (Motorgeschwindigkeiten) v_{ref} des MPC-Reglers. Rechts: Regelgrößen (Längsspannungen) σ_0 des MHE.

Test-3 in Abbildung 6.5 zeigt, dass bei unbekanntenen Störungen des Walzspalts diese ebenfalls ausgeregelt werden können. Auch hierbei ist eine geringere Performance des MHE/MPC sichtbar. Im Vergleich zu der bekannten Störung dauert der Ausregelvorgang ab $t = 10$ s von $\sigma_{0,1}$ statt 2s nun ca. 5s. Die Längsspannungen zwischen den anderen Gerüsten sind ebenfalls von einem trägeren Verlauf gekennzeichnet. Vor allem den sprunghaften Änderungen im Walzspalt kann nur mit einer deutlichen Verzögerung gefolgt werden.

Im Test-4 liegen keine Messungen der Eingangsgrößen und der Walzspaltänderungen vor. Bei dieser Auswertung fällt auf, dass sich Instabilitäten einstellen können, wenn im bereits gestörten Eingangswert noch zusätzliche Walzspaltänderungen hinzukommen. In Abbildung 6.6 wird ein Fall gezeigt, in der die MHE/MPC-Kombination die Störungen nicht mehr ausregeln kann. Ab $t = 15$ s ist der MHE nicht mehr in der Lage den Zustand zu schätzen und dementsprechend kann der MPC keine weitere Ausregelung mehr vornehmen. Dabei ist vor allem zu beachten, dass der MPC keine Informationen über die

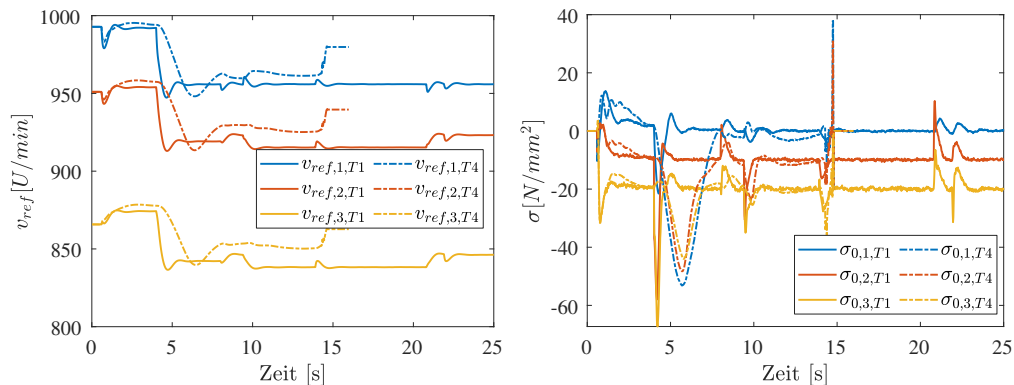


Abbildung 6.6: Vergleich des geschlossenen Regelkreises (MHE/MPC) zwischen Test-1 und Test-4 der ersten drei Walzgerüste. Links: Stellgrößen (Motorgeschwindigkeiten) v_{ref} des MPC-Reglers. Rechts: Längsspannung $\sigma_{0,i}$ des MHE.

geschätzten Parameterschwankungen erhält, sondern von den statischen Nominalwerten ausgeht.

Diese Instabilität, die den gesamten Regelkreis betrifft, tritt bei 4 von 12 der getesteten Szenarien auf. Daraus wird geschlossen, dass die aktuelle Struktur zumindest Änderungen im Walzspalt oder den Eingängen zur Verfügung gestellt werden müssen, um ein stabiles Verhalten zu gewährleisten.

Zusammenfassung

Die exemplarisch dargestellten Tests liefern folgenden Einblick in das Gesamtverhalten der MHE/MPC-Kombination:

- Die Struktur ist in der Lage Prozessstörungen auszuregulieren und ebenfalls gewünschte Arbeitspunkte zu erreichen.
- Werden die Messwerte verwendet, so können vor allem sprunghafte Änderungen schneller ausgeregelt werden. Liegen diese Messwerte nicht vor, so muss sich die MHE-Schätzung darauf adaptieren und das Verhalten ist träger.
- Die Verwendung von den geschätzten Eingangsgrößen und Parametern im MPC bringt zusätzliche Dynamiken in das Regelungsproblem, wodurch weitere Instabilitäten entstehen können. Bei der Auslegung sei darauf zu achten, dass Gewichtungen für Parameteränderungen langsamer gewählt werden, als die zu erwartenden Zustandsänderungen.
- Werden die nominalen (konstanten) Parameter für den MPC verwendet, so kann der Zusammenhang zwischen den Eingangsgrößen und den geschätzten Zuständen divergieren, was die numerische Lösung des MPC-Problems erschwert.
- Für das Schätzproblem müssen entweder die Eingangsstörungen oder die Walzspalt-Änderungen vorliegen. Dabei ist vor allem die Kenntnis über die Änderung der Größen entscheidend und nicht der absolute Wert.
- Es wurden zwei verschiedene MHE-Parametrierungen vorgestellt, wobei die höhere Gewichtung über den Zeithorizont zu einer geringeren Dynamik innerhalb des Beobachtungshorizont führt. Bei der Auslegung muss berücksichtigt werden, ob Änderungen langsam –bezogen auf die Horizontdauer– oder innerhalb dieser erwartet werden. Parametrierung-2 hat Vorteile bei höheren initialen Abweichungen geliefert.

6.3 Regelung des Fertigwalzblock-Simulators

Die zuvor entworfenen MPC und MHE-Strukturen werden an dem Gesamtmodell des Fertigwalzblocks getestet. Durch diesen Übergang ändert sich vor allem das Streckenverhalten. Wurden bisher alle Tests nur an dem reduzierten, approximierten Modell durchgeführt, so wird jetzt die validierte Simulationsumgebung aus Kapitel 4.4 verwendet. Maßgebliche Unterschiede zu dem reduzierten Modell liegen in der Modellierung des Umformprozesses, der Transportverzögerung und in dem Detailgrad der weiteren Teilmodelle.

Ziele des Kapitels sind die Beschreibung der Anpassungen der bisher verwendeten MHE/MPC-Struktur, sowie der Einfluss von einem komplexeren Prozessverhalten auf die reduzierten Modellstrukturen innerhalb des MHE/MPC. Es wird außerdem eine Vergleichssimulation mit einem LQI-Regler erstellt.

6.3.1 Aufbau und Anpassung der Parametrierung

Die verwendete Struktur ist in Abbildung 6.7 dargestellt. Die Änderungen liegen in dem Austausch des reduzierten Streckenmodells mit der vollständigen Simulationsumgebung (*Hot Rolling Mill, HRM*). Die Parametrierung erfolgt mit den gleichen 12 Szenarien-Daten wie bei den reduzierten Modellen, durch die unterschiedliche Arbeitspunkte und auch Materialien abgedeckt werden.

Aus den vollständigen Zuständen und Parametern, die im HRM-Simulator vorliegen, werden nur die gemessenen Größen an den MHE übergeben (Walzkräfte, Walzmomente, Ausgangsquerschnittfläche). Für die Parametrierung der MHE/MPC-Systemmodelle können unterschiedliche Datengrundlagen verwendet werden, was bei den nachfolgenden Tests genauer spezifiziert wird.

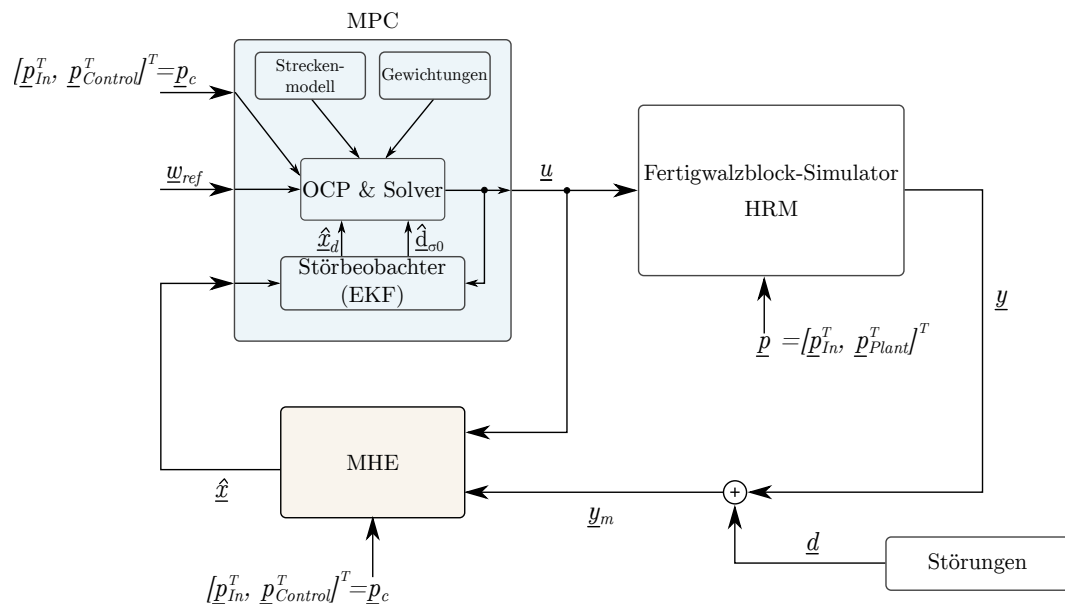


Abbildung 6.7: Blockschaltbild des geschlossenen Regelkreises des Fertigwalz-Simulators mit MPC und MHE. Die Streckenparametrierung p unterscheidet sich von der MHE/MPC-Parametrierung p_c .

Die deutlichsten Änderungen gegenüber den bisherigen Simulationen liegen darin, dass im HRM-Simulator zu jedem Simulationszeitschritt das Walzmodell inklusive der Geometrie neu berechnet wird. Diese walzspezifischen Größen sind für den MHE/MPC unbekannt, sodass weitere Unterschiede zwischen dem nominellen Streckenverhalten und

dem Regler/Schätzer vorliegen. Das entspricht ebenfalls den Randbedingungen im industriellen Kontext.

Es werden für alle Tests externe Störungen in den Simulator eingebracht, deren Verlauf in Abbildung 6.8 zu sehen ist.

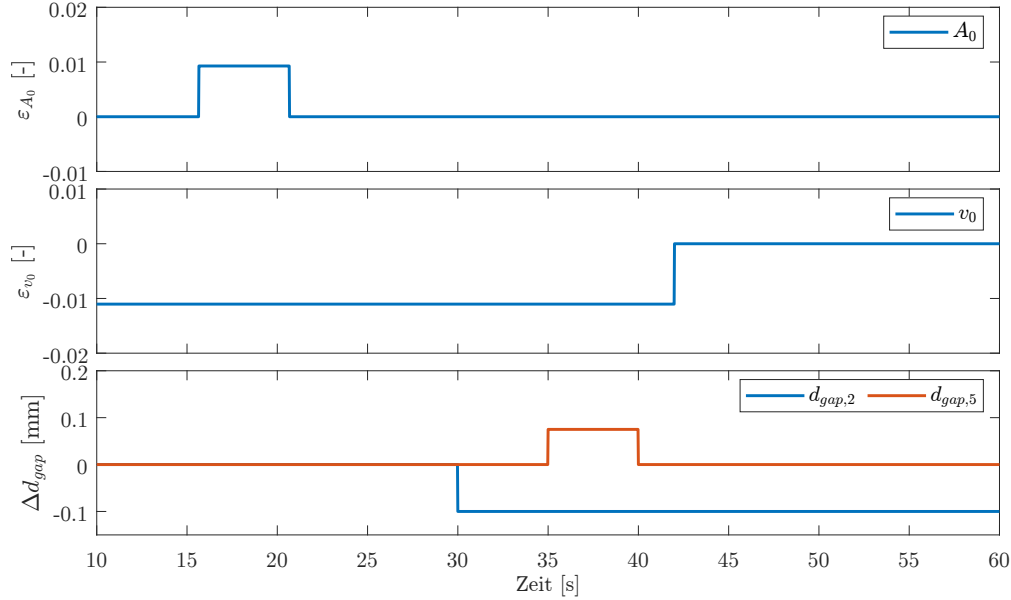


Abbildung 6.8: Profil der Störungen, das in allen Tests verwendet wird. Relative Abweichungen Materialgeschwindigkeit (ε_{v_0}) und Materialeingangsfläche (ε_{A_0}) sowie Änderungen im Walzspalt d_{gap} der Walzgerüste 2 und 5.

Zur Parametrierung des Simulators werden aufgezeichnete iba-Daten und die zugehörige Konfiguration des Fertigwalzblocks verwendet. Dabei wird der Materialfluss für jedes Walzgerüst offline überprüft und angepasst, indem eine statische Korrektur der Voreilung κ für den Simulator genutzt wird. Dies führt zu einem Fehler zwischen Simulator und den reduzierten Modellen für den MHE und MPC, stellt aber dadurch eine Ungenauigkeit wie zwischen der Realität und der Simulation dar.

Gewichtungen

Die Gewichtungen des MPC werden für den Fertigwalzblock-Simulator angepasst, um dem geänderten Modellverhalten Rechnung zu tragen. Die neuen Werte sind nachfolgend gelistet:

$$\underline{Q}_y = 10^3 \cdot \text{diag}([10,1,1,1,1,1]) \quad (6.11a)$$

$$\underline{Q}_{x,soft} = 10^2 \cdot \text{diag}(\mathbb{1}_{30 \times 1}) \quad (6.11b)$$

$$\underline{R} = 15 \cdot 10^4 \cdot \text{diag}(\mathbb{1}_{6 \times 1}) \quad (6.11c)$$

$$\underline{T}_y = 3 \cdot 10^6 \cdot \text{diag}(\mathbb{1}_{6 \times 1}) \quad (6.11d)$$

$$\underline{T}_{y,soft} = \text{diag}([90,30,30,30,30,30]) \quad (6.11e)$$

Dabei wird hier der Endwert mit \underline{T}_y vergleichsweise hoch gewichtet, um vor allem zum Prädiktionsende den Referenzwert zu erreichen. Abweichungen innerhalb des Prädiktionshorizonts werden toleriert und geringer bestraft.

Die restlichen MPC-Parameter bleiben identisch wie beim Test an dem reduzierten Modell und lauten: Prädiktionshorizont $N_p = 30$, Steuerhorizont $N_c = 10$ und die Diskretisierung erfolgt mit der Abtastzeit $T_s = 20$ ms.

Übergang von Walzspaltmessung zu Umformgrad

In der Walztheorie wird der Umformgrad φ als beschreibende Größe für die Querschnittsflächenänderung genutzt. Im realen Prozess wird allerdings nur der Walzspalt d_{gap} verändert, der dann über die Kalibergeometrie Auswirkungen auf den Umformgrad hat. Im MHE kann aus Performancegründen kein gesamtes geometrisches Modell des Walzspalts berechnet werden. Zwischen dem Umformgrad und dem Walzspalt besteht ein nichtlinearer Zusammenhang, in den ebenso weitere Phänomene wie bspw. Breitungseffekte einfließen. Deshalb wird eine Linearisierung am Arbeitspunkt vorgeschlagen, sodass anschließend mit einem linearisierten Näherungsmodell im MHE weitergerechnet wird und somit Änderungen des Walzspalts berücksichtigt werden.

Es gilt für den allgemeinen, nichtlinearen Zusammenhang des Umformgrads:

$$\varphi = f(d_{gap}, \underline{\gamma}) \quad (6.12)$$

Dabei sind in $\underline{\gamma}$ alle geometrisch relevanten Größen für das Umformmodell zusammengefasst. Für einen statischen Arbeitspunkt $(d_{gap0}, \underline{\gamma}_0)$ wird eine diskrete Auswertung der Taylorreihenentwicklung mit der Schrittweite Δd_{gap} durchgeführt, sodass gilt:

$$\Delta\varphi = \left. \frac{\partial f(d_{gap}, \underline{\gamma})}{\partial d_{gap}} \right|_{d_{gap0}, \underline{\gamma}_0} \quad (6.13a)$$

$$\Rightarrow K_\varphi \approx \frac{f(d_{gap0} + \Delta d_{gap}, \underline{\gamma}_0) - f(d_{gap0}, \underline{\gamma}_0)}{\Delta d_{gap}} \quad (6.13b)$$

Für jedes Walzgerüst i wird $K_{\varphi,i}$ berechnet und als Skalierungsfaktor gespeichert, sodass für jeden Zeitschritt k gilt:

$$\varphi_{MHE,i}(k) = \varphi_{0,i} + K_{\varphi,i} (d_{gap,i}(k) - d_{gap0,i}) \quad (6.14)$$

Die Schrittweite Δd_{gap} wird hier zu $\Delta d_{gap} = 0,1$ mm gewählt. Das liegt in der Größenordnung von Walzspaltänderungen im laufenden Betrieb für die betrachtete Anlage.

Bei diesem Ansatz ist zu beachten, dass im Allgemeinen die Änderung des Umformgrads auch von den zwei vorhergehenden Walzgerüsten beeinflusst wird. Diese Einflüsse werden bei diesem linearisierten Ansatz vernachlässigt und bieten Möglichkeiten um noch erweitert zu werden.

6.3.2 Auswertung

Durch die MHE- und MPC-Parametrierung und Gewichtung gibt es etliche Kombinationen (s. Tabelle 6.8), bei denen sich hier auf Folgende begrenzt wird:

- Test0: Vergleichslauf mit LQI-Regler
- Test1: Verhalten bei maximal bekanntem sowie minimalem Prozesswissen
- Test2: Verhalten bei real verfügbarem Prozesswissen
- Test3: Verhalten bei real verfügbarem Prozesswissen angewendet auf unterschiedliche Szenarien

6.3.2.1 Vergleichssimulation mittels LQI-Ansatzes

Bevor die Ergebnisse der MHE/MPC-Kombination vorgestellt werden, wird zuerst ein Vergleich mit einem linearen MIMO-Regler erstellt. Dafür wird ein optimalitätsbasierter, linearer Regler verwendet – den linear-quadratischen Regler (engl. *linear quadratic regulator*) (LQR) bzw. dessen Erweiterung um einen integralen Zustand (engl. *linear quadratic integrator* (LQI)).

Aufbau der Regelung und Parametrierung

Mit dem Ansatz eines quadratischen Gütekriteriums und den Gewichtungsmatrizen \underline{Q} und \underline{R} der Form

$$J = \int_0^{\infty} \underline{x}^T(t) \underline{Q} \underline{x}(t) + \underline{u}^T(t) \underline{R} \underline{u}(t) dt \quad (6.15)$$

liefert die algebraische Matrix-Riccati-Gleichung die Lösung des unbeschränkten Optimierungsproblems über einen unendlichen Horizont (6.16). Dabei wird für \underline{R} positive Definitheit und für \underline{Q} positive Semidefinitheit vorausgesetzt. Die ausführliche Herleitung des Übergangs von dem Gütekriterium hin zu der algebraischen Lösung findet sich in [36, Kap. 7.2].

$$\underline{A}^T \underline{P} + \underline{P} \underline{A} - \underline{P} \underline{B} \underline{R}^{-1} \underline{B}^T \underline{P} + \underline{Q} = \underline{0} \quad (6.16)$$

Die Reglerkoeffizienten erhält man mit der Lösung der Matrix-Riccati-Gleichung für \underline{P} und bildet damit das optimale Regelgesetz für die Zustandsrückführung mit \underline{K}^* :

$$\underline{K}^* = \underline{R}^{-1} \underline{B}^T \underline{P} \quad (6.17)$$

Diese Reglerstruktur ist linear und berücksichtigt keine Beschränkungen der Stellgröße oder der Zustände. Über die Gewichtungsmatrizen \underline{Q} und \underline{R} erfolgt die relative Gewichtung der Zustände und Stellgrößen im Reglerentwurf zueinander.

