

HENRY

Hydraulic Engineering Repository

Ein Service der Bundesanstalt für Wasserbau

Article, Published Version

Arnold, Eckard; Schmitt-Heiderich, Peter; Sawodny, Oliver

Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) - Stand von Wissenschaft und Technik

BAWMitteilungen

Verfügbar unter/Available at: <https://hdl.handle.net/20.500.11970/102547>

Vorgeschlagene Zitierweise/Suggested citation:

Arnold, Eckard; Schmitt-Heiderich, Peter; Sawodny, Oliver (2012): Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) - Stand von Wissenschaft und Technik. In: BAWMitteilungen 96. Karlsruhe: Bundesanstalt für Wasserbau. S. 23-64.

Standardnutzungsbedingungen/Terms of Use:

Die Dokumente in HENRY stehen unter der Creative Commons Lizenz CC BY 4.0, sofern keine abweichenden Nutzungsbedingungen getroffen wurden. Damit ist sowohl die kommerzielle Nutzung als auch das Teilen, die Weiterbearbeitung und Speicherung erlaubt. Das Verwenden und das Bearbeiten stehen unter der Bedingung der Namensnennung. Im Einzelfall kann eine restriktivere Lizenz gelten; dann gelten abweichend von den obigen Nutzungsbedingungen die in der dort genannten Lizenz gewährten Nutzungsrechte.

Documents in HENRY are made available under the Creative Commons License CC BY 4.0, if no other license is applicable. Under CC BY 4.0 commercial use and sharing, remixing, transforming, and building upon the material of the work is permitted. In some cases a different, more restrictive license may apply; if applicable the terms of the restrictive license will be binding.



Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) – Stand von Wissenschaft und Technik

Parameterization of Controllers for the Automated Control of Discharge and Water Level – State-of-the-Art of Science and Technology

Dr.-Ing. Eckhard Arnold, Universität Stuttgart; Dr.-Ing. Peter Schmitt-Heiderich, Bundesanstalt für Wasserbau; Prof. Dr.-Ing. Oliver Sawodny, Universität Stuttgart

In diesem Beitrag werden Ergebnisse einer Literaturstudie wiedergegeben, die die Universität Stuttgart im Auftrag der BAW durchführte zu dem Thema: „Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung“ (Arnold und Sawodny, 2008). Gegenstand der Literaturstudie sind etwa 200 Veröffentlichungen in referierten Zeitschriften, Tagungsbänden zu Konferenzen und weiteren Quellen. Die Literaturstudie zeigt eine Tendenz hin zu komplexen Regelungsverfahren, die die Regelungsziele besser, aber dafür mit aufwändigeren Methoden erfüllen. Der überwiegende Teil der Literatur bezieht sich auf die Modellierung und den Reglerentwurf von Bewässerungssystemen und der kleinere Anteil befasst sich mit der Regelung von Flusstauzustufen. Während für die Bewirtschaftung von Flusstauzustufen zumeist klassische regelungstechnische Verfahren und modell-prädiktive Regelungsansätze (MPR oder MPC) eingesetzt werden, kommen bei Bewässerungssystemen sämtliche Ansätze der modernen Regelungstechnik zur Anwendung. Dieser Beitrag konzentriert sich auf die Teile der Literaturstudie, die sich vorrangig auf die Regelung von Flusstauzustufen beziehen.

This article describes the results of a literature review commissioned by the University of Stuttgart on behalf of the BAW on the topic of “Parameterisation of controllers for automated discharge and water level control” (Arnold and Sawodny, 2008). The subject of the literature review consisted of around 200 publications in referenced journals, conference volumes and other sources. The literature review revealed a tendency towards complex control methods, which improve results for the control targets, but involve more complicated approaches. The major part of the literature concerned modelling and the design of controllers for irrigation systems, and a small proportion dealt with the control

of river barrages. Whereas largely classic approaches to control techniques and model predictive control methods (MPC) can be used for the operation of river barrages, all possible approaches of modern control technology are used for irrigation systems. This article concentrates on the sections of the literature review, which refer primarily to the control of river barrages.

1 Motivation *Motivation*

Der Nachweis der Funktion einer automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) muss vor der Inbetriebnahme erfolgen, im Betrieb kann die ASR nur „nachjustiert“ werden. Daher muss eine ASR vorab am Rechner entworfen und parametrisiert werden. Dies erfolgt in der BAW mit Hilfe einer detaillierten Simulation von Bauwerk und Flussstrecke (HN-Modell), die über die Leittechnik miteinander verknüpft werden. Da mit diesem Verfahren alle relevanten Prozesse möglichst wirklichkeitsgetreu wiedergegeben werden, ist diese Untersuchungsmethode zeitaufwändig (BAW, 2004 und 2008).

Im Gegensatz zu dem Verfahren der BAW (2004, 2008) bestimmt der Ansatz von Kühne die Regelungsparameter mit systemtheoretischen Methoden (Kühne, 1975). Kühne geht dazu von einem vereinfachten Modell der Regelstrecke aus und linearisiert um den Arbeitspunkt. Das Stellglied und Messfilter werden nicht beachtet. Der Vorteil dieses Ansatzes liegt darin, dass die getroffenen Annahmen es erlauben, die Prozesse mit linearen Differenzialgleichungen (DGL) zu beschreiben. Diese linearen DGLs können mit der Laplace-Transformation in den Bildbereich überführt werden und sind dort den klassischen Analysemethoden der Regelungstechnik

zugänglich (Nyquist-Kriterium, Bode-Diagramm, Wurzelortskurve, etc.). Das Verhalten der Regelung kann dann hinsichtlich Schnelligkeit, Stabilität, Schwingungsanfälligkeit etc. untersucht werden. Nachteilig an dem Ansatz von Kühne ist die stark vereinfachte Beschreibung der Prozesse, damit wird die Realität für eine Bemessung nicht ausreichend genau wiedergegeben.

Die beiden Bemessungsverfahren spannen bezüglich des Detaillierungsgrades die beiden gegenüberliegenden Positionen auf. Es stellt sich die Frage, welche weiteren Zwischenstufen von Bemessungsverfahren existieren, die einerseits die Realität hinreichend genau beschreiben und andererseits den Aufwand gegenüber dem BAW-Verfahren deutlich reduzieren. Diese und folgende Fragen sollte die Literaturstudie in Bezug auf den Stand der Wissenschaft und Technik klären:

1. Das Verhalten der Regelstrecke und des Stellgliedes sind nichtlinear. Welche Linearisierungen um Arbeitspunkte sind denkbar, damit diese als LZI-Glieder (lineare zeitinvariante Übertragungsglieder) modelliert werden können?
2. Kann die untergeordnete Wehrprogrammsteuerung (WPS) in eine analytische Form für einen Kaskadenregelkreis gebracht werden?
3. Welche analytischen Ansätze existieren, mit denen eine Mehrgrößenregelung (Wasserstand und Durchfluss) betrieben werden kann?
4. Wo finden sich Beispiele einer automatisierten Parameteroptimierung und welche Methoden sind hierfür anzuwenden?
5. Welche Alternativen der Abfluss- und Wasserstandsregelung werden vorgeschlagen?

Mit der Literaturstudie wurde das Institut für Systemdynamik der Universität Stuttgart im Jahr 2006 beauftragt, der Abschluss erfolgte im Jahr 2008. Diese Studie (Arnold und Sawodny, 2008) ist die Grundlage des vorliegenden Artikels.

2 Aufbau der Literaturstudie und Wertung

Design and assessment of the literature review

Gegenstand der Literaturstudie sind etwa 200 Veröffentlichungen in referierten Zeitschriften, Tagungsbänden zu Konferenzen und weiteren Quellen. Tabelle 1 gibt einen Überblick über die recherchierten wissenschaftlichen Zeitschriften.

Die Literaturstudie zeigt eine Tendenz hin zu komplexeren Regelungsverfahren, die die Regelungsziele besser, aber dafür mit aufwändigeren Methoden erfüllen. Der überwiegende Teil der Literatur bezieht sich auf die Modellierung und den Reglerentwurf von Bewässerungssystemen und der kleinere Anteil befasst sich mit der Regelung von Flusstaustrufen. Während für die Bewirtschaftung von Flusstaustrufen zumeist klassische regelungstechnische Verfahren und modell-prädiktive Regelungsansätze (MPR oder MPC) eingesetzt werden, kommen bei Bewässerungssystemen sämtliche Ansätze der modernen Regelungstechnik zur Anwendung. Allerdings ist deren praktische Umsetzung nicht immer nachvollziehbar dokumentiert.

Die fachliche Kommunikation beider Arbeitsgebiete erscheint wenig ausgeprägt, obwohl mit der geregelten Bewirtschaftung eine ähnliche Aufgabenstellung vor-

Water Resources Research	38 (2002) – 44 (2008)
Journal of Water Resources Planning and Management	123 (1997) – 134 (2008)
Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering	123 (1997) – 134 (2008)
Journal of Irrigation and Drainage Engineering - insbesondere 124(1998)1: canal automation	124 (1998) – 134 (2008)
at – Automatisierungstechnik	48 (2000) – 56 (2008)
Automatica	33 (1997) – 44 (2008)
IEEE Transactions on Automatic Control	45 (2000) – 53 (2008)
Applied Mathematical Modelling	22 (1998) – 32 (2008)

Tabelle 1: Recherchierte Zeitschriften
Table 1: Journals researched

liegt. Allerdings ist die Variabilität des Abflusses in der Flusstauhaltung in der Regel wesentlich größer. Die entscheidende Voraussetzung vieler Modellansätze, insbesondere die Vereinfachung und Linearisierung der Saint-Venant Gleichungen, ist ein konstanter oder langsam veränderlicher Durchfluss mit geringer Variabilität. Damit ist der überwiegende Anteil der vereinfachten Ansätze für die Flusstauhaltungen nicht nutzbar. Ein weiterer Unterschied besteht darin, dass bei Flusstauhaltungen die beschreibenden Zeitkonstanten der Regelung abflussabhängig sind, während sie bei Bewässerungssystemen nahezu konstant sind.

Das Buch von Litrico und Fromion (2009) erschien nach der Fertigstellung der Literaturstudie. Ausführlich geht das Buch auf die Modellierung des Gerinneabflusses und mögliche Vereinfachungen (vgl. auch nachfolgendes Kapitel 3) sowie Regelstrategien ein. Dabei blicken die Autoren nahezu vollständig auf die Anforderungen, die aus der Bewirtschaftung von Bewässerungskanälen resultieren. Auf die hier vorliegenden Fragestellungen der Flusstauhaltung wird nicht eingegangen.

In der recherchierten Literatur wurden nur wenige Hinweise zur Realisierung der untergeordneten Wehrsteuerung gefunden. In den meisten Arbeiten wird von einer idealen Realisierung des Abflusses durch die Wehrsteuerung ausgegangen. Bei vorgegebenem Abfluss wird unter Verwendung der Wehrkennlinie die notwendige Wehrstellung ermittelt und in einer Vorwärtssteuerung realisiert. Damit wird jedoch vernachlässigt, dass das Regelorgan Wehr im Vergleich zur Turbine ein träges Verhalten aufweist.

Ein aktuelles und sehr aktives Forschungsgebiet ist die Entwicklung modell-prädiktiver Regelalgorithmen (MPR). Die Grundidee der MPR besteht darin, ein dynamisches Modell des zu regelnden Systems für die Berechnung zukünftiger Werte zu verwenden. Basierend auf einer zeitlichen Vorausschau (Prädiktion) werden geeignete Werte für die Stellgrößen vorgegeben. Unter Nutzung von Optimierungsverfahren können die Stellgrößen derart bestimmt werden, dass eine geforderte Güte der Regelung bestmöglich erreicht wird. Dazu werden in der Definition der Zielfunktion die Zeitverläufe der Zustands- und Steuergrößen bewertet. So kann die Bewertung der Einhaltung der Stautoleranzen mit speziellen nichtlinearen Bewertungsfunktionen größere

Abweichungen stärker gewichten. In der Gütefunktion können weitere Ziele berücksichtigt werden, beispielsweise die Änderung des Abflusses oder die Häufigkeit der Abflussänderungen an den Stellorganen.

Die Erkenntnisse der Literaturstudie von Arnold und Sawodny (2008) werden nachfolgend näher erläutert. Dazu wird die Literaturstudie in den Teilen vollständig wiedergegeben, die die Belange der Flusstauhaltung betreffen. Verfahren, die lediglich an Bewässerungskanälen getestet wurden, werden hier ebenso nicht aufgeführt wie Verfahren, bei denen weniger die Lösung einer praktischen Regelungsaufgabe als das jeweilige Entwurfsverfahren im Vordergrund stand. Infolgedessen wird das Kapitel der Literaturstudie über die Mehrgrößenregelung hier nur „gestreift“. Die Ergebnisse der Literaturstudie werden entsprechend nachfolgender Ordnung dargestellt:

- Modellbildung für die Regelstrecke,
- Modellbildung für das Regelorgan Wehr,
- Klassische regelungstechnische Ansätze,
- Mehrgrößenregelung,
- Modell-prädiktive Regelungsansätze (MPR).

3 Modellbildung für die Regelstrecke *Modelling of the controlled system*

3.1 Modellansätze für die Regelstrecke und Vereinfachungen *Modelling of the controlled system and model simplifications*

Ausgangspunkt einer physikalischen (strukturtreuen) Modellierung einer einzelnen Stauhaltung sind die Saint-Venant Gleichungen, ein nichtlineares, hyperbolisches System partieller Differenzialgleichungen, die durch entsprechende Rand- und Anfangsbedingungen, wie z.B. gegebene Zuflüsse oder Wehrkennlinien, ergänzt werden. Zahlreichen Autoren, z. B. Cantoni et al. (2007) heben hervor, dass die Saint-Venant Gleichungen zwar die betrachteten Prozesse theoretisch exakt beschreiben, der praktische Einsatz zur Identifikation und zum Steuerungsentwurf auf Grund der Komplexität aber begrenzt ist. Daher werden unterschiedliche Ansätze zur Vereinfachung verfolgt mit dem Ziel, für den regelungstechnischen Entwurf geeignete Modelle zu erhalten, die

dennoch die wesentlichen dynamischen Eigenschaften der Prozesse nachbilden. Dies wird beispielsweise erreicht durch:

- Linearisierung der Saint-Venant Gleichungen unter vereinfachenden Annahmen und Lösung einer Randwertaufgabe im Bildbereich der Laplace-Transformation. Im Ergebnis wird eine transzendente Übertragungsmatrix erhalten, die durch eine gebrochen-rationale Übertragungsmatrix und Totzeit-Terme approximiert werden kann.
- Linearisierung und Diskretisierung der Saint-Venant Gleichungen zur Gewinnung eines linearen Zustandsmodells.
- Vernachlässigung einzelner Terme der Saint-Venant Gleichungen, wodurch die diffusive Wellengleichung und nach Linearisierung das Hayami-Modell erhalten wird, das durch ein LZI-System approximiert werden kann.

Ein wesentlicher Vorteil dieser Modellumformungen besteht darin, dass die Parameter der vereinfachten Modelle aus den Parametern der Saint-Venant Gleichungen (Geometrie- und Hydraulikparameter) und weiteren Größen, beispielsweise dem Referenzabfluss der Linearisierung, berechnet werden können. Diese Parameter werden als gegeben vorausgesetzt, da in vielen Fällen ein HN-Modell zur Simulation und Validierung vorhanden ist. Zudem kann eine einfache Adaption der Parameter an (langsam) veränderliche Abflüsse erfolgen.

Eine weitere Gruppe von Modellansätzen basiert auf einer einfachen Volumenbilanz, ggf. unter Berücksichtigung von Totzeiten. Diese Modelle sind ohne weitere Umformungen für einen klassischen linearen Regelungsentwurf geeignet. Die Modellparameter können durch Identifikation anhand von Messdaten (oder Simulationsergebnissen mit einem HN-Modell) ermittelt werden. Da jedoch der Zusammenhang zu den physikalischen Parametern fehlt, kann eine Adaption nur heuristisch erfolgen. Gleiches gilt für Modellerweiterungen zur Nachbildung weiterer dynamischer Effekte, die ohne physikalische Begründung bleiben.

3.1.1 Saint-Venant Gleichungen *Saint-Venant equations*

Instationäre, eindimensionale Strömungsvorgänge in offenen Gerinnen können mathematisch mit den Saint-Venant Gleichungen, einem nichtlinearen, hyperbolischen System partieller Differenzialgleichungen, beschrieben werden. Voraussetzungen sind

- eindimensionale Strömung, d.h. Durchfluss und Fließgeschwindigkeit werden querschnittsgemittelt betrachtet,
- geradlinige Strömungsrichtung, sodass die freie Oberfläche als horizontal über dem Querschnitt betrachtet werden kann,
- vernachlässigbare transversale Strömungsgeschwindigkeit,
- hydrostatische Druckverteilung,
- kleine Sohlneigung.

Die Ableitung der Saint-Venant Gleichungen, die Relation zu den Navier-Stokes- und Flachwassergleichungen sowie andere grundsätzliche Betrachtungen zur Gerinnehydraulik sind in der Standardliteratur der Hydraulik zu finden. In Zusammenhang mit der Regelung von Flusstauhaltungen werden diese beispielsweise von Theobald et al. (2006) beschrieben.

$$\frac{\partial A(\xi, t)}{\partial t} + \frac{\partial Q(\xi, t)}{\partial \xi} = q_l(\xi) \tag{1a}$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial Q(\xi, t)}{\partial t} + \frac{\partial(Q(\xi, t)^2/A(\xi, t))}{\partial \xi} \\ & + g \cdot A(\xi, t) \cdot \frac{\partial H(\xi, t)}{\partial \xi} \\ & = g \cdot A(\xi, t) \cdot (S_0(\xi) - S_f(Q, H)) \end{aligned} \tag{1b}$$

Gleichung (1a) ergibt sich aus der Massenerhaltung und (1b) aus der Impulserhaltung in einem infinitesimalen Volumenelement. Die unabhängigen Variablen sind die Zeit t und die Ortskoordinate ξ in Längsrichtung des Gerinnes, die hier nicht mit der in der strömungstechnischen Literatur üblichen Bezeichnung x beschrieben wird, da die Regelungstechnik diese Variable zur Beschreibung von Zustandsgrößen nutzt. A bezeichnet in (1) den benetzten Querschnitt, Q den über A gemittelten Durchfluss und H den Wasserstand.

Die Terme der rechten Seite der Saint-Venant Gleichungen sind der seitliche Zufluss q_l und die Wirkung der Sohlneigung S_0 und der Wandreibung S_f . Zur Beschreibung des Einflusses der Wandrauigkeit wird i. Allg. der Ansatz von Chezy-Manning bzw. der von Strickler verwendet ($k_{st} = 1/n$), wobei n den Manning-Faktor bzw. k_{st} den Strickler Wert und R_H den hydraulischen Radius bezeichnet, der als Quotient aus A und dem benetzten Umfang P wiederum von H abhängt.

$$S_f(Q, H) = \frac{n^2 \cdot Q \cdot |Q|}{A^2 \cdot R_H^{4/3}} = \frac{Q \cdot |Q|}{k_{st}^2 \cdot A^2 \cdot R_H^{4/3}} \quad (2)$$

Der Beitrag des seitlichen Zuflusses q_l zur Impulsbilanz (1b) wird meist vernachlässigt. Gegebenenfalls ist die durch eine Windlast hervorgerufene Schubspannung mit einem quadratischen Ansatz in Abhängigkeit von der Windgeschwindigkeit in die Impulsbilanz einzubeziehen. Die Randbedingungen werden als Wasserstände, Zuflüsse oder Wasserstands-Abfluss-Beziehungen vorgegeben.

Für einen rechteckigen Kanalquerschnitt der Breite B_0 vereinfachen sich die Gleichungen (1) zu

$$B_0 \cdot \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{\partial Q}{\partial \xi} = q_l \quad (3a)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial Q}{\partial t} + 2 \cdot \frac{Q}{B_0 \cdot H} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \xi} \\ & + \left(g \cdot B_0 \cdot H - \frac{Q^2}{B_0 \cdot H^2} \right) \cdot \frac{\partial H}{\partial \xi} \\ & = g \cdot A \cdot (S_0 - S_f) \end{aligned} \quad (3b)$$

Die numerische Lösung der Saint-Venantschen Gleichungen und deren Parametrisierung wurde für diese Literaturstudie nicht recherchiert. Die eindimensionale hydronumerische und instationäre Berechnung der Wasserspiegellagen ist seit über 30 Jahren bekannt (z. B. Cunge et al. (1980)), allerdings sind von der Vielzahl der am Markt verfügbaren Modelle nur wenige geeignet, Abflussrandbedingungen aus Regelalgorithmen zu formulieren. Clemmens et al. (2005) vergleichen häufig eingesetzte Simulationssysteme hinsichtlich der Flexibilität bei der Einbeziehung von anwenderseitig vorgegebenen Regelungsalgorithmen. Dies ist nur bei CanalCAD (FORTRAN-Routinen), MIKE 11 (Pascal-Routinen) und SOBEK (Matlab-Schnittstelle) möglich. Ausführlich werden diese Programme in Clemmens et al. (2005) diskutiert.

3.1.2 Linearisierung der Saint-Venantschen Gleichungen

Linearisation of the Saint-Venant equations

Die Ableitung eines linearen Modells durch Linearisierung der Saint-Venant Gleichungen und nachfolgende Laplace-Transformation wird in zahlreichen Arbeiten beschrieben, beispielhaft seien Baume et al. (1998), Litrico and Fromion (2002), Schuurmanns et al. (1995) genannt, die sich teilweise auf ältere Veröffentlichungen beziehen.

Eine stationäre Strömung liegt vor, wenn der durchströmte Querschnitt $A = A_0(\xi)$, der Durchfluss $Q = Q_0(\xi)$ und der Wasserstand $H = H_0(\xi)$ zeitlich konstant sind. Ohne seitlichen Zufluss ($q_l = 0$) ergibt sich dann für ein prismatisches Gerinne aus den Saint-Venant Gleichungen (1)

$$\frac{dQ_0(\xi)}{d\xi} = 0 \quad (4a)$$

$$\frac{dH_0(\xi)}{d\xi} = \frac{S_0 - S_{f0}(\xi)}{1 - Fr_0(\xi)^2} \quad (4b)$$

mit der Froude-Zahl

$$Fr = \frac{v}{c} = \frac{Q/A}{\sqrt{g \cdot H}} \quad \text{bzw.} \quad Fr_0 = \frac{v_0}{c_0} = \frac{Q_0/A_0}{\sqrt{g \cdot H_0}} \quad (5)$$

v ist die Strömungsgeschwindigkeit und c die Ausbreitungsgeschwindigkeit von Wellen. Die Froude-Zahl gestattet eine Klassifikation nach unterkritischem ($Fr < 1$, strömender Abfluss, der i. Allg. im Gerinne vorliegt), kritischem ($Fr = 1$) und überkritischem ($Fr > 1$, schießender Abfluss) Strömungszustand. Die nichtlineare Differenzialgleichung (4b) beschreibt zusammen mit dem Zufluss und Wasserstand am Abflussrand die Wasserspiegelinie im stationären Fall. Werden nun die Saint-Venant Gleichungen (1) in einer Umgebung der stationären Lösung $Q_0(\xi)$, $A_0(\xi)$, $H_0(\xi)$ linearisiert, so ergibt sich für die Abweichungen $q = Q - Q_0$, $h = H - H_0$ das lineare partielle Differenzialgleichungssystem (6):

$$B_0(\xi) \cdot \frac{\partial h(\xi, t)}{\partial t} + \frac{\partial q(\xi, t)}{\partial \xi} = 0 \quad (6a)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial q(\xi, t)}{\partial t} + 2 \cdot v_0(\xi) \cdot \frac{\partial q(\xi, t)}{\partial \xi} - \beta_0(\xi) \cdot q(\xi, t) \\ & + (c_0(\xi)^2 - v_0(\xi)^2) \cdot B_0(\xi) \cdot \frac{\partial h(\xi, t)}{\partial \xi} \\ & - \gamma_0(\xi) \cdot h(\xi, t) = 0 \end{aligned} \tag{6b}$$

$B_0(\xi)$ ist die Wasserspiegelbreite im stationären Zustand. $\gamma_0(\xi)$ und $\beta_0(\xi)$ hängen u.a. von der Ortsableitung der stationären Wasserspiegellinie $dH_0(\xi)/d\xi$ ab, die Bestimmungsgleichungen (7) sind beispielsweise in Litrico and Fromion (2002) angegeben.

$$\begin{aligned} \beta_0 &= -\frac{2 \cdot g}{V_0} \left(S_0 - \frac{dH_0}{d\xi} \right) \\ \gamma_0 &= g \cdot B_0 \cdot \left((1 + \kappa) \cdot S_0 - (1 + \kappa - Fr_0^2 \cdot (\kappa - 2)) \cdot \frac{dH_0}{d\xi} \right) \\ \kappa &= \frac{7}{3} - \frac{4 \cdot A_0}{3 \cdot B_0 \cdot P_0} \cdot \frac{dP_0}{dH} \end{aligned} \tag{7}$$

Gleichförmige Strömung liegt vor, wenn der durchflossene Querschnitt A nicht vom Ort ξ abhängt und nach Gleichung (4b) das Reibungsgefälle gleich dem Sohlgefälle ist. Damit sind der Durchfluss Q_0 , die Geschwindigkeit v_0 und der Wasserstand H_0 konstant in Ort und Zeit. Bei Linearisierung der Saint-Venant Gleichungen in einer Umgebung einer Lösung mit gleichförmiger Strömung wird ebenfalls das lineare partielle Differenzialgleichungssystem (6) erhalten, jedoch entfällt die Ortsabhängigkeit der Koeffizienten B_0 , V_0 , C_0 , β_0 und γ_0 .

3.1.3 Laplace-Transformation und Übertragungsmatrix

Laplace transform and transfer matrix

Mittels Laplace-Transformation erhält man aus den linearisierten Saint-Venant Gleichungen (6) ein System linearer gewöhnlicher Differenzialgleichungen in der Ortsvariablen ξ mit der (komplexwertigen) Laplace-Variablen s als Parameter (Litrico and Fromion, 2004b).

