

HENRY

Hydraulic Engineering Repository

Ein Service der Bundesanstalt für Wasserbau

Periodical Part, Published Version

Bundesanstalt für Wasserbau (Hg.)

Automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)

BAWMitteilungen

Verfügbar unter/Available at: <https://hdl.handle.net/20.500.11970/102544>

Vorgeschlagene Zitierweise/Suggested citation:

Bundesanstalt für Wasserbau (Hg.) (2012): Automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR). Karlsruhe: Bundesanstalt für Wasserbau (BAWMitteilungen, 96).

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.





Bundesanstalt für Wasserbau
Kompetenz für die Wasserstraßen

BAWMitteilungen Nr. 96

Automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung

Karlsruhe November 2012



BAWMitteilungen

Nr. 96

Automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)

Impressum

Herausgeber (im Eigenverlag):
Bundesanstalt für Wasserbau (BAW)
Kußmaulstraße 17, 76187 Karlsruhe
Postfach 21 02 53, 76152 Karlsruhe
Telefon: 0721 9726-0
Telefax: 0721 9726-4540
E-Mail: info@baw.de, www.baw.de

Übersetzung, Nachdruck oder sonstige Vervielfältigung – auch auszugsweise – ist nur mit Genehmigung des Herausgebers gestattet

ISSN 2190-9199

© BAW 2012

Inhalt

Schmitt-Heiderich, P. Motivation zum FuE-Vorhaben „Optimierungsverfahren für die Parametrisierung von Reglern der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)“	7
Hörter, P. Anforderungen der Wasser- und Schifffahrtsverwaltung an die automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)	15
Arnold, E.; Schmitt-Heiderich, P.; Sawodny, O. Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) – Stand von Wissenschaft und Technik	23
Schmitt-Heiderich, P.; Gebhardt, M.; Wohlfart, S. Der Einfluss der Stellorgane auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)	65
Schmitt-Heiderich, P.; Gebhardt, M. Der Einfluss der Regelstrecke Stauhaltung auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)	81
Gebhardt, M.; Schmitt-Heiderich, P.; Zhang, B. Einfluss von Messgrößen auf die Regelgüte und Möglichkeiten zur Filterung relevanter Informationen	99
Wohlfart, S.; Gebhardt, M. Automatisierung der Abfluss- und Stauzielregelung durch Model-Based Design und automatische Codegenerierung	111
Schmitt-Heiderich, P.; Belzner, F. Verfahren zur Parametrisierung von PI-Reglern einer automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung	123
Gebhardt, M.; Wohlfart, S. Die automatische Regelung einer Stauhaltungskette – Von den Voruntersuchungen bis zur Inbetriebnahme der automatisierten Moselstaustrufen	135
Gesamtinhaltsverzeichnis aller bisher erschienenen Ausgaben	145



Editorial

Auf Grund der großen Bedeutung für die Binnenschifffahrt und die Wasserkraftnutzung wurden in Deutschland im letzten Jahrhundert zwölf große Flüsse ausgebaut. An Rhein, Donau, Weser, Mosel, Saar, Neckar, Main, Havel und Spree erfolgte dabei der Ausbau teilweise mit Staustufen. Über Kraftwerk und Wehr werden Wasserstände geregelt und Abflüsse gesteuert. Schleusen gewährleisten den Auf- bzw. Abstieg von Schiffen.

Flüsse wie Hochrhein, Iller oder Lech werden ausschließlich zur Energieerzeugung genutzt, daher sind hier die Energieversorgungsunternehmen (EVU) für die Staustufen und die Einhaltung der Stauziele verantwortlich. An Bundeswasserstraßen mit Laufwasserkraftwerken, z. B. an Saar, Mosel, Neckar und Main, teilen sich hingegen die EVU und die Wasser- und Schifffahrtsverwaltung des Bundes (WSV) die Stauverantwortung. Die Bauwerksverantwortung für Schleusen und Wehre liegt dabei bei der WSV. Die Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) unterstützt als technisch-wissenschaftliche Bundesoberbehörde und zentraler Dienstleister die WSV bei Bau, Unterhaltung und Betrieb der Bundeswasserstraßen. Die erste Bundeswasserstraße, an der die Wasserstände automatisiert geregelt werden, ist die Mosel zwischen Palzem und Lehmen. An den Vorbereitungen und der Umsetzung ist die BAW seit 1998 beteiligt.