Grundsätzlich ist der Regler zur Störunterdrückung ausgelegt, d.h. mit einer Führungsgröße \underline{w}_{ref} gleich Null. Soll eine Trajektorienfolgeregelung erstellt werden, so kann ein Vorfilter verwendet werden oder eine integrale Erweiterung erfolgen. Hier wird die integrale Erweiterung genutzt, um robust gegenüber unbekanntem Störgrößen zu sein (LQI-Struktur). Eine genauere Systembeschreibung und Herleitung findet sich im Anhang B.

Die Gewichtung der Zustände und Stellgrößen erfolgt mit den in Gleichung (6.18a) und (6.18b) dargestellten Werten. Der Index gibt die Dimension für $N = 6$ Walzgerüste sowie die damit gewichtete Zustandsgröße an. Die Gewichtungen werden experimentell ermittelt.

$$\tilde{\underline{Q}} = \text{diag}(\mathbf{1}_{6 \times 1, Area}, \quad (6.18a)$$

$$\mathbf{1}_{6 \times 1, AreaDelay},$$

$$\mathbf{0}_{6 \times 1, AreaDelayAux},$$

$$10 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1, Speed},$$

$$100 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1, Sigma0},$$

$$20 \cdot \mathbf{1}_{6 \times 1, Integral Sigma0})$$

$$\tilde{\underline{R}} = 25 \cdot 10^4 \cdot \text{diag}(\mathbf{1}_{6 \times 1}) \quad (6.18b)$$

Der Reglerentwurf wird in MATLAB über den Befehl `lqi()` durchgeführt, wobei das dynamische System und die Gewichtungsmatrizen $\tilde{\underline{Q}}$ und $\tilde{\underline{R}}$ verwendet werden. Das Systemverhalten wird als Linearisierung im nominellen Arbeitspunkte berechnet und mit einer Abtastzeit von $T_s = 20$ ms diskretisiert. Als Ergebnis wird die optimale Reglerverstärkung \underline{K}_{LQI} zurückgegeben. Für die Implementation wird das Regelgesetz (6.19) angewendet, wobei der Zustandsvektor \underline{x} um die integralen Anteile erweitert wird.

$$\underline{u} = -\underline{K}_{LQI} \cdot [\underline{x}^T, \underline{x}_{int}^T]^T \quad (6.19)$$

Es wird der Regelkreis aus Abbildung 6.7 verwendet, wobei der MPC durch den LQI ersetzt wird. Der Systemzustand wird mit dem MHE in der Konfiguration mit maximalem Prozesswissen geschätzt.

Simulationsergebnisse

In der Abbildung 6.9 wird der Verlauf der Regelgrößen σ dargestellt und mit den nachfolgend beschriebenen MPC-Ergebnissen des minimalen Prozesswissens verglichen.

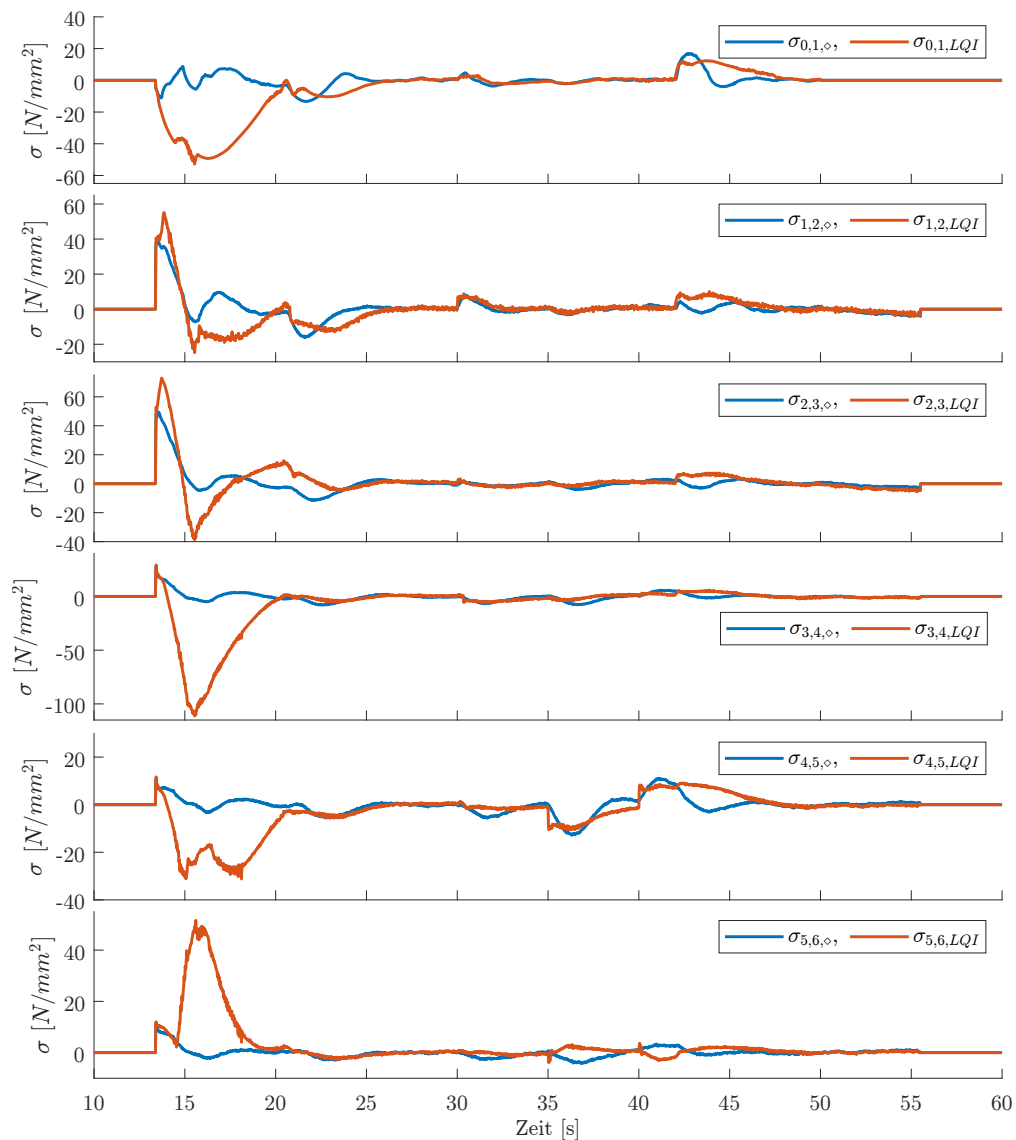


Abbildung 6.9: Längsspannungen σ von MHE geschätzt und LQI bzw. MPC (\diamond) geregelt für verschiedene Störungen. Die Längsspannungen $\sigma_{i-1,i}$ liegen zwischen den Walzgerüsten ($i-1, i$) vor.

Dabei sind vor allem direkt nach dem Aktivieren des Reglers größere Abweichungen zwischen dem MPC und dem LQI-Verlauf sichtbar. Der LQI benötigt eine längere Zeit, bis der Prozess in einen stabilen, konstanten Arbeitspunkt überführt ist. Dies hat zur Folge, dass Längsspannungen von bis zu 100 N/mm^2 zwischenzeitlich erreicht werden. In dem Abschnitt ab $t = 25 \text{ s}$ findet sich für beide Regler ein ähnlicher Verlauf. Bei der Störung der Materialgeschwindigkeit ab $t = 40 \text{ s}$ liefert der LQI ebenfalls ein trägeres Verhalten als der MPC, bis die Störung ausgegletzt ist.

Bei der Wahl der Gewichtungen muss ein Kompromiss zwischen der Ausregelgeschwindigkeit und der Aggressivität des Reglers gefunden werden. Dabei ist auffällig, dass ohne eine zusätzliche Beschränkung der Stellgrößenänderung kein stabiles Verhalten für den Regler erreicht wird.

Aus den Simulationsergebnissen wird gefolgert, dass die Performance des geschlossenen

Regelkreises deutlich abnimmt, wenn große Änderungen vom Referenzwert vorliegen. Bei kleinen Abweichungen vom Referenzwert ist die Performance mit der des MPC vergleichbar. Dies deckt sich auch mit den Betrachtungen aus der Theorie, in denen das unbeschränkte MPC-Problem gleiche Ergebnisse wie ein LQI liefert.

6.3.2.2 Performance unter minimalem/maximalen Prozesswissen

Nach der LQI-Vergleichssimulation wird ein ideales Verhalten (maximales Prozesswissen) gegenüber einer Parametrierung mit hohen Unsicherheiten (minimales Prozesswissen) gezeigt (Abb. 6.10). Hohe Unsicherheiten bedeuten, dass für die Parametrierung von MHE und MPC nur offline approximierte Werte verwendet werden. Auch der Regler hat dabei keine Kenntnis über Parametervariationen, sondern erhält nur den geschätzten Zustand \underline{x} , nicht aber weitere geschätzte Parameter.

In Tabelle 6.8 ist der Informationsfluss und die unterschiedlichen Datengrundlagen aufgeführt. Dabei sind die genutzten Werte jeweils für das ideale Verhalten und das unsichere Verhalten markiert.

Tabelle 6.8: Datengrundlage der Parametrierung für MHE und MPC für das ideale Verhalten (\star) und das unsichere Verhalten (\diamond).

Parameter	MHE	MPC
Eingang (A_0, v_0)	Messwert(\star) statisch(\diamond)	Messwert MHE-Schätzung(\star) statisch(\diamond)
Umformgrad (φ)	Messwert(\star) linearisiert statisch(\diamond)	Messwert MHE-Schätzung(\star) linearisiert statisch(\diamond)
Walzparameter	Messwert statisch(\star, \diamond)	Messwert statisch(\star, \diamond)

In Abbildung 6.10 wird der Verlauf der Längsspannungen als Regelgröße gezeigt. Dabei wird der Zeitpunkt der Störung und die jeweilige Störgröße markiert. Als Referenzwert für die Längsspannung soll Null erreicht werden (Störgrößenkompensation).

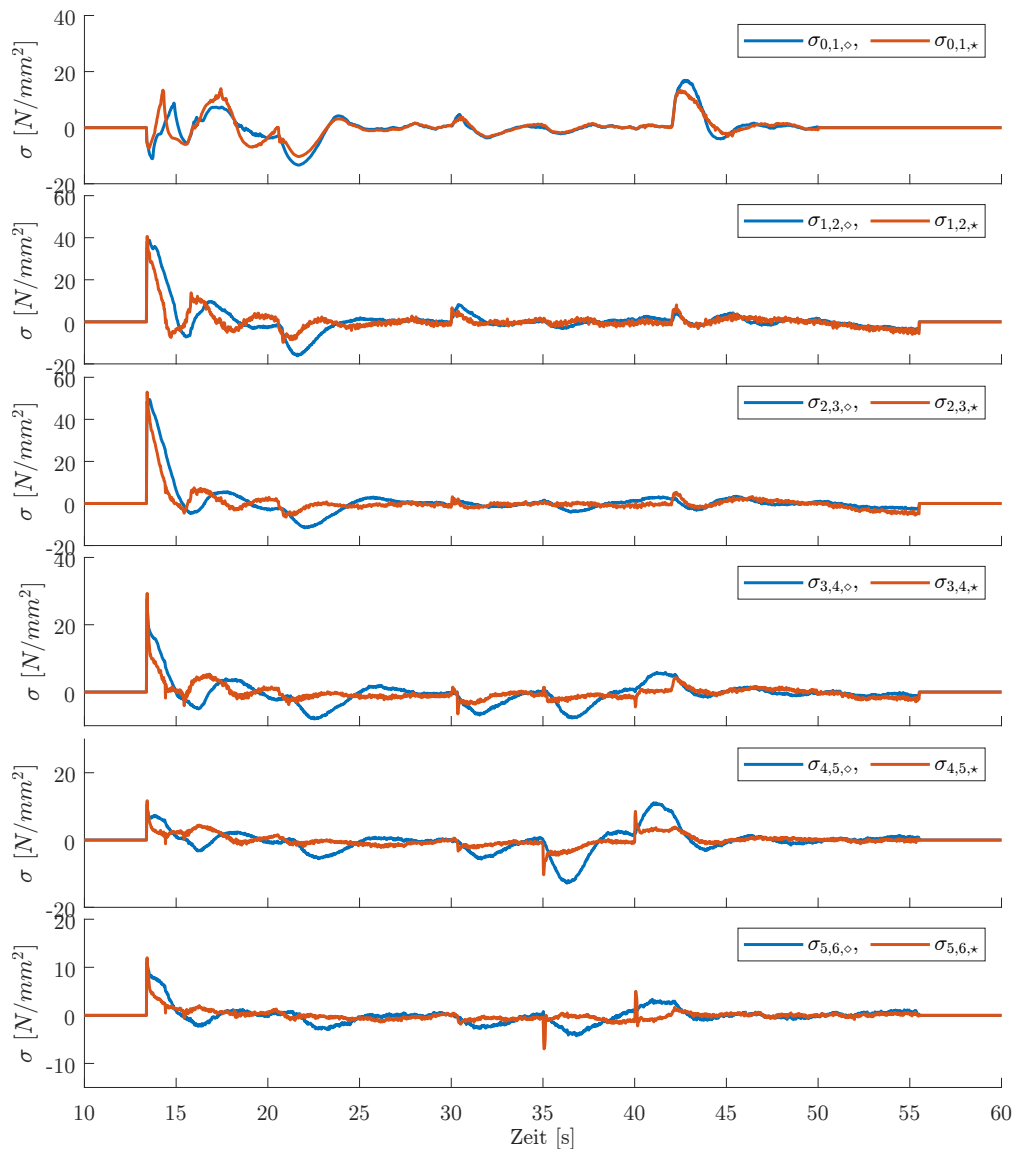


Abbildung 6.10: Längsspannungen σ von MHE geschätzt und MPC geregelt für verschiedene Störungen zu den idealen Parametern (\star) und mit großen Unsicherheiten (\diamond). Die Längsspannungen $\sigma_{i-1,i}$ liegen zwischen den Walzgerüsten ($i-1, i$) vor.

Zu Beginn beim Stabeinlauf muss der Regelfehler kompensiert werden, der dadurch entsteht, dass der MHE erst aktiviert wird, sobald der Stab in allen Walzgerüsten vorliegt und dessen interner Buffer über den Zeithorizont gefüllt ist. Bei der idealen Konfiguration wird der Sollwert asymptotisch innerhalb von 5 s erreicht. Die maximale Längsspannung zwischen den Walzgerüsten liegt bei $\max. |\sigma| = 25 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$.

Im Fall mit Unsicherheiten stabilisiert sich der Prozess erst nach einem Überschwingen. Die maximalen geschätzten Längsspannungen zwischen den Walzgerüsten liegen hier aufgrund der ungenaueren Informationen für den MHE bei $\max. |\sigma| = 100 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$.

Die Störungen im Walzspalt ($t = 30 \text{ s}$ und $t = 40 \text{ s}$) zeigen zum einen die Verkopplung des Materialflusses und die Auswirkungen auf die Walzgerüste 2-5. Zum anderen wird dort die deutlich schnellere Ausregelung der Störungen deutlich.

Während im ungemessenen Fall Störungen in den Längsspannungen von bis zu $|\sigma| = 20 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ vorliegen, liegen diese Schwingungen bei einer vollständigen Messung bei $\max. |\sigma| = 10 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$. Die Ausregelzeit beträgt in den Walzgerüsten 2-6 statt $t = 5 \text{ s}$ in etwa $t < 1 \text{ s}$ mit einem asymptotisch konvergierenden Verlauf.

Für beide Fälle ist die MHE/MPC-Kombination in der Lage den Prozess in einen stabilen Arbeitspunkt zu überführen. In diesem Arbeitspunkt stellen sich die Längsspannungen auf konstante Werte ein. Auch Störungen werden erfolgreich kompensiert. Hier wird der Vorteil von gemessenen Größen für die Regelung deutlich, wodurch die MPC-Struktur die Ungenauigkeiten wesentlich schneller ausregeln kann.

In Abbildung 6.11 werden die Änderungen der Motorgeschwindigkeiten dargestellt, wobei sichtbar wird, dass die Reglerstruktur in der Lage ist, die Anlage in neue stabile Arbeitspunkte zu überführen (z.B. $t = 40 - 45$ s) sowie auch für Einzelgerüste die entsprechenden Adaptionen vorzunehmen ($t = 30 - 32$ s, G2-G3).

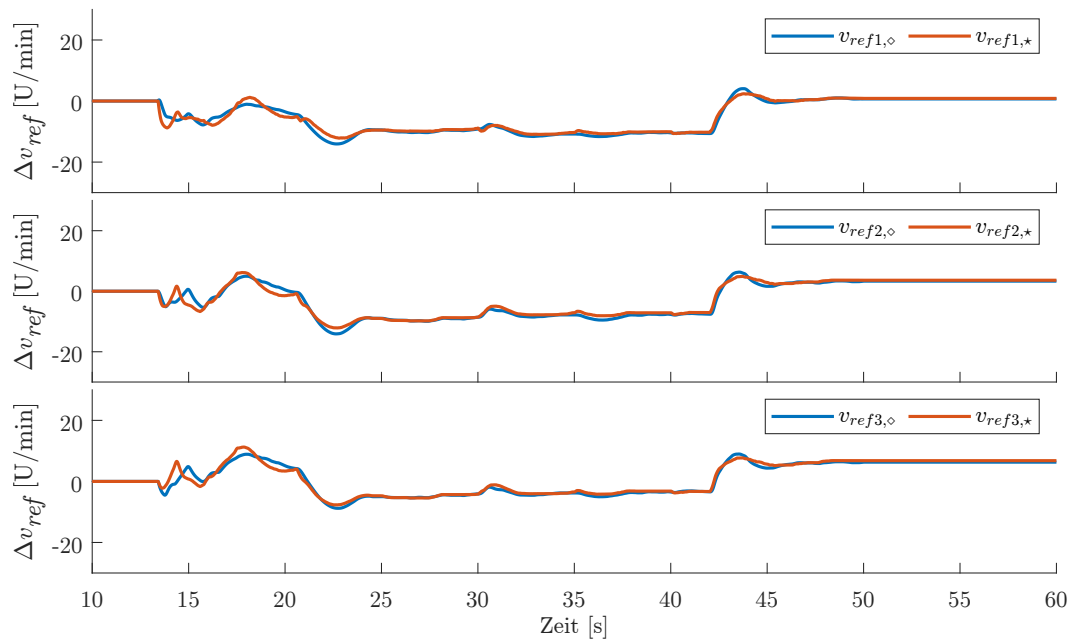


Abbildung 6.11: Vergleich des geschlossenen Regelkreises (MHE/MPC) zwischen unsicheren (\diamond) und idealen Parametern (\star) der ersten drei Walzgerüste. Darstellung der Abweichung der Stellgrößen Δv_{ref} des MPC-Reglers bezogen auf ihren initialen Arbeitspunkt.