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \frac{dq(\xi, s)}{d\xi} \\ \frac{dh(\xi, s)}{d\xi} \end{bmatrix} &= \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & -B_0(\xi) \cdot s \\ \frac{\beta_0(\xi) - s}{B_0(\xi) \cdot (c_0(\xi)^2 - v_0(\xi)^2)} & \frac{2 \cdot v_0(\xi) \cdot B_0(\xi) \cdot s + \gamma_0(\xi)}{B_0(\xi) \cdot (c_0(\xi)^2 - v_0(\xi)^2)} \end{bmatrix}}_{= \mathbf{A}(\xi, s)} \cdot \begin{bmatrix} q(\xi, s) \\ h(\xi, s) \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{8}$$

Dabei werden stationäre Anfangsbedingungen $q(\xi, t=0) = h(\xi, t=0) = 0$ vorausgesetzt. Die Elemente der Matrix $\mathbf{A}(\xi, s)$ sind vom Ort ξ und vom stationären Durchfluss Q_0 abhängig. Die allgemeine Lösung des Differenzialgleichungssystems (8) kann mit der Fundamentalmatrix $\Phi(\xi, 0, s)$ in der nachfolgenden Form dargestellt werden:

$$\begin{bmatrix} q(\xi, s) \\ h(\xi, s) \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \phi_{11}(\xi, s) & \phi_{12}(\xi, s) \\ \phi_{21}(\xi, s) & \phi_{22}(\xi, s) \end{bmatrix}}_{= \Phi(\xi, 0, s)} \cdot \begin{bmatrix} q(0, s) \\ h(0, s) \end{bmatrix} \tag{9}$$

Gleichung (9) beschreibt Wasserstand und Durchfluss an einem beliebigen Ort $0 \leq \xi \leq L$ bei Kenntnis der Randbedingungen in $\xi = 0$ im Bildbereich der Laplace-Transformation. Da im allgemeinen die Randbedingungen neben dem Zufluss $q(0, t)$ nicht den Wasserstand $h(0, t)$, sondern den Abfluss $q(L, t)$ vorgeben, wird Gleichung (9) in (10) umgeformt:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} h(0, s) \\ h(L, s) \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \phi_{11}(L, s) & 1 \\ \phi_{21}(L, s) - \frac{\phi_{11}(L, s) \cdot \phi_{22}(L, s)}{\phi_{12}(L, s)} & \frac{\phi_{12}(L, s)}{\phi_{12}(L, s)} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} q(0, s) \\ q(L, s) \end{bmatrix} \\ &= \underbrace{\begin{bmatrix} p_{11}(L, s) & p_{12}(L, s) \\ p_{21}(L, s) & p_{22}(L, s) \end{bmatrix}}_{\text{Übertragungsmatrix}} \cdot \begin{bmatrix} q(0, s) \\ q(L, s) \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{10}$$

Gleichung (10) beschreibt die Abhängigkeit der Wasserstände (Abweichung von den stationären Werten) am oberen und unteren Ende der Haltung vom Zufluss und Abfluss (Abweichung von den stationären Werten) im Bildbereich der Laplace-Transformation. Die Elemente der Übertragungsmatrix (10) lassen sich im allgemeinen Fall auf Grund der Ortsabhängigkeit der Matrix $\mathbf{A}(\xi, s)$ nicht in geschlossener Form angeben.

Litrigo und Fromion (2002 und 2004b) beschreiben ein angepasstes Verfahren zur numerischen Lösung der Differenzialgleichung (8), das eine punktweise Berechnung der zugehörigen Frequenzgänge gestattet, siehe Bild 1. Litrigo and Fromion (2004b) vergleichen die so berechneten Frequenzgänge mit den Frequenzgängen der linearisierten Saint-Venant Gleichungen, die zur Berechnung mit dem Preissmann-Schema diskretisiert werden. Im niederfrequenten Bereich bis wenig unterhalb der durch die Diskretisierungsschrittweite bestimmten Nyquist-Frequenz stimmen die Frequenzgänge sehr gut überein.

Im Fall gleichförmiger Strömung ist die Matrix $\mathbf{A}(\xi, s) = \mathbf{A}(s)$ nicht von der Ortsvariablen ξ abhängig, und die allgemeine Lösung des Differenzialgleichungssystems (8) ergibt (11):

$$\begin{bmatrix} q(\xi, s) \\ h(\xi, s) \end{bmatrix} = e^{\mathbf{A}(s)\xi} \cdot \begin{bmatrix} q(0, s) \\ h(0, s) \end{bmatrix} \quad (11)$$

Damit erhält man die Elemente der Übertragungsmatrix, vgl. z. B. Litrigo and Fromion (2004a), zu

$$p_{11}(L, s) = \frac{\lambda_2 \cdot e^{\lambda_1 L} - \lambda_1 \cdot e^{\lambda_2 L}}{B_0 \cdot s \cdot (e^{\lambda_2 L} - e^{\lambda_1 L})} \quad (12a)$$

$$p_{12}(L, s) = \frac{\lambda_1 - \lambda_2}{B_0 \cdot s \cdot (e^{\lambda_2 L} - e^{\lambda_1 L})} \quad (12b)$$

$$p_{21}(L, s) = \frac{(\lambda_2 - \lambda_1) \cdot e^{(\lambda_1 + \lambda_2) \cdot s}}{B_0 \cdot s \cdot (e^{\lambda_2 L} - e^{\lambda_1 L})} \quad (12c)$$

$$p_{22}(L, s) = \frac{\lambda_1 \cdot e^{\lambda_1 L} - \lambda_2 \cdot e^{\lambda_2 L}}{B_0 \cdot s \cdot (e^{\lambda_2 L} - e^{\lambda_1 L})} \quad (12d)$$

mit

$$\lambda_{1,2}(s) = \frac{2 \cdot B_0 \cdot v_0 \cdot s + \gamma_0 \pm \sqrt{4 \cdot c_0^2 \cdot B_0^2 \cdot s^2 + 4 \cdot B_0 \cdot (v_0 \cdot \gamma_0 - (c_0^2 - v_0^2) \cdot B_0 \cdot \beta_0) \cdot s + \gamma_0^2}}{2 \cdot B_0 \cdot (c_0^2 - v_0^2)} \quad (12e)$$

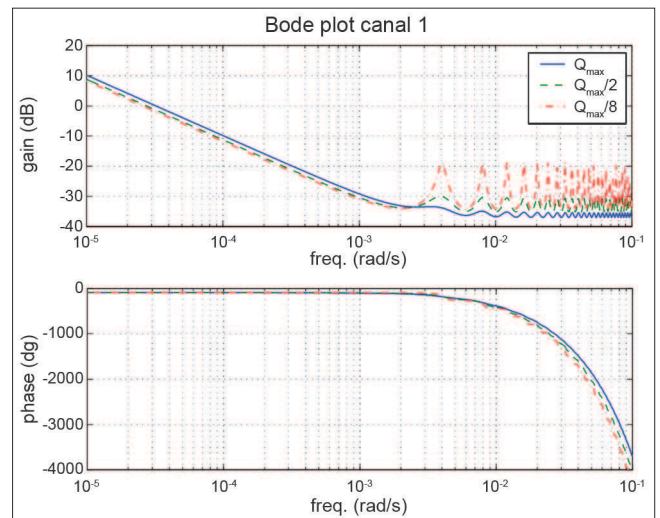


Bild 1: Bode-Diagramm zu $p_{21}(s)$ nach Litrigo and Fromion (2002)

Figure 1: Bode plot for $p_{21}(s)$ based on Litrigo and Fromion (2002)

Damit ist die Übertragungsmatrix in transzendenter Form gegeben. Baume et al. (1998) geben eine entsprechende Beziehung für den Fall an, dass $q(0, s)$ und $h(L, s)$ gegeben und $q(L, s)$ und $h(0, s)$ zu berechnen sind. Entscheidend für das dynamische Verhalten sind die Polstellen, die mit den Nullstellen von $\Phi_{12}(s)$ übereinstimmen. Neben einem Pol bei $s=0$ (Integrator) existieren noch unendlich viele weitere Polstellen, die im Fall gleichförmiger Strömung analytisch berechnet werden können. Im allgemeinen Fall können die Polstellen numerisch berechnet werden (Litrigo and Fromion, 2002). Die Autoren skizzieren einen Ansatz zur rationalen Approximation der numerisch berechneten Frequenzgänge der Übertragungsmatrix (10).

Chapuis und Sachs (1996), Chapuis (1998) untersuchen zwei Ansätze zur Vereinfachung der Saint-Venant Gleichungen: eine Diskretisierung, siehe Abschnitt 3.1.9, und eine Modellvereinfachung auf Basis der transzendenten Übertragungsmatrix. Bei diesem zweiten Ansatz wird das Saint-Venant-Modell zunächst so transformiert, dass ein äquivalenter Kanal mit konstanten Parametern (idealer Kanal mit rechteckförmigem Querschnitt) erhalten wird. Die Wasserspiegelbreite des rechteckigen

Kanals ist dabei gleich dem Mittelwert der Wasserspiegelbreite des ursprünglichen Kanals, und das mittlere Reibungsgefälle sowie die Summe der Ausbreitungszeiten von sich gerinneaufwärts und -abwärts bewegendenden Wellen ist in beiden Kanälen ebenfalls gleich. Die linearisierten Saint-Venant Gleichungen können für diesen Spezialfall mittels Laplace-Transformation in den Bildbereich überführt werden. Es werden transzendente Übertragungsfunktionen, beispielsweise für den Zusammenhang zwischen Zufluss oder Abfluss und dem Wasserstand an einer beliebigen Position $\xi \in [0, L]$, erhalten:

$$G_{zu}(\xi, s) = \frac{h(\xi, s)}{q(0, s)} \tag{13a}$$

$$= e^{\alpha(s) \cdot \xi} \cdot \frac{\alpha(s) \cdot \sinh(\beta(s) \cdot (\xi - L)) + \beta(s) \cdot \cosh(\beta(s) \cdot (\xi - L))}{s \cdot \sinh(\beta(s) \cdot L)}$$

$$G_{ab}(\xi, s) = \frac{h(\xi, s)}{q(L, s)} \tag{13b}$$

$$= -e^{\alpha(s) \cdot (\xi - L)} \cdot \frac{\alpha(s) \cdot \sinh(\beta(s) \cdot \xi) + \beta(s) \cdot \cosh(\beta(s) \cdot \xi)}{s \cdot \sinh(\beta(s) \cdot L)}$$

Die Funktionen $\alpha(s)$ und $\beta(s)$ hängen von der Gerinneegeometrie und vom Referenzdurchfluss der Linearisierung ab. Die transzendenten Übertragungsfunktionen (13) besitzen jeweils eine Polstelle im Ursprung (I-Verhalten) und unendlich viele Pole mit negativem Realteil. Rein reelle Pole und damit gedämpftes Systemverhalten ergibt sich tendenziell bei steilem Wasserspiegelgefälle, langen Kanälen und großen Reibungsbeiwerten. Ansonsten können unendlich viele konjugiert komplexe Polpaare mit negativem Realteil und damit unendlich viele gedämpfte Schwingungsmodi auftreten. Eine Reihenentwicklung der Übertragungsfunktionen ermöglicht eine Modellreduktion durch Vernachlässigung der höheren Moden.

Dieser Ansatz zur Vereinfachung der Saint-Venant Gleichungen sowie die durch örtliche Diskretisierung der linearisierten Saint-Venant Gleichungen gewonnene Zustandsbeschreibung werden mit Ergebnissen des Simulationssystems FLORIS verglichen. Für eine Stauhaltung des Rheins (Augst-Wylen/Birsfelden) wird bei unterschiedlichen Nominaldurchflüssen der Zufluss sprunghaft geändert. Die Ergebnisse für das Zustandsraummodell stimmen bei zehn Diskretisierungsintervallen recht gut mit den Resultaten von FLORIS

überein, für die reduzierten Übertragungsfunktionen reicht offenbar schon eine Entwicklung bis zum dritten Glied aus.

Sreeja und Gupta (2008) approximieren die Elemente der Übertragungsmatrix (12) durch (14) und verifizieren die Übertragungsfunktionen anhand von experimentellen Untersuchungen an einem 6,5 m langen Modellgerinne. Die Sprungantworten stimmen recht gut überein.

$$\hat{p}_{11}(s) = \frac{A_{11}}{s}$$

$$\hat{p}_{12}(s) = \frac{A_{12}}{s} \cdot e^{-T_1 s} \approx \frac{A_{12}}{s} \cdot (1 - T_1 \cdot s) \tag{14}$$

$$\hat{p}_{21}(s) = \frac{A_{21}}{s} \cdot e^{-T_2 s} \approx \frac{A_{21}}{s} \cdot (1 - T_2 \cdot s)$$

$$\hat{p}_{22}(s) = \frac{A_{22}}{s}$$

3.1.4 Übertragungsmatrix und ID-Modell *Transfer matrix and integrator-delay model*

Schuermans et al. (1995) analysieren die einzelnen Terme der Übertragungsmatrix (12) hinsichtlich des Einflusses auf die Wellendeformation. Schuermans et al. (1995), Schuermans, Clemmens et al. (1999), Schuermans, Hof et al. (1999) unterteilen die Stauhaltung in eine freie Fließstrecke mit gleichförmiger Strömung und den Staubereich, ähnlich Bild 2.

Für die freie Fließstrecke kann die Übertragungsfunktion $p_{11}(s)$ in Gleichung (12) als reine Totzeit T_t approximiert werden, dies entspricht einer kinematischen

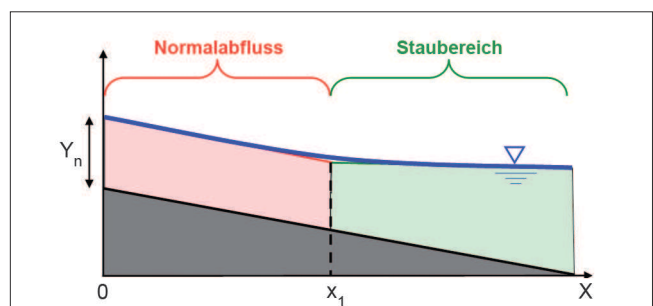


Bild 2: Wasserspiegellinie und Geradenapproximation mit freier Fließstrecke und Staubereich (nach Litrico and Fromion 2004a)

Figure 2: Backwater profile and its linear approximation with free-flowing reach and impoundment section (according to Litrico and Fromion, 2004a)

Wellenapproximation. Für den Staubeereich wird eine waagerechte Wasserspiegellage angenommen, dies führt auf ein reines I-Verhalten. Das ID-Modell („integrator-delay“: I-T_t) der gesamten Stauhaltung ergibt sich damit zu (15):

$$A_s \cdot \frac{dh(L,t)}{dt} = q(0,t - T_t) - q(L,t) \quad (15)$$

Dabei bezeichnet A_s die Wasseroberfläche im Staubeereich und die Totzeit T_t kann wie folgt berechnet werden, wobei L_F die Länge der freien Fließstrecke darstellt.

$$T_t = \frac{2 \cdot L_F}{(1 + \chi) \cdot v_0}, \quad \chi = 1 + \frac{4 \cdot P_0}{3 \cdot B_0} \cdot \frac{dR_{H,0}}{dH} \quad (16)$$

Schuurmans et al. (1995) vergleichen die Sprungantwort des ID-Modells mit einer HN-Simulation für zwei Stauhaltungen. Schuurmans, Clemmens et al. (1999) verifizieren das ID-Modell an einem Teilsystem (zwei Haltungen) des ASCE-Benchmark-Kanals nach Clemmens, Kacerek et al. (1998) sowie anhand von Messdaten eines Bewässerungskanal-systems mit acht Stauhaltungen in Arizona, USA. Untersuchungen im Frequenzbereich zeigen, dass das ID-Modell das Verhalten im niederfrequenten Bereich recht gut abbildet, Resonanzerscheinungen bei höheren Frequenzen werden jedoch nicht abgebildet. Die kleinste Resonanzfrequenz T_R kann anhand der Wellenlaufzeit abgeschätzt werden:

$$T_R \approx \frac{L}{v_0 - c_0} + \frac{L}{v_0 + c_0} \quad (17)$$

Diese Resonanzen treten insbesondere bei durchgestauten Haltungen auf, da die sich stromaufwärts bewegenden Wellen (v₀ - c₀) in einer freien Fließstrecke stark gedämpft werden.

3.1.5 Übertragungsmatrix und IDZ-Modell *Transfer matrix and integrator-delay-zero model*

Litrico und Fromion (2004c) merken an, dass in vielen Veröffentlichungen lineare Modelle aus den Saint-Venant Gleichungen unter der Voraussetzung gleichförmiger Strömungsbedingungen abgeleitet werden. Diese Voraussetzung entspricht jedoch nicht der Realität, da der Einfluss des Staubeereichs, siehe Bild 2, vernachlässigt wird. Das von Schuurmans, Clemmens et al. (1999) unter Berücksichtigung des Einflusses des Stau-

bereichs abgeleitete ID-Modell, siehe Abschnitt 3.1.4, beschreibt das Systemverhalten im niederfrequenten Bereich gut, die dort angegebenen Modellparameter (Totzeiten) können jedoch durch eine Erweiterung des Ansatzes besser approximiert werden.

Es wird angenommen, dass die Stauhaltung unter stationären Bedingungen in eine freie Fließstrecke mit gleichförmiger Strömung und den Staubeereich unterteilt werden kann. Die Wasserspiegellinie in der freien Fließstrecke ist parallel zur Gerinnesohle (Normalwasserstand Y_n), im Staubeereich wird sie durch die Tangente am Ende der Stauhaltung (Oberwasser Wehr ξ=L) angenähert. Unter diesen Voraussetzungen kann die Beziehung (10) approximiert werden durch Gleichung (18), die die Abhängigkeit der Wasserstände am oberen und unteren Ende der Haltung vom Zufluss und Abfluss (Abweichung von den stationären Werten) im Bildbereich der Laplace-Transformation beschreibt.

$$\begin{bmatrix} h(0,s) \\ h(L,s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{p}_{11}(s) & \hat{p}_{12}(s) \\ \hat{p}_{21}(s) & \hat{p}_{22}(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} q(0,s) \\ q(L,s) \end{bmatrix} \quad (18)$$

$$\begin{aligned} \hat{p}_{11}(s) &= \frac{1}{\hat{A}_u s} + \hat{p}_{11\infty} \\ \hat{p}_{12}(s) &= -\left(\frac{1}{\hat{A}_u s} + \hat{p}_{12\infty}\right) e^{-\hat{\tau}_u s} \\ \hat{p}_{21}(s) &= \left(\frac{1}{\hat{A}_d s} + \hat{p}_{21\infty}\right) e^{-\hat{\tau}_d s} \\ \hat{p}_{22}(s) &= -\frac{1}{\hat{A}_d s} - \hat{p}_{22\infty} \end{aligned}$$

Litrico und Fromion (2004a und 2004c) geben Berechnungsvorschriften für die Parameter der Übertragungsmatrix an. Der für eine Reglerbemessung wesentliche Wasserstand am unteren Ende der Haltung ergibt sich damit zu (19).

$$\begin{aligned} h(L,s) &= \left(\frac{1}{\hat{A}_d \cdot s} + \hat{p}_{21\infty}\right) \cdot e^{-\hat{\tau}_d s} \cdot q(0,s) \\ &\quad - \left(\frac{1}{\hat{A}_d \cdot s} + \hat{p}_{22\infty}\right) \cdot q(L,s) \end{aligned} \quad (19)$$

Die Übertragungsfunktion h(L,s)/q(0,s) ist ein I-T_t-T_D-Glied („integrator-delay-zero“: IDZ). Litrico und Fromion (2004a) interpretieren die Elemente $\hat{p}_{ij}(s)$ der Übertragungsmatrix (18) im Frequenzbereich. Im niederfrequenten Bereich dominieren die I-Anteile und (18) kann

durch einfache I-T_r-Modelle („integrator-delay“: ID) approximiert werden. Im hochfrequenten Bereich ergibt sich P- bzw. P-T_r-Verhalten. Das Modell beschreibt damit nicht die Schwingungsmodi des Systems. Dies ist nach Litrico und Fromion (2004b) für die Auslegung einfacher PI-Regler auch nicht notwendig, da PI-Regler ohnehin die Schwingungsmodi nicht aktiv regeln können und zusätzliche Filter eingesetzt werden.

Litrico und Fromion (2004a) vergleichen die Approximation (18) mit den durch numerische Lösung bestimmten Werten nach Litrico und Fromion (2002) anhand von zwei Testkanälen (ASCE-Benchmark-Kanal nach Clemmens, Kacerek et al. (1998)) mit jeweils acht Halbtungen. Sowohl im niederfrequenten als auch im höherfrequenten Bereich ergibt sich eine gute Übereinstimmung. Die Bode-Diagramme des IDZ-Modells stimmen bis auf die fehlenden Schwingungsmodi weitgehend mit denen des Kompletmodells nach Litrico und Fromion (2002) überein. Im Zeitbereich werden Sprungantworten des IDZ-Modells mit einem einfachen ID-Modell und einer exakten HN-Simulation verglichen. Hier gibt das IDZ-Modell insbesondere die schnell abklingenden Anteile der Übergangsvorgänge deutlich besser wieder.

3.1.6 Diffusive Wellengleichung *Diffusive wave equation*

Litrico und Georges (1999a), Litrico und Pomet (2003) untersuchen Modellansätze für den Zusammenhang zwischen dem Zufluss in und dem Abfluss aus einem Flussabschnitt auf der Basis der diffusiven Wellengleichung.

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + \Theta(Q, \xi) \cdot \frac{\partial Q}{\partial \xi} - E(Q, \xi) \cdot \frac{\partial^2 Q}{\partial \xi^2} = 0 \quad (20a)$$

$$Q(0, t) = u(t) \quad \text{und} \quad \lim_{\xi \rightarrow \infty} \frac{\partial Q(\xi, t)}{\partial \xi} = 0 \quad (20b)$$

Dabei bezeichnet $\Theta(Q, \xi)$ die Wellengeschwindigkeit (celerity) und $E(Q, \xi)$ die Diffusion, die bei gegebener Gerinnegeometrie und unter Vernachlässigung eines eventuellen Staubeereichs als Funktionen des Abflusses Q sowie der Geometrie- und Hydraulikparameter angegeben werden können. Die quasi-lineare PDGL (20a) ist

eine Vereinfachung der Saint-Venant Gleichungen unter Vernachlässigung der Trägheitsterme, d.h. der ersten beiden Summanden in der Impulsgleichung (1b), und gilt unter der Voraussetzung langsam veränderlicher Abflüsse. Differentiation der Massenbilanzgleichung (1a) nach der Ortsvariablen und der Impulsgleichung (1b) nach der Zeit ermöglicht die Elimination des Wasserstands und führt auf die PDGL 2. Ordnung (20a). Litrico und Georges (1999) geben Berechnungsvorschriften für die Koeffizienten der diffusiven Wellengleichung (20a) aus den Geometrie- und Hydraulikparametern an. Die Randbedingungen (20b) ergeben sich aus der angenommenen großen Länge des Flussabschnitts und mit der Annahme, dass die seitlichen Zuflüsse bzw. Entnahmen vernachlässigt werden können.

Wird die PDGL (20) in der Umgebung eines konstanten Referenzabflusses Q_r linearisiert, so ergibt sich die Hayami-Gleichung mit konstanten Koeffizienten Θ_r, E_r . Eine Laplace-Transformation bezüglich t führt auf eine Randwertaufgabe in ξ , die unter Auswertung der Randbedingungen (20b) die Übertragungsfunktion (21) liefert.

$$F_H(s) = \frac{\delta Q(\xi, s)}{\delta Q(0, s)} = \frac{Y(s)}{U(s)} = e^{\frac{\Theta_r - \sqrt{\Theta_r^2 + 4 \cdot E_r \cdot s}}{2 \cdot E_r} \xi} \quad (21)$$

Nach Rücktransformation in den Zeitbereich kann die Impulsantwort durch die Impulsantwort eines linearen Systems 2. Ordnung mit Totzeit (P-T₂-T₁) mit Gleichung (22) approximiert werden, wobei für die Parameter $G(Q_r), \tau(Q_r), S(Q_r)$ und $P(Q_r)$ durch Abgleich der Momente der Übertragungsfunktionen (21) und (22), d.h. Taylor-Entwicklung und Abgleich der Koeffizienten, analytische Ausdrücke erhalten werden. Litrico und Georges (1999) geben auch hier Berechnungsvorschriften für die Koeffizienten an. Damit wird insbesondere im praktisch wichtigen niederfrequenten Bereich eine gute Approximation gewährleistet. Die Rücktransformation in den Zeitbereich wird dazu nicht explizit benötigt.

$$F_{2r}(s) = \frac{G(Q_r) \cdot e^{-s \cdot \tau(Q_r)}}{1 + S(Q_r) \cdot s + P(Q_r) \cdot s^2} \quad (22)$$

Gleichung (22) beschreibt eine Familie linearer Modelle in Abhängigkeit vom Parameter Q_r , die in einem nicht-linearen Modell zusammengefasst werden kann, siehe Litrico und Pomet (2003):

$$\begin{aligned} \dot{\zeta}_1(t) = & -\frac{S(\zeta_2(t))}{P(\zeta_2(t))} \cdot \zeta_1(t) \\ & -\frac{1}{P(\zeta_2(t))} \cdot \zeta_2(t) + \frac{1}{P(\zeta_2(t))} \cdot u(t) \end{aligned} \quad (23)$$

$$\begin{aligned} \dot{\zeta}_2(t) &= \zeta_1(t) \\ y(t) &= \zeta_2(t - \tau(\zeta_2(t))) \end{aligned}$$

Das nichtlineare Modell (23) mit zustandsabhängiger (abflussabhängiger) Totzeit $\tau(\zeta_2(t))$ berücksichtigt langsam veränderliche Abflüsse. Eine Linearisierung um einen konstanten Abfluss $y(t) = \zeta_2(t) = Q_r$ ergibt wieder das lineare Modell (22). Ein Vorteil dieses Modells besteht darin, dass analytische Ausdrücke für die Abhängigkeit der Modellparameter von den physikalischen Parametern (Geometrie, Rauigkeit) des Systems angegeben werden können. Ein simulativer Vergleich ergibt eine deutlich verbesserte Übereinstimmung mit dem Modell auf Basis der diffusiven Wellengleichung (20) als das linearisierte Hayami-Modell (21).