6.3.2.3 Parametrierung unter realen Bedingungen

In der vorigen Darstellung wurden die oberen und unteren Grenzen der Reglerperformance durch vollständige Messungen bzw. Nicht-Verfügbarkeit von Messwerten aufgezeigt. In der Realität sind aber nicht alle benötigten Parameter und Informationen vorhanden, sodass in diesem Abschnitt eine reale Konfiguration (Δ) nach Tabelle 6.9 gewählt wird und dessen Performance im Vergleich zu den beiden vorigen Tests analysiert wird.

Für einen Einblick in die Parameterschätzung werden in Abbildung 6.12 der Verlauf der geschätzten Eingangsgrößen für unsicheres (\diamond), ideales (\star) und reales Verhalten (Δ) dargestellt. In der realen Konfiguration (Δ) bilden approximierte Offline-Werte die Grundlage zur Optimierung der Eingangsgrößen. Im MHE werden diese Werte als zu optimierende, gewichtete Parameter gewählt, sodass sich Änderungen ergeben, die zu einem genaueren Gesamtergebnis führen.

Dabei wird ersichtlich, dass zwischen den realen Werten und den approximierten Werten (Δ) der Eingangsgrößen (A_0 , v_0) im Zeitbereich bis $t = 42$ s ein genauer Verlauf gewährleistet wird. Die Änderung im Materialfluss ab diesem Zeitpunkt aber durch eine Flächenänderung statt einer Geschwindigkeitserhöhung geschätzt wird.

Bei den Umformgraden φ zeigen sich in allen Walzgerüsten statische Abweichungen zu den tatsächlichen Werten. Vergleicht man den Gesamtumformgrad φ_g zwischen dem ersten und letzten Walzgerüst – und demnach die Gesamtumformung innerhalb des

Tabelle 6.9: Datengrundlage der Parametrierung für MHE und MPC für das reale Verhalten (Δ). Im Vergleich dazu das ideale (\star) und unsichere Verhalten (\diamond).

Parameter	MHE	MPC
Eingang (A_0, v_0)	Messwert(\star) statisch(Δ, \diamond)	Messwert MHE-Schätzung(\star, Δ) statisch(\diamond)
Umformgrad (φ)	Messwert(\star) linearisiert(Δ) statisch(\diamond)	Messwert MHE-Schätzung(\star, Δ) linearisiert statisch(\diamond)
Walzparameter	Messwert statisch(\star, Δ, \diamond)	Messwert statisch(\star, Δ, \diamond)

Fertigwalzblocks – so sind die Abweichungen in der Ausgangsfläche $A_{1,6}$ bei unter 2% verglichen mit den gemessenen Werten. Das heißt, in der Optimierung des MHE variiert die Verteilung der Umformgrade innerhalb der Walzgerüste, nicht aber der Gesamtumformung, die durch die Messung der Ausgangsgröße $A_{1,6}$ bekannt ist.

Die Güte der Regelung wird in Abbildung 6.13 für den Verlauf der Längsspannungen dargestellt. Dabei bilden die vorher dargestellten Verläufe für (\star) und (\diamond) die Grenzen an denen nun das reale Verhalten (Δ) verglichen wird.

Für das erste Walzgerüst mit $\sigma_{0,1}$ sind die Änderungen zu den beiden vorigen Versuchen nur minimal. Der Regler benötigt vor allem für die Materialflussänderung an $t = 30$ s ca. 4 s bis die Störung vollständig ausgeglet ist.

Im zweiten Walzgerüst liefert die geschätzte Messung von φ bei $t = 30$ s einen initialen schnelleren Reglereingriff, jedoch ist das oszillatorisch abklingende Verhalten ähnlich lange andauernd wie beim ungemessenen Verhalten. Das ist ebenso bei der Materialflussänderung bei $t = 42$ s zu beobachten.

In den Walzgerüsten 3-4 werden die Störungen im Bereich $t = 30 - 40$ s deutlich schneller ausgeglet als im ungemessenen Fall, sodass der maximale Regelfehler statt bei $|\sigma| = 25 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ nun bei $|\sigma| = 8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ liegt.

Für das Walzgerüst 5 ist nach dem Stabeinlauf wieder ein gedämpfteres Verhalten bis $t = 30$ s sichtbar. Bei der Walzspaltänderung in diesem Gerüst bei $t = 35$ s reagiert der Regler deutlich aggressiver, sodass der Regelfehler schneller gedämpft wird und weniger oszilliert. Der maximale Peak liegt in der gleichen Größenordnung wie beim ungemessenen Fall.

Im letzten Walzgerüst sind in dem Zeitbereich $t = 30 - 45$ s vergleichsweise höhere Schwingungen als im ungemessenen Fall, allerdings ist dabei zu beachten, dass diese sich in der Größenordnung $|\sigma| = 5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ befinden und damit verglichen zu den Fehlern in den ersten Walzgerüsten um den Faktor 3 – 4 geringer sind.

In Tabelle 6.10 wird das Fehlermaß pro Walzgerüst für den mittleren absoluten Fehler ε_{abs} berechnet, um die Ergebnisse aus den Abbildungen zu quantifizieren. Dabei wird deutlich, dass bis auf das Walzgerüst G1 und G6 der Fehler der realen Konfiguration (Δ) zwischen denen der idealen (\star) und unsicheren Konfiguration (\diamond) liegt. Beim ersten Walzgerüst liegen die Fehlermaße aller drei Konfigurationen nah zusammen, sodass die Reglerperformance dort keine großen Unterschiede aufweist. Beim Walzgerüst G6 führt v.a. die Störung durch die Walzspaltänderung zu einer Verschlechterung um 10% verglichen zu der unsicheren Konfiguration.

Zusammenfassend ist hier zu erwähnen, dass für die Reglerperformance die Kenntnis über den Umformgrad die größten Auswirkungen auf das Einschwingverhalten des Reglers hat. Während die exakten Werte die höchste Performance liefern, ist bereits eine

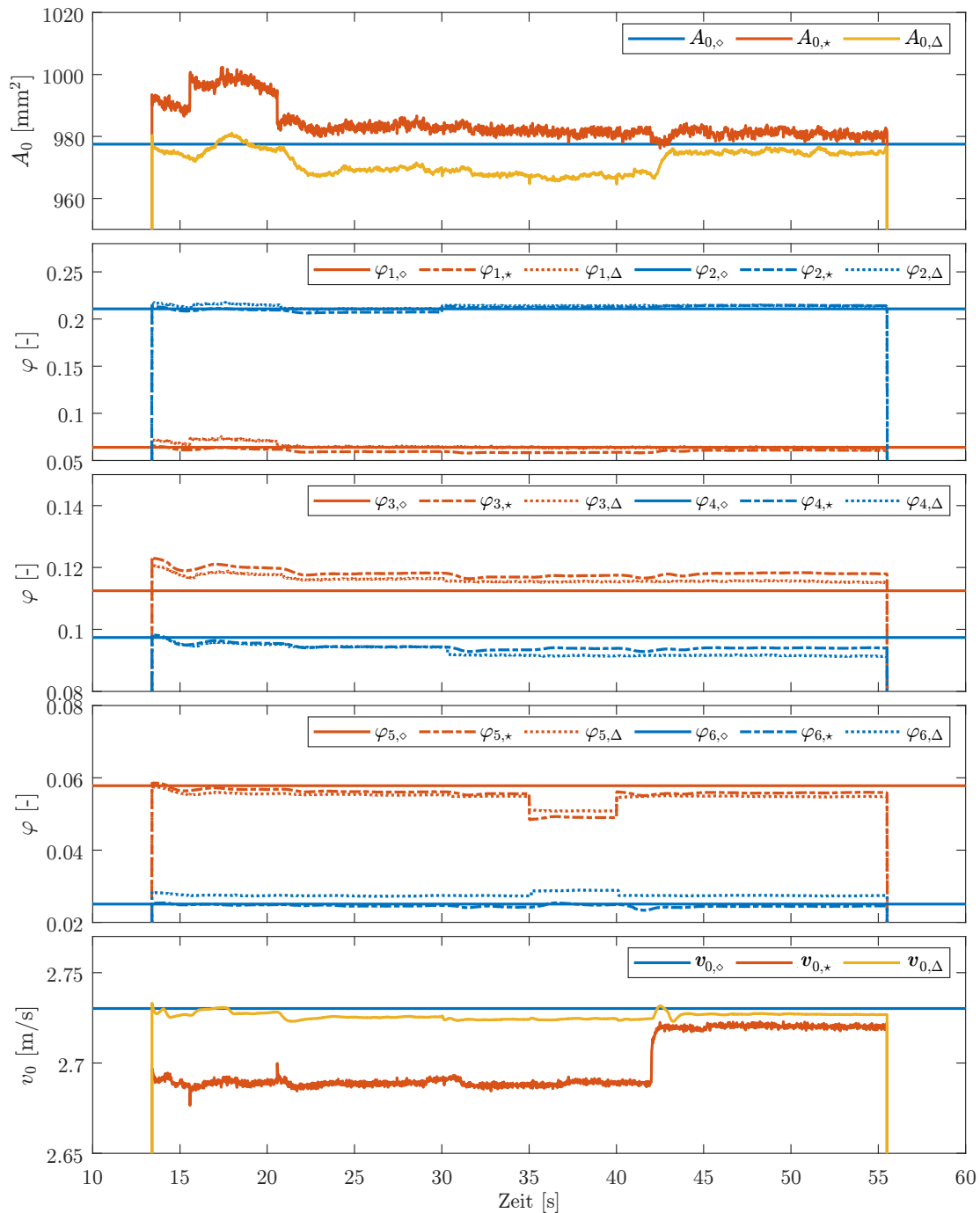


Abbildung 6.12: Geschätzte Eingangsgrößen (A_0 , φ , v_0) des MHE für das unsichere (\diamond) und ideale Verhalten (\star) sowie die reale Konfiguration (Δ).

Tabelle 6.10: Mittlerer absoluter Fehler pro Walzgerüst für die MHE/MPC-Konfiguration in den betrachteten Tests.

Fehlermaß	G1	G2	G3	G4	G5	G6
$\varepsilon_{abs,\diamond}$ [N/mm ²]	1,658	2,247	2,207	1,704	1,629	0,803
$\varepsilon_{abs,*}$ [N/mm ²]	1,647	1,663	1,508	1,026	0,855	0,452
$\varepsilon_{abs,\Delta}$ [N/mm ²]	1,688	1,885	1,558	1,115	0,982	0,887

Linearisierung über den Walzspalt eine nützliche Kenntnis für den Regler, die zu einem deutlich schnelleren Ausregeln führt.

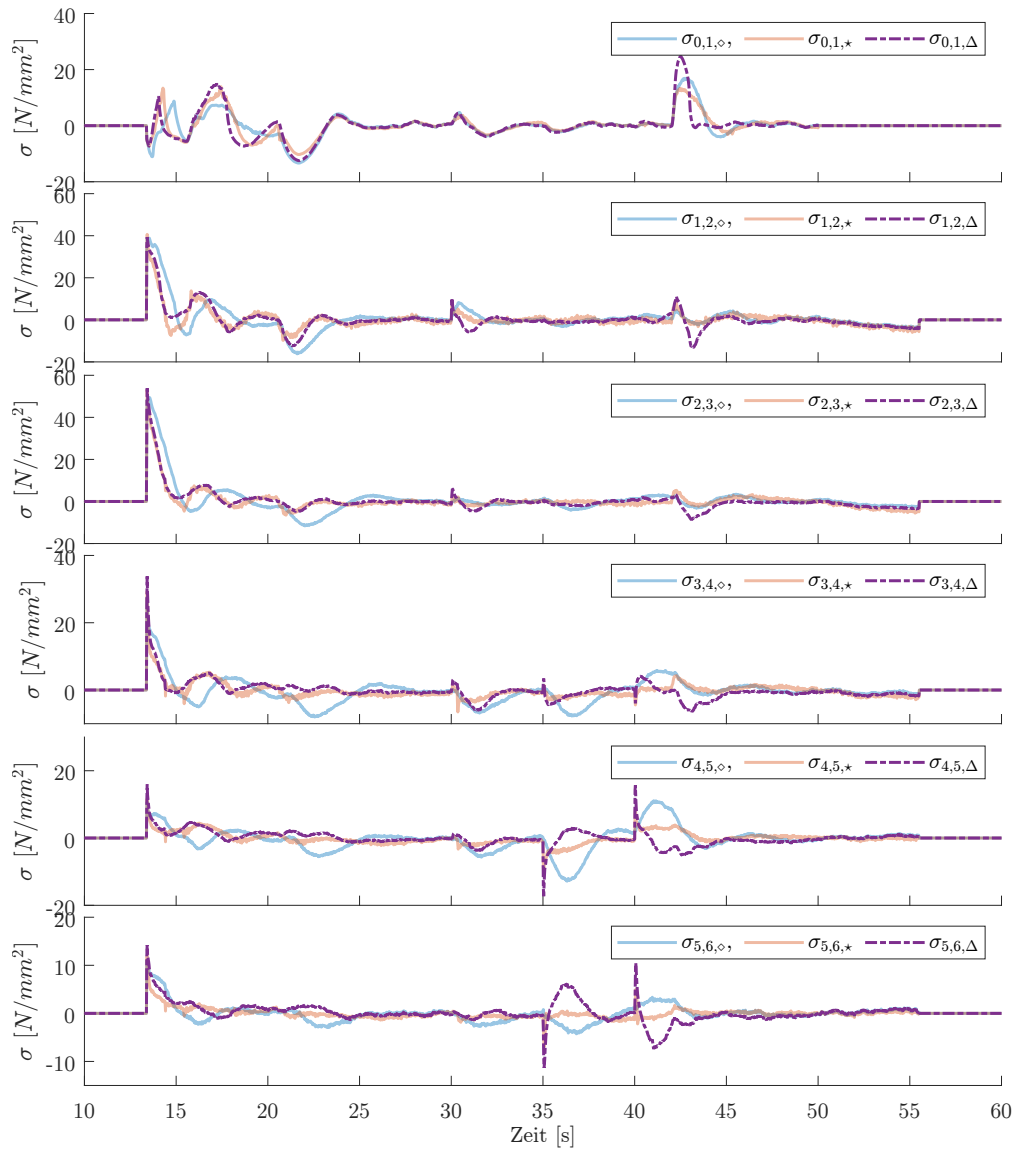


Abbildung 6.13: Längsspannungen σ von MHE geschätzt und MPC geregelt für verschiedene Störungen. Vergleich zwischen den idealen (\star) und unsicheren Parametern (\diamond) mit denen der realen Konfiguration (Δ). Die Längsspannungen $\sigma_{i-1,i}$ liegen zwischen den Walzgerüsten ($i-1, i$) vor.

6.3.2.4 Parametrierung unter realen Bedingungen mit verändertem Arbeitspunkt

In diesem letzten Test wird das Verhalten analysiert, wenn die Parametrierung der (statischen) Walzparameter von einer anderen Materialcharge genutzt wird, sodass im genutzten Walzmodell größere Abweichungen zu erwarten sind. Das stellt z.B. den Fall dar, wenn die MHE/MPC-Struktur einmalig erstellt wird und anschließend keine Informationen über die aktuellen Werkstoffe bekommt. In den Zustandsgleichungen $\underline{f}(\underline{x}, \underline{u}, \underline{p})$ werden neben den Parametern \underline{p} auch noch weitere arbeitspunktabhängige Werte wie bspw. das E-Modul des Materials oder die Transportzeiten zwischen den Walzgerüsten verwendet.

Aus den vorigen Untersuchungen wurde deutlich, dass zumindest der Walzspalt oder die Eingangsgrößen für eine erfolgreiche Schätzung des MHE vorliegen müssen (Abschnitt 6.2.3). Es wird für diesen Test die reale Konfiguration nach Abschnitt 6.3.2.3

untersucht.

Die freien Parameter werden nach Tabelle 6.11 eingestellt, wobei der Fertigwalzblock-Simulator nach dem gewählten Szenario parametrisiert wird. Die geometrischen Größen werden offline statisch einmalig pro Szenario bestimmt und für die MHE/MPC-Konfiguration verwendet, während diese Größen im Simulator zeitveränderlich sind.

Tabelle 6.11: Parametrierung und Datenursprung für die Simulation des Fertigwalzblocks (WP_{HRM}) und die Konfiguration des MHE/MPC (WP_{MHE}).

Bezeichnung	Formelzeichen	MHE/MPC	HRM
Eingangsgeschwindigkeit	v_0	WP_{HRM} (const)	WP_{HRM}
Eingangsfläche	A_0	WP_{HRM} (const)	WP_{HRM}
Eingangstemperatur	T_0	WP_{HRM} (const)	WP_{HRM}
Ausgangslängsspannung	$\sigma_{1,6}$	WP_{HRM} (const)	WP_{HRM}
Umformgrad	φ	WP_{HRM} (const)	WP_{HRM}
äq. Eingangs-/Ausgangshöhe	h_0, h_1	WP_{HRM} (const)	WP_{HRM}
äq. Eingangsbreite	b_0	WP_{HRM} (const)	WP_{HRM}
gedrückte Fläche	A_d	WP_{HRM} (const)	WP_{HRM}
gedrückte Länge	l_d	WP_{HRM} (const)	WP_{HRM}
Walzendurchmesser	R	WP_{HRM} (const)	WP_{HRM}
Werkstoffabhängigkeiten		WP_{MHE}	WP_{HRM}
unterlagerte (lin.) Teilmodelle		WP_{MHE}	WP_{HRM}

Abbildung 6.14 zeigt den Vergleich zwischen der gleichen Simulationsparametrierung und einem unterschiedlichen Arbeitspunkt für die MHE/MPC-Parametrierung.

Auch hier ist die MHE/MPC-Kombination in der Lage die Änderungen im Materialfluss zu kompensieren und Störungen auszuregeln. Vergleicht man dazu die Ergebnisse mit dem jeweiligen Arbeitspunkt, so lässt sich eine Reduzierung der Reglerperformance feststellen, die zu einer längeren Ausregeldauer führt. Vor allem in den hinteren Walzgerüsten stellen sich bei einem geänderten Arbeitspunkt Oszillationen ein, die bei gleicher MHE/MPC-Parametrierung nur schwach gedämpft sind.

Um dieses Verhalten zu optimieren, kann entweder die Aggressivität des MPC reduziert werden (R höher) oder die statische Parametrierung benötigt genauere Werte (vgl. den folgenden Abschnitt).