3.17 Muskingum-Ansatz *Muskingum approach*

In der Hydrologie werden vereinfachte Modellansätze verwendet, die den Zusammenhang zwischen dem Zufluss in und dem Abfluss aus einem Flussabschnitt beschreiben. Ein Beispiel hierfür ist das Muskingum-Modell, siehe z. B. Todini (2007).

$$\frac{dV}{dt} = Q_{in} - Q_{out} \quad (24)$$

$$V = k \cdot \varepsilon \cdot Q_{in} + k \cdot (1 - \varepsilon) \cdot Q_{out} \quad (25)$$

Die Modellparameter k (Zeitkonstante) und ε (dimensionslos) können entweder aus Messdaten oder aus geometrischen Daten des Stauraums bestimmt werden. Mit einer geeigneten Diskretisierung ergibt sich die übliche Darstellung als Differenzgleichung

$$Q_{out}^{k+1} = c_1 \cdot Q_{in}^{k+1} + c_2 \cdot Q_{in}^k + (1 - c_1 - c_2) \cdot Q_{out}^k \quad (26)$$

$$c_1 = \frac{-2 \cdot k \cdot \varepsilon + \Delta T}{2 \cdot k \cdot (1 - \varepsilon) + \Delta T} \quad (27)$$

$$c_2 = \frac{2 \cdot k \cdot \varepsilon + \Delta T}{2 \cdot k \cdot (1 - \varepsilon) + \Delta T}$$

Die Modellerweiterung nach Muskingum-Cunge besteht in zeit- bzw. abflussabhängigen Modellparametern k und ε . Todini (2007) diskutiert hierdurch mögliche Verletzungen der Massenbilanz und entsprechende Gegenmaßnahmen. Simulationsrechnungen zeigen eine gute Übereinstimmung mit einem HN-Modell. Nach Ackermann (1999) sind hydrologische Modelle des Typs Muskingum-Cunge nicht in der Lage, Rückstauereffekte zu erfassen.

3.1.8 Inkrementelles Volumenbilanzmodell *Incremental volume balance model*

Seatzu (1999a, 1999b) beschreibt, wie ausgehend von der transzendenten Übertragungsmatrix (10) ein inkrementelles Volumenbilanzmodell für eine Stauhaltungskette erhalten wird. Hierzu werden die Vektoren der Wasserstände \mathbf{h} , Durchflüsse \mathbf{q} und Volumina \mathbf{V} eingeführt.

$$\mathbf{h} = \begin{bmatrix} h_{UW,1} \\ h_{OW,1} \\ h_{UW,2} \\ \vdots \\ h_{OW,n} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{q} = \begin{bmatrix} q_{zu,1} \\ q_{zu,2} \\ \vdots \\ q_{zu,n} \\ q_{ab,n} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{V} = \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ \vdots \\ V_n \end{bmatrix} \quad (28)$$

$h_{UW,i}$ ist der Unterwasserstand am Oberliegerwehr der Haltung i , $h_{OW,i}$ der Oberwasserstand, $q_{zu,i}$ der Zufluss in die Haltung i ($q_{zu,i} = q_{ab,i-1}$) und V_i das inkrementelle Volumen (die Volumenänderung dV/dh) mit $V_i = q_{zu,i} - q_{ab,i}$. Sämtliche Größen sind als Abweichungen von den Werten im Referenzpunkt der Linearisierung der Saint-Venant Gleichung zu verstehen.

Die transzendente Übertragungsmatrix (10) liefert im Bildbereich die Beziehung

$$\begin{bmatrix} h_{UW,i}(s) \\ h_{OW,i}(s) \end{bmatrix} = \frac{1}{s} \cdot \tilde{\mathbf{A}}(s) \cdot \begin{bmatrix} q_{zu,i}(s) \\ q_{zu,i+1}(s) \end{bmatrix}$$

Hierbei wird angenommen, dass alle Elemente der Matrix einen I-Anteil besitzen. Eine Linearisierung der Wehrkennlinien ergibt die Beziehung (29), wobei angenommen wird, dass der Wehrabfluss von der Wehrstellung $h_{W,i}$, dem Oberwasser- und dem Unterwasserpegel abhängt (kein Einfluss des Unterwassers: $\delta_{2,i} = 0$).

$$q_i = \gamma_i \cdot h_{W,i} + \delta_{1,i} \cdot h_{OW,i} + \delta_{2,i} \cdot h_{UW,i+1} \quad (29)$$

Nach einigen Umformungen wird die transzendente Modellgleichung des inkrementellen Volumenmodells erhalten (30). Die Approximation der transzendenten Übertragungsmatrix $\mathbf{A}(s)$ durch eine Taylor-Entwicklung führt schließlich zu Gleichung (31) mit konstanten Matrizen \mathbf{A} und \mathbf{B} und der gebrochen-rationalen Übertragungsmatrix (32).

$$s \cdot \mathbf{V}(s) = \mathbf{A}(s) \cdot \mathbf{V}(s) + \mathbf{B}(s) \cdot \mathbf{h}_w(s) \quad (30)$$

$$\mathbf{A}(s) \approx \mathbf{A}(0) + s \cdot \left. \frac{d}{ds} \mathbf{A} \right|_{s=0}$$

$$s \cdot \mathbf{V}(s) = \mathbf{A} \cdot \mathbf{V}(s) + \mathbf{B} \cdot \mathbf{h}_w(s) \quad \text{im Bildbereich} \quad (31a)$$

$$\dot{\mathbf{V}}(t) = \mathbf{A} \cdot \mathbf{V}(t) + \mathbf{B} \cdot \mathbf{h}_w(t) \quad \text{im Zeitbereich} \quad (31b)$$

$$\frac{\mathbf{V}(s)}{\mathbf{h}_w(s)} = (s \cdot \mathbf{I} - \mathbf{A})^{-1} \cdot \mathbf{B} \quad (32)$$

In einer ganzen Reihe von Veröffentlichungen werden basierend auf dem inkrementellen Volumenbilanzmodell (31) diverse Regelungsansätze entwickelt und getestet. Diese Ansätze werden vorrangig bei der Mehrgrößenregelung genutzt (siehe Literaturstudie Arnold und Sawodny, 2008).

3.1.9 Diskretisierung der Saint-Venant Gleichungen

Discretisation of the Saint-Venant equations

Chapuis und Sachs (1996) und Chapuis (1998) geben einen Diskretisierungsansatz zur Vereinfachung der Saint-Venant Gleichungen an. Dabei werden die Saint-Venant Gleichungen zunächst in der Umgebung einer stationären Lösung linearisiert und die sich daraus ergebenden linearen PDGLn 1. Ordnung örtlich mit einem Verfahren 1. Ordnung diskretisiert (Linienmethode). Damit wird ein lineares Zustandsraummodell hoher Ordnung ($2n+1$ für n Diskretisierungsintervalle) mit den Zustandsgrößen Wasserstand und Durchfluss in bzw. zwischen den Diskretisierungsintervallen erhalten. In Chapuis und Sachs (1996) wird dieses Modell mit einer Vereinfachung auf Basis der transzendenten Übertragungsmatrix sowie einem HN-Modell verglichen, siehe Abschnitt 3.1.3. Die im Abschnitt 7.6 erwähnten Ansätze von Glanzmann und Siebenthal (2004), Hug-Glanzmann,

Siebenthal, Geyer et al. (2005), Sachs, Glanzmann und Siebenthal (2005) basieren auf diesem Modell.

3.2 Regelungstechnische Modellansätze

Control engineering model approaches

In diesem Abschnitt sollen Modellansätze auf der Basis linearer Differenzialgleichungen in Kombination mit isolierten statischen Nichtlinearitäten und Totzeitblöcken dargestellt werden. Dies entspricht den klassischen regelungstechnischen Blockschaltbildern. Im einfachsten Fall lässt sich eine Stauhaltung als reiner Speicher (Integrator) mit der Differenz aus Zu- und Abfluss als Eingang beschreiben, beispielsweise im Modell von Kühne (1975). Hierbei bleibt insbesondere die Laufzeit unberücksichtigt.

$$\frac{dh(t)}{dt} = \frac{Q_{zu}(t) - Q_{ab}(t)}{A_s} \quad (33)$$

3.2.1 ID-Modell

ID Model

Eine Erweiterung des Modellansatzes (33) sind ID-Modelle („integrator delay“: Integrator-Totzeit I-T_t), siehe beispielsweise Overloop et al. (2005) und Litrico, Malaterre et al. (2007).

$$\frac{dh(t)}{dt} = \frac{Q_{zu}(t - T_t) - Q_{ab}(t)}{A_s} \quad (34)$$

A_s ist die Speicherfläche des eingestauten Anteils der Stauhaltung. Durch die Totzeit T_t wird die Laufzeit und die Retentionszeit berücksichtigt. Wird hier der Abfluss zeitverzögert nachgeführt $Q_{ab}(t) = Q_{zu}(t - T_t)$, so liefert das Modell einen konstanten Wasserstand. Dies entspricht (bei unterschiedlichen Lauf- und Retentionszeiten) nicht der Realität, siehe Neumüller und Bernhauer (1969).

Dieser Modellansatz wird oftmals als „greybox“-Modell im regelungstechnischen Sinne, d. h. als ein Ansatz auf Grund einer vereinfachenden physikalischen Betrachtung (hier: Volumenbilanz) des Systems mit experimentell zu identifizierenden Parametern angegeben. In Abschnitt 3.1.4 wird das gleiche Modell durch schrittweise Vereinfachung und Linearisierung der Saint-Venant Gleichungen erhalten, wobei die Parameter A_s und

T_t aus den Geometrie- und Hydraulikdaten der Stauhaltung und dem Referenzabfluss der Linearisierung bestimmt werden können.

3.2.2 Lineare parameter-variante Modelle *Linear parameter-varying models*

Auf Grund der Nichtlinearität des Prozesses und der Saint-Venant Gleichungen gelten vereinfachte (lineare) Modellansätze immer nur in einem gewissen Arbeitsbereich, beispielsweise in der Umgebung einer bestimmten stationären Lösung. Will man mit vereinfachten Modellansätzen das Systemverhalten in einem größeren Arbeitsbereich beschreiben, so kann man die Parameter des vereinfachten Modellansatzes von externen Parametern, dem Systemzustand oder dem Arbeitspunkt abhängig machen. Bolea et al. (2007) untersuchen Möglichkeiten zur Gewinnung derartiger linearer parameter-varianter Modellansätze (LPV) am Beispiel eines P-T_t-T₁-Ansatzes bzw. eines äquivalenten zeitdiskreten Modells. In Gleichung (35) ist Δh der Wasserstand am stromab gelegenen Ende der Haltung und Δu die Wehröffnung im Zufluss (als Abweichung vom Arbeitspunkt (u, y)). Die Modellparameter Totzeit $\tau(u)$, Zeitkonstante $T(u)$ und Verstärkung $K(u)$ sind vom Arbeitspunkt abhängig.

$$\Delta h \cdot (t + \tau(u)) + T(u) \frac{d\Delta h(t + \tau(u))}{dt} = K(u) \cdot \Delta u(t) \quad (35)$$

Anhand physikalischer Betrachtungen, d. h. letztlich durch Vereinfachung der Saint-Venant Gleichungen, kann die funktionale Abhängigkeit der Modellparameter vom Arbeitspunkt u bestimmt werden. Hierzu werden stationäre Lösungen ($K(u)$) und Wellenlaufzeiten ($\tau(u)$) herangezogen. Für $T(u)$ ist eine solche Ableitung nicht möglich, daher wird ein Vielfaches der Totzeit angenommen. Alternativ können die Parameter des Modells (35) an unterschiedlichen Arbeitspunkten u_i identifiziert werden (multi-Modell). Die Abhängigkeit der Parameter ist durch die unterschiedlichen Parameterwerte für die u_i beschrieben. Ein Fuzzy-Ansatz liefert eine situationsabhängige Wichtung der lokalen Modelle, sodass ein „weiches“ Umschalten zwischen den lokalen Modellen gewährleistet ist.

Als dritte Variante wird die Abhängigkeit der Modellparameter vom Arbeitspunkt mittels eines expliziten Modellansatzes der Form

$$K(u) = \theta_0 + \theta_1 \cdot u + \theta_2 \cdot u^2$$

und anschließender Identifikation der Ansatzparameter Θ_i untersucht.

Für das untersuchte Beispielsystem liefern alle drei Ansätze weitgehend identische Abhängigkeiten der Modellparameter vom Arbeitspunkt. Ergebnisse, die einen Vergleich der vereinfachten Modelle mit dem ursprünglichen Modell auf Basis der Saint-Venant Gleichungen ermöglichen, werden von den Autoren nicht angegeben.

3.2.3 Identifikation der Modellstruktur *Model structure identification*

In der Arbeit Marenbach et al. (1995) wird versucht, den Prozess der Modellerstellung durch eine automatisierte Suche der Modellstruktur zu unterstützen. Mit einem kombinierten Ansatz aus Genetic Programming und Parameteroptimierung werden selbstorganisierend dynamische Prozessmodelle generiert und parametrisiert. Ziel ist dabei, den Modellfehler für vorgegebene Szenarien unter Berücksichtigung der Modellkomplexität zu minimieren. Damit hängt das Ergebnis dieses Prozesses wesentlich von der Auswahl dieser Szenarien und der Auswahl der Blöcke für den „Modellbaukasten“ ab. Von den Autoren wird die Nachbildung des Oberwasserpegels der Stauhaltung Bad Säckinggen mit einem Modell aus linearen Übertragungsgliedern beschrieben. Nach wenigen Generationen des Genetic Programming-Verfahrens wird ein dynamisches Modell mit einem Totzeit-Block im Zuflusszweig erhalten.

$$H(s) = \frac{Q_{zu}(s) \cdot e^{-sT_{t1}} - Q_{ab}(s)}{s}$$

Die beste Modellanpassung wird schließlich mit einer zusätzlichen Aufschaltung des gefilterten Signals erhalten.

$$H(s) = \frac{Q_{zu}(s) \cdot e^{-sT_{t1}} - Q_{ab}(s)}{s} + \frac{K \cdot s \cdot (Q_{zu}(s) \cdot e^{-sT_{t2}} - Q_{ab}(s))}{(1 + s \cdot T_1)(1 + s \cdot T_2)}$$

Der Aufwand ist mit 500 Generationen je 50 Individuen recht hoch, da jeweils eine Modellstruktur generiert und der Parametersatz angepasst werden muss.

4 Modellbildung für das Regelorgan Wehr

Modelling the actuator weir

Litrico et al. (2008) betrachten die unterlagerte Regelung des Wehrabflusses. Üblicherweise wird der Wehrabfluss als Stellgröße im Regelkreis der Wasserstandsregelung betrachtet. In einem unterlagerten Regelkreis wird dann mit der Wehrstellung dieser Wehrabfluss eingestellt. In vielen Fällen ist dies keine Regelung, sondern es wird anhand der inversen Wehrkennlinie die notwendige Wehrstellung berechnet und als Vorwärtssteuerung eingestellt. Dabei wird nicht berücksichtigt, dass es sich hierbei um eine statische Kennlinie handelt. Wird die Wehrstellung verändert, so verändern sich auf Grund der Streckendynamik sofort (verzögerungsfrei) der Ober- und Unterwasserstand und damit der Abfluss über das Wehr. Durch eine (näherungsweise) Einbeziehung der Streckendynamik kann insbesondere bei großen Abtastzeiten die Genauigkeit der unterlagerten Abflussregelung verbessert werden. Streng genommen ist dies keine Frage des Modellansatzes, sondern der Diskretisierung der kontinuierlichen Modellgleichungen.

Im Speziellen werden in Litrico et al. (2008) unterströmte Wehre und vergleichsweise große Abtastzeiten von bis zu 60 min untersucht. Es wird die übliche Berechnung der Wehrstellung mittels statischer Wehrkennlinie verglichen mit einer Berechnung anhand der Charakteristiken sowie einer Berechnung anhand eines IDZ-Modells (Gleichung (19)). Die beste Übereinstimmung mit dem vorgegebenen Abfluss innerhalb des Tastschritts wird mit dem IDZ-Modell in Verbindung mit der nichtlinearen Wehrkennlinie erzielt. Die Untersuchungen werden an einem HN-Simulationsmodell (SIC) mit einer Diskretisierung von 60 s und 200 m durchgeführt. Leider gehen die Autoren nicht auf die Frage der Anzahl der Verstellbewegungen ein.

Litrico, Belaud und Fromion (2007) untersuchen die Stabilität von automatischen (hydromechanischen) Wehren, die ohne externe Antriebe lediglich durch den Ober- und Unterwasserstand bewegt werden. In der Praxis

treten oftmals Oszillationen im Wasserstand auf, die durch die Verkopplung der Wehrdynamik mit den Dynamiken der angrenzenden Haltungen begründet sind. Dies wird durch eine Analyse im Frequenzbereich untersucht. Zunächst werden mittels Laplace-Transformation der linearisierten Saint-Venant Gleichungen die transzendenten Übertragungsmatrizen (siehe Gleichung (10)) der Kanalhaltungen bestimmt. Die Übertragungsmatrix des Gesamtsystems ergibt sich durch Einbeziehung der ebenfalls linearisierten Wehrgleichungen. Die für die Stabilitätsanalyse wesentlichen Pole der Übertragungsmatrix können durch die Lösung einer transzendenten Gleichung gewonnen werden. Dies ist im allgemeinen Fall nur mit numerischen Verfahren möglich, für praktisch relevante Spezialfälle geben die Autoren geschlossene Lösungen an. Die Ergebnisse werden an einem Simulationsbeispiel verifiziert.

Belaud et al. (2008) untersuchen einen ähnlichen Wehertyp für unterschiedliche Durchflussbedingungen, leiten ein mathematisches Modell ab und verifizieren dieses Modell anhand von Messungen an einem Versuchsaufbau.

5 Klassische regelungstechnische Ansätze

Classical control engineering approaches

In diesem Kapitel sollen Verfahren und Ideen zur Wasserstandsregelung vorgestellt werden, die auf den klassischen regelungstechnischen Ansätzen mit ein- und mehrschleifigen Regelungsstrukturen basieren.

5.1 Abflussregelung, Stauzielregelung, OW/Q-Regelung

Discharge control, water level control, OW/Q control

In diesem Abschnitt sollen die wesentlichen dezentralen Regelungsstrukturen für die Wasserstandsregelung von Flusstauhaltungen, basierend u. a. auf Kühne (1975), Theobald (1998) und weiteren Veröffentlichungen, dargestellt werden.

5.1.1 Stauraum-Kenngrößen: Retentions- und Laufzeit

Impoundment characteristics: retention time and propagation time

Zur Charakterisierung der dynamischen Eigenschaften von Stauhaltungen werden in der Literatur die Kenngrößen Retentionszeit und Laufzeit verwendet. Betrachtet man die Wasserspiegellinien für zwei verschiedene konstante Durchflüsse mit der Vorgabe, dass in beiden Fällen im Oberwasser der Stauanlage am Regelungspegel die gleiche Wasserstandshöhe vorliegt, so ergibt sich für beide Fälle ein bestimmtes Stauraumvolumen. Die Differenz der beiden Volumina bezeichnet man als Retentionsvolumen der Stauhaltung. Die Retentionszeit T_R ergibt sich dann als Quotient aus der Volumendifferenz und der Durchflussdifferenz und ist abhängig vom Durchfluss.

$$T_R = \frac{\Delta V}{\Delta Q} \quad (36)$$

Als Laufzeit T_L bezeichnet man die Zeitspanne, nach der eine Zuflussänderung vom Oberlieger eine Wasserstandsänderung im Oberwasser des Wehres bewirkt. Die Laufzeit ist von Durchfluss und Wasserstand abhängig und nimmt grundsätzlich mit zunehmendem Durchfluss ab.

Ausgehend von in der Praxis beobachteten Abflussaufstellungen an Staustufenketten mit reiner Stauzielregelung betrachten Neumüller und Bernhauer (1969) grundsätzliche Zusammenhänge zwischen der Zufluss- und Abflussganglinie einer Stauhaltung und dem Wasserstand im Oberwasser des Stauwehres (Stauziel). Anhand von Volumenbilanzen wird gezeigt, dass beim Übergang zwischen zwei stationären Zuständen der Abfluss dem Zufluss mit einer Zeitverzögerung t_{soil} folgen muss, die sich aus der Steigung der Beckeninhaltslinie $V(Q)$ ergibt (Anmerkung: den Begriff „Retentionszeit“ gebrauchen die Autoren nicht). Die Autoren zeigen, dass für die gebräuchliche Abflussregelung mit konstantem Stauziel die Relation zwischen Zufluss- und Abflussganglinie vom Verhältnis der Laufzeit T_L (Quotient aus Länge der Stauhaltung und absoluter Schwallgeschwindigkeit) zum Sollwert der Zeitverschiebung (also T_L/T_R) abhängt. Sind die beiden Zeiten etwa gleich, so folgt der Abfluss zeitversetzt dem Zufluss, bei kleinen Laufzeiten ($T_L/T_R < 1$) ergibt sich ein asymptotisches Ver-

halten und bei großen Laufzeiten ($T_L/T_R > 1$) ein Überschwingen mit der Gefahr der Abflussaufteilung. Die Relation T_L/T_R einer Stauhaltung hängt vom Durchfluss ab und kann mit steigendem Durchfluss sowohl zu- als auch abnehmen. An einem physikalischen Modell einer Stauhaltung werden die theoretischen Betrachtungen verifiziert. Die Autoren empfehlen eine Modifikation der Betriebsvorschriften unter Einbeziehung dieser Ergebnisse.

5.1.2 Regelungsstrukturen

Control structures

Wenn der Abfluss dem Zufluss zeitversetzt und ohne Berücksichtigung von Wasserstandsänderungen nachgeführt wird, spricht man auch von Abflussregelung. Allerdings beschreibt die Abflussregelung keine Regelung, sondern eine Vorwärtssteuerung (Steuerung in offener Wirkungskette). Aus Bilanzbetrachtungen bei sprungförmiger Änderung des Zuflusses ergibt sich, dass bei einer einfachen Abflussregelung der Abfluss der Staustufe dem Zufluss mit einer Zeitverzögerung (Totzeit) entsprechend der Retentionszeit T_R folgen muss, damit im stationären Zustand wieder der ursprüngliche Wasserstand erreicht wird.

Stauzielregelung bedeutet, dass der Wasserstand am Referenzpunkt auf einem vorgegebenen Wert, dem Stauziel, gehalten wird. Dabei wird die Relation von Zufluss zu Abfluss nicht berücksichtigt, sodass im Fall einer großen Laufzeit $T_L > T_R$ das Störverhalten des Regelkreises, d.h. die Reaktion des Oberwasserstandes auf eine Zuflussänderung, (starkes) Überschwingen aufweist. Es kann zu einer Aufteilung des Abflusses gegenüber dem Zufluss kommen, da der Regler erst nach der Laufzeit T_L auf eine Zuflussänderung reagieren kann. Der Fall $T_R > T_L$ ist in dieser Hinsicht weniger kritisch, siehe beispielsweise Theobald (1997) und Theobald (1998).

Eingesetzt werden meist klassische PI-Regler mit der Reglerübertragungsfunktion nach Gleichung (44) und $T_D=0$. Ein zusätzlicher D-Anteil würde zu meist unerwünschten stärkeren Beanspruchungen des Stellglieds führen, wogegen die erreichbare Verringerung der Ausregelzeit zweitrangig ist. Regler ohne I-Anteil sind nur bedingt geeignet, wie eine qualitative Betrachtung der Streckeneigenschaften zeigt: Die aus Wehrsteue-

rung, Wehr und Stauhaltung bestehende Regelstrecke mit der Eingangsgröße (Stellgröße) Sollabfluss und der Ausgangsgröße (Regelgröße) Wasserstand am Referenzpunkt besitzt I-Charakter. Ein P-Regler garantiert zwar ein ausreichendes Führungsverhalten (keine bleibende Regelabweichung bei sprungförmiger Änderung der Führungsgröße), das hier wesentliche Störverhalten bei Störungen nahe dem Streckeneingang (wie z.B. Zuflussänderungen) ist jedoch inakzeptabel, da bei sprungförmiger Änderung der Störgröße eine bleibende Regelabweichung auftreten würde.

Bei der OW/Q-Regelung wird der Sollabfluss einer Stauhaltung mit Kenntnis des Zuflusses in die Stauhaltung und des Wasserstands am Referenzpunkt ermittelt. Eine Zuflussänderung wird dabei über den Vorwärtssteuerungsanteil direkt als Abflussänderung, eine Wasserstandsänderung über den Regler ebenfalls als Abflussänderung bei der Abflusssteuerung berücksichtigt. Beide Anteile zusammen ergeben den Sollabfluss. Im regelungstechnischen Sprachgebrauch handelt es sich hierbei um einen einschleifigen Regelkreis mit Störgrößenaufschaltung auf das Stellglied.

Bild 3 zeigt das Blockschaltbild einer OW/Q-Regelung. Der Block „Abflussverteiler“ umfasst sowohl die Verteilung des Sollabflusses z.B. auf mehrere Wehrfelder als auch die Ansteuerung des Wehres selbst. Aus den oben dargestellten Gründen ist ein PI-Regelalgorithmus (Block „PI-Regler“) ausgewählt.

Aus Bilanzbetrachtungen bei sprungförmiger Änderung des Zuflusses (der Störgröße) lässt sich ableiten, dass

die Störung zeitversetzt mit einer der Retentionszeit entsprechenden Totzeit auf das Stellglied zu schalten ist.

$$G_{Z,OW/Q}(s) = e^{-s \cdot T_R} \tag{37}$$

Als sinnvoll erweist sich eine zusätzliche Tiefpassfilterung der Störgröße (Block „Signalfilter“), beispielsweise mit einem T_2 -Glied.

$$G_{Z,OW/Q}(s) = e^{-s \cdot T_i} \frac{1}{(1 + s \cdot T_{F,1}) \cdot (1 + s \cdot T_{F,2})} \tag{38}$$

mit $T_i + T_{F,1} + T_{F,2} = T_R$

Damit wird eine Glättung und Vergleichmäßigung des Sollabflusses erreicht. Im praktischen Einsatz ist die Abflussabhängigkeit der Retentionszeit in geeigneter Weise zu berücksichtigen. Die Parameter T_R , $T_{F,1}$ und $T_{F,2}$ sind simulativ am Modell bzw. während des Einfahrens am Prozess so anzupassen, dass eine gewisse Dämpfung von Zuflusswellen erreicht wird.

Die deutliche Reduktion von Abflussschwankungen durch den Einsatz einer OW/Q-Regelung gegenüber einer reinen Stauzielregelung wird in Nestmann und Theobald (1994) simulativ an einem Gesamtmodell der Staustufenkette des Neckar gezeigt.

Bei der beispielsweise von Theobald (1998) untersuchten Wasserstandsregelung mit Antizipation nach Bild 4 erfolgt im Unterschied zur OW/Q-Regelung die Aufschaltung des Zuflusses nicht auf das Stellglied, sondern auf die Führungsgröße. Um eine Verfälschung

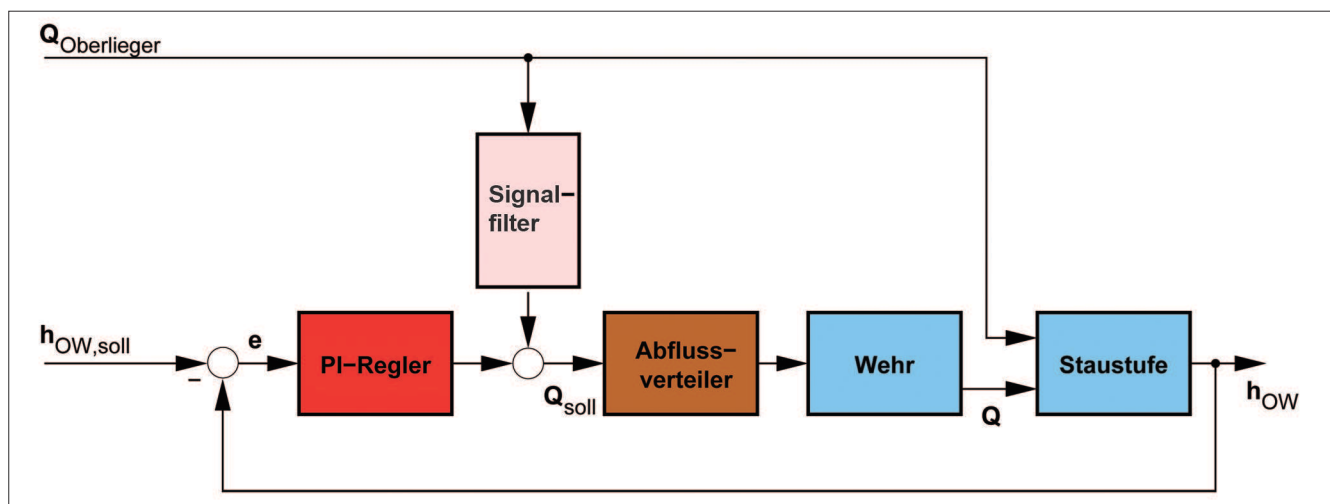


Bild 3: OW/Q-Regelung
Figure 3: OW/Q control structure

des stationären Verhaltens des Regelkreises zu vermeiden, muss die Aufschaltung nachgebend realisiert werden, also im stationären Zustand verschwinden.

OW/Q-Regelung und Wasserstandsregelung mit Antizipation sind strukturell äquivalent, da das Signalfilter zur Störgrößenaufschaltung so bemessen werden kann, dass die durch die Antizipation bewirkte Änderung der Führungsgröße exakt die gleiche Wirkung am Stellglied hat wie die direkte Aufschaltung der zeitversetzten Störgröße bei der OW/Q-Regelung. Das Übertragungsverhalten des Signalfilters (D-T_t-T_i-Verhalten) besitzt die geforderten Eigenschaften.

$$G_{Z,A1}(s) = \frac{e^{-s \cdot T_R}}{G_R(s)} = e^{-s \cdot T_R} \cdot \frac{s \cdot T_I}{k_p \cdot (1 + s \cdot T_I)} \quad (39)$$

Weitergehende Bilanzbetrachtungen führen zu dem Ergebnis, dass eine Berücksichtigung der Laufzeit T_L sinnvoll ist. Dies führt auf eine Filterübertragungsfunktion mit dem (zusätzlich zu bemessenden) Absenkungsfaktor K_A und ebenfalls nachgebendem Übertragungsverhalten. Auch hier ist eine zusätzliche Tiefpassfilterung wie in Gleichung (3) sinnvoll.

$$G_{Z,A2}(s) = K_A \cdot (e^{-s \cdot T_R} - e^{-s \cdot T_L}) \quad (40)$$

Bild 4 zeigt das Blockschaltbild einer Wasserstandsregelung mit Antizipation. Im praktischen Einsatz ist die Abflussabhängigkeit von Retentions- und Laufzeit in geeigneter Weise zu berücksichtigen.

Zur Kombination der positiven Eigenschaften von OW/Q-Regelung und Antizipation schlägt Theobald

eine A/Q-Regelungsstruktur vor, siehe Theobald (1998), bei der der zeitversetzte Zufluss sowohl auf das Stellglied als auch gefiltert mit G_{Z,A2}(s) auf die Führungsgröße geschaltet wird.

5.1.3 Untersuchungen an einem I-T_t-Modell *Investigation with an ID-model*

Kühne (1975) untersucht und vergleicht verschiedene Regelungsstrukturen an einem vereinfachten I-Modell einer Stauhaltung (siehe auch Beitrag von Schmitt-Heiderich et al. in diesem Heft, 2012). Das Streckenmodell lässt sich um eine Totzeit T_t erweitern zu einem I-T_t-Modell (ID: „integrator delay“):

$$\frac{dh(t)}{dt} = \frac{1}{A} \cdot (q_{zu}(t - T_t) - q_{ab}(t)) \quad (41)$$

Damit hat man ein Streckenmodell erhalten, das sich zum einen theoretisch über eine Vereinfachung der Saint-Venant Gleichung ableiten lässt, siehe Abschnitt 3.1.4. Zum anderen bildet das Modell mit Gleichung (41) im Gegensatz zu dem Ansatz nach Kühne (1975) Retentions- und Laufzeiteffekte zumindest ansatzweise ab. Die Laufzeit stimmt offensichtlich mit der Totzeit T_t im Modell überein. Die Retentionszeit kann man bei vorausgesetzter idealer Regelung

$$\frac{dh(t)}{dt} = 0 \Rightarrow q_{ab}(t) = q_{zu}(t - T_t)$$

über die Betrachtung einer sprungförmigen Änderung des Zuflusses um ΔQ ermitteln:

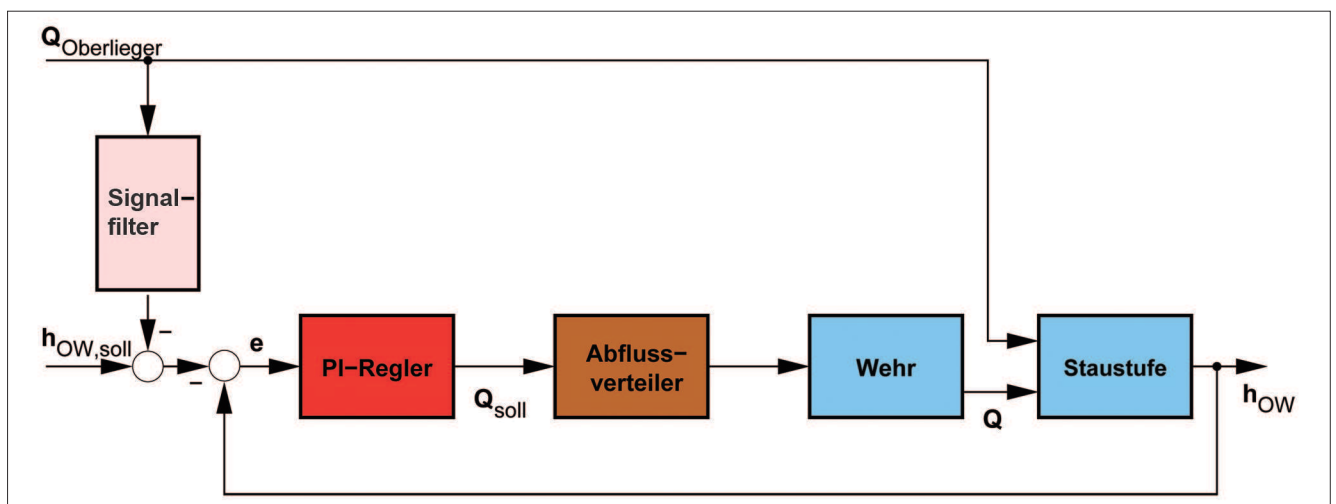


Bild 4: Wasserstandsregelung mit Antizipation
 Figure 4: Water level control with anticipation

$$q_{zu}(t) = \Delta Q \cdot \sigma(t)$$

$$q_{ab}(t) = q_{zu} \cdot (t - T_t) = \Delta Q \cdot \sigma(t - T_t)$$

$$\begin{aligned} \Delta V &= \int_0^{\infty} (q_{zu}(t) - q_{ab}(t)) \cdot dt \\ &= \int_0^{T_t} (q_{zu}(t) - q_{zu}(t - T_t)) \cdot dt = T_t \cdot \Delta Q \end{aligned}$$

Damit gilt für das I-T_t-Modell T_L = T_R = T_t und für das I-Modell T_L = T_R = 0. Das I-T_t-Modell kann Effekte, die sich aus dem Unterschied zwischen Lauf- und Retentionszeit ergeben, nicht nachbilden.

Kühne (1975) setzt für das I-Modell auch einen PI-Regler an, der um eine proportionale Störgrößenaufschaltung des Zuflusses erweitert wird. Dies soll im folgenden für das I-T_t-Modell nachvollzogen werden. Hierbei wird die Wassertiefe H(t) als Wasserstand am Referenzpunkt (Oberwasserstand) interpretiert. Zudem wird eine ideale Realisierung des Abflusses Q_{ab} durch ein verzögerungsfreies Wehr angenommen. Die in den folgenden Rechnungen verwendeten Zahlenwerte stammen von einem Kanalmodell aus Schuurmans et al. (1995) mit A = 4330 m² und T_t = 302 s. Die Laplace-Transformation der Modellgleichung (41) ergibt bei vorausgesetzten verschwindenden Anfangsbedingungen, d. h. stationärem Zustand für t=0:

$$h(s) = \frac{1}{s \cdot A} \cdot (q_{zu}(s) \cdot e^{-s \cdot T_t} - q_{ab}(s)) \tag{42}$$

Mit der Übertragungsfunktion des PI-Reglers (T_N entspricht Nachstellzeit)

$$\begin{aligned} G_R(s) &= K_p + \frac{K_I}{s} = K_p \cdot \frac{1 + s \cdot T_N}{s \cdot T_N} \\ &= K_I \cdot \frac{1 + s \cdot T_N}{s} \quad \text{mit: } T_N = \frac{K_p}{K_I} \end{aligned}$$

und dem Filter G_{Z,OW/Q}(s) zur Störgrößenaufschaltung ergibt sich aus dem Blockschaltbild 5

$$q_{ab}(s) = G_R(s) \cdot (h(s) - h_{soll}(s)) + G_{Z,OW/Q}(s) \cdot q_{zu}(s)$$

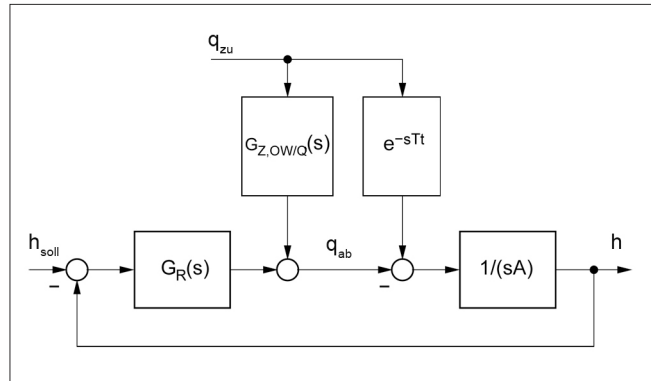


Bild 5: Blockschaltbild: OW/Q-Regelung mit I-T_t-Modell
 Figure 5: Block diagram: OW/Q control with ID model

Mit Gleichung (42) und q_{zu} = 0 erhält man die Führungsübertragungsfunktion

$$\frac{h(s)}{h_{soll}(s)} = \frac{K_I \cdot (1 + s \cdot T_N)}{A \cdot s^2 + K_I \cdot (1 + s \cdot T_N)} \tag{43a}$$

sowie mit Gleichung (42) und h_{soll} = 0 die Störübertragungsfunktionen

$$\begin{aligned} \frac{q_{ab}(s)}{q_{zu}(s)} &= \frac{K_I \cdot (1 + s \cdot T_N)}{A \cdot s^2 + K_I \cdot (1 + s \cdot T_N)} \cdot e^{-s \cdot T_t} \\ &+ \frac{A \cdot s^2}{A \cdot s^2 + K_I \cdot (1 + s \cdot T_N)} \cdot G_{Z,OW/Q}(s) \end{aligned} \tag{43b}$$

$$\frac{h(s)}{q_{zu}(s)} = \frac{s}{A \cdot s^2 + K_I(1 + s \cdot T_N)} \cdot (e^{-s \cdot T_t} - G_{Z,OW/Q}(s)) \tag{43c}$$

Zunächst soll eine einfache Stauzielregelung ohne Störgrößenaufschaltung betrachtet werden, d. h. G_{Z,OW/Q}(s) = 0. Anhand der Störübertragungsfunktion h(s)/q_{zu}(s) wird die Notwendigkeit des I-Anteils im Regler deutlich: Mit einem P-Regler G_R(s) = K_p erhalte man bei sprungförmiger Störung (Zufluss) eine bleibende Regelabweichung (1 + K_p)⁻¹. Mit einem PI-Regler verschwindet dagegen die Regelabweichung asymptotisch. Aus der Führungsübertragungsfunktion (43a) und unabhängig von der Störgrößenaufschaltung erhält man die Wurzelortskurve nach Bild 6 (links).

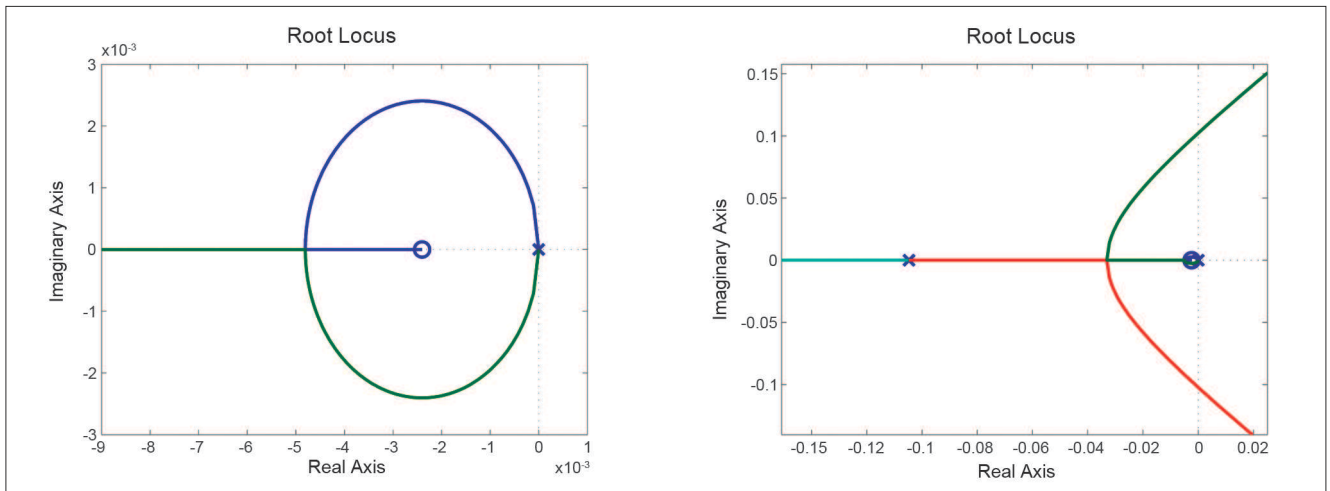


Bild 6: OW/Q-Regelung: Wurzelortskurve I-T_f-Modell mit PI-Regler (links) und mit zusätzlichen Streckenzeitkonstanten (rechts)

Figure 6: OW/Q control: Root locus of the ID model with PI controller (left) and with an extended plant model (right)

Der Regelkreis mit PI-Regler ist strukturstabil. Für kleine Reglerverstärkungen ergibt sich Schwingungsverhalten, für große Reglerverstärkungen aperiodisches Verhalten des geschlossenen Kreises. Dies zeigt eine Unzulänglichkeit des I-T_f-Modells: K_I kann beliebig groß gewählt werden. Ergänzt man das Streckenmodell um eine kleine Trägheitszeitkonstante, die beispielsweise eine Wehrdynamik approximiert, dann erkennt man anhand der zugehörigen Wurzelortskurve in Bild 6 (rechts), dass der Kreis für große K_I instabil wird. Dies bestätigt man anhand des Bode-Diagramms der offenen Kette in Bild 7.

Den zur Führungsübertragungsfunktion gehörigen Frequenzgang des geschlossenen Kreises zeigt Bild 8. Da die Störübertragungsfunktion (43b) zwischen Zufluss und Abfluss ohne Störgrößenaufschaltung bis auf den Totzeitterm exakt mit der Führungsübertragungsfunktion übereinstimmt, erhält man den gleichen Amplitudenfrequenzgang wie in Bild 8 (oben). Wird der PI-Regler im Hinblick auf gutes Führungsverhalten entworfen, so ist dadurch ein entsprechend schlechtes Störverhalten des Kreises bedingt. Zudem ist die Kreisverstärkung in einem bestimmten Frequenzbereich größer als 1 (in Bild 8 hervorgehoben).

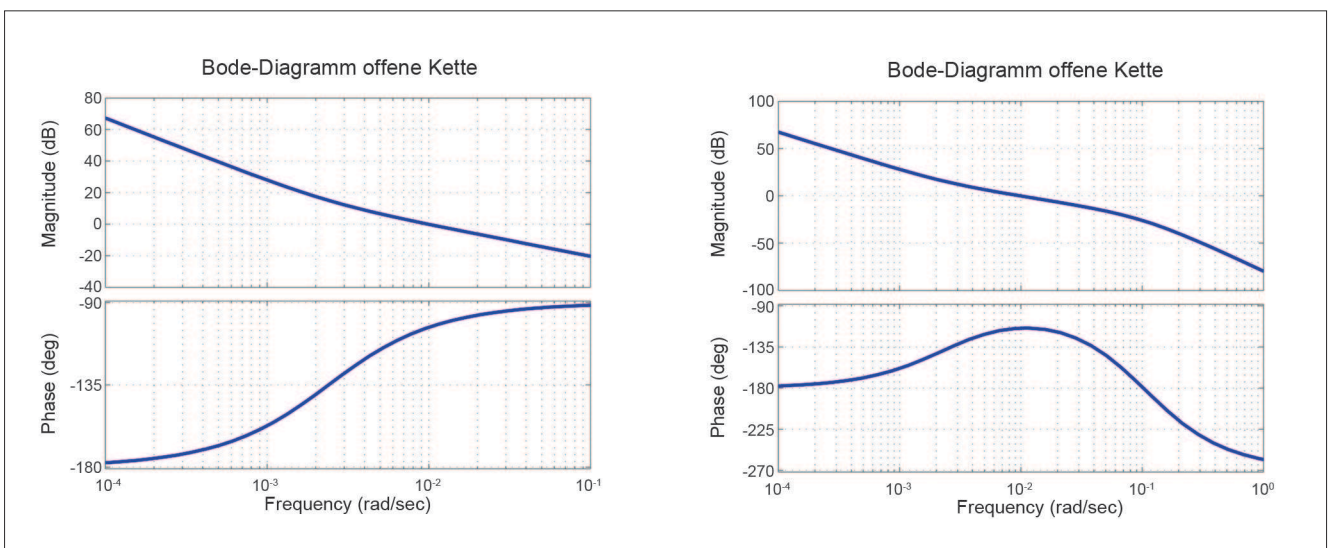


Bild 7: OW/Q-Regelung: Bode-Diagramm der offenen Kette aus I-T_f-Modell mit PI-Regler (links) und mit zusätzlichen Streckenzeitkonstanten (rechts)

Figure 7: OW/Q control: Bode plot of the ID model with PI controller (left) and with an extended plant model (right)

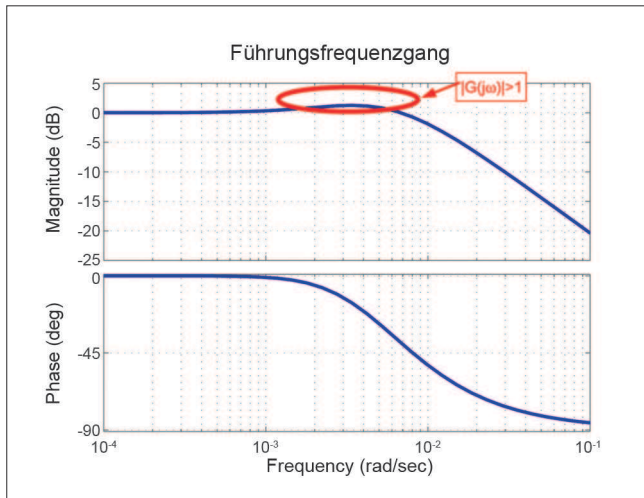


Bild 8: OW/Q-Regelung: Führungsfrequenzgang des geschlossenen Kreises für I-T_t-Modell mit PI-Regler
 Figure 8: OW/Q control: Command frequency response for the closed loop control of the ID model with PI controller

Durch die serielle Verkopplung der Störübertragungsfunktionen in einer Stauhaltungskette kann es daher zu einer Verstärkung des Störsignals in diesem Frequenzbereich und damit zu einer Aufsteilung des Abflusses kommen. Das ist in Bild 9 (links) für eine sprungförmige Zuflussänderung in eine Kette aus fünf identischen Stauhaltungen dargestellt. Dies ist in gewissem Sinne ein „worst case“, da in diesem Fall die kritischen Frequenzbereiche übereinstimmen.

Wird der Regelkreis durch eine Störgrößenaufschaltung des Zuflusses auf den Abfluss gemäß Bild 5 ergänzt, so vereinfacht sich für $G_{z,OW/Q} = e^{-sT_t}$ die Störübertragungsfunktion (43b) zu einem reinen Totzeitglied, der Abfluss folgt dem Zufluss bis auf eine Zeitverschiebung von T_t exakt. Da Kühne (1975) ein reines I-Modell der Stauhaltung verwendet, wird dort die Störgröße proportional ohne Zeitverzögerung aufgeschaltet. Unter realen Bedingungen wird man den exakten Wert der Totzeit nicht kennen, daher ist in Bild 10 der Störfrequenzgang für eine 5%-ige Abweichung $G_{z,OW/Q} = e^{-s \cdot 0,95 \cdot T_t}$ mit einer zusätzlichen Filterung dargestellt.

Auch im nieder- und mittelfrequenten Bereich ist nun die Verstärkung nicht größer als 1, und in der Stauhaltungskette gibt es keine Verstärkung des Störsignals bzw. Abflussaufsteilung, siehe Bild 9 (rechts).

Mit den Führungs- und Störübertragungsfunktionen (43) können beispielsweise Sprung- oder Impulsantworten des Systems bestimmt werden. Nach Rücktransformation in den Zeitbereich lassen sich Überschwingweiten, Einschwingzeiten und ähnliche Kenngrößen in Abhängigkeit von den Regler- und Streckenparametern bestimmen, siehe Kühne (1975). Diese können zur Reglerparametrierung, aber auch direkt zur Abschätzung des Verhaltens des Regelkreises in Sondersituationen, wie z. B. Turbinenschnellschluss, mit einem zusätzlichen Störeingang an der Summationsstelle vor dem Streckenintegrator genutzt werden.