Diskussion der Parameterabhängigkeiten

In dem letzten Versuch haben sich vor allem die Abhängigkeiten der bekannten Parameter gezeigt. Die dynamische MPC-Performance ist davon weniger beeinflusst, dafür aber die MHE-Schätzung.

In der Problemformulierung des reduzierten Modells wird die Ausgangsfläche über den externen Eingang des Umformgrads bestimmt. Wird der geschätzte Zustand \hat{x} verwendet, so müssen auch die dazugehörigen, geschätzten Umformgrade verwendet werden.

Die Eingangsgrößen A_0 , v_0 werden im MHE mit Unsicherheiten berücksichtigt. Dabei kann die Gewichtung dieser Größen so gering gewählt werden, dass auch deutlich verschobene Materialflüsse abgedeckt werden. Es hat sich allerdings herausgestellt, dass dieser Freiheitsgrad maßgeblich auf die numerische Stabilität des OCPs Einfluss hat. Da aus dem Stichplan zumindest eine nominale Querschnittsfläche sowie Materialgeschwindigkeit vorliegt, sollten diese (konstanten) Werte verwendet werden. Abweichungen davon werden dann im MHE berücksichtigt.

Für den allgemeingültigeren Einsatz der vorgestellten MHE/MPC-Kombination wird eine Offline-Berechnung der statischen Arbeitspunkte für die Geometrie empfohlen. Aus

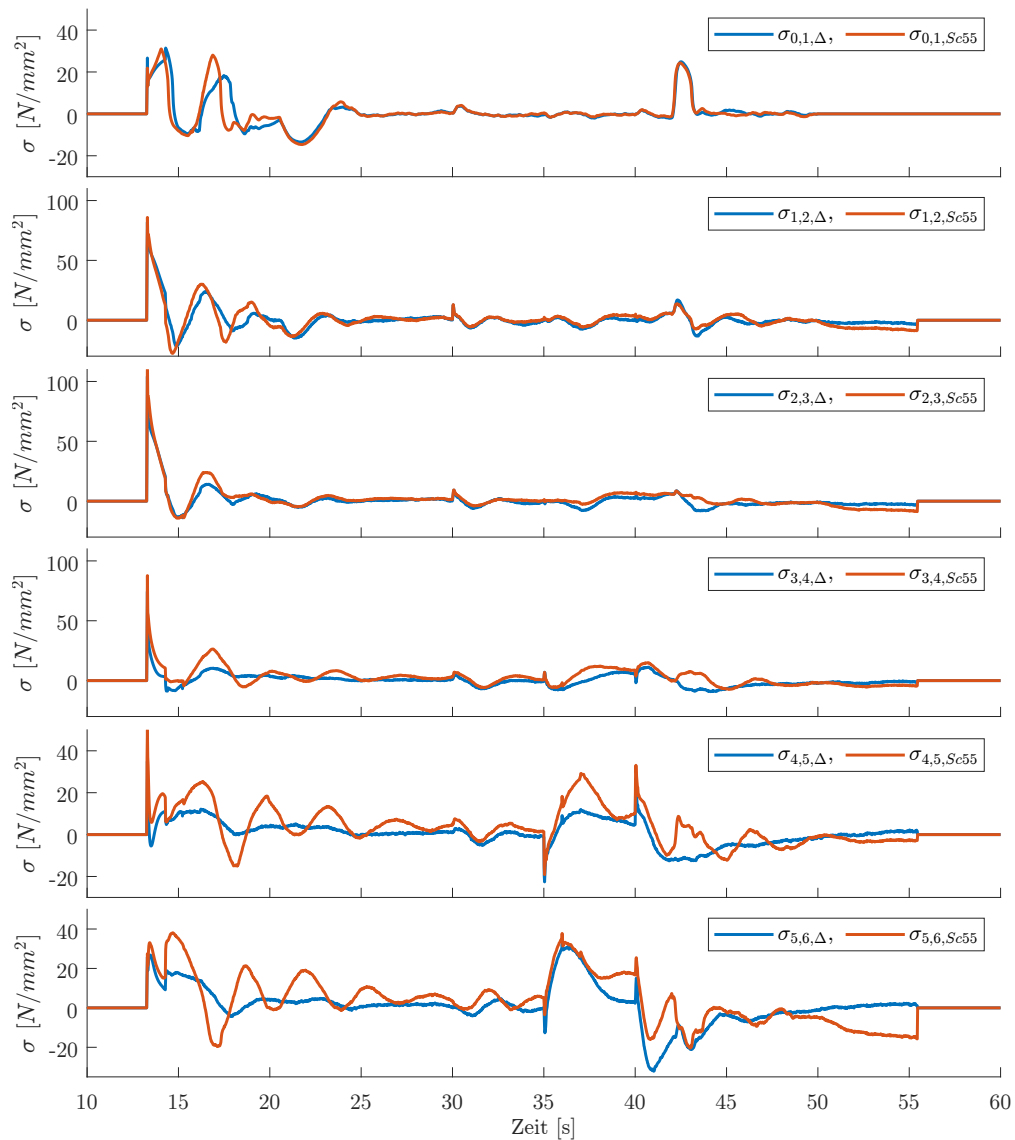


Abbildung 6.14: Längsspannungen σ von MHE geschätzt und MPC geregelt für das Simulationsszenario 29. Vergleich zwischen der Parametrierung mit gleichem Arbeitspunkt (29, Δ) und dem Arbeitspunkt des Szenarios 55 (*Sc55*). Die Längsspannungen $\sigma_{i-1,i}$ liegen zwischen den Walzgerüsten ($i - 1, i$) vor.

dieser resultieren die (statischen) Walzparameter zur Lösung des Online-Schätzproblems. Diese Offline-Berechnung kann einmalig pro Materialcharge und gewünschter Endabmessung durchgeführt werden.

Mit diesen Informationen wird vor allem sichergestellt, dass die geometrischen Abhängigkeiten untereinander sinnvoll sind. So sollte der Gesamtumformgrad des Fertigwalzblocks zwischen Einlauffläche und Ausgangsfläche zu der angestrebten Flächenreduktion führen.

Wird dies nicht beachtet oder stellen sich zwischen Parametrierung und Realität größere Abweichungen ein, so wird auch das Ergebnis der geschätzten Längsspannungen nicht nur die tatsächlichen Längsspannungen liefern, sondern auch versuchen Modellungenauigkeiten zu kompensieren.

6.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde der MPC zusammen mit dem MHE zuerst am reduzierten Modell und anschließend am Fertigwalzblock-Simulator evaluiert und parametrieren. Dabei wurde bereits am reduzierten Modell festgestellt, dass Informationen über den Umformgrad oder die Eingangsgrößen des Materials zur erfolgreichen Schätzung und Regelung vorliegen müssen. Auch konnten Parametrierungen des MHE verglichen und Hinweise zur Parametrierung zusammengestellt werden.

Bei dem Fertigwalzblock-Simulator wurde zuerst eine Vergleichssimulation mit einer LQI-Regelung als Ausgangssituation für eine MIMO-Regelung exemplarisch beschrieben. Dabei stellte sich vor allem heraus, dass die Stellgrößenbeschränkungen im LQI-Ansatz einen deutlichen Einfluss auf das Gesamtergebnis haben. Um auch von initialen Regelabweichungen den Prozess in einen stabilen Arbeitspunkt zu überführen, bedarf es einer Stellgrößenbeschränkung. In der näheren Umgebung des Arbeitspunktes liefern MPC und LQI eine vergleichbare Performance.

Der Fokus der weiteren Analyse bestand in der MHE/MPC-Auswertung. Es zeigte sich, dass für den hier vorliegenden gekoppelten Walzprozess der MPC erfolgreich den MIMO-Prozess regelt und Störungen im Materialfluss ausgeregelt werden. Es wurden verschiedene Tests durchgeführt, in denen exemplarisch gezeigt wurde, welchen Einfluss bekannte und unbekannte Parameter haben. Dabei war besonders die Kenntnis über die Walzspaltänderung eine wichtige Größe, die eine deutlich höhere Performance im Vergleich zu unbekanntem Änderungen des Umformgrads ermöglicht hat. Die Messung der Eingangsgrößen haben vor allem die Schätzung des MHE beeinflusst und damit indirekt die Schätzung der Längsspannungen.

Im Vergleich zu der eingangs dargestellten LQI-Lösung, erreicht die hier vorgestellte MPC-Lösung einen deutlichen Performancegewinn bei unterschiedlichen Arbeitspunkten. Auch in Systemzuständen, in denen bspw. Limitierungen in der Stellgrößenänderung vorliegen, bringt das aktive Berücksichtigen dieser einen sicheren Übergang in einen stabilen Arbeitspunkt. Die Vorteile des wiederholenden Lösen eines Optimalsteuerungsproblems zeigen sich ebenfalls durch das verwendete nichtlineare Prozessmodell. Dadurch werden bspw. Änderungen der Temperatur oder des Umformverhaltens in der Schätzung und Prädiktion berücksichtigt und führen somit zu genaueren Stellgrößenfolgen.

Kapitel 7

Performance und Echtzeitfähigkeit

In den bisherigen Kapiteln wurden die Ergebnisse der MHE und MPC-Implementierungen gezeigt. Dabei wurden die Trajektorien und die entsprechenden simulierten Größen erläutert. In diesem Kapitel wird auf die Solver und die entsprechenden Lösungsgeschwindigkeiten eingegangen.

7.1 Simulationsumgebung

Die Implementierung der MHE und MPC-Algorithmen erfolgt in der `CasADi`-Umgebung. Darin wird das OCP formuliert und mit den in Kapitel 2.5 beschriebenen Vorgehensweise in ein NLP überführt. Für die Solver stehen in `CasADi` etliche SQP und IPM-Varianten zur Verfügung. Die Systemdynamik wird mit Runge-Kutta-4 (RK4) diskretisiert. Zur Lösung von MHE/MPC gibt es verschiedene Ansätze, um deren Aufwand zu reduzieren und vor allem deren NLP performant zu lösen [31][60]:

- Warmstart des Solvers aus vorheriger Lösung
- Reduzierte Solver-Genauigkeit
- Begrenzung der (SQP)-Iterationen
- Spezielle Solver, die die MPC-Struktur ausnutzen (*structure exploiting solver*)
- Aufteilung der Berechnungsphasen (*Real time iteration scheme* [167])

In Tabelle 7.1 werden die Problemdimensionen bei gewählten Parametern gelistet, um einen Einblick in die Größe des zu lösenden NLPs zu bekommen.

Tabelle 7.1: Aufistung der Problemdimensionen für MPC und MHE.

Eigenschaft	MHE	MPC
Zustände/Stellgrößen	48	30/6
Horizontlänge (N_p, N_c)	50	30/10
Entscheidungsvariablen NLP	5648	1896
Gleichheitsbedingungen	2706	900
Ungleichheitsbedingungen	918	2052

Auch wenn MPC und MHE eine strukturelle Analogie aufweisen, so wird hier sichtbar, dass im MHE eine wesentlich höhere Zahl an Entscheidungsvariablen sind, da für alle Zustände noch die entsprechenden Prozessunsicherheiten parametrisiert werden, während bei MPC der Stellgrößenhorizont N_c sogar reduziert wird.

Zur Laufzeitanalyse werden die Zeiten mithilfe eines Entwicklungsrechners in folgender Konfiguration verwendet: CPU i7-7820HQ @2,9 GHz, 16 GB RAM, 512 GB SSD. Die

Simulation erfolgt in MATLAB/Simulink 2020a und die Solver sind in Simulink in einem MATLAB System-Block mit `Interpreted Execution` realisiert.

Zum Vergleich wird ein ausgewählter Datensatz (ID-55) jeweils für MHE und MPC separat ausgewertet. Dabei wird der MHE in einem offenen Regelkreis ausgewertet, sodass ein mehrfaches Ausführen vergleichbare Ergebnisse liefert und nicht von den Ergebnissen des MPC abhängig ist.

Beim MPC wird der Regelkreis geschlossen, allerdings werden die direkten Zustände der Strecke dem MPC weitergeleitet, sodass kein Einfluss vom Schätzer die Ergebnisse verändert. Beiden Ansätzen gemeinsam ist, dass auftretende Unterschiede damit auf Solver-Unterschiede zurückgeführt werden können.

Es wird ein IPOPT-Solver im Vergleich zu den SQP-Solvern dargestellt. Bei dem SQP-Solver wird die CasADi-Implementation `sqpmethod` verwendet. Die Konfiguration der Solver ist in den Tabellen 7.2 und 7.3 aufgelistet.

Tabelle 7.2: Einstellungen des IPOPT-Solvers.

Bezeichnung	IPOPT
Max. Iterationen	50
Toleranz	10^{-3}
Änderung Gütekriterium	10^{-3}
Verletzung d. Beschränkungen	10^{-3}

Tabelle 7.3: Einstellungen der SQP-Solver.

Bezeichnung	SQP _{MPC}	SQP _{MHE}
Max. Iterationen	10	10
Toleranz (dual)	10^{-3}	$3 \cdot 10^{-4}$
Toleranz (primal)	10^{-3}	$3 \cdot 10^{-4}$
QP-Solver	OSQP	OSQP
Max. Iterationen (QP)	100	100

Es wird die Genauigkeit bezogen auf eine vergleichsweise genaue IPOPT-Konfiguration gezeigt sowie auch die jeweilige Laufzeit dargestellt. Zur Ermittlung des Fehlers pro Zeitschritt wird der Median des relativen Fehlers bezogen auf den Signalwertebereich gewählt. Es werden die Signale $\underline{x}_1, \underline{x}_2$ der Länge N betrachtet. Der Median wird verwendet, damit Ausreißer in der Datenreihe den Gesamtfehler nicht verfälschen.

$$\varepsilon_{Step} = \frac{\text{median}(\text{abs}(\underline{x}_1 - \underline{x}_2))}{|\max(\underline{x}_1, \underline{x}_2) - \min(\underline{x}_1, \underline{x}_2)|} \cdot \frac{1}{N} \quad (7.1)$$

Zur Ermittlung des Fehlers bei dem MHE wird der geschätzte Verlauf der Längsspannungen untereinander verglichen. Beim MPC wird die Abweichung der optimalen Stellgröße voneinander verglichen.

In den Tabellen 7.4 und 7.5 sind die jeweiligen Laufzeiten und die Fehler, verglichen mit der genauen IPOPT-Lösung dargestellt. Durch ihre Warmstart-Möglichkeiten liefern die SQP-Solver bei geringen Iterationen bereits Ergebnisse, bei denen der mittlere relative Fehler des Zustands bezogen auf die IPOPT-Lösung bei unter 0,1% liegt. Eine Verringerung der Iterationen auf $N_{max} = 1$ erhöht den Fehler bspw. beim MHE um 30%, liefert aber gleichzeitig eine Geschwindigkeitserhöhung um den Faktor 4 – 10 bei den hier gewählten Einstellungen. Bei der Auswertung der MPC-Iterationen führen die gleich gewählten Solvereinstellungen zu einer Verschlechterung im Vergleich zu $N_{max} = 1$, da sich die Konvergenz der SQP-Lösung bei höheren Iterationen in dieser Konfiguration verschlechtert.

Tabelle 7.4: Solverbedingte Fehler und Laufzeiten unterschiedlicher MHE-Konfigurationen.

Bezeichnung	IPOPT	SQP _{MHE} ($N_{max} = 10$)	SQP _{MHE} ($N_{max} = 1$)
Laufzeit (min) [ms]	2120,05	378,39	137,66
Laufzeit (max) [ms]	17325,72	1629,42	278,19
Laufzeit (mean) [ms]	2323,71	448,08	155,19
Iterationen (mean)	12,83	3,22	1
ε_{Step}	0	$4,68 \cdot 10^{-4}$	$6,23 \cdot 10^{-4}$

Tabelle 7.5: Solverbedingte Fehler und Laufzeiten unterschiedlicher MPC-Konfigurationen.

Bezeichnung	IPOPT	SQP _{MPC} ($N_{max} = 10$)	SQP _{MPC} ($N_{max} = 1$)
Laufzeit (min) [ms]	372,1	213,77	35,36
Laufzeit (max) [ms]	896,35	1478,12	246,45
Laufzeit (mean) [ms]	517,9	381,1	51,31
Iterationen (mean)	12,42	9,91	1
ε_{Step}	0	$9,61 \cdot 10^{-4}$	$4,38 \cdot 10^{-4}$

Die in den vorigen Kapiteln dargestellten Lösungen sind mit den Solvareinstellungen von $N_{max} = 1$ durchgeführt worden, da sich die erzielten Genauigkeiten als ausreichend hoch für den Prozess herausgestellt haben. Bei MHE wie auch MPC sind größere Ungenauigkeiten durch Messrauschen und Prozessunsicherheiten zu erwarten, sodass Abweichungen in der Größenordnung von unter 0,1 % vergleichsweise gering ins Gewicht fallen.

Bei den Laufzeiten ist auffällig, dass selbst mit den Mittelwerten noch keine Echtzeitfähigkeit sichergestellt ist, denn die verwendete Abtastzeit liegt bei $T_s = 20$ ms. Für eine Simulationsumgebung ist dies nicht weiter tragisch, jedoch für eine spätere Online-Applikation ein deutliches Ausschlusskriterium.

7.2 Codegenerierung für Echtzeitsystem

Das Framework CasADi ist ein allgemeines Tool zur Lösung von Optimierungsproblemen und nicht konkret auf OCP ausgelegt. Dazu gibt es bereits Entwicklungen, die spezielle MHE/MPC-Funktionalitäten kapseln und damit problemspezifischere Implementationen basierend auf CasADi liefern (bspw. die CasADi-eigene Erweiterung **Opti-Stack** oder **MPCTools** von [168]). Speziell zur Codegenerierung sei auf **acados** verwiesen [31].

Maßgebliche Änderung von CasADi hin zu acados ist der Fokus auf die Codegenerierung. Damit liefert das Framework einen Beitrag, um die Lösungen des OCP auf Embedded-Plattformen zu übertragen. Das ist vor allem für mechatronische Anwendungen interessant, da dort oftmals Steuergeräte, SPS oder Rapid-Control-Prototyping-Systeme eingesetzt werden. Diese Systeme nutzen meistens eine C-Sprache und haben eigene Systemarchitekturen, die oftmals nicht den x64-Architekturen für PC-basierte Systemen entsprechen. Auch laufen auf diesen Plattformen, vor allem für Regelungsaufgaben, zeitkritische Tasks, die eine harte Echtzeitfähigkeit erfordern (d.h. Übertretungen dieser werden nicht toleriert).

In den nachfolgenden Abschnitten wird die Performance für den MPC gezeigt, um einen Überblick zu der erreichbaren Performance zu erhalten. Dafür wird die bestehende MPC-Formulierung in das **acados**-Framework überführt. Für die Sollwertfolge wird statt des EKF ein Fehlerintegrator verwendet und die Beschränkung wird nur auf die Stellgrö-

ßen, nicht aber auf die Zustände angewendet, da in den hier betrachteten Arbeitspunkten keine Grenzwertverletzung auftreten. Die Parametrierung der MPC-Gewichtungen erfolgt qualitativ, sodass die Verläufe zwischen der CasADi-Lösung und `acados` vergleichbar bleiben (s. Abb. 7.1). Dafür wird das reduzierte Modell aus dem Abschnitt 4.5 verwendet. Die Konvergenz hin zu dem Referenzwert dauert bei beiden bis ca. 8s, bei der Ausregelung von Störungen benötigt der MPC in `acados` weniger Zeit und ist etwas aggressiver als die CasADi-Version parametrierung. Da später der Fokus auf den zeitlichen Eigenschaften liegt, ist hier eine genauere Parametrierung nicht zwingend erforderlich.