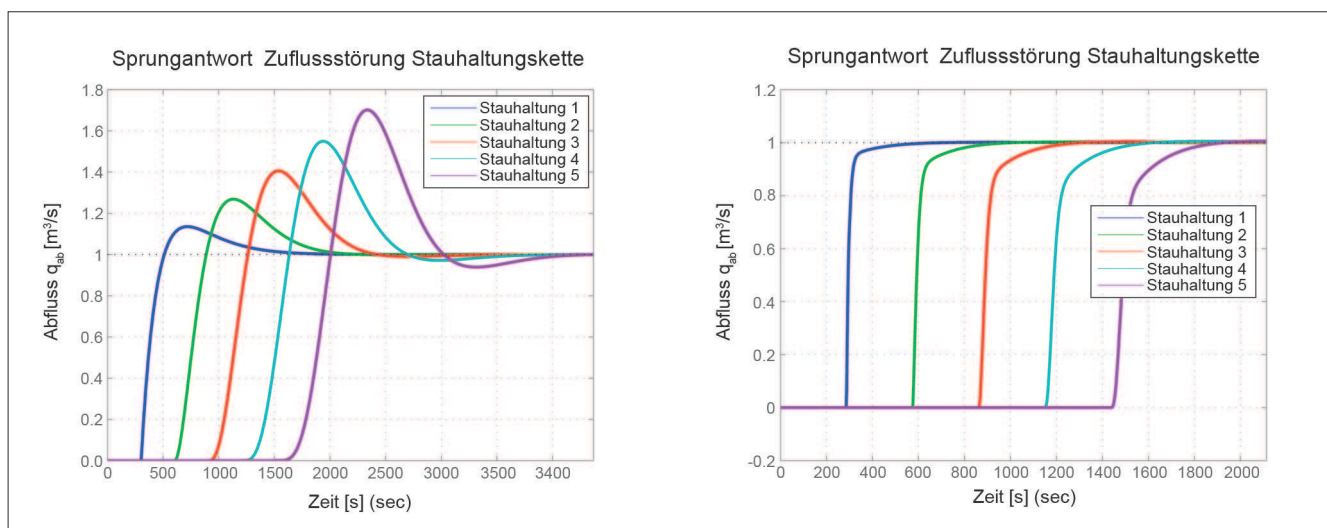


Bild 9: OW/Q-Regelung: Sprungantwort auf eine Zuflussänderung für eine Stauhaltungskette ohne (links) und mit Störgrößenaufschaltung (rechts)
 Figure 9: OW/Q control: Step response to a change of inflow for multiple impoundments without (left) and with feedforward control (right)

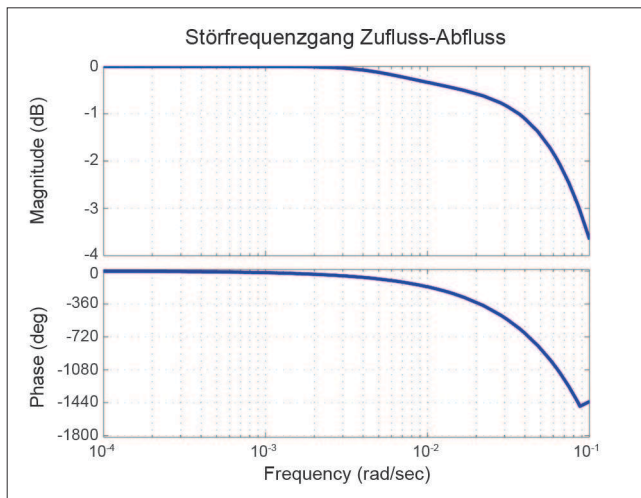


Bild 10: OW/Q-Regelung: Störfrequenzgang des geschlossenen Kreises für I-T_i-Modell mit PI-Regler und Störgrößenaufschaltung

Figure 10: OW/Q control: Disturbance frequency response for the closed loop control of the ID model with PI controller and with feedforward control

5.1.4 Bemerkungen zur „string instability“ *Remarks on string instability*

In der Literatur zur Abstandsregelung von Fahrzeugkolonnen finden sich gelegentlich Hinweise, dass das dort beobachtete Phänomen der „string instability“ auch bei Staustufenketten auftreten könne. Wird der Fahrzeugabstand innerhalb der Kolonne durch lokale Regelalgorithmen für die Einzelfahrzeuge geregelt, dann kann auch bei stabilen lokalen Regelkreisen eine Verstärkung von Störungen in der Kolonne auftreten. Dies führt dann zu Abstandsschwingungen, deren Amplitude mit dem Abstand vom Führungsfahrzeug zunimmt und im Grenzfall einer unendlich langen Kolonne zur Instabilität.

Eine solche „string instability“ lässt sich unter sehr allgemeinen Voraussetzungen für die lokalen Regelkreise nachweisen und kann durch Modifikation der lokalen Regelkreise allein nicht verhindert werden. Abhilfe ist nur durch Einbeziehung von (globalen) Informationen über vorausfahrende Fahrzeuge, beispielsweise das unmittelbar vorausfahrende und das Führungsfahrzeug, möglich. Eine hinreichende Bedingung für die Stabilität der Kolonne kann mit dem Frequenzgang der lokalen Regelkreise formuliert werden:

$$\max_{\omega} |G_i(j\omega)| < 1, \quad i = 1, \dots, n$$

Wenn diese Ergebnisse auf die Regelung von Staustufenkette übertragbar sind, dann bedeutet das, dass eine

Aufteilung von Abflusswellen in der Kette prinzipiell nicht durch eine Verbesserung der lokalen OW/Q-Regler zu verhindern ist. Die Einbeziehung von Informationen über die stromauf gelegenen Haltungen und des Zuflusses in die Kette in die lokale Regelung ist zwingend notwendig. Im Rahmen der Literaturrecherche wurde jedoch keine Veröffentlichung gefunden, die sich detailliert mit der Anwendung auf Staustufenketten befasst.

5.2 Ein- und mehrschleifige Regelungen *Single and multi-loop control structure*

5.2.1 PID-Regler, Störgrößenaufschaltung, Kaskadenregelung *PID controller, feedforward control, cascade control*

Der PID-Regler mit der Übertragungsfunktion (44) ist der Standard-Regler in der klassischen Regelungstechnik:

$$G_R(s) = K_p \left(1 + \frac{1}{s \cdot T_N} + s \cdot T_D \right) \quad (44)$$

Der I-Anteil bewirkt bei Strecken mit Ausgleich (P-Strecken) eine verschwindende Regelabweichung bei sprungförmiger Änderung der Führungsgröße bzw. sprungförmiger Störung am Streckenausgang. Über den D-Anteil reagiert der Regler schon auf eine Änderung der Regelabweichung, wenn diese noch keine große Amplitude aufweist. Ein D-Anteil verstärkt jedoch ein eventuell vorhandenes Messrauschen. In den meisten Fällen wird die Implementierung des Regelalgorithmus in zeitdiskreter Form erfolgen (quasi-kontinuierlicher PID-Regler). Hierbei gibt es unterschiedliche Realisierungen des I- und D-Anteils, beispielsweise

$$U(z) = K_p \left(1 + \frac{\Delta T}{2 \cdot T_N} \cdot \frac{z+1}{z-1} + \frac{T_D}{\Delta T} \cdot \frac{z-1}{z} \right) \cdot E(z) \quad (45)$$

$$u(k) = u(k-1) + c_2 \cdot e(k) + c_1 \cdot e(k-1) + c_0 \cdot e(k-2)$$

$$c_2 = K_p \cdot \left(1 + \frac{\Delta T}{2 \cdot T_N} + \frac{T_D}{\Delta T} \right),$$

$$c_1 = K_p \cdot \left(-1 + \frac{\Delta T}{2 \cdot T_N} - \frac{2T_D}{\Delta T} \right),$$

$$c_0 = K_p \cdot \frac{T_D}{\Delta T}$$

Wenn das Stellglied selbst I-Verhalten besitzt, dann empfiehlt sich statt des „Positionsalgorithmus“ (45) der „Geschwindigkeitsalgorithmus“:

$$\begin{aligned} \Delta u(k) &= u(k) - u(k - 1) \\ &= c_2 \cdot e(k) + c_1 \cdot e(k - 1) + c_0 \cdot e(k - 2) \end{aligned} \tag{46}$$

Es sind zahlreiche Entwurfsverfahren zur Ermittlung der Reglerparameter entwickelt worden, die wesentlichen sind:

- Heuristische Einstellregeln mit Grobmodell der Regelstrecke,
- Reglerentwurf anhand der Frequenzgangs der offenen Kette („loopshaping“),
- Vorgabe des P-N-Bildes des Regelkreises,
- Parameteroptimierung des Reglers.

Die letztgenannten Verfahren erfordern ein Streckenmodell.

Störgrößenaufschaltung

Ist die wesentliche Störgröße im Regelkreis messbar, so kann durch eine Störgrößenaufschaltung nach Bild 11 die Wirkung auf die Regelgröße näherungsweise kompensiert werden.

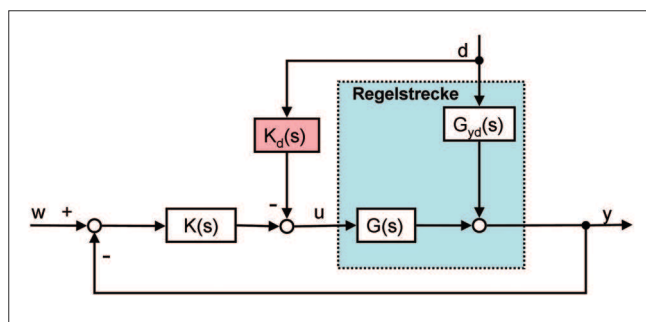


Bild 11: Störgrößenaufschaltung auf das Stellglied (nach Lunze, 2006)

Figure 11: Feedforward control for the actuator (according to Lunze, 2006)

Hierzu ist bei Störgrößenaufschaltung auf das Stellglied die Übertragungsfunktion nach Gleichung (47) zu wählen.

$$K_d(s) = \frac{G_{yd}(s)}{G(s)} \tag{47}$$

Alternativ kann die Aufschaltung auf den Reglereingang mit Gleichung (48) erfolgen, was einer (nachgebenden) Sollwertverschiebung entspricht. In vielen Fällen wer-

den die Übertragungsglieder der Gleichungen (47) und (48) nicht realisierbar sein, in diesen Fällen fordert man zumindest statische Invarianz für $s \rightarrow 0$.

$$\bar{K}_d(s) = \frac{G_{yd}(s)}{K(s) \cdot G(s)} \tag{48}$$

Kaskadenregelung

Ein praktisch wichtiger Spezialfall der Regelung mit Hilfsregelgröße ist eine Kaskadenregelung nach Bild 12. Der Regler $K_2(s)$ des äußeren Kreises liefert den Sollwert für den aus dem Regler $K_1(s)$ und der Teilstrecke $G_1(s)$ bestehenden inneren Regelkreis. Letzterer wird auf Schnelligkeit und gutes Störverhalten entworfen. Die Strecke des äußeren Kreises besteht aus dem inneren Regelkreis und der Teilstrecke $G_2(s)$. Der Regler $K_2(s)$ wird so entworfen, dass ein gutes Führungsverhalten gewährleistet ist.

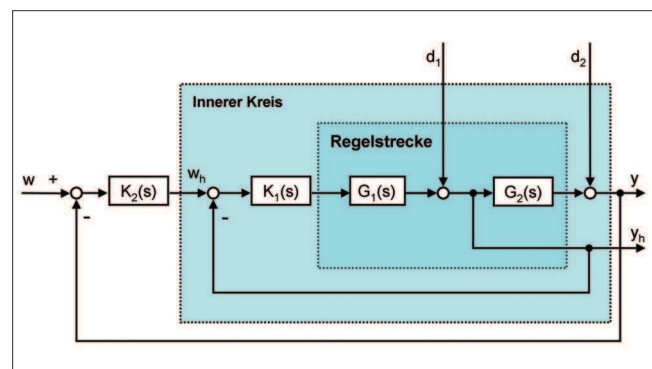


Bild 12: Kaskadenregelung (nach Lunze, 2006)
Figure 12: Cascade control (according to Lunze, 2006)

Bei der in Bild 3 dargestellten OW/Q-Regelung handelt es sich um eine Kaskadenstruktur: der (äußere) OW/Q-Regler gibt einen Sollabfluss vor, der vom inneren Regelkreis mittels Abflussverteiler, Turbinendurchflussregelung und Wehrsteuerung umgesetzt wird. Die Staustufe mit den Eingangsgrößen Zufluss und Abfluss und der Ausgangsgröße Wasserstand am Referenzpunkt entspricht der Teilstrecke $G_2(s)$ in Bild 12.

Kombination von Regelung und Vorsteuerung

Bild 13 zeigt eine Kombination von Regelung und Vorsteuerung in einer Zwei-Freiheitsgrade-Struktur, die die Vorteile einer Regelung mit denen einer Steuerung in offener Wirkungskette verbindet. Die Stellgröße u setzt sich aus dem vorsteuernden Anteil u_v und dem Anteil

u_R der Rückführung zusammen. Die Vorsteuerung wird so entworfen, dass die Strecke möglichst schnell der Führungsgröße w nachgeführt wird. Die Regelung kompensiert die Störung d sowie die Wirkung von Modellunsicherheiten.

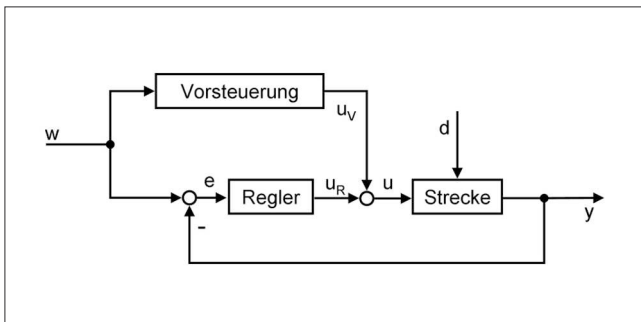


Bild 13: Kombination von Regelung und Vorsteuerung: Zwei-Freiheitsgrade-Struktur (nach Lunze, 2006)

Figure 13 Combination of feedback and feedforward control: two-degrees-of-freedom control structure (according to Lunze, 2006)

5.2.2 Einstellregeln für PID-Regler PID controller tuning rules

In der regelungstechnischen Literatur existiert eine ganze Reihe von Einstellregeln für PID-Regler, die die Parameter anhand von Experimenten mit der Regelstrecke bzw. dem geschlossenen Regelkreis festlegen. Diese Herangehensweise hat den Vorteil, dass kein Modell der Regelstrecke benötigt wird. Es müssen jedoch Experimente an der Strecke möglich sein.

Einstellregeln nach Ziegler-Nichols

Beispielhaft sollen hier die Einstellregeln nach Ziegler-Nichols angegeben werden. Viele Regelstrecken mit aperiodischer Übergangsfunktion kann man näherungsweise mit einem $P-T_1-T_t$ -Ansatz beschreiben:

$$G(s) = \frac{k_s}{1 + s \cdot T} \cdot e^{-s \cdot T_t} \quad (49)$$

Regler	Reglerparameter	
P: $G_R(s) = k_P$	$k_P = \frac{1}{k_s} \cdot \frac{T}{T_t}$	$k_P = 0.5 \cdot k_{krit}$
PI: $G_R(s) = k_P \cdot (1 + \frac{1}{s \cdot T_N})$	$k_P = \frac{0.9}{k_s} \cdot \frac{T}{T_t}, T_N = 3.33 \cdot T_t$	$k_P = 0.45 \cdot k_{krit}, T_N = 0.85 \cdot T_{krit}$

Tabelle 2: Einstellregeln nach Ziegler-Nichols (Lunze, 2006)
Table 2: Ziegler-Nichols tuning rules (Lunze, 2006)

Zur Ermittlung der Streckenparameter k_s , T und T_t ist die Sprungantwort der Strecke aufzunehmen, siehe Bild 14. Alternativ ist eine Bemessung anhand der kritischen Verstärkung k_{krit} des über eine reine P-Rückführung geschlossenen Regelkreises und der zugehörigen Schwingungsdauer T_{krit} möglich. Die Einstellregeln nach Tabelle 2 sind empirisch auf schnelles Einschwingen und mäßiges Überschwingen ausgelegt.

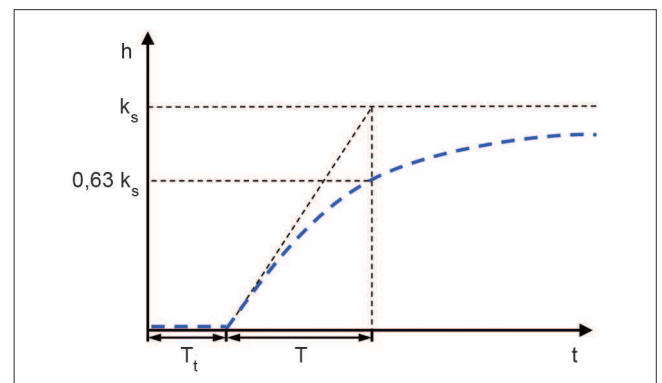


Bild 14: Übergangsfunktion eines $P-T_1-T_t$ Gliedes (nach Lunze, 2006)

Figure 14: Step response of the $P-T_1-T_t$ system (according to Lunze, 2006)

Das ATV-Verfahren (Auto Tune Variation)

Die Experimente zur Aufnahme der Sprungantwort der Strecke bzw. der kurzzeitige Betrieb des Regelkreises im grenzstabilen Bereich sind für die Einstellung von Wasserstandsregelungen nur mit sehr großem Aufwand realisierbar. Die ATV-Methode (siehe z. B. Litrico, Malaterre et al., 2007) ersetzt diese Experimente durch einen kurzzeitigen Betrieb des Regelkreises mit einem Zweipunkt-Regler

$$u(t) = \begin{cases} u_{ZP} & \text{falls } e(t) > 0 \\ -u_{ZP} & \text{falls } e(t) < 0 \end{cases} \quad (50)$$

Für die betrachteten Regelstrecken stellt sich eine Dauerschwingung der Regelgröße mit der Amplitude

y_{ZP} und der Periodendauer der Schwingung an der Stabilitätsgrenze T_{krit} ein. Für die kritische Verstärkung gilt die Abschätzung nach Gleichung (51). Mit T_{krit} und k_{krit} können dann die Einstellregeln nach Tabelle 2 angewandt werden.

$$k_{krit} = \frac{4 \cdot u_{ZP}}{\pi \cdot y_{ZP}} \quad (51)$$

Litrico, Malaterre et al. (2007) beschreiben eine Anwendung der ATV-Methode zum automatischen Einstellen von PI-Reglern für die Wasserstandsregelung von Bewässerungskanälen. Basierend auf einem einfachen Streckenmodell der Stauhaltung (I- T_t ; Integrator mit Totzeit) werden angepasste Einstellregeln entwickelt. Das ATV-Verfahren wird im Simulationssystem SIC implementiert. Das SCADA-Interface des Simulators ermöglicht den Test der Regler im Echtzeitsteuerungssystem an realen Bewässerungskanälen. Der Zweipunktregler wird so eingestellt, dass sich eine Amplitude der Dauerschwingung des Wasserstands von wenigen Zentimetern ergibt. Für den Einschwingvorgang der Dauerschwingung reichen schon zwei bis vier Zyklen aus. Mit dieser Vorgehensweise können PI-Regler mit einem vergleichsweise geringen Eingriff vollautomatisch eingestellt werden. Von den Autoren werden sowohl Simulationsergebnisse als auch Messwerte aus dem Bewässerungskanalssystem Gignac (Frankreich) dargestellt.

5.2.3 Reglerentwurf anhand des Frequenzgangs der offenen Kette

Controller design using the open-loop frequency response

Beim Reglerentwurf anhand des Frequenzgangs der offenen Kette (sog. „loopshaping“) werden die Güteforderungen an den geschlossenen Regelkreis in Forderungen an den Frequenzgang der offenen Kette übersetzt.

$$G_0(s) = G_R(s) \cdot G(s)$$

Die Reglerstruktur und die Reglerparameter werden dann so gewählt, dass diese Forderungen erfüllt sind. Beispielsweise kann man die offene Kette durch ein I- T_t -Glied approximieren und die Dynamikforderungen an den geschlossenen Regelkreis in Kenngrößen des Amplituden- oder Phasengangs, wie

- Schnittpunkt des Amplitudengangs mit der 0 dB-Achse,
- Amplitudenrand: Verstärkungsreserve der offenen Kette bei Phasenwinkel -180° ,
- Phasenrand: Phasenreserve der offenen Kette bei Durchgang des Amplitudengangs durch die 0 dB-Achse, ausdrücken.

In mehreren Arbeiten untersuchen Weyer (2002), Mareels et al. (2005) sowie Ooi und Weyer (2008) erweiterte PI-Regler (PIL-Struktur) zur dezentralen Regelung des Wasserstands in Bewässerungskanälen. Litrico, Fromion, Baume et al. (2005) beschreiben detailliert die Bemessung von PI-Reglern mit zusätzlichem Tiefpassfilter 2. Ordnung anhand von approximierten Übertragungsmatrizen der Saint-Venantschen Gleichungen. Schuurmans, Hof, Dijkstra et al. (1999) bemessen PI-Regler für die dezentrale Wasserstandsregelung von Bewässerungskanälen, wobei eine „distant downstream control“-Struktur eingesetzt und die Dynamik der Stauhaltung mit einem ID-Modell nach Abschnitt 3.1.4 beschrieben wird.

5.2.4 Erweiterte PI-Ansätze zur Wasserstands- und Abflussregelung

Advanced PI approaches to water level and discharge control

Gullhamn (2004) untersucht eine Erweiterung der PI-Struktur („Override Selector feedback Control“), mit der ein Kompromiss zwischen der Einhaltung des Wasserstands und der Dämpfung der Abflusswellen erreicht werden soll. Hierzu werden ein PI-Wasserstandsregler und ein Abflussregler kombiniert. Bei großen Regelabweichungen des Wasserstands ist der Wasserstandsregler aktiv, in einem Toleranzband für die Regelabweichung dagegen nur der Abflussregler. Ein stoßfreies Umschalten zwischen den Algorithmen wird durch eine Anti-Windup-Logik erreicht. Der Algorithmus wird an einem HN-Modell getestet, bei dem die Saint-Venant Gleichungen um stationäre Wasserstands- und Abflusswerte linearisiert und anschließend mittels finiter Differenzen örtlich diskretisiert werden. An diesem Modell werden Abflusswellen in einer Kaskade von vier Stauhaltungen im Vergleich zu einer OW/Q-Regelung deutlich gedämpft.

5.2.5 Modifikationen zur Vermeidung des Windup-Effekts

Anti-Windup modifications

Weist die offene Kette I-Anteile auf, beispielsweise die eines PI(D)-Reglers, und ist die Amplitude der Stellgröße physikalisch beschränkt, so kann es zu unerwünschten dynamischen Effekten kommen. Wird die Stellgrößenbeschränkung erreicht, dann wird die Regelabweichung im Integrator des Reglers weiter aufintegriert, ohne dass es zu einer Verstärkung des Stelleingriffs kommt (Windup). Wird in der Folge die Regelabweichung reduziert, so bleibt der Stelleingang so lange in der Sättigung, bis durch eine Regelabweichung mit entgegengesetztem Vorzeichen und entsprechender Dauer der Integratorausgang wieder reduziert wird. Dies kann zu Schwingungen der Regelgröße mit großen Amplituden und Periodendauern bis hin zur Instabilität führen.

In Bild 15 ist eine mögliche Erweiterung der PID-Struktur zur Vermeidung des Windup-Effekts dargestellt. Erreicht die Stellgröße $u_s(t)$ die Beschränkung, so wird durch die Rückführung der Differenz aus unbeschränkter und beschränkter Stellgröße das Eingangssignal des Integrators reduziert. Ein unbegrenztes Anwachsen des Integratorausgangs wird dadurch verhindert. Im OW/Q-Regelkreis ist die Stellgröße Abfluss beschränkt (minimaler und maximaler Turbinendurchfluss, Endlagen der Wehrsektoren). In Verbindung mit den I-Anteilen der Strecke und des Reglers kann es bei Erreichen der Abflussbegrenzungen, also insbesondere im Niedrig- oder

Hochwasserfall, zu Windup-Effekten kommen. Dies ist in der Regelungsstruktur zu berücksichtigen.

Zaccarian et al. (2007) nennen typische Situationen für das Auftreten von Windup-Effekten in der Wasserstandsregelung von Bewässerungssystemen:

- beim Umschalten von Hand- auf Automatikbetrieb,
- bei sehr großen Wasserentnahmen (Störgrößen großer Amplitude) und
- bei sehr niedrigen Abflüssen.

Die Vermeidung von Windup-Effekten ist auf Grund des grenzstabilen Charakters (I-Verhalten) der Regelstrecke schwierig. Eine globale Stabilisierung des Systems ist mit beschränkten Stellgrößen nicht möglich. Die Autoren untersuchen Anti-Windup-Modifikationen ähnlich Bild 15, wobei der Entwurf im (kontinuierlichen oder zeitdiskreten) Zustandsraum erfolgt. Es wird gezeigt, dass damit auch das Problem des stoßfreien Umschaltens von Hand- und Automatikbetrieb gelöst wird. Anhand von Simulationsstudien wird die Wirksamkeit demonstriert.

5.2.6 Smith-Prädiktor und Modellbasierte Regelung (IMC)

Smith predictor and internal model control IMC

Ein Smith-Prädiktor nach Bild 16 ist eine speziell für lineare Regelstrecken mit Totzeiten entwickelte Regelungsstruktur. Der Strecke wird ein Modell parallel geschal-

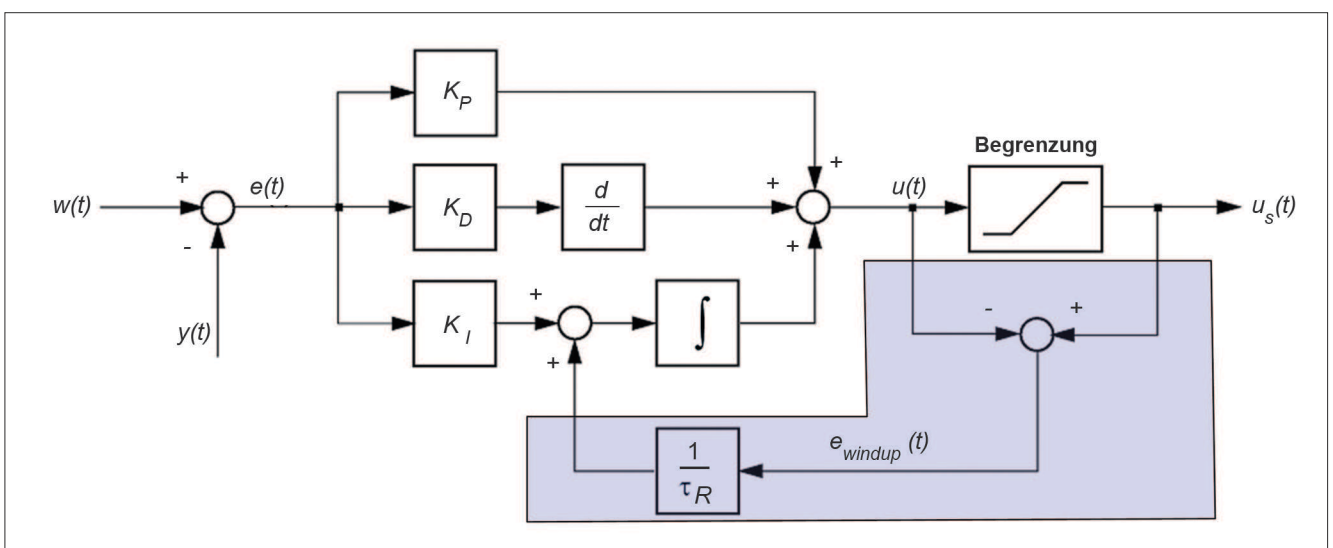


Bild 15: PID-Regler mit Anti-Windup nach Geering und Shafai (2004)

Figure 15: PID-controller with anti-windup modification based on Geering and Shafai (2004)

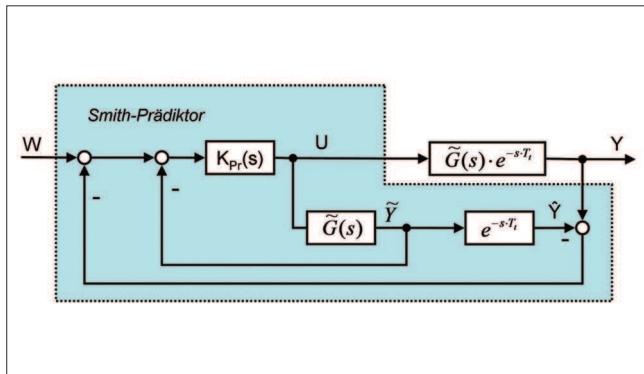


Bild 16: Smith-Prädiktor (nach Lunze, 2006)

Figure 16: Smith predictor (according to Lunze, 2006)

tet, und es wird sowohl die Differenz aus Strecken- und Modellausgang als auch der Ausgang des totzeitfreien Modellanteils $\tilde{G}(s)$ zurückgeführt.