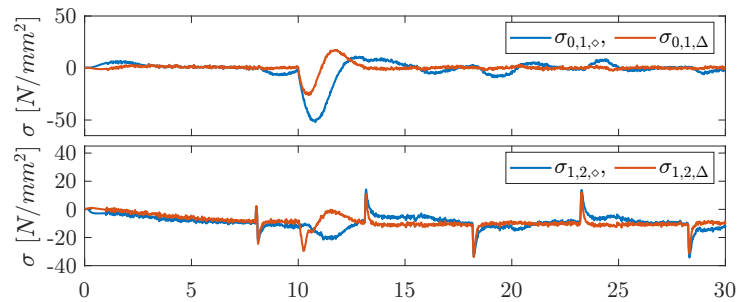


Abbildung 7.1: Exemplarischer Vergleich der Längsspannungen σ als Regelgröße zwischen der Implementation aus CasADi(\diamond) und `acados`(Δ).

In `acados` stehen verschiedene Solver zur Verfügung. Hier werden die Einstellungen nach Tabelle 7.6 verwendet mit dem speziell für MPC-Probleme entwickelten HPIPM-QP-Solver [169]. Dabei wird zwischen impliziten und expliziten Runge-Kutta (RK) variiert. Bei den impliziten Solvoren kann für eine gleiche Genauigkeit nur die Hälfte der Ordnung im Vergleich zu expliziten Solvoren verwendet werden. Vorteil der impliziten Solver ist, dass vor allem steife Systeme effizient berechnet werden können, aber auch nicht-gleichförmige Abtastintervalle.

Tabelle 7.6: Einstellungen für die expliziten und impliziten Runge-Kutta-Solver (ERK, IRK).

Bezeichnung	ERK4	IRK2
Max. Iterationen	1/2/10	1/2/10
Approx. Hessematrix	1	1
Ordnung	4	2
Toleranz	10^{-6}	10^{-6}
QP-Solver	HPIPM (partial condensing)	HPIPM (partial condensing)
Max. Iterationen (QP)	100	100

Es werden die Solver mit verschiedenen maximalen SQP-Iterationen verglichen und die jeweiligen Abweichungen ε pro Zeitschritt als Fehlermaß verwendet. Als Referenz wird dazu die genaue Berechnung mit explizitem RK4 und $N = 10$ verwendet (s. Tab. 7.7). Zwischen der Anzahl der Iterationen und der benötigten mittleren Berechnungsdauer liegt ein annähernd linearer Verlauf vor. Die Fehler werden erwartungsgemäß bei geringeren Iterationen höher, liegen aber für alle Konfigurationen unter 0,1%, was bei dieser Applikation als ausreichend angesehen wird, da stabile Regelergebnisse gewonnen wurden. Ausnahme bildet der Fall ERK4 ($N = 1$), bei dem numerische Instabilitäten beim Einsatz der integralen Referenzfolge auftraten. Ohne diese integrale Sollwertfolge konnten Laufzeiten in der gleichen Größenordnung erzielt werden, jedoch ohne die Instabilitäten. Beim Vergleich der Ergebnisse zwischen der Codegenerierung in `acados` zu denen mit CasADi (Tab. 7.5), ist eine Beschleunigung um den Faktor 3-4 möglich. Werden bei `acados` für alle Zustände weiche Zustandsbeschränkungen eingesetzt, so verlangsamt sich

Tabelle 7.7: Solverbedingte Fehler und Laufzeiten der acados-MPC-Implementation für explizite/implizite RK-Verfahren.

Bez.	ERK4 ($N = 10$)	ERK4 ($N = 2$)	ERK4 ($N = 1$)	IRK2 ($N = 10$)	IRK2 ($N = 2$)	IRK2 ($N = 1$)
Laufzeit (min) [ms]	71,99	20,43	9,68	124,74	35,05	16,99
Laufzeit (max) [ms]	389,51	82,8	40,86	468,78	107,9	53,84
Laufzeit (mean) [ms]	129,26	28,07	13,4	202,24	44,46	22,17
Iterationen (mean)	9,12	2	1	9,12	2	1
ε_{Step}	0	$4,55 \cdot 10^{-4}$	$9,33 \cdot 10^{-3}$	$2,61 \cdot 10^{-4}$	$5,31 \cdot 10^{-4}$	$8,66 \cdot 10^{-4}$

die mittlere Geschwindigkeit der Konfiguration ERK4 ($N = 1$) von 13,4 ms auf 33,2 ms. Das entspricht im Vergleich zur CasADi-Lösung eine Beschleunigung um 35 %.

Der Einsatz von Frameworks hat besonders beim Wechsel der Hardware seine Vorteile. So konnte die gleiche Quellcodebasis genutzt werden, um für ein Rapid-Control-Prototyping (RCP)-System einen echtzeitfähigen Code für ein MPC-Demonstrationsprojekt zu erzeugen. Dafür wurde ein *Speedgoat Baseline S* System verwendet. Für die hier vorgestellten MHE/MPC-Implementationen ist dies noch ein zukünftig zu bearbeitendes Themengebiet.

Weitere Optimierungsmöglichkeiten

Die zuvor dargestellten Laufzeiten haben einen Einblick gegeben, welche Möglichkeiten zur effizienteren Berechnung von nichtlinearen MPC es mit der Auswahl von darauf abgestimmten Solvern gibt. Das wird beeinflusst durch die Integratoren und deren Parametrierung, aber auch den unterlagerten QP-Solvern. Vor allem für die numerischen Optimierungen von nichtlinearen MPC-Problemen sei auf [31] verwiesen.

In den hier vorliegenden Implementationen wurden äquidistante Zeitdiskretisierungen des Prädiktionshorizonts vorgenommen. Andere Ansätze [170] nutzen dafür ein ungleichmäßiges Raster (engl. *non uniform grid*), bei denen bspw. in den ersten Integrationschritten kleinere Schrittweiten gewählt werden und am Ende des Prädiktionshorizonts größere. Dadurch wird im Vergleich zur äquidistanten Aufteilung die Anzahl der benötigten Entscheidungsvariablen reduziert, da davon ausgegangen wird, dass die Änderungen zum Ende des Prädiktionshorizonts vergleichsweise gering sein werden.

Weiteres Optimierungspotential besteht darin, dass die Anzahl der Schlupfvariablen für die weichen Zustandsbeschränkungen auf ein Minimum reduziert werden. Vor allem wenn ein Übertreten der Grenzen unter normalen Prozessbedingungen unwahrscheinlich ist, können diese Überprüfungen bspw. außerhalb der MPC-Berechnung erfolgen. Die Optimierung von MHE-Lösungen kann auf den gleichen Konzepten aufbauen, da es ein duales Problem bzgl. des zu lösenden OCP ist.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass mit der Vielzahl an Entwicklungen für nichtlineare Optimierungsprobleme, eine breite Basis für die Lösung von OCP vorhanden ist. Dadurch können nicht nur für Applikationen mit langsamen Prozesszeiten (Minuten bis Stunden), sondern auch für mechatronische Anwendungen, die im Bereich von 10 – 100 ms liegen, MHE und MPC-Lösungen entworfen werden.

Kapitel 8

Zusammenfassung und Ausblick

Im Warmwalzwerk für Profilwalzen ist der Einsatz von Sensorik speziell innerhalb eines Fertigwalzblocks nur eingeschränkt möglich. Raue Umgebungsbedingungen und begrenzter Bauraum limitieren oftmals einen Sensoreinsatz. Nichtsdestotrotz sind Informationen über den Materialfluss ein wesentliches Merkmal, um die Prozessstabilität zu gewährleisten, Ausfälle der Anlage vorzubeugen und walztechnische Einstellungen vorzunehmen. Zu diesem Zweck wurden drei Hauptbereiche der Entwicklung in dieser Arbeit betrachtet: Erstens die Modellierung des dynamischen Prozessverhaltens mit Einfluss der geometrischen Umformparameter und Erstellung eines Walzsimulators, zweitens der Schätzung von nicht-messbaren Größen innerhalb des Fertigwalzblocks sowie drittens die Materialflussregelung für die Anlagensicherheit. Dabei wird für die Schätzung und Regelung die Auswahl auf optimalitätsbasierte Methoden eingeschränkt.

Bei der Modellierung des Fertigwalzblocks wurde der Umformprozess für das Dreiwalzenverfahren in einem geometrisch basierten Ansatz nach [14] eingebunden. Dabei wurde die Bestimmung der Walzkräfte und -momente nach dem Ansatz von Lippmann und Mahrenholtz als geschlossene analytische Form verwendet. Neben dem Umformprozess sind vor allem die dynamischen Größen relevant. Diese sind die Materialgeschwindigkeiten/-querschnittsflächen sowie auch die Längsspannungen zwischen den Walzgerüsten. Die Zusammenhänge wurden über physikalisch motivierte Modellierungen erstellt. Ebenso wurde der Antriebsstrang eines jeden Walzgerüsts modelliert und mit den restlichen Komponenten zusammengesetzt, sodass ein Fertigwalzblock mit N Walzgerüsten simuliert wurde.

Bei der Validierung der Einzelkomponenten wurde aufgezeigt, wie aus den iba-Messdaten und der Anlagenkonfiguration fehlende Parameter bestimmt wurden (bspw. Reibungskoeffizienten), um die Simulationsumgebung näher an der realen Anlage auszurichten. Bei der Validierung des Gesamtmodells wurde dieses auf statische Genauigkeit sowie auf dynamische Einflüsse untersucht. Der Materialfluss und das entsprechende Umformverhalten konnte erfolgreich nachgestellt werden. Bei den statischen Arbeitspunkten sind vor allem Verschiebungen im Vergleich zu den Messwerten deutlich geworden, die stark von den absoluten Werten der Längsspannungen und der Voreilung beeinflusst wurden. Bei den dynamischen Übergängen hat die Simulation sensitivere Ergebnisse als die realen Messwerte aufgezeigt, sodass in der Realität ein trägeres Verhalten zu erwarten ist, was durch die Schätzung und Regelung einfacher abgedeckt werden kann.

Für die Zustandsschätzung wurde ein nichtlinearer Moving Horizon Estimator (MHE) verwendet. Mit der optimalitätsbasierten Methode konnten einerseits die erstellten mathematischen Modelle für den Materialfluss verwendet werden, die einen genaueren Einblick ins Prozessverhalten lieferten. Andererseits hat die Beachtung von Unsicherheiten und Rauschanteilen dazu geführt, dass das Schätzproblem auch bei teilweise unbekann-

ten Eingangsgrößen (Materialgeschwindigkeit/-querschnittsfläche) valide Schätzungen lieferte. Es wurden ebenfalls unbekannte Parameter geschätzt, sodass auch Unsicherheiten in der Anlagenparametrierung kompensiert wurden (z.B. der Umformgrad oder die mittlere Fließspannung). Dabei wurde auf eine realisierbare Problemformulierung geachtet, in der nur die tatsächlich vorliegenden Messwerte (Walzkraft, Walzmoment und Ausgangsquerschnittsfläche) der realen Anlage eingeflossen sind und die restliche Parametrierung mit ihren Nominalwerten und den jeweiligen prozessbedingten Unsicherheiten abgedeckt wurde. Der MHE wurde erfolgreich auf den Walzsimulator sowie auch auf die realen Anlagenmesswerte angewendet und lieferte einen vollständigen Zustandsvektor des Materialflussmodells, der bislang in der Anlage nicht als Messgröße vorlag.

Bei der Materialflussregelung wurde ein nichtlinearer Model Predictive Control (MPC)-Ansatz gewählt, um neben einem stabilen Arbeitspunkt auch die Einstellungen von prozessrelevanten Längsspannungen zu ermöglichen. Dazu wurde ebenfalls das hergeleitete, reduzierte Modell verwendet und über einen begrenzten Horizont von 400 – 600 ms eine optimale Stellgrößenfolge ermittelt. Die Reglerstruktur wurde an Teilmodellen sowie am Walzsimulator getestet und parametriert.

Die MHE/MPC-Kombination wurde am Walzsimulator in unterschiedlichen Szenarien getestet. Dabei wurde ein konstanter Materialfluss selbst unter externen Störungen sichergestellt. Der Vergleich von gemessenen zu ungemessenen Störgrößen zeigt eine deutliche Verringerung der Oszillationen und dem asymptotischen Einschwingen auf den gewünschten Referenzwert. Im PIREF-Projekt wurde eine Sensorik zur Materialflussüberwachung entwickelt und als Prototyp getestet. Dabei ergab es sich, dass die Absolutmesswerte einen Offset aufwiesen, die relativen Änderungen des Messsignals aber einen genauen Einblick lieferten. Diese Erweiterung wurde im MPC berücksichtigt und die Delta-Formulierung der Eingangsgrößen lieferte eine Verringerung der Ausregelzeit um 20 %.

Es wurde die Performance der MHE/MPC-Struktur mit besonderem Fokus auf die Laufzeit verglichen. Die Simulation lieferte die quantitative und strukturellen Ergebnisse für die Schätzer/Regler-Kombination. Für die Echtzeitfähigkeit der Lösung wurden Schritte aufgezeigt, wie mit der gleichen Problemformulierung aus dem `CasADi`-Framework ein Übergang hin zu echtzeitfähigem Code umgesetzt werden kann. Dabei wurde die Verringerung der Laufzeit um den Faktor 2-4 beim Einsatz des `acados`-Frameworks für den MPC gezeigt.

Die hier vorgestellten Lösungen liefern einen Beitrag zur optimierten Betriebsweise von gekoppelten Fertigungsstraßen im Walzsektor. Mit MPC und MHE werden Verfahren verwendet, die auf numerische Optimierung aufbauen und die strukturierte Lösung von Optimalsteuerungsproblemen ermöglichen. In dieser Arbeit wurde das Prozesswissen anhand analytischer Walzmodelle mit dynamischen Eigenschaften der Walzgerüstverkopplung in einem Walzsimulator für einen Dreiwalzenprozess zusammengeführt. Dieser bietet die Grundlage für die Evaluierung von Schätzer und Regler. Die Zustandsschätzung wurde zusätzlich mit realen Anlagenmesswerten ausgeführt, um die Verwendung an Realdaten zu demonstrieren.

Der Einsatz von optimalitätsbasierten Verfahren liefert eine leistungsfähige Schätz- und Reglerformulierung, in der vor allem die direkte Gewichtung der Prozessgrößen das Verständnis der Parametrierung erleichtert. Außerdem werden bekannte Beschränkungen der Zustände und Parameter genutzt, um die Optimierung auf physikalisch sinnvolle Wertebereiche zu reduzieren. Es liefert einen systematischen Ansatz, um bekannte Störungen in die Prozessmodelle einzubringen und dadurch vorhandene bzw. erweiterte Sensorik in die Optimierung einfließen zu lassen.

Optimierungsframeworks, wie hier `CasADi` oder `acados`, bieten die Möglichkeit, dass

der Entwicklungsfokus auf der regelungstechnischen Anforderung liegt und das numerische Backend aus bereits hochentwickelten mathematischen Optimierungsumgebungen genutzt werden kann.

Ausblick

Neben der zuvor beschriebenen Funktionalität des Walzsimulators sind folgende Aspekte aufgefallen, die in zukünftigen Arbeiten weiter behandelt werden können. Zwischen den simulierten und den realen Arbeitspunkten haben sich vor allem im Materialfluss statische Abweichungen gezeigt. Diese Informationen werden einerseits über die geometrischen Berechnungen des Umformmodells beeinflusst, aber auch durch Effekte wie die Materialbreitung im Walzspalt. Liegen nähere Modellbeschreibungen vor, so können diese in die aktuelle Implementation eingebracht werden, um ein genaueres Verhalten des Simulators zu erzielen.

Die bisher entwickelten Lösungen wurden noch nicht an einer realen Anlage getestet. Für diesen Schritt muss das Problem vollständig in eine Echtzeitumgebung portiert werden und anschließend an den realen Prozess angebunden werden. Eine aktuell bestehende SPS-basierte Lösung ist für diese Anforderungen nicht leistungsstark genug, sodass bspw. eine dedizierte Hardware mit einer Feldbusanbindung notwendig ist. Zur Überführung der aktuellen Lösung aus dem Simulator an den realen Prozess, muss die Prozesssicherheit sichergestellt werden. Dafür können die Änderungsraten der Stellgrößen stärker begrenzt werden und anschließend das System in einem stabilen Arbeitspunkt aktiviert werden. Nach erfolgreicher Durchführung kann die Aktivierung auch beim Stabeintritt erfolgen und damit die gesamte hier dargestellte Lösung genutzt werden.

Bei der numerischen Optimierung benötigt der MHE die meisten Ressourcen, sodass weitere Möglichkeiten zur Aufwandsminimierung untersucht werden können, um eine Echtzeitfähigkeit der Methoden sicherzustellen. Mögliche Anpassungen sind, dass langsam zeitvariable Parameter über den Beobachtungshorizont als zeitkonstant behandelt werden und somit die Komplexität reduziert wird. Des Weiteren kann die OCP-Formulierung von einer äquidistanten Abtastung hin zu einer nicht-äquidistanten Abtastung gewechselt werden, um somit die Anzahl der Integrationsintervalle bei gleicher Prädiktionslänge zu reduzieren und damit auch die Anzahl der freien Parameter im Optimierungsproblem [170].

Anhang A

Stabilitätsnachweis für MPC

Für den Stabilitätsnachweis werden die Konzepte der Endwertgewichtung, der rekursiven Lösbarkeit und der Endwertbeschränkung im Folgenden näher beschrieben. Es werden zur weiteren Analyse nachfolgende Definitionen verwendet:

Für eine gültige Ljapunov-Funktion $V(\underline{x})$, die eine asymptotische Stabilität gewährleistet, gilt:

$$V(\underline{0}) = 0 \quad (\text{A.1a})$$

$$V(\underline{x}) \geq 0 \quad \forall \underline{x} \neq 0 \quad (\text{A.1b})$$

$$\dot{V}(\underline{x}) < 0 \quad \forall \underline{x} \neq 0 \quad (\text{A.1c})$$

$$\cong V(\underline{x}(k+1)) - V(\underline{x}(k)) < 0 \quad \forall \underline{x} \neq 0, k \geq 0 \quad (\text{A.1d})$$

$$V(\underline{x}) \rightarrow \infty, \text{ wenn } |\underline{x}| \rightarrow \infty \quad (\text{A.1e})$$

Der MPC-Algorithmus werde auf einen unendlichen Horizont zur Stabilitätsanalyse erweitert, sodass für das Regelgesetz mit einem Horizont N gilt:

$$\underline{u}(k) = \begin{cases} \underline{u}^*(k) & \forall k = 0 \dots N-1 \\ -\underline{K}\underline{x} & \forall k \geq N \end{cases} \quad (\text{A.2})$$

Dabei werde die zeitkonstante Rückführmatrix \underline{K} so gewählt, dass das System asymptotisch unter Beachtung der Beschränkungen in den Ursprung konvergiert. Bei linearen Systemen entspricht es dem, dass die Eigenwerte von $\underline{A} - \underline{B}\underline{K}$ in der komplexen linken Halbebene liegen.