Damit ergibt sich für die Führungsübertragungsfunktion:

$$G_w = \frac{Y(s)}{W(s)} = \frac{K_{Pr}(s) \cdot \tilde{G}(s)}{1 + K_{Pr}(s) \cdot \tilde{G}(s)} \cdot e^{-sT_t} \quad (52)$$

Dies entspricht der Führungsübertragungsfunktion des totzeitfreien Regelkreises mit einer nachgeschalteten Streckentotzeit. Der Regler $K_{Pr}(s)$ kann ohne Berücksichtigung der Totzeit entworfen werden. In der Simulationsstudie (Papageorgiou and Messmer, 1989) wird das Problem der Abflussregelung eines ungestauten Flussabschnitts untersucht. Eine Komponente des Zuflusses am oberen Ende des betrachteten Flussabschnitts ist über ein Stellorgan steuerbar und soll dazu genutzt werden, den Abfluss am unteren Ende des Abschnitts zu regeln.

Hierzu wird zunächst ein Simulationsmodell auf der Basis der Saint-Venant Gleichungen erstellt. Die Analyse von Sprungantworten zeigt ein P-T_t-T₁-Verhalten, wobei die Totzeiten und Verzögerungszeitkonstanten abflussabhängig sind und daher mit der Richtung des Eingangssprungs variieren.

Es wird eine zweischleifige Regelungsstruktur untersucht: In der inneren Schleife wird der Zufluss mit dem Stellorgan geregelt, dieser Zufluss ist die Stellgröße des äußeren Regelkreises mit der Regelgröße Abfluss. Für die Regelung in der äußeren Schleife werden ein einfacher PI-Regler mit Anti-Windup-Modifikation, ein PI-Regler mit Smith-Prädiktor und ein nichtlinearer umschaltender Regler untersucht und verglichen.

Der PI-Regler wird so bemessen, dass die Vorhaltzeitkonstante des Reglers die Trägheitszeitkonstante der Strecke kompensiert. Für die verbleibende I-T_t-Strecke wird eine Einstellung der Reglerverstärkung mittels Einstellregeln für kurze Beruhigungszeiten und 5% Überschwingen vorgenommen. Auf Grund der Durchflussabhängigkeit der Streckenparameter wird die Reglerverstärkung in Abhängigkeit von der Richtung der Sollwertänderung variiert. Da die Stellgröße beschränkt ist, wird eine Anti-Windup-Modifikation des PI-Regleralgorithmus (siehe Abschnitt 5.2.5) eingesetzt.

Der nichtlineare umschaltende Regler erweitert den PI-Algorithmus um eine vorsteuernde Komponente, da bei (näherungsweise) bekannter Störung in Form eines zusätzlichen Zuflusses am oberen Ende des betrachteten Flussabschnitts der Zufluss entsprechend modifiziert wird. Eine solche Struktur wird als Störgrößenaufschaltung bezeichnet.

Mit dem zusätzlichen Einsatz eines Smith-Prädiktors wird der Einfluss der Totzeit reduziert. Die Simulationsergebnisse zeigen eine deutliche Reduktion der Ausregelzeiten bei geringer Vergrößerung des Überschwingens für den umschaltenden Regler und den Smith-Prädiktor gegenüber dem reinen PI-Regler. Da der Smith-Prädiktor sehr parameter-sensitiv und entsprechend aufwändig in der Bemessung ist, wird sein Einsatz in der Simulationsstudie (Papageorgiou and Messmer, 1989) letztlich nicht befürwortet. Weiteren Einsatz findet der Smith-Prädiktor bei der Regelung von Bewässerungskanälen (siehe Literaturstudie Arnold und Sawodny, 2008)

Der Smith-Prädiktor kann als Spezialfall der modellbasierten Regelung (IMC: „internal model control“) betrachtet werden. Die Struktur eines IMC-Regelkreises ist in Bild 17 dargestellt. Ein Modell der Regelstrecke wird mit dem Stellsignal beaufschlagt und die Differenz aus Messsignal und Modellausgang wird zurückgeführt. Der IMC-Regler kann als Vorwärtssteuerung entworfen werden, da im störungsfreien Fall das rückgeführte Signal verschwindet. Da eine exakte Modellinversion in den meisten Fällen auf Grund nicht-minimalphasiger Modellanteile oder Polüberschuss nicht zu realisieren ist, wird eine näherungsweise Modellinversion unter Einsatz entsprechender Tiefpassfilter verwendet.

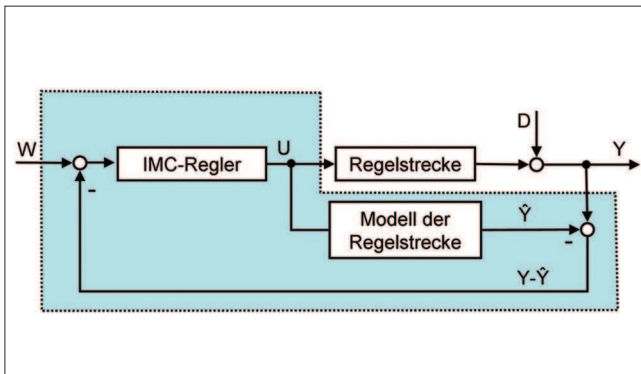


Bild 17: Struktur des IMC-Regelkreises (nach Lunze, 2006)
 Figure 17: Structure for IMC (according to Lunze, 2006)

5.2.7 Reglerbemessung mittels Parameteroptimierung *Controller design using parameter optimisation*

Wenn die Güteforderungen an das geregelte System durch ein mathematisches Gütefunktional, beispielsweise die quadratische Regelfläche

$$J = \int_0^{\infty} e^2(t) \cdot dt$$

beschrieben werden können, so lässt sich der Reglerentwurf – hier für einen PID-Regler nach Gleichung (44) – als Parameteroptimierungsaufgabe formulieren:

$$\min_{K_P, T_D, T_N} \left\{ J = \int_0^{\infty} e^2(t) \cdot dt \right\}$$

Für einfache Systeme, beispielsweise lineare Regelstrecken mit gebrochen-rationaler Übertragungsfunktion der offenen Kette, kann der Zusammenhang zwischen den Reglerparametern und dem Gütefunktional analytisch beschrieben werden. In allen anderen Fällen lässt sich diese Abhängigkeit nur numerisch mittels Simulationsrechnungen an einem Prozessmodell (hier vorzugsweise ein strukturtreues Modell auf der Basis der Saint-Venant Gleichungen) ermitteln. Eine Optimierung direkt am Prozess ist grundsätzlich ebenfalls möglich, wird aber in den meisten Fällen auf Grund des hohen Zeitaufwandes und der Störeinflüsse (u.a. mangelnde Reproduzierbarkeit) ausscheiden.

Zur Approximation des Gütefunktionals werden die Simulationsergebnisse für mehrere Szenarien mit den Zeithorizonten $[t_{0,i}, t_{r,i}]$ gewichtet zusammengefasst.

$$\sum_{i \in \{\text{Szenarien}\}} w_i \int_{t_{0,i}}^{t_{r,i}} e^2(t) \cdot dt \rightarrow \min_p$$

Mit einem (iterativ arbeitenden) Optimierungsalgorithmus werden die Parameter p optimiert, wobei für jede Parametereinstellung die Simulationsrechnungen zu wiederholen sind. Die Optimierung erfolgt bezüglich der Parameterwerte, die Regelungsstruktur bleibt unverändert. Für die Parameter sind sinnvolle Starteinstellungen vorzugeben. Das Ergebnis hängt ganz wesentlich von der Auswahl der Szenarien und deren Wichtigkeit ab. Es müssen daher alle wesentlichen Betriebsituationen durch diese Szenarien abgedeckt werden.

Effektive numerische Optimierungsverfahren benötigen Ableitungsinformationen der Gütefunktion. Da die Gütefunktion nur numerisch bestimmt werden kann, sind die Ableitungen meist nicht direkt verfügbar und müssen (numerisch aufwändig) über finite Differenzen bestimmt werden. Oftmals ist auf Grund der numerischen Berechnung die Abhängigkeit der Gütefunktion von den Parametern nicht im mathematischen Sinne glatt oder das Modell selbst weist Schalt- oder Sprungbedingungen auf. Daher werden in vielen Fällen numerisch weniger effektive ableitungsfreie Optimierungsverfahren, wie z. B. das Simplex-Verfahren nach Nelder/Mead, oder evolutionäre Algorithmen eingesetzt.

Einsatz der Parameteroptimierung zur Bemessung von OW/Q-Reglern

Theobald (1998), Theobald, Celan, und Nestmann (2002) verwenden optimierungsbasierte Ansätze zur Parametrierung von OW/Q-Reglern. Geeignete Szenarien werden mit einem HN-Modell simuliert und hinsichtlich der Einhaltung der Wasserstandsvorgaben, der Verstärkung von Zuflussschwankungen und des Stellaufwands der Aktoren (Wehre, Turbinen) bewertet. Im Teilkriterium zur Bewertung der Einhaltung der Wasserstandsvorgaben wird die Verletzung eines vorgegebenen Toleranzbandes h_{tol} hinsichtlich Amplitude und Dauer der Verletzung „bestraft“.

$$J_h = \sum_{i \in V} \int_{t_{0,i}}^{t_{1,i}} (h_{OW} - h_{OW,soll})^2 dt \cdot \sqrt[3]{t_{1,i} - t_{0,i}} \quad (53)$$

mit $|h_{OW} - h_{OW,soll}| > h_{tol} \forall t_{0,i} \leq t \leq t_{1,i}$

Im Teilkriterium zur Bewertung des Abflusses wird die Überhöhung des Abflusses gegenüber dem Zufluss für jedes Einzelereignis eines relevanten Extremums in der Zuflussganglinie bewertet. Hierzu wird der Extremwert $q_{zu,ext,i}$ des Zuflusses für das Ereignis i bestimmt und im Kriterium die Über- bzw. Unterschreitung dieses Wertes im Abfluss „bestraft“ (hier dargestellt für ein Zuflussmaximum):

$$J_q = \sum_{i \in E} \int_{t_{0,i}}^{t_{1,i}} (q_{ab}(t) - q_{zu,ext,i})^2 dt \quad (54)$$

$$\text{mit } q_{ab}(t) \geq q_{zu,ext,i} \forall t_{0,i} \leq t \leq t_{1,i}$$

Alternativ wird die Abweichung der Abflussganglinie von der zeitversetzten Zuflussganglinie quadratisch bewertet. Durch Minimierung dieses Teilziels wird im günstigsten Fall eine exakte Weitergabe des Zuflusses erreicht, das Teilkriterium (54) liefert dann keinen Beitrag mehr. Zur Bewertung des Stellaufwands wird mit Gleichung (55) die Anzahl der Verstellschritte der Aktoren (Wehre, Turbinen) herangezogen. Zusätzlich wird noch eine eventuelle Richtungsumkehr der Verstellung eines Aktors innerhalb eines vorgegebenen Zeitintervalls bewertet. Dieses mehrkriterielle Optimierungsproblem wird durch gewichtete Summation der Teilkriterien in ein einkriterielles Optimierungsproblem überführt (Gleichung (56)) und anschließend numerisch gelöst.

$$J_S = \sum_i n_{stell,i} \quad (55)$$

$$J = \alpha_h J_h + \alpha_q J_q + \alpha_s J_s \quad (56)$$

Theobald (1998) beschreibt den Einsatz genetischer Algorithmen zur numerischen Lösung der resultierenden Optimierungsaufgabe. Anmerkung: Die HN-Simulation ist Bestandteil der Zielfunktionsberechnung, und es ist davon auszugehen, dass die Abhängigkeit der Teilkriterien von den Optimierungsvariablen (Reglerparametern) nicht glatt im mathematischen Sinn ist. Daher müssen ableitungsfreie Optimierungsverfahren zum Einsatz kommen.

Theobald (1998) beschreibt die Anwendung der Parameteroptimierung für Stauhaltungen am Rhein mit Kraftwerksbetrieb sowie am Neckar. Theobald, Celan und Nestmann (2002) erwähnen diverse erfolgreiche Anwendungen an Stauhaltungen der Flüsse Neckar, Rhein, Wolga und Donau.

Baume et al. (1999) und Overloop et al. (2005) beschreiben Anwendungen für die optimierte Reglerbemessung für Bewässerungskanäle.

Filterbasierter Regler

In der Diplomarbeit von Steffen (1999) wird auf der Grundlage von Frequenzbereichsbetrachtungen ein filterbasierter Regleransatz für Staustufenketten erarbeitet. Die Störungen im Regelkreis werden in durch die Regelung unterdrückbare und (auf Grund des begrenzten Volumens der Staustufen) nicht unterdrückbare Anteile zerlegt. Die Parameteranpassung und -optimierung der verschiedenen Filterkomponenten erfolgt anhand von (bewerteten) Szenarienrechnungen mit einem HN-Grobmodell der Stauhaltungskette und einem geeigneten Optimierungsverfahren (Evolutionäre Strategie).

5.3 Fuzzy-basierte Regelungskonzepte

Fuzzy-based controller

Abflussregelung der Staustufen der österreichischen Donau

Die u. a. in Rauschenbach (1998) und Allmer (1999) beschriebene Abflussregelung der Staustufen an der österreichischen Donau stellt auf Grund der Anforderungen in Bezug auf Hochwasserschutz und Elektroenergieerzeugung und der komplexen Dynamik der Stau- und Retentionsräume eine herausfordernde regelungstechnische Aufgabe dar. Die Wehrbetriebsordnung gibt in Abhängigkeit vom Betriebszustand unterschiedliche Regelgrößen (u. a. Oberwasser- und Wendepiegel), Sollvorgaben und Gütemaße vor. Die Anwendung einer Fuzzy-basierten Zuordnung der Regelalgorithmen zu den Betriebszuständen und eine Fuzzy-adaptive Parameteranpassung der Regler liefert stabiles Regelungsverhalten im gesamten Abflussbereich mit stoßfreien Übergängen zwischen den Betriebszuständen. Eine koordinierte Führung der Staustufen ist zur Berücksichtigung weitergehender Güteforderungen unerlässlich.

Die in diesem Zusammenhang entwickelte Simulink-Modellbibliothek ILM-RIVER mit den Modulen RIVER-MOD zur Modellierung von Flussabschnitten und RIVER-CON zur Einbindung von Regelalgorithmen (PID- und Fuzzy-Regler sowie koordinierte Führung von Kaskaden) wird in Rauschenbach und Wernstedt (1999), Rauschenbach

(2005) vorgestellt. Details der Anforderungen an die hard- und softwaretechnische Realisierung sind in Allmer et al. (2000) aufgeführt. Hier wird insbesondere der Sicherheitsaspekt einer zentralen Prozessführung mit unbesetzten Kraftwerkswarten diskutiert.

Rauschenbach und Wernstedt (2006) beschreiben die Einbettung der mehrkriteriellen Entscheidungsfindung in eine nachhaltige Ressourcenbewirtschaftung. Die Bewirtschaftungsaufgabe wird zunächst als mehrkriterielles Optimierungsproblem formuliert, wobei die Teilkriterien die Bewirtschaftungsziele hinsichtlich der Schifffahrt, der Energieerzeugung und des Hochwasserschutzes mathematisch beschreiben. Die Teilkriterien werden über eine gewichtete Summation zu einer skalaren Zielfunktion einer einkriteriellen Optimierungsaufgabe zusammengefasst. Die Wichtungsfaktoren werden situationsabhängig adaptiert, dabei wird die Situationserkennung und die resultierende Änderung der Teilgewichtungen über ein Fuzzy-System realisiert.

Abflussregler mit Fuzzy-Logik

Chapuis (1998) entwickelt einen Fuzzy-basierten Abflussregler, der den Abflussverteiler, die Wehr- und Turbinensteuerung umfasst. Die Güteforderungen und Beschränkungen werden zunächst als Optimierungsaufgabe formuliert. Viele der Nebenbedingungen führen auf logische Ausdrücke, die nur mittels diskretwertiger Variablen in ein Optimierungsproblem einbezogen werden können. Der Lösungsaufwand für reale Problemstellungen wird als deutlich zu groß eingeschätzt. Zudem bietet der Fuzzy-basierte Ansatz als heuristisches Lösungsverfahren neben dem geringen Rechenaufwand die Möglichkeit, unscharfes und unsicheres (auch widersprechendes) Wissen einzubeziehen und ermöglicht nach Ansicht des Autors eine verständliche Erklärung der Lösungsfindung sowie eine erleichterte Dokumentation.

Das Prinzip des Fuzzy-basierten Abflussreglers besteht darin, dass eine vom Pegelregler vorgegebene Abflussänderung von dem Abflussorgan (Klappe, Segment, Turbine) ausgeführt wird, das verschiedene Auswahlkriterien (Einsatzpräferenz, Nutzverfügbarkeit, Beweugungszustand, Vorlauffehler, kumulative Einsatzzeit) am besten erfüllt. Es werden geeignete Fuzzy-Kriterien für die Auswahl eines Abflussorgans definiert und die Bewertungsvorschriften in Fuzzy-Regelbasen umgesetzt.

Zudem sind Kriteriengewichtungsfaktoren und Operatoren für die Entscheidungsfindung zu wählen. Die vorgegebene Abflussänderung für das so ausgewählte Abflussorgan wird dann in einem untergeordneten Regelkreis, der nicht Bestandteil des Abflussreglers ist, realisiert.

Chapuis (1998) testet den Fuzzy-basierten Abflussregler simulativ und zeigt, dass dieser insbesondere in speziellen Betriebssituationen (Turbinennotschluss, Übergang zwischen verschiedenen Abflussorgangruppen) zu geringeren Abflussfehlern führt als eine konventionelle Lösung. Der Fuzzy-basierte Abflussregler wird in das Leitsystem der Firma Rittmeyer integriert und an einer Pilotanlage getestet.

6 Mehrgrößenregelung

Multivariable control

Zur Behandlung der Regelung eines Systems mit mehreren Ein- und Ausgängen überträgt man den Regelkreis in eine Zustandsraumdarstellung. Für die Zustandsraumregelung muss ein Modell der Regelstrecke formuliert werden, wozu die Saint-Venantschen Differenzialgleichungen linearisiert und vereinfacht formuliert werden. Dies gelingt gut bei Bewässerungskanälen, die auf Grund gering schwankender Zuflüsse und Wasserstände sowie einer einfachen Gerinneform mit einer grob auflösenden Ortsdiskretisierung beschreibbar sind. Daher werden in der Literatur vorrangig Beispiele zu Bewässerungskanälen gefunden, bei denen die Zustandsregelung „akademisch“ aufgezeigt wird. In der Literaturstudie (Arnold und Sawodny, 2008) wird dies anhand einiger Beispiele belegt.

7 Modell-prädiktive Regelungsansätze

Model predictive control approaches

Die Entwicklung (nichtlinearer) modell-prädiktiver Regelalgorithmen (**NMPR** oder **NMPC**) ist ein derzeit sehr aktives Forschungsgebiet. Die bekannten Eigenschaften einer modell-prädiktiven Regelung, wie die direkte Berücksichtigung von Nichtlinearitäten und Beschränkungen der Prozessgrößen sowie die einfache Umsetzbarkeit von Güteforderungen in die Optimalsteuerungsaufgabe zur Berechnung der Steuergrößen, lassen den Einsatz zur Regelung von Staustufen sinnvoll erscheinen.

7.1 Modell-prädiktiver Regler (MPR) Model predictive controller MPC

Die Grundidee der modell-prädiktiven Regelung besteht darin, ein dynamisches Modell des zu regelnden Systems zur Berechnung zukünftiger Werte der Systemzustände zu verwenden, und – basierend auf dieser Prädiktion – geeignete Werte für die Eingangsgrößen vorzugeben. Unter Nutzung von Optimierungsverfahren können im Sinne einer vorgegebenen Zielfunktion optimale Eingangsgrößen berechnet werden, die Eingangs- und Zustandsbeschränkungen genügen.

Das Systemverhalten wird für den gesamten Optimierungshorizont $k = \hat{k}, \dots, \hat{k} + K - 1$ prädiziert, siehe Bild 18, jedoch werden nur die Eingangsgrößen des ersten Zeitschritts angewandt. Im nächsten Zeitschritt werden Prognose und Optimierung unter Berücksichtigung des aktuellen Systemzustands und mit verschobenem Optimierungshorizont wiederholt.

In der Regel wird zur Lösung der Optimierungsprobleme ein numerisches Verfahren eingesetzt werden müssen, wodurch ein im Vergleich zu Regelalgorithmen der klassischen Regelungstechnik oder auch zu Zustandsreglern deutlich größerer online-Rechenaufwand nötig ist. Sollen Beschränkungen c berücksichtigt werden, so kann nur für Modelle niedriger Ordnung n mit einem kurzen Optimierungshorizont (etwa $n \cdot K \leq 10$) das Optimierungsproblem weitgehend offline gelöst werden (explizite modell-prädiktive Regelung).

Ein Standard-Algorithmus für einen modell-prädiktiven Regler ist wie folgt aufgebaut:

Start mit $\hat{k} := 0$

loop

Zustandsschätzung: Ermittlung des aktuellen Zustands $\mathbf{x}^{\hat{k}|\hat{k}}$ mit Messdaten des Ausgangs y^k aus dem Zeitraum $[\hat{k} - \tilde{K}, \hat{k}]$.

Optimalsteuerungsproblem: Berechnung der Lösung $\mathbf{u}^{\hat{k}|\hat{k}}$, $k = \hat{k}, \dots, \hat{k} + K - 1$ von

$$\min_{\substack{\mathbf{u}^k, k=\hat{k}, \dots, \hat{k}+K-1 \\ \mathbf{x}^k, k=\hat{k}, \dots, \hat{k}+K}} \left\{ J = F(\mathbf{x}^{\hat{k}+K}) + \sum_{k=\hat{k}}^{\hat{k}+K-1} f_0^k(\mathbf{x}^k, \mathbf{u}^k) \right\} \quad (57)$$

unter den Nebenbedingungen

$$\mathbf{x}^{k+1} = \mathbf{f}^k(\mathbf{x}^k, \mathbf{u}^k), \quad k = \hat{k}, \dots, \hat{k} + K - 1 \quad (58)$$

$$\mathbf{x}^{\hat{k}} = \mathbf{x}^{\hat{k}|\hat{k}}, \quad (59)$$

$$\mathbf{c}^k(\mathbf{x}^k, \mathbf{u}^k) \leq 0, \quad k = \hat{k}, \dots, \hat{k} + K - 1 \quad (60)$$

$$\mathbf{c}(\mathbf{x}^{\hat{k}+K}) \leq 0 \quad (61)$$

Anwendung von $\mathbf{u}^{\hat{k}|\hat{k}}$.

Verschiebung des Optimierungshorizonts $\hat{k} := \hat{k} + 1$

end loop

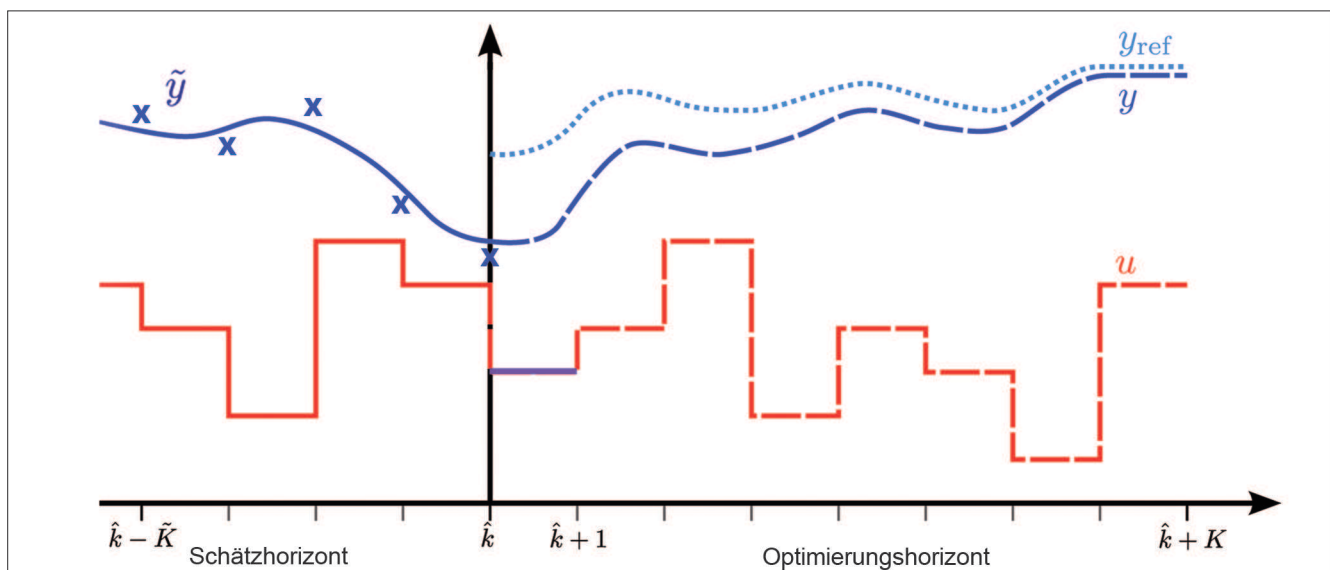


Bild 18: Modell-prädiktive Regelung: Zeithorizonte für Zustandsschätzung und Optimierung
Figure 18: Model predictive control: time horizons for state estimation and optimisation

Das Zielkriterium (57) des Optimalsteuerungsproblems bewertet die Zeitverläufe der Zustands- und Steuergrößen. Für rein regelungstechnische Aufgabenstellungen wie die Sollwertfolge werden quadratische Kriterien bevorzugt.

$$J = V_f(\mathbf{x}^{\hat{k}+K} - \mathbf{x}_{ref}^{\hat{k}}) + \frac{1}{2} \sum_{k=\hat{k}}^{\hat{k}+K} \|\mathbf{x}^k - \mathbf{x}_{ref}^{\hat{k}}\|_Q^2 \quad (62)$$

$$+ \frac{1}{2} \sum_{k=\hat{k}}^{\hat{k}+K-1} \|\mathbf{u}^k - \mathbf{u}_{ref}^{\hat{k}}\|_R^2 + \frac{1}{2} \sum_{k=\hat{k}}^{\hat{k}+K-2} \|\mathbf{u}^{k+1} - \mathbf{u}^k\|_{R_D}^2$$

Die Wichtungsmatrizen \mathbf{Q} , \mathbf{R} und \mathbf{R}_D bewerten dabei die Abweichung von der Referenztrajektorie bzw. die Variation der Eingangsgrößen und sind zusammen mit der Länge des Optimierungshorizonts K die wichtigsten Tuning-Parameter des Regelkreises. Im Falle eines quadratischen Gütekriteriums, linearer Modellgleichungen und linearer Beschränkungen kann das Optimalsteuerungsproblem als quadratisches Optimierungsproblem (QP) gelöst werden, für diese Problemklasse existieren effektive numerische Lösungsverfahren.

Die Berücksichtigung realer Kosten oder eines Bewirtschaftungsaufwands im Gütekriterium führt in den meisten Fällen auf nicht-quadratische, sogenannte ökonomische Gütekriterien. Die Beschränkungen (60) und (61) resultieren aus den Beschränkungen der Systemgrößen, beispielsweise aus begrenzten Stellamplituden. Unter bestimmten Voraussetzungen an die Formulierung des Optimalsteuerungsproblems lässt sich die Stabilität des mittels des MPC geschlossenen Regelkreises

unter Nominalbedingungen nachweisen. Nominalbedingungen sind dabei eine exakte Übereinstimmung des dynamischen Modells mit dem System und die Störungsfreiheit.

Von großer praktischer Bedeutung ist die Zulässigkeit der zu lösenden Optimalsteuerungsprobleme. Werden die Beschränkungen zu restriktiv formuliert, dann kann der Fall eintreten, dass es keinen Verlauf der Eingangs- und Zustandsgrößen gibt, der alle Ungleichungsbedingungen (60) und (61) erfüllt. Der Algorithmus könnte dann keine Lösung liefern. Nach Bild 19 lässt sich dies durch ein Aufweichen der Beschränkungen („constraint softening“) vermeiden.

Bedingungen für die Robustheit von NMPC-Regelungen, d.h. das befriedigende Verhalten der Regelung beispielsweise bei Modellabweichungen, sind aktueller Forschungsgegenstand.

Auf Grund der nichtlinearen Dynamik einer Stauhaltung und der möglichen großen Amplitudenänderung der wesentlichen Systemgrößen im (durch die Laufzeit bestimmten) Prognosehorizont ist die Verwendung linearer parameteradaptierter Modellansätze wenig erfolgversprechend. Werden hydrodynamische Modelle auf der Basis der Saint-Venant Gleichungen eingesetzt, so ist mit einem erheblichen numerischen Aufwand für die Simulation und die Lösung der nichtlinearen Optimierungsprobleme zu rechnen.

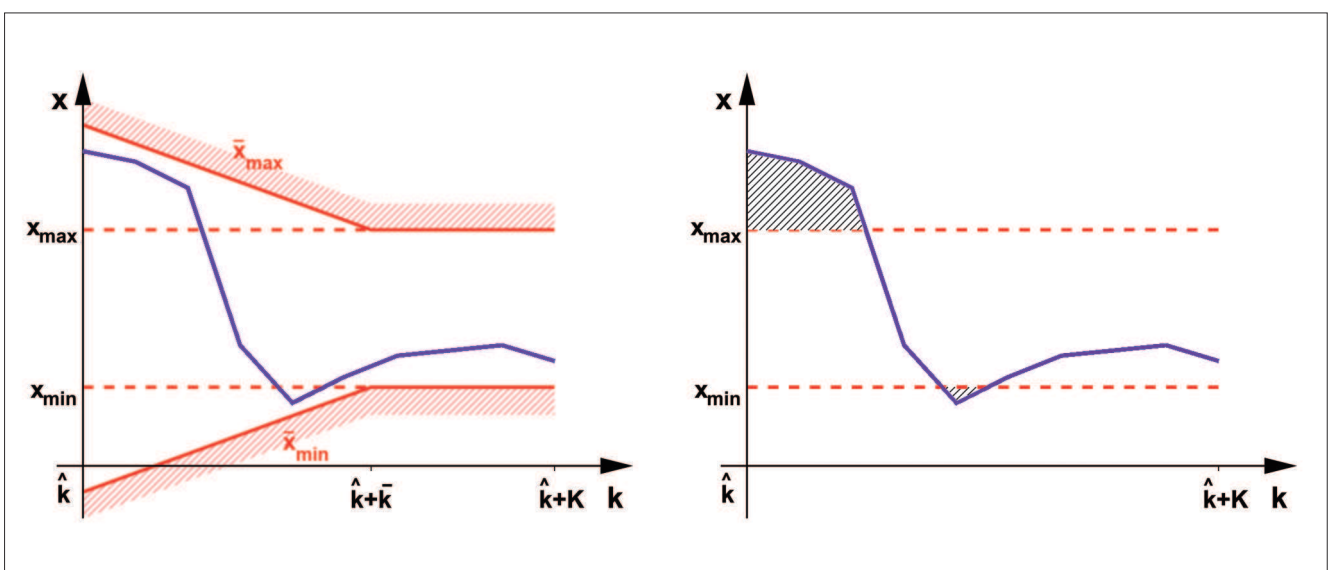


Bild 19: Aufweichen von Beschränkungen
 Figure 19: Constraint softening

7.2 Modell-prädiktive Regelung hybrider linearer Systeme

Model predictive control of linear hybrid systems

Hybride Systeme sind dadurch gekennzeichnet, dass sie neben kontinuierlichen Größen mit zunächst vorausgesetzter linearer Dynamik auch diskret-wertige Eingangs- oder Zustandsgrößen besitzen. Zustandsänderungen der diskret-wertigen Größen können als logische Bedingungen formuliert werden. Diese logischen Bedingungen werden in gemischt-ganzzahlige lineare Ungleichungen umgesetzt, sodass das Gesamtmodell schließlich in Form von zeitdiskreten linearen Zustandsgleichungen und linearen Gleichungs- und Ungleichungsnebenbedingungen mit sowohl kontinuierlichen als auch ganzzahligen Variablen vorliegt (MLD: mixed logic dynamical system). Zur Analyse, Simulation und modell-prädiktiven Regelung können leistungsfähige numerische Verfahren der gemischt-ganzzahligen linearen oder quadratischen Optimierung eingesetzt werden.

Die Formulierung als gemischt-ganzzahliges Optimierungsproblem gestattet die Einbeziehung weiterer Aspekte, wie die Priorisierung von ausgewählten Zielkriterien oder Beschränkungen unter bestimmten (logischen) Bedingungen. Nichtlinearitäten (statische Kennlinien oder -felder) können mittels abschnittweiser linearer Approximation in die Systembeschreibung einbezogen werden.

Die numerische Lösung eines gemischt-ganzzahligen linearen oder quadratischen Optimierungsproblems erfordert völlig andere Lösungsverfahren als die einer gewöhnlichen linear-quadratischen Optimierungsaufgabe. Trotz großer Fortschritte in der Algorithmenentwicklung ist die Dimension der praktisch lösbaren Probleme limitiert, der Rechenaufwand nimmt insbesondere mit der Anzahl der diskret-wertigen Variablen stark zu. Dies gilt in noch stärkerem Maße für nichtlineare gemischt-ganzzahlige Optimierungsprobleme, die bei einer formalen Übertragung der Vorgehensweise auf nichtlineare Systembeschreibungen zu lösen wären.

In den Arbeiten Ferrari-Trecate et al. (2000) und Mignone (2002) wird der Einsatz eines hybriden linearen Modells zur Abflusssteuerung einer Staustufe beschrieben, wobei auf das in Chapuis (1998) beschriebene System Bezug genommen wird. Turbinen, Wehre

und Wehrklappen sind die Stellorgane, mit denen die Regelgrößen Gesamtabfluss und elektrische Leistung beeinflusst werden. Die Stellorgane werden mittels logischer Eingangsvariablen gesteuert, die das Verhalten von Schrittmotoren mit logischen Zuständen wie „opening“, „closing“, „stop“, „stand-by“ oder „emergency“ und den entsprechenden Zustandsübergängen beschreiben. Mit diesem Modellansatz kann die Dynamik der Stellorgane sehr gut beschrieben werden. Qualitative Entscheidungsregeln wie z. B. Prioritäten der Stellorgane (Maximierung des Turbinendurchflusses etc.) lassen sich vergleichsweise einfach einbeziehen. Nichtlinearitäten, wie z. B. Abflusskennlinien werden mittels abschnittweiser linearer Approximation abgebildet.

Mit einem modell-prädiktiven Ansatz kann eine Abflussregelung umgesetzt werden, wobei online in jedem Zeitschritt ein gemischt-ganzzahliges lineares Optimierungsproblem zu lösen ist. In Ferrari-Trecate et al. (2000) werden hierzu erste Simulationsergebnisse vorgestellt.

7.3 Zustandsschätzung auf bewegtem Horizont

Moving horizon state estimation

Durch die Übernahme des aktuellen Systemzustands als Anfangswert in jedem Schritt des MPC-Algorithmus wird der Regelkreis geschlossen, der MPC-Regler kann damit auf Störungen und Modellabweichungen reagieren. Jedoch ist in vielen praktischen Anwendungsfällen nur ein Teil der Zustandsgrößen messbar, sodass Beobachter oder Kalman-Filter eingesetzt werden müssen. Mit dem erweiterten Kalman-Filter können auch die Zustandsgrößen nichtlinearer Systeme geschätzt werden, jedoch ist die Einbeziehung von Beschränkungen nicht möglich oder führt zu wenig befriedigenden Resultaten. So kann es vorkommen, dass ein Kalman-Filter physikalisch unmögliche Werte der Zustandsvariablen liefert, wie z. B. negative Durchflusswerte oder Konzentrationen. Die Zustandsschätzung auf bewegtem Horizont überwindet diese Nachteile, indem die Grundidee der modell-prädiktiven Regelung auf das Zustandsschätzproblem übertragen wird. Die Optimierung erfolgt über einen endlichen Horizont $\hat{k} = \hat{k} - \tilde{K}, \dots, \hat{k}$ (siehe Bild 19), berücksichtigt Ungleichungsbeschränkungen und liefert den Zeitverlauf der Zustandsgrößen.

$$\min_{\{\hat{\mathbf{x}}^{k-\hat{k}|k}, \hat{\mathbf{w}}^{k|k}, \hat{\mathbf{v}}^{k|k}\}} \sum_{k=k-\hat{k}}^{\hat{k}-1} [(\hat{\mathbf{w}}^{k|k})^T \cdot \mathbf{Q}^{-1} \cdot \hat{\mathbf{w}}^{k|k} + (\hat{\mathbf{v}}^{k|k})^T \cdot \mathbf{R}^{-1} \cdot \hat{\mathbf{v}}^{k|k}] + \Gamma(\hat{\mathbf{x}}^{k-\hat{k}|k}) \quad (63)$$

unter Berücksichtigung von:

$$\hat{\mathbf{x}}^{k+1|k} = \mathbf{f}(\hat{\mathbf{x}}^{k|k}, \hat{\mathbf{u}}^k) + \hat{\mathbf{w}}^{k|k} \quad (64)$$

$$\mathbf{y}^k = \mathbf{g}(\hat{\mathbf{x}}^{k|k}) + \hat{\mathbf{v}}^{k|k} \quad (65)$$

$$\hat{\mathbf{x}}^{k|k} \in \mathbf{X} \quad (66)$$

$$\hat{\mathbf{w}}^{k|k} \in \mathbf{W} \quad (67)$$

$$\hat{\mathbf{v}}^{k|k} \in \mathbf{V} \quad (68)$$

Die Größen $\hat{\mathbf{w}}$ und $\hat{\mathbf{v}}$ sind die Systemstörung und das Messrauschen, für die die gleichen Voraussetzungen wie beim Kalman-Filter gelten. Die Bewertungsfunktion $\Gamma(\cdot)$ für den Zustand zu Beginn des Schätzzeitraums sichert die Konvergenz. Die numerische Lösung des Optimalsteuerungsproblems (63)-(68) erfordert einen deutlich größeren online-Rechenaufwand als ein Beobachter oder ein Kalman-Filter.

7.4 Modell-prädiktiver Regler für die Moselstaustufe Trier

Model predictive control for the River Mosel: barrage at Trier

In der Dissertation Ackermann (1999) und weiteren Veröffentlichungen Ackermann, Schwanenberg, Natschke et al. (1997), Ackermann, Loucks, Schwanenberg et al. (2000) wird die Entwicklung und Implementierung eines modell-prädiktiven Reglers für die Regelung des Laufwasserkraftwerks der Staustufe Trier vorgestellt.

Auf Grund der Bewirtschaftung der Staustufen der Oberen Mosel variiert der Zufluss in die Staustufe Trier sehr stark. Durch den zu entwickelnden Regelalgorithmus soll der Abfluss soweit vergleichmäßig werden, dass für die Staustufen der Unteren Mosel das Einhalten des Stauziels mit einer Toleranz von ± 5 cm ermöglicht wird. Die Prädiktion des Systemverhaltens erfolgt mit einem hochauflösenden HN-Modell, innerhalb des Optimierungsalgorithmus jedoch (zur Reduktion des numerischen Aufwands) mit einem sogenannten „Hybrid-

Strömungssimulationsverfahren“. Die Güteforderungen werden in eine Optimalsteuerungsaufgabe mit einem Zeithorizont von mehreren Stunden und einer zeitlichen Diskretisierung des Kraftwerksdurchflusses als Steuergröße von einigen Minuten (der Abtastzeit des modell-prädiktiven Reglers) umgesetzt. Im Gütekriterium wird sowohl die zeitliche Änderung des Abflusses als auch die Einhaltung der Stautoleranzen bewertet. Durch spezielle nichtlineare Bewertungsfunktionen werden dabei z.B. größere Abweichungen vom Stauziel deutlich stärker gewichtet. Da der modell-prädiktive Regler zur Kraftwerksregelung eingesetzt werden soll, ist eine Berücksichtigung des Wehres und anderer Teilkriterien nicht vorgesehen. Es werden Beschränkungen für den Wasserstand und den Turbinendurchfluss in die Optimierungsaufgabe einbezogen. Die Änderungsrate des Abflusses wird nicht hart beschränkt, sondern über die Wahl der Wichtungsfaktoren für die o. g. Teilkriterien weich begrenzt.

Die Zustandsermittlung (in der Arbeit als „Initialisierung“ bezeichnet) erfolgt stark vereinfacht durch die iterative Bestimmung eines solchen zusätzlichen Zuflusses (des „Zuflussdefizits“) in die Stauhaltung, der die Abweichungen der (mit willkürlichen Anfangswerten über einen bestimmten Zeithorizont der unmittelbaren Vergangenheit) simulierten Pegelwerte von den Messwerten minimiert. Die Dimension der Optimierungsaufgabe zur Zustandsermittlung wird so auf eins reduziert. Leider wird keine Abschätzung zur Auswirkung dieser Einschränkung der Freiheitsgrade auf das Ergebnis der Zustandsermittlung und das Verhalten des geschlossenen Kreises angegeben.

Grundsätzlich bewirkt ein längerer Prognosehorizont eine stärkere Abflussvergleichmäßigung. Der Prognosehorizont wird jedoch durch die Vorhersagbarkeit des Zuflusses in die Stauhaltung Trier auf maximal 6h begrenzt.

In Ackermann, Loucks, Schwanenberg et al. (2000) werden Erfahrungen bei der Inbetriebnahme und dem Test des Entscheidungshilfesystems OPRiMa dargestellt. Da durch die verbesserte Regelung Schwankungen des Wasserstands reduziert werden, kann auf die geplante Vertiefung der Fahrrinne verzichtet werden. Der wirtschaftliche Nutzen beträgt dadurch mehrere Millionen Euro. Mit der in der Arbeit ebenfalls diskutierten und simulativ erprobten zentralen Regelung mehrerer Stau-

stufen mit einem modell-prädiktiven Regelalgorithmus werden die Leistungsgrenzen der verfügbaren Rechen-technik erreicht.

In der Dissertation von Detering (2003) wird eine Erweiterung von OPRiMa beschrieben. Leider gibt der Autor keine Details zum eingesetzten MPC-Algorithmus an.

7.5 Projekt „Automatische Abfluss- und Stauzielregelung der Unteren Mosel“

Project: “Automated discharge and water level control on the Lower Moselle River”

Die Ergebnisse einer im Auftrag der BAW durchgeführten Simulationsstudie zur „Automatischen Abfluss- und Stauzielregelung der Unteren Mosel“ sind in Linke und Arnold (2002) sowie in der Dissertation Linke (2005) dargestellt. Für einen Teilabschnitt der Unteren Mosel mit den Staustufen Detzem, Wintrich und Zeltigen wird eine zweischichtige Regelungsstruktur nach Bild 20 entwickelt. Diese besteht aus lokalen OW/Q-Reglern der einzelnen Staustufen und einem modellbasierten (modell-prädiktiven) Koordinator. Die Vorteile einer solchen Struktur gegenüber einer reinen lokalen Regelung bzw. einer zentralen Lösung sind:

- Die Prozessführung für das Gesamtsystem insbesondere hinsichtlich einer Abflussvergleichmäßigung wird optimiert. Die unterlagerte Regelung ermöglicht dabei die Verwendung vereinfachter Modelle im Koordinator und damit eine Begrenzung des Rechenaufwands.
- Der lokale Regler kann schnell auf Störungen und Modellabweichungen reagieren, die vom Koordinator nicht erfasst werden.
- Es existiert eine erhöhte Ausfallsicherheit, da die lokalen Regler auch bei Kommunikationsausfall eine zuverlässige Wasserstandsregelung gewährleisten.

Der Koordinator ist als nichtlinearer modell-prädiktiver Regler konzipiert. Basierend auf einem grobauflösenden HN-Modell ist eine Prognose der Wasserstands- und Abflussentwicklung der gesamten Stauhaltungskette möglich. Die Eingangsgrößen (Stellgrößen) im Koordinatormodell sind die Staustufenabflüsse (Wehr- und Kraftwerksabfluss), die lokale Regelung wird dabei als ideal angenommen. Zustandsgrößen sind Wasserstände und Durchflüsse in den Diskretisierungszellen des grobauflösenden HN-Modells.

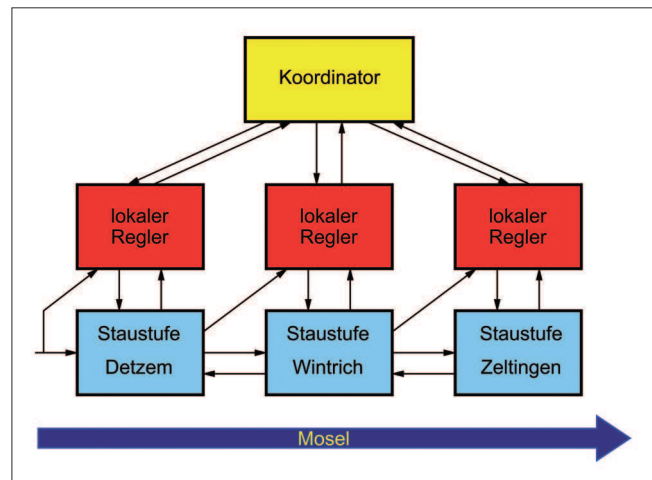


Bild 20: Koordinator und lokaler Regler
 Figure 20: Coordinator and local controller

Die Bewirtschaftungsaufgabe für die Stauhaltungskette wird als nichtlineares Optimalsteuerungsproblem formuliert. Die Einhaltung der Vorgaben für die Oberwasserstände als primäres Ziel wird als harte Beschränkung umgesetzt: Im Gütekriterium wird die geforderte Abflussvergleichmäßigung in eine geeignete Bewertung der zeitlichen Änderung des Staustufenabflusses umgesetzt. Die Einbeziehung eines vereinfachten Kraftwerksmodells gestattet die Berechnung der erzeugten elektrischen Leistung in Abhängigkeit von Ober- und Unterwasserstand und Staustufenabfluss und die Einbeziehung des Kraftwerkbetriebs in die Optimierungsaufgabe. Die Zustandsgrößen des Koordinatormodells sind nicht direkt messbar. Daher wird eine Zustandsschätzung auf bewegtem Horizont nach Abschnitt 7.3 zur Zustandsermittlung aus den Pegel- und Durchflussmessungen unter Berücksichtigung des grobauflösenden HN-Modells eingesetzt.

Die Anbindung des modell-prädiktiven Koordinators an die lokale Regelung entspricht einer Zwei-Freiheitsgrade-Struktur nach Bild 13. Die Struktur der OW/Q-Regelung bleibt damit erhalten, und bei Ausfall des Koordinators oder der Kommunikation können die Werte durch die Vorgaben der Stauziele bzw. des (gefilterten) Zuflusses in die Stauhaltung ersetzt werden.

Sowohl die klassische OW/Q-Regelung als auch die koordinierte Bewirtschaftung der Stauhaltungskette mit modell-prädiktivem Koordinator und unterlagerten lokalen Reglern wird anhand vorgegebener Szenarien, die Niedrig-, Mittel- und Hochwasserereignisse über jeweils mehrere Tage umfassen, simulativ getestet. Dabei

dient ein hochauflösendes HN-Modell als Originalersatz. Die Ergebnisse zeigen, dass mit und ohne Koordinator die dynamischen Stauziele im vorgegebenen Toleranzbereich eingehalten werden und im gesamten Abflussspektrum ein zuverlässiger Betrieb des Regelungssystems gewährleistet werden kann. Mit einer reinen OW/Q-Regelung wird eine Abflussaufteilung vermieden, eine wirksame Abflussvergleichmäßigung ist jedoch nur mit einer koordinierten Bewirtschaftung zu erreichen. Die modell-prädiktive Koordination ermöglicht die Einbeziehung weiterer Teilziele wie die Stützung des Unterwasserstandes. Das Regelungssystem gewährleistet einen stoßfreien Übergang zwischen Wehrregelung und Kraftwerksbetrieb und zeigt ein befriedigendes Verhalten in Sondersituationen wie Turbinenschnellschluss. Die Frequenz der Wehrstellungen kann durch geeignete Ansprechempfindlichkeiten im lokalen Wasserstandsregler und in der Wehrsteuerung reduziert werden. Durch den Einsatz des Koordinators kann die Energieerzeugung der Kraftwerke in Mittelwassersituationen durch Ausnutzung des Toleranzbereichs der Wasserstände und Vermeidung von Wasserabgaben über die Wehre erhöht werden.

Die numerisch aufwändigen Berechnungen im Koordinator sowie die numerische Lösung der nichtlinearen Optimalsteuerungsprobleme zur Zustandsschätzung und zur Steuerungsberechnung sind zuverlässig und mit verfügbarer Rechentechnik unter Einhaltung der Echtzeitforderungen zu realisieren. Ein wesentlicher Vorteil der zweischichtigen Steuerungsstruktur wird in ihrer Robustheit gesehen: Im Normalbetrieb erfolgt eine optimierte Prozessführung, während bei Kommunikationsausfall zwischen Koordinator und lokalen Reglern die lokale Wasserstandsregelung funktionsfähig bleibt.

7.6 Übergeordnete Führung einer Stauhaltungskaskade mittels modell-prädiktiver Regelung

Supervisory water level control for cascaded river power plants using a model predictive control approach

In Glanzmann und Siebenthal (2004), Hug-Glanzmann, Siebenthal, Geyer et al. (2005), Sachs, Glanzmann und Siebenthal (2005) wird eine übergeordnete Wasserstandsregelung für kaskadierte Flusskraftwerke mittels modell-prädiktiver Regelung beschrieben. Es wird ein

Modellansatz nach Chapuis (1998) verwendet, siehe Abschnitt 3.1.9. Dabei werden die Saint-Venant Gleichungen zunächst in der Umgebung eines Arbeitspunktes, der durch den ortsabhängigen Abfluss und Wasserstand gegeben ist, mittels Taylor-Entwicklung linearisiert. Die resultierenden linearen partiellen Differenzialgleichungen werden örtlich und zeitlich diskretisiert. Da die Orts- und Zeitdiskretisierung über die Courant-Bedingung verkoppelt sind, liegt die Zeitschrittweite im Bereich von 1 s. Daher werden mehrere Simulationszeitschritte zu einem Zeitschritt des Differenzgleichungsmodells zusammengefasst.