Endwertgewichtung

Für die Endwertgewichtung werde die erweiterte MPC-Formulierung auf einen unendlichen Horizont angewendet (Gl. (A.2)). Für das optimale Gütekriterium $J^*(k)$ gelte:

$$J^*(k) = \underline{x}^T(k+N) \underline{\bar{Q}} \underline{x}(k+N) + \sum_{i=0}^{N-1} \underline{x}^T(k+i) \underline{Q} \underline{x}(k+i) + \underline{u}^T(k+i) \underline{R} \underline{u}(k+i) \quad (\text{A.3})$$

Der Summenanteil ab $k = N$ konvergiert gegen einen endlichen Endwert, denn mit der asymptotischen Stabilität durch das Regelgesetz (A.2) gilt: $\underline{x} \rightarrow \underline{0}$ für $k \rightarrow \infty$. (Die Summation ab $i = 0$ statt $i = N$, darf ohne Beschränkung der Allgemeinheit für den unendlichen Horizont angewendet werden.)

$$J_{Kx} = \sum_{i=0}^{\infty} \underline{x}^T(i) \underline{Q} \underline{x}(i) + \underline{u}^T(i) \underline{R} \underline{u}(i) = \underline{x}^T(0) \underline{\bar{Q}} \underline{x}(0) \quad (\text{A.4})$$

Dabei erfüllt \bar{Q} die Ljapunov-Gleichung:

$$\bar{Q} - (\underline{A} - \underline{B} \underline{K})^T \bar{Q} (\underline{A} - \underline{B} \underline{K}) = \underline{Q} + \underline{K}^T \underline{B} \underline{K} \quad (\text{A.5})$$

Daraus folgt, dass unter Annahme einer impliziten Zustandsregelung nach dem MPC-Prädiktionshorizont, anstelle eines unendlichen Horizonts eine konstante Endwertgewichtung erfolgen kann. Dabei wird die Endwertgewichtung über die Ljapunov-Gleichung (A.5) gewählt. Eine ausführliche Erklärung und Herleitung ist unter [171] in Anlehnung an [39] zu finden.

Rekursive Lösbarkeit

Mit der rekursiven Lösbarkeit wird gesagt, dass nach einer erfolgreichen ersten Lösung des Optimierungsproblems, alle weiteren Optimierungsprobleme ebenfalls lösbar sind und ihre Beschränkungen einhalten, aufgrund der Erweiterung des MPC-Algorithmus auf einen unendlichen Horizont. Für die optimale Lösung $\underline{u}^*(k)$ gelte:

$$\underline{u}^*(k) = [\underline{u}^*(0), \underline{u}^*(1), \dots, \underline{u}^*(N-2), \underline{u}^*(N-1)] \quad (\text{A.6})$$

Es muss gezeigt werden, dass die optimale Lösung zum Zeitpunkt $k+1$ geringer als zum Zeitpunkt k ist, um die negative Definitheit der Ljapunov-Funktion zu gewährleisten. Dafür besteht die suboptimale Lösung $\tilde{\underline{u}}(k+1)$ aus der Lösung des vorherigen Ergebnis und dem asymptotisch konvergierenden Reglergesetz an $k=N$:

$$\tilde{\underline{u}}(k+1) = [\underline{u}^*(1), \underline{u}^*(2), \dots, \underline{u}^*(N-1), -\underline{K} \underline{x}] \quad (\text{A.7})$$

Das suboptimale Gütekriterium $\tilde{J}(k+1)$ sei:

$$\begin{aligned} \tilde{J}(k+1) &= \underline{x}^T(k+N+1) \bar{Q} \underline{x}(k+N+1) \\ &\quad + \sum_{i=1}^N \underline{x}^T(k+i) \underline{Q} \underline{x}(k+i) + \underline{u}^{*T}(k+i) \underline{R} \underline{u}^*(k+i) \end{aligned} \quad (\text{A.8a})$$

$$= \sum_{i=1}^{\infty} \underline{x}^T(k+i) \underline{Q} \underline{x}(k+i) + \underline{u}^{*T}(k+i) \underline{R} \underline{u}^*(k+i) \quad (\text{A.8b})$$

$$\begin{aligned} &= \sum_{i=0}^{\infty} \underline{x}^T(k+i) \underline{Q} \underline{x}(k+i) + \underline{u}^{*T}(k+i) \underline{R} \underline{u}^*(k+i) \\ &\quad - [\underline{x}^T(k) \underline{Q} \underline{x}(k) + \underline{u}^{*T}(k) \underline{R} \underline{u}^*(k)] \end{aligned} \quad (\text{A.8c})$$

$$= J^*(k) - [\underline{x}^T(k) \underline{Q} \underline{x}(k) + \underline{u}^{*T}(k) \underline{R} \underline{u}^*(k)] \quad (\text{A.8d})$$

Für die optimale Lösung zum Zeitpunkt $k+1$ gilt:

$$J^*(k+1) \leq \tilde{J}(k+1) \quad (\text{A.9})$$

Damit ist bei einer positiv definiten Wahl von \underline{Q} und \underline{R} und der Verwendung einer Endwertgewichtung für einen unendlichen Horizont sicher, dass folgende Ungleichung gilt:

$$\tilde{J}(k+1) - J^*(k) \leq -[\underline{x}^T(k) \underline{Q} \underline{x}(k) + \underline{u}^{*T}(k) \underline{R} \underline{u}^*(k)] \quad (\text{A.10})$$

Endwertbeschränkung

Bisher wurde angenommen, dass zum Ende des Prädiktionshorizonts N der MPC in der Lage ist, den Zustand $\underline{x}(N)$ in einen Bereich Ω zu überführen, ab dem das zeitkonstante Reglergesetz $\underline{u} = -\underline{K} \underline{x}$ in der Lage ist, asymptotische Stabilität zu gewährleisten. Das hat

die rekursive Lösbarkeit sichergestellt. Diese Annahme ist nicht allgemeingültig, vor allem wenn Zustands- oder Stellgrößenbeschränkungen vorliegen, sodass eine Erweiterung des Optimierungsproblems durchgeführt werden muss.

Es muss sichergestellt werden, dass ab dem Zeitschritt $k = N$, ab dem das zeitkonstante Regelgesetz angewendet wird, ebenfalls alle Beschränkungen eingehalten werden. Vor allem muss gelten, dass $\underline{x}(k + N) \in \Omega$ und $\underline{x}(k + N + 1) \in \Omega$, damit durch die nicht-optimierte Stellgröße in (A.7), die Ljapunov-Funktion ebenfalls abnimmt.

Um das sicherzustellen wird das Optimierungsproblem um eine Ungleichheitsbedingung erweitert:

$$\underline{x}(k + N) \in \Omega \Rightarrow \underline{x}_{min,\Omega} \leq \underline{x}(k + N) \leq \underline{x}_{max,\Omega} \quad (\text{A.11})$$

Dabei sind die Designparameter bei der MPC-Auslegung die Größe des Bereichs Ω oder die Prädiktionslänge N .

Anhang B

Systembeschreibung für LQI-Regelung

Für die integrale Beschreibung wird der Zustandsvektor $\underline{x}(t)$ um einen Fehlervektor $\underline{e}(t)$ erweitert.

$$\int \underline{e}(t) dt = \underline{x}_{int}(t) \quad (\text{B.1a})$$

$$\underline{e}(t) = \underline{w}_{ref}(t) - \underline{y}(t) = \dot{\underline{x}}_{int}(t) \quad (\text{B.1b})$$

Die Integration des Fehlers \underline{e} wird über folgenden Zusammenhang in ein erweitertes System formuliert:

$$\underbrace{\begin{bmatrix} \dot{\underline{x}} \\ \dot{\underline{x}}_{int} \end{bmatrix}}_{\dot{\underline{\tilde{x}}}} = \underbrace{\begin{bmatrix} \underline{A} & \underline{0} \\ -\underline{C} & \underline{0} \end{bmatrix}}_{\underline{\tilde{A}}} \underbrace{\begin{bmatrix} \underline{x} \\ \underline{x}_{int} \end{bmatrix}}_{\underline{\tilde{x}}} + \underbrace{\begin{bmatrix} \underline{B} \\ \underline{0} \end{bmatrix}}_{\underline{\tilde{B}}} u + \begin{bmatrix} \underline{0} \\ \underline{w}_{ref} \end{bmatrix} \quad (\text{B.2a})$$

$$\underline{\tilde{y}} = \underbrace{\begin{bmatrix} \underline{C} & \underline{0} \end{bmatrix}}_{\underline{\tilde{C}}} \begin{bmatrix} \underline{x} \\ \underline{x}_{int} \end{bmatrix} \quad (\text{B.2b})$$

Da sich die dynamischen Eigenschaften des Systems nicht ändern, wenn ein Referenzwert aufgeschaltet wird, erfolgt die Auslegung des LQI-Reglers mit dem Fall $\underline{w}_{ref} = 0$, woraus sich das Systemverhalten auf die Form zusammenfassen lässt:

$$\dot{\underline{\tilde{x}}} = \underline{\tilde{A}} \underline{\tilde{x}} + \underline{\tilde{B}} u \quad (\text{B.3a})$$

$$\underline{\tilde{y}} = \underline{\tilde{C}} \underline{\tilde{x}} \quad (\text{B.3b})$$

Damit der LQI-Ansatz eine stabile Lösung liefert, müssen folgende drei Bedingungen erfüllt sein:

1. $\underline{\tilde{Q}} \geq 0$ und $\underline{\tilde{R}} > 0$.
2. $(\underline{\tilde{A}}, \underline{\tilde{B}})$ muss stabilisierbar sein.
3. $(\underline{\tilde{Q}}_M, \underline{\tilde{A}})$ darf keine nicht-beobachtbaren Eigenwerte auf der imaginären Achse (kontinuierlich) / auf dem Einheitskreis (diskret) haben.

Die erste Bedingung ist für den Fall, dass nur die Hauptdiagonalen-Elemente gesetzt sind, erfüllt, wenn jeweils gilt:

$$q_{i,i} \geq 0 \quad \forall i = 1 \dots \dim(\underline{\tilde{Q}}) \quad (\text{B.4a})$$

$$r_{i,i} > 0 \quad \forall i = 1 \dots \dim(\underline{\tilde{R}}) \quad (\text{B.4b})$$

Für die zweite Bedingung wird das Paar $(\tilde{\underline{A}}, \tilde{\underline{B}})$ als erstes auf Steuerbarkeit bzw. Stabilisierbarkeit überprüft. Dabei ergibt sich nach Anwendung des Hautus-Kriteriums, dass das System Höchststrang hat und somit folgt daraus die vollständige Steuerbarkeit [36, S. 80 ff.].

Die letzte Bedingung wird mit der Hilfsmatrix $\tilde{\underline{Q}}_M$ erstellt.

$$\tilde{\underline{Q}} = \tilde{\underline{Q}}_M^T \tilde{\underline{Q}}_M \quad (\text{B.5})$$

Für den Fall mit ausschließlich Einträgen auf der Hauptdiagonalen gilt:

$$\tilde{\underline{Q}}_M = \sqrt{\tilde{\underline{Q}}} \quad (\text{B.6})$$

Mit dem gewählten System wird für das Paar $(\tilde{\underline{Q}}_M, \tilde{\underline{A}})$ die Beobachtbarkeit bzw. die Detektierbarkeit mithilfe des Hautus-Kriteriums überprüft. Dabei ergibt sich, dass es ebenfalls Höchststrang hat.

Anhang C

Auflistung der genutzten Walzscenarioen

Folgende Walzscenarioen liefern die Grundlage für die Auswertung und Parametrierung der unterschiedlichen MHE und MPC-Testläufe.

Szenario-ID	Werkstoff	Einlauf- querschnitt- fläche A_0	Einlauf- geschwin- digkeit v_0	Auslauf- querschnitt- fläche $A_{1,6}$
1	100Cr6	1037,19	2,06	370,56
2	100Cr6	1028,65	2,06	365,81
3	100Cr6	1024,67	2,06	365,42
4	100Cr6	1026,38	2,06	366,38
5	100Cr6	1024,67	2,06	365,62
6	100Cr6	1024,67	2,06	365,63
7	100Cr6	1023,54	2,06	365,39
8	100Cr6	1026,38	2,06	365,41
9	100Cr6	1028,65	2,06	365,51
10	100Cr6	1029,22	2,05	365,16
11	100Cr6	1026,38	2,06	366,85
12	100Cr6	1028,08	2,06	366,80
13	100Cr6	1032,06	2,06	366,12
14	100Cr6	1029,22	2,05	365,52
15	100Cr6	1029,22	2,05	365,58
16	100Cr6	1026,38	2,05	366,43
17	100Cr6	1025,81	2,05	365,29
18	100Cr6	1028,08	2,05	365,69
19	100Cr6	1027,51	2,05	365,61
20	100Cr6	1024,67	2,06	366,82
21	100Cr6	1031,49	2,05	366,74
22	100Cr6	1032,06	2,39	425,95
23	100Cr6	1034,91	2,39	426,73
24	100Cr6	1032,63	2,39	426,56
25	100Cr6	1033,77	2,39	425,15
26	100Cr6	1032,06	2,39	426,18
27	X15Cr-H2	1046,35	2,75	510,71
28	X15Cr-H2	1048,07	2,75	515,07
29	X15Cr-H2	1046,92	2,75	515,27

C. AUFLISTUNG DER GENUTZTEN WALZSZENARIEN

30	X15Cr-H2	1046,92	2,75	515,29
31	X15Cr-H2	1049,79	2,75	514,89
32	X15Cr-H2	1049,79	2,74	513,22
33	X12Cr-K	1041,76	2,74	522,43
34	X12Cr-K	1045,77	2,74	523,79
35	X12Cr-K	1045,20	2,74	522,96
36	X12Cr-K	1046,92	2,74	523,05
37	X12Cr-K	1047,49	2,74	521,77
38	X12Cr-K	1044,05	2,74	522,15
39	100Cr6	1049,79	2,77	503,05
40	100Cr6	1049,79	2,77	502,57
41	100Cr6	1048,07	2,77	504,28
42	100Cr6	1053,81	2,77	505,30
43	100Cr6	1048,07	2,77	503,18
44	100Cr6	1051,51	2,77	503,41
45	100Cr6	1050,94	2,77	504,14
46	100Cr6	1047,49	2,77	504,42
47	100Cr6	1052,09	2,77	502,56
48	100Cr6	1052,66	2,77	504,25
49	100Cr6	1051,51	2,76	502,07
50	16MnCr5	1063,62	2,72	562,41
51	16MnCr5	1063,62	2,72	560,97
52	16MnCr5	1058,42	2,72	560,50
53	16MnCr5	1059,58	2,72	561,84
54	16MnCr5	1059,00	2,72	561,54
55	16MnCr5	1060,15	2,72	561,52
56	16MnCr5	1061,31	2,72	562,32
57	16MnCr5	1057,27	2,72	562,01
58	16MnCr5	1059,58	2,72	561,32
59	16MnCr5	1057,27	2,72	561,10
60	16MnCr5	1071,73	3,08	585,40
61	16MnCr5	1071,15	3,08	586,17
62	16MnCr5	1072,31	3,08	585,48
63	16MnCr5	1071,73	3,08	585,67
64	16MnCr5	1071,15	3,08	586,22
65	16MnCr5	1071,73	3,08	585,42
66	16MnCr5	1070,57	3,08	585,86
67	16MnCr5	1069,99	3,08	585,37
68	16MnCr5	1069,41	3,08	585,86
69	16MnCr5	1072,89	3,08	585,65
70	16MnCr5	1071,15	3,09	586,18
71	16MnCr5	1072,31	3,08	586,40
72	16MnCr5	1069,99	3,08	585,68
73	16MnCr5	1072,89	3,08	586,21
74	16MnCr5	1071,73	3,08	585,70
75	16MnCr5	1074,63	3,08	586,26
76	16MnCr5	1072,89	3,08	586,29
77	16MnCr5	1069,99	3,08	586,16
78	16MnCr5	1072,31	3,09	587,16

C. AUFLISTUNG DER GENUTZTEN WALZSZENARIEN

79	16MnCr5	1072,31	3,08	586,50
80	16MnCr5	1071,73	3,08	586,66
81	16MnCr5	1072,31	3,08	586,29
82	16MnCr5	1074,05	3,08	586,42
83	16MnCr5	1072,31	3,08	586,26
84	16MnCr5	1075,21	3,08	587,24
85	16MnCr5	1074,63	3,08	586,72
86	16MnCr5	1073,47	3,08	586,73
87	16MnCr5	1076,95	3,08	586,75
88	16MnCr5	1071,15	3,08	585,99
89	16MnCr5	1076,95	3,08	586,48
90	16MnCr5	1077,54	3,08	586,64
91	16MnCr5	1076,95	3,08	587,09
92	16MnCr5	1074,63	3,08	586,61

Tabelle C.1: Verwendete Szenarien mit Werkstoffen und Messwerten zum Materialfluss. Materialbezeichnungen und EN-Standard: 100Cr6 - 1.2067; 16MnCr5 - 1.7131; X12Cr-K - 1.4300; X15Cr-H2 - 1.4119.

Literatur

- [1] B. Vogel-Heuser, T. Bauernhansl und M. ten Hompel, Hrsg., *Handbuch Industrie 4.0: Bd. 4: Allgemeine Grundlagen*, 2. Auflage, Ser. Springer Reference Technik. Berlin: Springer Vieweg, 2017.
- [2] H. Hoffmann, G. Spur und R. Neugebauer, *Handbuch Umformen*, 2., vollst. neu bearb. Aufl., Ser. Edition Handbuch der Fertigungstechnik. s.l.: Carl Hanser Fachbuchverlag, 2012.
- [3] V. B. Ginzburg und R. Ballas, *Fundamentals of flat rolling*, Ser. Manufacturing engineering and materials processing. New York: Marcel Dekker, 2000, Bd. 57.
- [4] H. Lippmann und O. Mahrenholtz, *Plastomechanik der Umformung metallischer Werkstoffe: Erster Band*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1967.
- [5] W. L. Roberts, *Hot Rolling of Steel*, First edition, Ser. Manufacturing Engineering and Materials Processing Ser. Boca Raton: Chapman and Hall/CRC, 1983, Bd. v. Vol. 10.
- [6] Z. Wusatowski und G. Zouhar, *Grundlagen des Walzens*. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1963.
- [7] H. Pawelski und O. Pawelski, *Technische Plastomechanik: Kompendium und Übungen*. Düsseldorf: Verl. Stahleisen, 2000.
- [8] R. Kopp und H. Wiegels, *Einführung in die Umformtechnik*, 2., korrigierte Aufl. Aachen: Verl. Mainz, 1999.
- [9] J. Gottschling und P. J. Mauk, »Hot flow curves of metallic materials«, *Proceedings 14th International Forgemasters Meetings (IFM), Wiesbaden, Germany, September 3 to 8, 2000*, S. 484–491, 2000.
- [10] R. Hinkfoth, »Die Anwendung der elementaren Plastizitätstheorie in der Umformtechnik, speziell beim Warm- und Kaltwalzen«, *Freiberger Forschungshefte. Reihe B*, 1985.
- [11] R. Hinkfoth, *Massivumformung: Ausgewählte technologische Grundlagen der Umformprozesse in der Metallurgie (Walzen, Ziehen, Strangpressen, Stauchen und Recken) behandelt mit Hilfe der elementaren Plastizitätstheorie in globaler Betrachtung für Projektierung, Konstruktion und Technologie*. Aachen: Mainz, 2003.
- [12] C. Overhagen, »Modelle zum Walzen von Flach- und Vollquerschnitten«, Dissertation, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, 2018.
- [13] Y. Lee, *Rod and bar rolling: Theory and applications*, Ser. Manufacturing engineering and materials processing. New York, NY: Dekker, 2004, Bd. 64.
- [14] P. J. Mauk und C. Overhagen, »Models for Rod and Bar Rolling Mills with 2-roll, 3-roll, and 4-roll Stands«, *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte*, Jg. 161, Nr. 9, S. 405–414, 2016.
- [15] J. Richalet, A. Rault, J. L. Testud und J. Papon, »Model predictive heuristic control«, *Automatica*, Jg. 14, Nr. 5, S. 413–428, 1978.

-
- [16] S. Qin und T. A. Badgwell, »A survey of industrial model predictive control technology«, *Control Engineering Practice*, Jg. 11, Nr. 7, S. 733–764, 2003.
- [17] E. F. Camacho und C. Bordons, *Model predictive control*, 2. ed., Ser. Advanced Textbooks in Control and Signal Processing. London u. a.: Springer, 2004.
- [18] J. B. Rawlings, D. Q. Mayne und M. M. Diehl, *Model predictive control: Theory, computation, and design*, 2nd edition. Madison, Wisconsin: Nob Hill Publishing, 2017.
- [19] J. A. Rossiter, *Model-Based Predictive Control*. London: CRC Press, 2003.
- [20] L. Wang, *Model Predictive Control System Design and Implementation Using MATLAB®*, Ser. Advances in Industrial Control. London und Heidelberg: Springer, 2009.
- [21] L. Grüne und J. Pannek, *Nonlinear model predictive control: Theory and algorithms*, Second edition, Ser. Communications and control engineering. Cham: Springer, 2017.
- [22] F. Allgöwer und A. Zheng, Hrsg., *Nonlinear Model Predictive Control*. Basel: Birkhäuser Basel, 2000.
- [23] S. V. Raković und W. Levine, Hrsg., *Handbook of Model Predictive Control*, 1st edition 2019, Ser. Control Engineering. Cham: Springer International Publishing, 2019.
- [24] M. G. Forbes, R. S. Patwardhan, H. Hamadah und R. B. Gopaluni, »Model Predictive Control in Industry: Challenges and Opportunities«, *IFAC-PapersOnLine*, Jg. 48, Nr. 8, S. 531–538, 2015.
- [25] F. Javed, A. V. Savkin, G. S. H. Chan u. a., »Model predictive control of relative blood volume and heart rate during hemodialysis«, *Medical & Biological Engineering & Computing*, Jg. 48, Nr. 4, S. 389–397, 2010.
- [26] N. M. Kakoty, S. M. Hazarika, M. H. Koul und S. K. Saha, »Model predictive control for finger joint trajectory of TU Biomimetic hand«, in *2014 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation (ICMA 2014)*, Piscataway, NJ: IEEE, 2014, S. 1225–1230.
- [27] P. Karamanakos, E. Liegmann, T. Geyer und R. Kennel, »Model Predictive Control of Power Electronic Systems: Methods, Results, and Challenges«, *IEEE Open Journal of Industry Applications*, Jg. 1, S. 95–114, 2020.
- [28] H. Nguyen, M. Kamel, K. Alexis und R. Siegwart, »Model Predictive Control for Micro Aerial Vehicles: A Survey«, *ArXiv*, Jg. pdf/2011.11104, 2020.
- [29] P. Kumar, J. B. Rawlings und S. J. Wright, »Industrial, large-scale model predictive control with structured neural networks«, *Computers & Chemical Engineering*, Jg. 150, S. 107–291, 2021.
- [30] S. Adhau, S. Patil, D. Ingole und D. Sonawane, »Implementation and Analysis of Nonlinear Model Predictive Controller on Embedded Systems for Real-Time Applications«, in *2019 18th European Control Conference (ECC)*, Piscataway, NJ: IEEE, 2019, S. 3359–3364.
- [31] R. Verschueren, G. Frison, D. Kouzoupis u. a., »acados—a modular open-source framework for fast embedded optimal control«, *Mathematical Programming Computation*, 2021.
- [32] D. Q. Mayne, »Model predictive control: Recent developments and future promise«, *Automatica*, Jg. 50, Nr. 12, S. 2967–2986, 2014.

- [33] M. Schwenzer, M. Ay, T. Bergs und D. Abel, »Review on model predictive control: an engineering perspective«, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Jg. 117, Nr. 5-6, S. 1327–1349, 2021.
- [34] R. Isermann und M. Münchhof, *Identification of Dynamic Systems: An Introduction with Applications*, Ser. Advanced Textbooks in Control and Signal Processing. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011.
- [35] D. Simon, J. Lofberg und T. Glad, »Reference tracking MPC using terminal set scaling«, in *2012 IEEE 51st Annual Conference on Decision and Control (CDC 2012)*, Piscataway, NJ: IEEE, 2012.
- [36] J. Lunze, *Regelungstechnik 2: Mehrgrößensysteme, Digitale Regelung*, 9., überarb. Aufl. 2016. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016.
- [37] G. Pannocchia, »Offset-free tracking MPC: A tutorial review and comparison of different formulations«, in *2015 European Control Conference (ECC 2015)*, Piscataway, NJ: IEEE, 2015, S. 527–532.
- [38] J. Adamy, *Nichtlineare Systeme und Regelungen*, 2., bearb. und erw. Aufl. Berlin: Springer Vieweg, 2014.
- [39] J. M. Maciejowski, *Predictive control: With constraints*, 1. publ. Harlow und Munich: Prentice Hall, 2002.
- [40] H. Chen und F. Allgöwer, »A Quasi-Infinite Horizon Nonlinear Model Predictive Control Scheme with Guaranteed Stability«, *Automatica*, Jg. 34, Nr. 10, S. 1205–1217, 1998.
- [41] C. V. Rao und J. B. Rawlings, »Nonlinear Moving Horizon State Estimation«, in *Nonlinear Model Predictive Control*, F. Allgöwer und A. Zheng, Hrsg., Basel: Birkhäuser Basel, 2000, S. 45–69.
- [42] D. A. Allan und J. B. Rawlings, »Moving Horizon Estimation«, in *Handbook of Model Predictive Control*, Ser. Control Engineering, S. V. Raković und W. Levine, Hrsg., Cham: Springer International Publishing, 2019, S. 99–124.
- [43] P. Philipp, »Centralized and Distributed Moving Horizon Strategies for State Estimation of Networked Control Systems«, Dissertation, Technische Universität München, München, 2014.
- [44] J. B. Jørgensen, »Moving Horizon Estimation and Control«, Dissertation, Technical University of Denmark, Kopenhagen, 2004.
- [45] L. P. Russo und R. E. Young, »Moving-horizon state estimation applied to an industrial polymerization process«, in *Proceedings of the 1999 American Control Conference*, Piscataway, NJ: IEEE Service Center, 1999, 1129–1133 vol.2.
- [46] J. D. Hedengren, K. V. Allsford und J. Ramlal, »Moving Horizon Estimation and Control for an Industrial Gas Phase Polymerization Reactor«, in *2007 American Control Conference*, Piscataway, NJ: IEEE Service Center, 2007, S. 1353–1358.
- [47] M. Paasche, T. A. Johansen und L. Imsland, »Regularized and Adaptive Nonlinear Moving Horizon Estimation of Bottomhole Pressure during Oil Well Drilling«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 44, Nr. 1, S. 10 511–10 516, 2011.
- [48] A. Hasan und L. Imsland, »Moving horizon estimation in managed pressure drilling using distributed models«, in *2014 IEEE Conference on Control Applications (CCA 2014)*, Piscataway, NJ: IEEE, 2014, S. 605–610.

-
- [49] A. Jinasena und R. Sharma, »Adaptive Moving Horizon Estimator for Return Flow Rate Estimation using Fluid Levels of a Venturi Channel«, *Modeling, Identification and Control: A Norwegian Research Bulletin*, Jg. 41, Nr. 2, S. 79–90, 2020.
- [50] M. W. Mehrez, G. K. I. Mann und R. G. Gosine, »Nonlinear moving horizon state estimation for multi-robot relative localization«, in *2014 IEEE 27th Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering (CCECE)*, IEEE, 5/4/2014 - 5/7/2014, S. 1–5.
- [51] S. Pfeiffer, C. de Wagter und G. C. de Croon, »A Computationally Efficient Moving Horizon Estimator for Ultra-Wideband Localization on Small Quadrotors«, *IEEE Robotics and Automation Letters*, Jg. 6, Nr. 4, S. 6725–6732, 2021.
- [52] F. Toso, P. G. Carlet, M. Preindl und S. Bolognani, »Active-Flux-Based Motion-Sensorless Control of PMSM Using Moving Horizon Estimator«, in *SLED 2018*, Piscataway, NJ: IEEE, 2018, S. 78–83.
- [53] Z. Mahmoudi, D. Boiroux und J. B. Jorgensen, »Meal Detection for Type 1 Diabetes Using Moving Horizon Estimation«, in *2018 IEEE Conference on Control Technology and Applications (CCTA)*, Piscataway, NJ: IEEE, 2018, S. 1674–1679.
- [54] D. A. Copp, R. Gondhalekar und J. P. Hespanha, »Simultaneous model predictive control and moving horizon estimation for blood glucose regulation in Type 1 diabetes«, *Optimal Control Applications and Methods*, Jg. 39, Nr. 2, S. 904–918, 2018.
- [55] C. V. Rao, J. B. Rawlings und D. Q. Mayne, »Constrained state estimation for nonlinear discrete-time systems: stability and moving horizon approximations«, *IEEE Transactions on Automatic Control*, Jg. 48, Nr. 2, S. 246–258, 2003.
- [56] M. A. Müller, »Nonlinear moving horizon estimation in the presence of bounded disturbances«, *Automatica*, Jg. 79, S. 306–314, 2017.
- [57] S. Knuefer und M. A. Mueller, »Nonlinear Full Information and Moving Horizon Estimation: Robust Global Asymptotic Stability«, *ArXiv*, Jg. abs/2105.02764, 2021.
- [58] L. T. Biegler, »Efficient Nonlinear Programming Algorithms for Chemical Process Control and Operations«, in *System modeling and optimization*, Ser. IFIP Advances in Information and Communication Technology, A. Korytowski, Hrsg., Bd. 312, Berlin und Heidelberg: Springer, 2009, S. 21–35.
- [59] A. Wynn, M. Vukov und M. Diehl, »Convergence Guarantees for Moving Horizon Estimation Based on the Real-Time Iteration Scheme«, *IEEE Transactions on Automatic Control*, Jg. 59, Nr. 8, S. 2215–2221, 2014.
- [60] M. Diehl, »Real-Time Optimization for Large Scale Nonlinear Processes«, Dissertation, Heidelberg University Library, Heidelberg, 2001.
- [61] N. Haverbeke, »Efficient Numerical Methods for Moving Horizon Estimation«, Dissertation, Katholieke Universiteit Leuven, Leuven, 2011.
- [62] R. E. Kalman, »A New Approach to Linear Filtering and Prediction Problems«, *Journal of Basic Engineering*, Jg. 82, Nr. 1, S. 35–45, 1960.
- [63] H. W. Sorenson, Hrsg., *Kalman filtering: Theory and application*, Ser. IEEE Press selected reprint series. New York: IEEE Press, 1985.
- [64] M. S. Grewal und A. P. Andrews, *Kalman filtering: Theory and practice using MATLAB*, 2. ed. New York, NY: Wiley-Interscience, 2001.

-
- [65] A. Gelb, Hrsg., *Applied optimal estimation*, 16. print. Cambridge, Mass.: M.I.T. Pr, 2001.
- [66] P. Del Moral und L. Miclo, »On the Convergence and Applications of Generalized Simulated Annealing«, *SIAM Journal on Control and Optimization*, Jg. 37, Nr. 4, S. 1222–1250, 1999.
- [67] S. J. Julier und J. K. Uhlmann, »Unscented Filtering and Nonlinear Estimation«, *Proceedings of the IEEE*, Jg. 92, Nr. 3, S. 401–422, 2004.
- [68] E. L. Haseltine und J. B. Rawlings, »Critical Evaluation of Extended Kalman Filtering and Moving-Horizon Estimation«, *Industrial & Engineering Chemistry Research*, Jg. 44, Nr. 8, S. 2451–2460, 2005.
- [69] M. W. Mehrez, »Optimization based Solutions for Control and State Estimation in Dynamical Systems (Implementation to Mobile Robots): Workshop«, 2019. Adresse: https://github.com/MMehrez/MPC-and-MHE-implementation-in-MATLAB-using-Casadi/blob/master/workshop_github/MPC_MHE_slides.pdf (aufgerufen am 27.02.2022).
- [70] E. D. Sontag und Y. Wang, »Output-to-state stability and detectability of nonlinear systems«, *Systems & Control Letters*, Jg. 29, Nr. 5, S. 279–290, 1997.
- [71] S. A. Talla Ouambo, A. T. Boum, A. M. Imano und J.-P. Corriou, »Enhancement of the Moving Horizon Estimation Performance Based on an Adaptive Estimation Algorithm«, *Journal of Control Science and Engineering*, Jg. 2021, S. 1–14, 2021.
- [72] S. Gros und M. Diehl, »Numerical Optimal Control: Course Manuscript - Draft«, 2020. Adresse: <https://www.syscop.de/files/2020ss/NOC/book-NOCSE.pdf> (aufgerufen am 01.03.2022).
- [73] J. T. Betts, »Survey of Numerical Methods for Trajectory Optimization«, *Journal of Guidance, Control, and Dynamics*, Jg. 21, Nr. 2, S. 193–207, 1998.
- [74] Z. Ren, R. Skjetne und Z. Gao, »A Crane Overload Protection Controller for Blade Lifting Operation Based on Model Predictive Control«, *Energies*, Jg. 12, Nr. 1, S. 50, 2019.
- [75] L. Lasdon und P. Beck, »Scaling nonlinear programs«, *Operations Research Letters*, Jg. 1, Nr. 1, S. 6–9, 1981.
- [76] J. A. E. Andersson, J. Gillis, G. Horn, J. B. Rawlings und M. Diehl, »CasADi – A software framework for nonlinear optimization and optimal control«, *Mathematical Programming Computation*, Jg. 11, Nr. 1, S. 1–36, 2019.
- [77] B. Stellato, G. Banjac, P. Goulart, A. Bemporad und S. Boyd, »OSQP: an operator splitting solver for quadratic programs«, *Mathematical Programming Computation*, Jg. 12, Nr. 4, S. 637–672, 2020.
- [78] H. J. Ferreau, C. Kirches, A. Potschka, H. G. Bock und M. Diehl, »qpOASES: a parametric active-set algorithm for quadratic programming«, *Mathematical Programming Computation*, Jg. 6, Nr. 4, S. 327–363, 2014.
- [79] G. E. P. Box und N. R. Draper, *Empirical model-building and response surfaces*, [7. Dr.], Ser. Wiley series in probability and mathematical statistics. Applied probability and statistics. New York: Wiley, 1987.
- [80] R. A. Cockerell, W. J. Edwards, P. D. Spooner und P. J. Thomas, »A Dynamic Rolling Mill Simulator for All Reasons«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 26, Nr. 2, S. 605–612, 1993.

-
- [81] R. S. T. Harrison, J. H. Thorp und A. Szczur, *Process control system for bar mills: Final report*, Ser. Technical steel research - mechanical working (rolling mills). Brussels: Commission of the European Communities, 1990, Bd. 12728.
- [82] S. K. Yildiz, »Hot Strip Mill Modeling and Looper Control«, Master Thesis, University of Alberta, 2005.
- [83] T. Patri, *Regelung von kontinuierlichen Fertigungsanlagen: Zugl.: München, Techn. Univ., Dissertation, 2003*, Ser. Fortschritt-Berichte / VDI Reihe 8, Meß-, Steuerungs- und Regelungstechnik. Düsseldorf: VDI-Verl., 2003, Bd. 1009.
- [84] M. Jelali, O. Totz und R. Börgens, »A New Dynamic Simulator and an Open CACSD Environment for Rolling Mills«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 31, Nr. 23, S. 195–200, 1998.
- [85] Y. Kang, S. Choi, G. Lee und S. Won, »Development of the real time Hardware-in-the-Loop Simulator for 5 stand cold rolling mill«, in *2012 12th International Conference on Control, Automation and Systems*, 2012, S. 1679–1682.
- [86] R. Li und L. Winitsky, »A virtual rolling mill for real time control system tuning, operator training and process simulation«, in *Conference record of the 1999 IEEE Industry Applications Conference*, Piscataway, NJ: IEEE Service Center, 1999, S. 592–598.
- [87] O. Grieshofer, K. Mayrhofer und K. Zeman, »Mechatronische Modellierung und Simulation der Dynamik von Walzanlagen«, *e & i Elektrotechnik und Informationstechnik*, Jg. 121, Nr. 9, S. 325–331, 2004.
- [88] F. Belgrano, G. Chighizola, F. Delfino, V. Giori und V. Neglia, »A Mathematical Model to Control a Six Stand Hot Strip Finishing Mill«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 13, Nr. 9, S. 283–290, 1980.
- [89] G. Hearn, P. Reeve, T. S. Bilku und P. Smith, »Multivariable Gauge and Mass Flow Control for Hot Strip Mills«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 37, Nr. 15, S. 137–142, 2004.
- [90] A. J. Kainz, M. E. Widder und K. Zeman, »Enhanced strip-roll coupling concepts for the numerical simulation of flat hot rolling«, *Acta Mechanica*, Jg. 224, Nr. 5, S. 957–983, 2013.
- [91] S.-M. Byon, S.-R. Kim, T.-Y. Kim und Y. Lee, »An approximate model to predict the surface profile of material sections in a 3-roll rolling process«, *Journal of Mechanical Science and Technology*, Jg. 31, Nr. 7, S. 3489–3497, 2017.
- [92] O. Pawelski, R. Kaspar und L. Peichl, *Steigerung der Leistung von Umformanlagen durch Erforschung des Werkstoffverhaltens bei hohen Temperaturen und extremen Umformgeschwindigkeiten: Abschlussbericht*, Düsseldorf, 1980.
- [93] H. Katori, R. Hirayama, T. Ueyama und K. Furuta, »On the possibility of looperless rolling on hot rolling process«, in *Proceedings of the 1999 IEEE International Conference on Control Applications*, Piscataway, NJ: IEEE Customer Service, 1999, S. 18–22.
- [94] A. Guerrero, J. Belzunce, C. Betegon, J. Jorge und F. Vigil, »Hot Rolling Process Simulation: Application to UIC-60 Rail Rolling«, *Recent Patents on Mechanical Engineering*, Jg. 3, Nr. 1, S. 65–71, 2010.
- [95] G. W. Rigler, H. R. Aberl, W. Staufer, K. Aistleitner und K. H. Weinberger, »Improved rolling mill automation by means of advanced control techniques and dynamic simulation«, *IEEE Transactions on Industry Applications*, Jg. 32, Nr. 3, S. 599–607, 1996.