Die Zustandsgrößen des resultierenden linearen Differenzgleichungsmodells sind die Wasserstände im Intervallmittelpunkt der Ortsdiskretisierung sowie die Abflüsse an den Intervallgrenzen. Die Parameter des Modells sind durch die Geometriedaten und die Rauigkeiten bestimmt.

Das Modell der Stauhaltungskaskade ergibt sich aus den Teilmodellen der einzelnen Haltungen und den Abflussmodellen der Kraftwerke und Wehre. Das Modell wird durch Eingangsintegratoren erweitert, sodass die Änderungen der Kraftwerks- bzw. Wehrabflüsse die Eingangsgrößen darstellen. Ausgangsgrößen sind die Wasserstände an den Regelungspegeln im Oberwasser der Kraftwerke. Mit Standardverfahren zur Reduktion linearer Zustandsmodelle (balancierte Modellreduktion) kann die Modelldimension reduziert werden. An einem Beispiel wird gezeigt, dass auch bei Reduktion der Anzahl der Zustandsgrößen auf ca. 30 % die Modellgenauigkeit für den Einsatz im MPC ausreichend ist.

In der Arbeit Glanzmann und Siebenthal (2004) werden alternative Modellansätze diskutiert:

- Einfache ID-Modelle nach Gleichung (15) sind für den Entwurf von PI-Reglern geeignet, bilden aber komplexere Vorgänge, wie die Dämpfung von Abflusswellen, nicht ab.
- Erweiterungen von ID-Modellen, die beispielsweise die Wellenausbreitung und Laufzeiten berücksichtigen, wären prinzipiell geeignet, erfordern jedoch Identifikationsexperimente, die im laufenden Kraftwerksbetrieb praktisch nicht durchführbar sind.
- Gleiches gilt für allgemeine systemtechnische Modellansätze, wie z. B. ARX-Modelle. Der fehlende Zusammenhang zwischen Modellparametern und

physikalischen Daten erfordert ebenfalls Identifikationsexperimente.

Da Wasserstandsmessungen nur für die Oberwasserpegel vorliegen, wird zur Zustandsermittlung ein Kalman-Filter eingesetzt. Auf Grund der Systemstruktur kann für jede Haltung ein separates Kalman-Filter angesetzt werden, damit reduziert sich die Dimension und die Einschwingzeit. Im Gütekriterium für den modellprädiktiven Regleransatz werden die Abweichung der Wasserstände von den Vorgaben am Konzessionspegel sowie die Abflussänderungen quadratisch bewertet. Es werden Ungleichungsbeschränkungen für die Abflussänderung sowie für die maximalen Abweichungen der Wasserstände von den Vorgaben berücksichtigt. Da die Ungleichungen für die Wasserstände u. U. nicht einzuhalten sind und in diesem Fall das Optimalsteuerungsproblem keine zulässige Lösung besitzen würde, werden diese Ungleichungen als „soft constraints“ behandelt. Die Stabilität des MPC-Kreises wird durch eine entsprechende Bewertung der Zustandsgrößen am Ende des Optimierungshorizonts gesichert.

Der Regler wird simulativ an einem Modell der Stauhaltungskaskade der Unteren Aare (Schweiz) mit fünf Kraftwerken getestet. Die HN-Simulation erfolgt mit FLORIS. Die Abtastzeit für den MPC beträgt 72 s bei einem Optimierungshorizont von 50 Zeitschritten (1 h). Das Optimierungsproblem wird mit einem Standard-QP-Solver (CPLEX) gelöst, die Rechenzeit beträgt ca. 8,6 s. Die Simulationsergebnisse für verschiedene Szenarien (sinusförmige Störung am Zufluss, Turbinenschnellschluss bei niedrigem Abfluss, Hochwasserereignis) zeigen, dass die Stauzieltoleranzen von ± 2 cm an den Konzessionspegeln zur wirksamen Dämpfung von Abflusswellen genutzt werden können. Die Regelgüte ist signifikant besser als die von konventionellen PI-Reglern. Empfindlichkeitsuntersuchungen bezüglich der Ortsdiskretisierung und weiterer Modellparameter zeigen die Robustheit des Ansatzes.

Setz, Heinrich, Rostalski et al. (2008) erweitern diesen Ansatz auf Staustufenketten mit Schiffsverkehr in zweierlei Hinsicht: Zum einen werden durch Schleusungen bedingte Störungen in das interne Modell des MPC einbezogen und zum anderen wird die Forderung nach Reduktion der Stellbewegungen explizit berücksichtigt. Die Einbeziehung der Schleusungswassermengen erfolgt direkt in die Saint-Venant Gleichungen, die Vorher-

sagen der Schleusungszeitpunkte und -wassermengen erfolgt anhand der Schleusenbetriebszeiten.

Zur Berücksichtigung der Anzahl der Stellbewegungen wird anstelle des Turbinendurchflusses die Änderung des Turbinendurchflusses Δq_T als Eingangsgröße des um Eingangsintegratoren erweiterten Modells betrachtet. Die in der praktischen Realisierung zur Reduktion der Anzahl der Stellbewegungen oftmals verwendete Idee des Totbands wird auf den MPC übertragen. Es werden nur solche Änderungen des Turbinendurchflusses zugelassen, die betragsmäßig einen bestimmten Wert Δq_B überschreiten, ansonsten bleibt der Turbinendurchfluss unverändert. Dies kann mit Booleschen Variablen δ_1, δ_2 als Ungleichungsbeschränkung formuliert werden:

$$\begin{aligned} \Delta q_B \cdot \delta_1 + \Delta q_{T,\min} \cdot \delta_2 &\leq \Delta q_T \leq \\ -\Delta q_B \cdot \delta_2 + \Delta q_{T,\max} \cdot \delta_1, & \\ \delta_1 + \delta_2 &\leq 1, \quad \delta_1, \delta_2 \in \{0, 1\} \end{aligned} \quad (69)$$

Das Optimalsteuerungsproblem wird damit zum gemischt-ganzzahligen quadratischen Optimierungsproblem.

Da mit dem Ansatz (69) je Zeitschritt und Turbine zwei Boolesche Variablen zu berücksichtigen sind, ist ein sehr starker Anstieg des Rechenaufwands zu erwarten. Daher werden in Setz, Heinrich, Rostalski et al. (2008) Möglichkeiten zur Reduktion dieses Aufwands untersucht, beispielsweise wird für den gesamten Optimierungshorizont nur eine einzige Stellbewegung zugelassen und die Beschränkung (69) nur für den ersten Zeitschritt im Optimierungshorizont berücksichtigt. Auf Grund der Arbeitsweise des MPC sind dennoch in jedem Zeitschritt Stellbewegungen möglich, wenn in jedem Optimierungslauf die eine zugelassene Stellbewegung im ersten Zeitschritt erfolgt.

Die Simulationsuntersuchungen erfolgen wieder an der Stauhaltungskaskade der Unteren Aare. Bei einer Abtastzeit von 6 min wird ein Optimierungshorizont von 2,5 h verwendet – dies entspricht der Laufzeit einer Durchflussstörung durch das System. Es werden Szenarien mit konventionellen PI-Reglern und MPC, ohne und mit Schleusungsprognosen sowie ohne und mit Totband verglichen. Erwartungsgemäß ist die Einhaltung des Stauziels bei Berücksichtigung von Schleu-

sungsprognosen deutlich besser. Die Autoren machen keine Angabe zur Art der Prognose, offenbar werden die in der Simulation exakt bekannten zukünftigen Schleusungsvorgänge verwendet. Durch die Berücksichtigung des Totbandes im MPC-Ansatz kann die Anzahl der Stellbewegungen deutlich reduziert werden und liegt in der gleichen Größenordnung wie bei einem konventionellen PI-Regler mit Totband.

7.7 Weitere Angaben zur modell-prädiktiven Regelung

Further information on model predictive control applications

In der Literaturstudie Arnold und Sawodny (2008) werden weitere Angaben und Beispiele zur MPR gegeben und diskutiert, z. B.:

- Silva et al. (2007) berichten über Testergebnisse eines modell-prädiktiven Reglers für einen Experimentalkanal der Universität Évora (Portugal) mit vier Haltungen und einer Gesamtlänge von 145 m. Die unterströmten Wehre sind automatisiert und werden mit einem SCADA-System (Supervisory Control And Data Acquisition) überwacht und gesteuert. Der MPC-Algorithmus ist in Matlab (MPC-Toolbox) implementiert.
- Barjas Blanco et al. (2008) berichten über die Entwicklung eines MPC-basierten Reglers zur Steuerung eines Hochwasserentlastungssystems am Fluss Demer (Belgien). Das untersuchte Teilsystem besteht aus einem Flussabschnitt und einem Speicher, der zur Hochwasserentlastung eingesetzt werden soll.
- Thai (2005) berichtet über die Entwicklung eines Modells des Flusssystems des Roten Flusses (Vietnam). Es wird ein numerisches Verfahren zur Integration der Saint-Venant Gleichungen entwickelt, bei dem die Ortsableitung durch finite Differenzen ersetzt und das resultierende System gewöhnlicher Differenzialgleichungen mit einem geeigneten Solver (hier einem BDF-Mehrschrittverfahren DAESOL) integriert wird. Damit kann die numerische Lösung der Saint-Venant Gleichungen als grobauflösendes HN-Modell in Optimierungsalgorithmen eingebunden werden.
- Wahlin (2004) testet einen linearen modell-prädiktiven Regler auf der Basis einfacher ID-Modelle (Gleichung (34)) am ASCE-Benchmark-Kanal nach Clemmens, Kacerek et al. (1998).
- Im Anhang der Dissertation Chapuis (1998) beschreibt der Autor einen modellbasierten Prädiktivregler zur Abflussvergleichmäßigung einer einzelnen Stauhaltung auf Basis einer durch örtliche Diskretisierung der linearisierten Saint-Venant Gleichungen gewonnenen Zustandsbeschreibung.
- In Overloop, Schuurmans und Brouwer (2003) wird ein MPC-Ansatz zur Wasserstandsregelung eines Entwässerungskanal-systems untersucht. Es werden ein auf den Volumenbilanzen der Teilsysteme basierendes lineares Zustandsmodell des Gesamtsystems mit den Abweichungen der Wasserstände von den Sollwerten im jeweiligen Teilsystem sowie deren Integrale als Zustandsgrößen, ein quadratisches Zielkriterium und lineare Beschränkungen angesetzt. Das resultierende quadratische Optimierungsproblem wird online mit einem Interior-Point QP-Solver gelöst.
- Nolde et al. (2008) beschreiben einen Ansatz zur direkten Einbeziehung stochastischer Größen in das Optimierungsproblem eines modell-prädiktiven Reglers. Es wird die mittelfristige Bewirtschaftung eines Energieversorgungssystems, bestehend aus Wasserkraftwerken mit den entsprechenden Speichern und Wärmekraftwerken, mit einem Optimierungshorizont von mehreren Monaten betrachtet. Dabei ist die Volumenbilanz der Wasserspeicher mit stochastischen Zuflusskomponenten und die Energiebilanz, d. h. die Abdeckung des ebenfalls stochastischen Energiebedarfs, zu berücksichtigen. Das Optimierungsproblem besteht in der Minimierung der Energiekosten unter den gegebenen Restriktionen.

8 Literatur *References*

Ackermann, T. (1999): Optimale Regelung von Fließgewässern. Diss., Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Mitteilungen des Lehrstuhls und Instituts für Wasserbau und Wasserwirtschaft, Band 117.

Ackermann, T., Schwanenberg, D., Natschke, M. Köngeter, S. (1997): Control strategy for river-power-plants based on optimization. In: Refsgaard, J. C., Karalis, E. A. (Ed.): Operational Water Management. Rotterdam, A. A. Balkema, S. 285-288.

- Ackermann, T., Loucks, D. P., Schwanenberg, D., Detering, M. (2000): Real-time modeling for navigation and hydropower in the river Mosel. In: *J. Water Resour. Plng. and Mgmt.* 126.5, S. 298-303.
- Allmer, H. P. (1999): Combined discharge control of the hydropower plants on the Austrian Danube. In: *European Control Conference ECC'99*. Karlsruhe.
- Allmer, H. P., Pfisterer, M., Smolak, A., Kraus, J. (2000): Aufgaben und Konzeption der Einsatzleitstelle Donau. In: 45. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium. Technische Universität Ilmenau.
- Arnold, E., Sawodny, O. (2008): Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung, Literaturstudie, Institut f. Systemdynamik der Universität Stuttgart, 14. November 2008.
- Barjas Blanco, T., Willems, P., De Moor, B., Berlamont, J. (2008): Flooding prevention of the Demer river using model predictive control. In: *17th IFAC World Congress*. Seoul, S. 3629-3634.
- Baume, J.-P., Sau, J., Malaterre, P.-O. (1998): Modelling of irrigation channel dynamics for controller design. In: *IEEE Int. Conference on Systems, Man & Cybernetics (SMC'98)*. San Diego, California, S. 3856-3861.
- Baume, J.-P., Malaterre, P.-O., Sau, J. (1999): Tuning of PI controllers for an irrigation canal using optimization tools. In: *Workshop on Modernization of Irrigation Water Delivery Systems*. Phoenix, Arizona, S. 483-500.
- BAW (2004): Numerische Simulation von Hydraulik und Leittechnik zur Optimierung der automatisierten Steuerung und Regelung von Wehren und Wasserkraftwerken. In: *Tätigkeitsbericht der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW), Wasserbau im Binnenbereich*, S. 54-58.
- BAW (2008): Entwicklung und Simulation von Regelungs-algorithmen am Beispiel von Staustufen an Neckar und Mosel. In: *Tätigkeitsbericht der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW), Wasserbau im Binnenbereich*, S. 60-64.
- Belaud, G., Litrico, X., de Graaff, B., Baume, J.-P. (2008): Hydraulic modeling of an automatic upstream water level control gate for submerged flow conditions. In: *J. Irrig. and Drain. Engrg.* 134.3, S. 315-326.
- Bolea, Y., Blesa, J., Puig, V. (2007): LPV modelling and identification of an open canal for control. In: *European Control Conference ECC'07*. Kos, Greece.
- Cantoni, M., Weyer, E., Li, Y., Ooi, S. K., Mareels, I., Ryan, M. (2007): Control of Large-Scale Irrigation Networks. In: *Proceedings of the IEEE* 95 (1), S. 75-91.
- Chapuis, J., Sachs, R. (1996): Modelling of rivers for level control. In: *MATHMOD – IMACS Symposium on Mathematical Modelling*. Vienna, Austria, S. 377-382.
- Chapuis, J. (1998): Modellierung und neues Konzept für die Regelung von Laufwasserkraftwerken. Diss., ETH.
- Clemmens, A. J., Kacerek, T. F., Grawitz, B., Schuurmans, W. (1998): Test cases for canal control algorithms. In: *J. Irrig. and Drain. Engrg.* 124.1, S. 23-30.
- Clemmens, A. J., Bautista, E., Wahlin, B. T., Strand, R. J. (2005): Simulation of automatic canal control systems. In: *J. Irrig. and Drain. Engrg.* 131.4, S. 324-335.
- Cunge, J. A., Holly, F. M., Verwey, A. (1980): *Practical Aspects of Computational River Hydraulics*. The Pitman Press, Bath.
- Detering, M. (2003): Modellgestützte Regelung von Stauhaltungssystemen und Laufwasserkraftanlagen. Diss., Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Ferrari-Trecate, G., Mignone, D., Castagnoli, D., Morari, M. (2000): Hybrid modeling and control of a hydroelectric power plant. *Techn. Ber. AUT00-11*, Institut für Automatik, ETH Zürich.
- Geering, H. P., Shafai, E. (2004): *Regelungstechnik II*. Vorlesungsmansript, Institut für Mess- und Regeltechnik, ETH Zürich.
- Glanzmann, G., von Siebenthal, M. (2004): Supervisory water level control for cascaded river power plants. *Techn. Ber. AUT04-11*, Zurich, Automatic Control Laboratory, Swiss Federal Institute of Technology (ETH).
- Gullhamn, E. (2004): Control of water content and retention in hydropower plant cascades. Diplomarbeit, Stockholm, The Royal Institute of Technology.

- Hug-Glanzmann, G., von Siebenthal, M., Geyer, T., Papafiotou, G. Morari, M. (2005): Supervisory water level control for cascaded river power plants. In: Hydropower Conference 05. Stavanger, Norway.
- Kühne, A. (1975): Flußstauregulierung. Grundsätzliche Betrachtungen mit systemtheoretischen Methoden. In: Mitteilungen der Versuchsanstalt f. Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie, Technische Hochschule Zürich.
- Linke, H., Arnold, E. (2002): Model based control of river reservoirs. In: 15th IFAC World Congress, Barcelona.
- Linke, H. (2005): Wasserbewirtschaftung von Binnenschiffahrtsgewässern auf Basis einer modellgestützten Vorhersage des Systemverhaltens. Diss., Technische Universität Ilmenau.
- Litrico, X., Georges, D. (1999): Robust continuous-time and discrete-time flow control of a dam-river system. (I) Modelling. In: Applied Mathematical Modelling 23, S. 809-827.
- Litrico, X., Pomet, J. B. (2003): Nonlinear modelling and control of a long river stretch. In: European Control Conference ECC'03. Cambridge.
- Litrico, X., Fromion, V. (2002): Infinite dimensional modeling of open-channel hydraulic systems for control purposes. In: 41th IEEE Conf. on Decision and Control. Las Vegas, Nevada, S. 1681-1686.
- Litrico, X., Fromion, V. (2004a): Analytical approximation of open-channel flow for controller design. In: Applied Mathematical Modelling 28.7, S. 677-695.
- Litrico, X., Fromion, V. (2004b): Frequency modeling of open-channel flow. In: J. Hydr. Engrg. 130.8, S. 806-815.
- Litrico, X., Fromion, V. (2004c): Simplified modeling of irrigation canals for controller design. In: J. Irrig. and Drain. Engrg. 130.5, S. 373-383.
- Litrico, X., Fromion, V. (2009): Modelling and Control of Hydrosystems. Springer Verlag London.
- Litrico, X., Fromion, V., Baume, J.-P., Arranja, C., Rijo, M. (2005): Experimental validation of a methodology to control irrigation canals based on Saint-Venant equations. In: Control Engineering Practice 13.11, S. 1425-1437.
- Litrico, X., Malaterre, P.-O., Baume, J.-P., Vion, P.-Y., Ribot-Bruno, J. (2007): Automatic tuning of PI controllers for an irrigation canal pool. In: J. Irrig. and Drain. Engrg. 133.1, S. 27-37.
- Litrico, X., Belaud, G., Fromion, V. (2007): Stability analysis of automatic water level control gates in open-channels. In: 46th IEEE Conference on Decision and Control. New Orleans, S. 1591-1596.
- Litrico, X., Malaterre, P.-O., Baume, J.-P., Ribot-Bruno, J. (2008): Conversion from discharge to gate opening for the control of irrigation canals. In: J. Irrig. and Drain. Engrg. 134.3, S. 305-314.
- Lonze, J. (2006): Regelungstechnik 1. 5. Aufl., Berlin, Springer.
- Mareels, I., Weyer, E., Ooi, S. K., Cantoni, M., Li, Y., Nair, G. (2005): Systems engineering for irrigation systems: successes and challenges. In: 16th IFAC World Congress. Prague.
- Marenbach, P., Bettenhausen, K. D., Cuno, B. (1995): Selbstorganisierende Generierung strukturierter Prozeßmodelle. In: at – Automatisierungstechnik 43.6, S. 277-288.
- Mignone, D. (2002): Control and estimation of hybrid systems with mathematical optimization. Dissertation ETH Zürich.
- Nestmann, F., Theobald, S. (1994): Numerisches Modell zur Steuerung und Regelung einer Staustufenkette am Beispiel von Rhein und Neckar. In: Wasserwirtschaft 84.2, S. 72-78.
- Neumüller, M., Bernhauer, W. (1969): Stauregulierung und Abflußregelung an Laufwasserkraftwerken. In: Die Wasserwirtschaft 10, S. 297-303.
- Nolde, K., Uhr, M., Morari, M. (2008): Medium term scheduling of a hydro-thermal system using stochastic model predictive control. In: Automatica J. IFAC 44.6, S. 1585-1594.

- Ooi, S. K., Weyer, E. (2008): Control design for an irrigation channel from physical data. In: *Control Engineering Practice* 16, S. 1132-1150.
- Overloop, P. J. van, Schuurmans, W., Brouwer, R. (2003): Model predictive control of canal systems in The Netherlands. In: *Proceedings USCID Second International Conference on Irrigation and Drainage*. Phoenix, Arizona.
- Overloop, P. J. van, Schuurmans, J., Brouwer, R., Burt, C. M. (2005): Multiple-model optimization of proportional integral controllers on canals. In: *J. Irrig. and Drain. Engrg.* 131.2, S. 190-196.
- Papageorgiou, M., Messmer, A. (1989): Flow control of a long river stretch. In: *Automatica J. IFAC* 25.2, S. 177-183.
- Rauschenbach, T. (1998): Eine allgemeingültige Methode zur Modellierung und optimalen mehrkriteriellen Steuerung von Staustufen und Staustufenkaskaden. Dissertation Technische Universität Ilmenau.
- Rauschenbach, T. (2005): Optimal co-ordinated control of hydropower plants. In: *16th IFAC World Congress*, Prague.
- Rauschenbach, T., Wernstedt, J. (1999): ILM-RIVER – a general design tool for simulation and control of rivers and hydropower plants. In: *European Control Conference ECC'99*. Karlsruhe.
- Rauschenbach, T., Wernstedt, J. (2006): Kybernetische Methoden für die optimale nachhaltige Führung komplexer wasserwirtschaftlicher Systeme. In: *at - Automatisierungstechnik* 54.11, S. 556-565.
- Sachs, R., Glanzmann, G., von Siebenthal, M. (2005): Automatische Stauziel- und Durchflussregulierung einer Flusstaukette. In: *Bulletin SEV/AES* 15/05, S. 8-12.
- Setz, C., Heinrich, A., Rostalski P., Papafotiou, G., Morari, M. (2008): Application of model predictive control to a cascade of river power plants. In: *17th IFAC World Congress*. Seoul, Korea, S. 11978-11983.
- Schmitt-Heiderich, P., Gebhardt, M., Wohlfart, S. (2012): Der Einfluss der Stellorgane auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR). In: *BAWMitteilungen* Nr. 96, 2012, S. 65-80.
- Schuurmans, J., Bosgra, O. H., Brouwer, O. H. (1995): Open-channel flow model approximation for controller design. In: *Applied Mathematical Modelling* 19.9, S. 525-530.
- Schuurmans, J., Clemmens, A. J., Dijkstra, S., Hof, A., Brouwer, R. (1999): Modeling of irrigation and drainage canals for controller design. In: *J. Irrig. and Drain. Engrg.* 125.6, S. 338-344.
- Schuurmans, J., Hof, A., Dijkstra, S., Bosgra, O. H., Brouwer, R. (1999): Simple water level controller for irrigation and drainage canals. In: *J. Irrig. and Drain. Engrg.* 125.4, S. 189-195.
- Seatzu, C. (1999a): Decentralized control of open-channel hydraulic systems. Diss. Italy, Università di Cagliari, Dottorato di Ricerca in Ingegneria Elettronica ed Informatica.
- Seatzu, C. (1999b): Robust PI decentralized control law for open-channel hydraulic systems. In: *European Control Conference ECC'99*, Karlsruhe.
- Silva, P., Botto, M. A., Figueiredo, J. M., Rijo, M. (2007): Model predictive control of an experimental water canal. In: *European Control Conference ECC'07*. Kos, Greece.
- Sreeja, P., Gupta, K. (2008): Transfer function formulation of Saint-Venant's equations for modeling drainage channel flow: an experimental evaluation. In: *Water Resources Management* 22, S. 1881-1898.
- Steffen, T. (1999): Regelungskonzepte für Staustufenketten. Diplomarbeit, Technische Universität Ilmenau.
- Thai, T. H. (2005): Numerical methods for parameter estimation and optimal control of the Red River network. Diss., Universität Heidelberg.
- Theobald, S. (1997): Die numerische Simulation als Entwurfswerkzeug bei der Optimierung der Wasserbewirtschaftung an Stauhaltungen mit Pumpspeicherbetrieb. In: *42. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium*. Bd. 3, Technische Universität Ilmenau, S. 462-467.
- Theobald, S. (1998): Numerische Simulation von Staustufenketten mit automatisiertem Betrieb. Diss. Universität Karlsruhe, Mitteilungen des Institutes f. Wasserwirtschaft und Kulturtechnik, Heft 201.

Theobald, S., Celan, A., Nestmann, F. (2002): Optimization of river system operation for multi-purpose objectives. In: HydroVision. Portland, Oregon.

Theobald, S., Nestmann, F., Horlacher, H.-B. (2006): Hydraulische Grundlagen. In: Automatisierter Betrieb von Staustufen. DWA-Themen, Deutsche Vereinigung für Wasserwirtschaft, Abwasser und Abfall e. V.

Todini, E. (2007): A mass conservative and water storage consistent variable parameter Muskingum-Cunge approach. In: Hydrol. Earth Syst. Sci. Discuss. 4, S. 1549-1592.

Wahlin, B. T. (2004): Performance of model predictive control on ASCE test canal 1. In: J. Irrig. and Drain. Engng. 130.3, S. 227-238.

Weyer, E. (2002): Decentralised PI control of an open water channel. In: 15th Triennial World Congress. IFAC, Barcelona.

Zaccarian, L., Li, Y., Weyer, E., Cantoni, M., Teel, A. R. (2007): Anti-windup for marginally stable plants and its application to open water channel control systems. In: Control Engineering Practice 15, S. 261-272.