- [96] F. Yamada, K. Sekiguchi, M. Tsugeno u. a., »Hot strip mill mathematical models and set-up calculation«, *IEEE Transactions on Industry Applications*, Jg. 27, Nr. 1, S. 131–139, 1991.
- [97] L. M. Pedersen, »Modeling and Control of Plate Mill Processes«, Dissertation, Lund Institute of Technology, Lund, 1999.
- [98] M. Schlang, B. Feldkeller, B. Lang, T. Poppe und T. Runkler, »Neural computation in steel industry«, in *European Control Conference*, Piscataway, New Jersey: IEEE, 1999, S. 2922–2927.
- [99] P.-D. Pütz und H. Rohloff, *Steigerung der Abmessungsgenauigkeit und Qualität beim Walzen von Profilen durch eine verbesserte Prozessführung Teil 1 Untersuchungen zur Prozessführung and Stabstahl- und Drahtstrassen: Abschlussbericht*, Düsseldorf, 1992.
- [100] S. K. Yildiz, J. F. Forbes, B. Huang u. a., »Dynamic modelling and simulation of a hot strip finishing mill«, *Applied Mathematical Modelling*, Jg. 33, Nr. 7, S. 3208–3225, 2009.
- [101] F. G. Rossomando und J. D. Filho, »Modeling and Control of a Hot rolling mill«, *Latin American applied research*, Jg. 36, Nr. 3, S. 199–204, 2006.
- [102] J. Pittner und M. A. Simaan, »Streamlining the Tandem Hot-Metal-Strip Mill: Threading Progress Stems from the Use of Advanced Control with Virtual Rolling«, *IEEE Industry Applications Magazine*, Jg. 24, Nr. 2, S. 35–44, 2018.
- [103] V. V. Shokhin und O. V. Permyakova, »The Study of Continuous Rolling Mill Inter-stand Tension Inferential Control Systems«, *Procedia Engineering*, Jg. 129, S. 231–238, 2015.
- [104] I. S. Choi, J. A. Rossiter und P. J. Fleming, »Looper and tension control in hot rolling mills: A survey«, *Journal of Process Control*, Jg. 17, Nr. 6, S. 509–521, 2007.
- [105] F. Janabi-Sharifi und G. Li, »Fuzzy multiple stand tension control of a roughing rolling mill«, in *Annual meeting of the North American Fuzzy Information Processing Society Proceedings*, J. Keller, Hrsg., Piscataway, NJ: IEEE Service Center, 2002, S. 560–565.
- [106] T. Borovský, »Fuzzy tension control of the wire rod roughing mill«, *Acta Electrotechnica et Informatica*, Jg. 16, Nr. 4, S. 21–26, 2016.
- [107] Y. Anbe, K. Sekiguchi und H. Imanari, »Tension Control of a Hot Strip Mill Finisher«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 29, Nr. 1, S. 6233–6238, 1996.
- [108] P. Braun-Angott und H. Rohloff, *Walzen hochlegierter Stahlwerkstoffe auf Drahtstraßen bei Erhöhung der Walzgeschwindigkeit: Abschlussbericht*, Düsseldorf, 1988.
- [109] D.-C. Han, J.-H. Shim, C.-J. Park, H.-D. Park und S.-G. Lee, »Tension Estimation of Interstand Strip in Looperless Hot Rolling Process Using SVR«, *Journal of Control, Automation and Systems Engineering*, Jg. 13, Nr. 10, S. 1007–1011, 2007.
- [110] N. Legrand, D. Patrault, N. Labbe, D. Gade, D. Piesak und N. G. Jonsson, *Advanced roll gap sensors for enhanced hot and cold rolling processes (ROLLGAP SENSORS): Final report*, Ser. EUR. Luxembourg: Publications Office of the European Union, 2015, Bd. 27590.
- [111] L. M. Pedersen, »Modeling and identification of hot rolling mill«, in *Proceedings of the 1995 American Control Conference*, Piscataway, NJ: IEEE Service Center, 1995, S. 3674–3678.

- [112] J. Pittner und M. A. Simaan, »Use of advanced control with virtual rolling to improve the control of the threading of the tandem hot metal strip mill«, in *IEEE Industry Application Society 52nd Annual Meeting*, Piscataway, NJ: IEEE, 2016, S. 1–8.
- [113] G. Rath, J. Zorn und E. Könighofer, »Training simulator for rolling mill maintenance«, *Advances in Simulation for Production and Logistics Applications*, edited by M. Rabe, S. 189–198, 2008.
- [114] G. Rigatos, N. Zervos, P. Siano, M. Abbaszadeh und P. Wira, »Non-linear optimal control for the hot-steel rolling mill system«, *IET Collaborative Intelligent Manufacturing*, Jg. 1, Nr. 3, S. 97–107, 2019.
- [115] E. Scholtz, I. K. Craig und P. C. Pistorius, »Modelling for Control of a Steckel Hot Rolling Mill«, *ISIJ International*, Jg. 40, Nr. 10, S. 1003–1012, 2000.
- [116] J. Thorp, *Improved rolled tolerances for long products billets: Final report*, Ser. Technical steel research Mechanical working (rolling mills). Luxembourg: Off. for Official Publ. of the Europ. Communities, 1996, Bd. 15815.
- [117] H. Wang, K. Zhang und C. Yu, »Looper and tension control in hot rolling mills: An adaptive sliding mode approach«, in *Proceedings of the 30th Chinese Control and Decision Conference (2018 CCDC)*, Piscataway, NJ: IEEE, 2018, S. 3749–3754.
- [118] L. Wang und X. Du, »Technology and Realization of Virtual Digital Hot Rolling Mill«, in *Proceedings of the 24th IASTED International Conference on Modelling and Simulation*, J. Parker, Hrsg., Anaheim, Calif.: Acta Press, 2013.
- [119] S. Hesse und G. Schnell, *Sensoren für die Prozess- und Fabrikautomation: Funktion - Ausführung - Anwendung*, 6., korr. und verb. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014.
- [120] K. Röbenack, *Nichtlineare Regelungssysteme: Theorie und Anwendung der exakten Linearisierung*. Berlin: Springer Vieweg, 2017.
- [121] L. Ljung, *System identification: Theory for the user*, 2. ed., 14. printing, Ser. Prentice Hall information and system sciences series. Upper Saddle River, NJ: Prentice Hall PTR, 2012.
- [122] T. Söderström, *Errors-in-Variables Methods in System Identification*, Ser. Communications and control engineering. Cham: Springer International Publishing, 2018.
- [123] J.-P. Corriou, *Process Control: Theory and Applications*, 2nd edition 2018. Cham: Springer International Publishing, 2018.
- [124] D. C. McFarlane und P. M. Stone, »Minimum Tension in a Merchant Bar Rolling Mill using Modern Control Techniques«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 23, Nr. 8, S. 137–142, 1990.
- [125] H. Park, I. Noh und S. Won, »Non-interactive control for hot rolling mill using nonlinear disturbance observer«, in *ICCAS-SICE, 2009*, Piscataway, NJ: IEEE, 2009, S. 3685–3689.
- [126] A. Steinboeck, G. Mühlberger und A. Kugi, »Control of Strip Tension in a Rolling Mill Based on Loopers and Impedance Control«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 47, Nr. 3, S. 10 646–10 651, 2014.
- [127] Y. Hayashi, S. Tanimoto, M. Saito, T. Kataoka, H. Sasao und K. Yabuuchi, »A New Tension Control Method for Hot Strip Finishing Mill«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 20, Nr. 5, S. 101–106, 1987.

- [128] C. Jung, M. Zaefferer, T. Bartz-Beielstein und G. Rudolph, »Meta-model based optimization of hot rolling processes in the metal industry: Working Paper«, 2016. Adresse: <http://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:hbz:832-cos4-5585> (aufgerufen am 06.03.2022).
- [129] H.-H. Kim, S.-J. Kim und M. C. Lee, »The development of flying touch hot rolling control method based on SMCSPO«, in *2016 IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, Piscataway, NJ: IEEE, 2016, S. 334–338.
- [130] M. L. Tyler, K. Asano und M. Morari, »Application of moving horizon estimation based fault detection to cold tandem steel mill«, *International Journal of Control*, Jg. 73, Nr. 5, S. 427–438, 2000.
- [131] A. J. Connolly, R. R. Bitmead, S. Crisafulli, M. Green und P. Stone, »Discharge Slab Temperature Estimation«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 28, Nr. 17, S. 171–177, 1995.
- [132] G. Keintzel, M. Schoisswohl, P. Vorstandlechner, K. Aistleitner und R. Schneeweis, »Advanced control methods in rolling applications«, in *Conference record of the 1998 IEEE Industry Applications Conference*, Piscataway, NJ: IEEE Service Center, 1998, S. 2263–2269.
- [133] Y. Hashimoto, Y. Sawa und M. Kano, »Online Prediction of Hot Metal Temperature Using Transient Model and Moving Horizon Estimation«, *ISIJ International*, Jg. 59, Nr. 9, S. 1534–1544, 2019.
- [134] S. Shyamal und C. L. Swartz, »A Multi-rate Moving Horizon Estimation Framework for Electric Arc Furnace Operation«, *IFAC-PapersOnLine*, Jg. 49, Nr. 7, S. 1175–1180, 2016.
- [135] C. Wick, »Einsatz neuronaler Netze zur Verbesserung der Dickentreffsicherheit in Walzwerken«, Dissertation, Technische Universität Dortmund, Dortmund, 2003.
- [136] H. Asada, A. Kitamura, S. Nishino und M. Konishi, »Adaptive and Robust Control Method with Estimation of Rolling Characteristics for Looper Angle Control at Hot Strip Mill«, *ISIJ International*, Jg. 43, Nr. 3, S. 358–365, 2003.
- [137] K. Kim und S. Won, »Observer-based guaranteed cost control for lateral motion of a strip in hot rolling process«, in *2013 10th IEEE International Conference on Control and Automation (ICCA 2013)*, Piscataway, NJ: IEEE, 2013, S. 1479–1484.
- [138] F. Schausberger, A. Steinboeck und A. Kugi, »Optimization-based estimator for the contour and movement of heavy plates in hot rolling«, *Journal of Process Control*, Jg. 29, S. 23–32, 2015.
- [139] D. Theilliol, M. Mahfouf, D. Sauter und J. C. Ponsart, »Actuator/Sensors Fault Diagnosis for an Experimental Hot Rolling Mill - A Case Study«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 39, Nr. 22, S. 173–178, 2006.
- [140] K. Fukushima, Y. TSUJI, S. Ueno, Y. Anbe, K. Sekiguchi und Y. Seki, »Looper optimal multivariable control for hot strip finishing mill«, *Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan*, Jg. 28, Nr. 6, S. 463–469, 1988.
- [141] H. Imanari, Y. Morimatsu, K. Sekiguchi u. a., »Looper H-infinity control for hot strip mills«, in *Conference record of the 1995 IEEE Industry Applications Conference - Thirtieth IAS Annual Meeting*, Piscataway, NJ: IEEE Service Center, 1995, S. 2133–2139.

- [142] I. S. Choi, J. A. Rossiter und P. J. Fleming, »An Application of the Model Based Predictive Control in a Hot Rolling Mill«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 37, Nr. 15, S. 131–136, 2004.
- [143] I. S. Choi, J. A. Rossiter und P. J. Fleming, »Robust constrained predictive controllers for hot rolling mills: Disturbance uncertainty case«, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I: Journal of Systems and Control Engineering*, Jg. 222, Nr. 2, S. 137–152, 2008.
- [144] A. Kojima und N. Morooka, »Start-up Control of a Hot Strip Mill Tension/Looper System: an Approach based on Model Predictive Control«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 41, Nr. 2, S. 1651–1656, 2008.
- [145] B. Bulut, A. W. Ordys und M. Grimbale, »Application of efficient nonlinear predictive control to a hot strip finishing mill«, in *Proceedings of the 2002 IEEE International Conference on Control Applications*, Piscataway, NJ: IEEE Service Center, 2002, S. 373–378.
- [146] F. Yin, »Discrete Model Predictive Control Scheme for an Integrated Gauge-Looper Control System in a Tandem Hot Strip Mill«, *IEEE Access*, Jg. 8, S. 73 972–73 985, 2020.
- [147] S. Tanifuji, Y. Morooka, M. Nakajima u. a., »Development of a Tension Control System for Hot Finishing Mills«, *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 14, Nr. 2, S. 2501–2506, 1981.
- [148] G. Pascuttini, »Regeln des Walzgutquerschnittes im stationären Walzzustand an Kontistraßen für Langgut-Minimalzugregelungen«, Dissertation, Montanuniversität Leoben, Leoben, 31.03.2003.
- [149] R. Feng, J. Jie, H. Fei-hu und Z. Wei-qi, »Research on Tension Control System Based on Fuzzy Control Algorithm«, in *2009 WRI Global Congress on Intelligent Systems*, S.-M. Zhou, Hrsg., Piscataway, NJ: IEEE, 2009, S. 308–312.
- [150] G. Li, F. Janabi-Sharifi und L. Witnisky, »Decoupling of multiple stand interactions in looperless rolling control process«, in *IEEE ICIT' 02*, Piscataway, NJ: IEEE, 2002, S. 821–826.
- [151] J. Schuurmans und T. Jones, »Control of mass flow in a hot strip mill using model predictive control«, in *Proceedings of the 2002 IEEE International Conference on Control Applications*, Piscataway, NJ: IEEE Service Center, 2002, S. 379–384.
- [152] M. Cannon, B. Kouvaritakis, M. Grimbale und B. Bulut, »Nonlinear predictive control of hot strip rolling mill«, *International Journal of Robust and Nonlinear Control*, Jg. 13, Nr. 3-4, S. 365–380, 2003.
- [153] Y. Noguchi, K. Okamura und H. Ogai, »Multivariable control of interstand tension and exit height of the material for bar and wire rod rolling«, in *Proceedings of the IECON '93*, Piscataway, NJ: IEEE, 1993, S. 2299–2304.
- [154] A. Angermann, »Entkopplung von Mehrgrößensystemen durch Vorsteuerung am Beispiel von kontinuierlichen Fertigungsanlagen«, Dissertation, Technische Universität München, München, 2003.
- [155] D. Schröder, *Elektrische Antriebe - Grundlagen: Mit durchgerechneten Übungs- und Prüfungsaufgaben*, 3., erweiterte Auflage, Ser. Springer-Lehrbuch. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.
- [156] U. Hanoglu und B. Šarler, »Multi-pass hot-rolling simulation using a meshless method«, *Computers & Structures*, Jg. 194, S. 1–14, 2018.

- [157] C. Overhagen, R. Braun und R. Deike, »Methods for online measurement and control of section deviations during hot rolling of wire rod and bars«, *ESAFORM 2021*, 2021.
- [158] F. M. White, *Fluid mechanics*, 8. ed. New York, NY: McGraw-Hill, 2016.
- [159] H. Wittel, D. Muhs, D. Jannasch und J. Voßiek, *Maschinenelemente: Normung, Berechnung, Gestaltung*, 19., überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2009.
- [160] C. Maraveas, Z. C. Fasoulakis und K. D. Tsavdaridis, »Mechanical properties of High and Very High Steel at elevated temperatures and after cooling down«, *Fire Science Reviews*, Jg. 6, Nr. 1, 2017.
- [161] L. Gardner, A. Insausti, K. T. Ng und M. Ashraf, »Elevated temperature material properties of stainless steel alloys«, *Journal of Constructional Steel Research*, Jg. 66, Nr. 5, S. 634–647, 2010.
- [162] iba AG, »iba-System zur Messwerterfassung und -analyse«, 2021. Adresse: <https://www.iba-ag.com/de/> (aufgerufen am 05.06.2021).
- [163] D. Abel und A. Bollig, *Rapid Control Prototyping: Methoden und Anwendungen; mit 16 Tabellen*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.
- [164] The Mathworks Inc., »pidtune: PID tuning algorithm for linear plant model«, 2021. Adresse: <https://de.mathworks.com/help/control/ref/lti.pidtune.html> (aufgerufen am 23.10.2021).
- [165] M.-S. Schäfer, J. Wahrburg und H. Roth, »Zustandsschätzung von Längszügen in einem Fertigwalzblock eines Warmwalzprozesses für Stabstahl mittels nicht-linearer Optimierung«, in *Automation 2020*, VDI Wissensforum GmbH, Hrsg., Ser. VDI-Berichte, Düsseldorf: VDI Verlag GmbH, 2020, S. 145–156.
- [166] A. Wächter und L. T. Biegler, »On the Implementation of a Primal-Dual Interior Point Filter Line Search Algorithm for Large-Scale Nonlinear Programming«, *Mathematical Programming*, Jg. 106, Nr. 1, S. 25–57, 2006.
- [167] M. Diehl, H. Bock, J. P. Schlöder, R. Findeisen, Z. Nagy und F. Allgöwer, »Real-time optimization and nonlinear model predictive control of processes governed by differential-algebraic equations«, *Journal of Process Control*, Jg. 12, Nr. 4, S. 577–585, 2002.
- [168] J. B. Rawlings, »Model Predictive Control (MPC) Tools Package«, 2019. Adresse: <https://sites.engineering.ucsb.edu/~jbraw/software/mpctools/methodology/index.html> (aufgerufen am 01.03.2022).
- [169] G. Frison und M. Diehl, »HPIPM: a high-performance quadratic programming framework for model predictive control«, *IFAC-PapersOnLine*, Jg. 53, Nr. 2, S. 6563–6569, 2020.
- [170] T. Brudigam, D. Prader, D. Wollherr und M. Leibold, »Model Predictive Control with Models of Different Granularity and a Non-uniformly Spaced Prediction Horizon«, in *2021 American Control Conference*, V. Gupta, Hrsg., Piscataway, NJ: IEEE, 2021, S. 3876–3881.
- [171] M. Cannon, »C21 Model Predictive Control: Lectures Trinity Term 2020«, 2020. Adresse: https://markcannon.github.io/assets/downloads/teaching/C21_Model_Predictive_Control/mpc_notes.pdf (aufgerufen am 15.02.2022).