Heute liegt der Schwerpunkt auf dem Erhalt und der Modernisierung bestehender Stauanlagen und weniger auf dem Neubau. Neben Ersatz und Erneuerung von Bauwerk und Maschinen ist die Leittechnik auf den Stauanlagen einem ständigen Wandel unterworfen und muss in vergleichsweise kurzen Zyklen alle zehn bis dreißig Jahre erneuert werden. Eine modernisierte Leittechnik verbessert die Betriebsweise und erleichtert die Bedienung der Anlagen, sofern die hinterlegten Algorithmen den Erkenntnisgewinn aus Wissenschaft und Technik berücksichtigen. Die vormals praktizierte

„Handregelung“ wurde zuerst durch einen analogen Wasserstandsregler ersetzt, der heute digital realisiert wird und Zuflussinformationen verarbeitet, wodurch eine zeitlich vorausschauende und automatisierte Führung des Wasserstandes ermöglicht ist.

Die automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) ist auf Grund des nichtlinearen Fließverhaltens des Gewässers (Regelstrecke), der dynamischen Eigenschaften der Kontrollbauwerke (Stellorgane) sowie der Mehrfachnutzung des Gewässers eine anspruchsvolle Regelungsaufgabe. Die Anforderungen an die ASR, die z. B. in Planfeststellungsbeschlüssen und Verwaltungsvorschriften definiert sind, verlangen die Erfüllung unterschiedlicher und zum Teil konträrer Ziele, wie die Einhaltung des Stauziels innerhalb der vorgegebenen Toleranz, die Hochwasserabfuhr, die Verringerung von Abflussschwankungen und die möglichst vollständige Nutzung des Wasserkraftpotenzials. Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass abhängig von der Regelstrecke zahlreiche weitere Restriktionen zu beachten sind. Mögliche Restriktionen sind beispielsweise die Stauzielabsenkung bei Hochwasser, die Minimierung der Stellbefehle an den Regelorganen, kein Gegenregeln bei Schleusungen, die Bereitstellung entsprechender Dotierwassermengen für die Gewährleistung der ökologischen Durchgängigkeit und nicht erfasste Zuflüsse und Entnahmen, die die ASR gerade bei Niedrigwasser erheblich stören kann.

Die Automatisierung der ASR sorgt hier für eine Standardisierung der Bewirtschaftung der Wasserstraße und hilft die Regelung transparent und damit nachvollziehbar zu gestalten. Erfahrungswissen, Besonderheiten der Strecke und der Kontrollbauwerke werden in den Algorithmen und deren Parametrisierung berücksichtigt, wodurch die Sicherung des erarbeiteten und erfahrenen Wissens gewährleistet ist.

Aufgabe der BAW ist es dabei, die ASR zu konzipieren, zu parametrisieren, die Funktionsweise nachzuweisen und die Inbetriebnahme und den Betrieb der Regelung zu betreuen. Unterschiedliche Ansätze zur Regelungen oder geänderte Parameter in der Leittechnik werden vorab in ihren Wirkungen auf Stauhaltung und Kontrollbauwerke analysiert. Ebenso lassen sich Betriebssonderfälle gefahrlos testen, ohne die Sicherheit und Leichtigkeit des Schiffsverkehrs zu beeinträchtigen.

Im Rahmen eines Forschungs- und Entwicklungsvorhabens (FuE-Vorhabens) wurde untersucht, inwieweit die Simulation von Leittechnik, Bauwerks- und Flusshydraulik optimiert und standardisiert werden kann. Das FuE-Vorhaben „Optimierungsverfahren für die Parametrisierung von Reglern der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung“ wurde am 17. November 2011 im Rahmen eines FuE-Workshops den Fachkollegen aus der WSV, den Universitäten und den Betreibern von

Laufwasserkraftwerken vorgestellt. Die dabei entfachte rege Diskussion zeigte das Interesse an den Ergebnissen des FuE-Vorhabens auf, die mit den nun vorliegenden BAWMitteilungen veröffentlicht werden.

Die Automatisierung von Staustufen erfordert dabei eine intensive Abstimmung der beteiligten Verwaltungen zur Bereitstellung der rechtlichen Rahmenbedingungen sowie eine interdisziplinäre Zusammenarbeit von Fachleuten aus Hydraulik, Stahlwasserbau, Maschinenbau, Messtechnik, Signalverarbeitung und von Steuerungs- und Elektrotechnik zur Lösung zahlreicher technischer Fragestellungen. Das vorliegende Heft 96 der wissenschaftlichen Publikationsreihe BAWMitteilungen richtet sich daher auch an unterschiedliche technische Fachdisziplinen. Begriffliche Mehrdeutigkeiten sind der Aufgabe geschuldet und resultieren aus unterschiedlichem Fachjargon. Mit den folgenden Beiträgen soll auch eine Brücke zwischen den Ingenieurdisziplinen geschlagen werden.

Karlsruhe, im November 2012



Prof. Dr.-Ing. Christoph Heinzelmann
Leiter der Bundesanstalt für Wasserbau

Motivation zum FuE-Vorhaben „Optimierungsverfahren für die Parametrisierung von Reglern der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)“

Motivation for the Research and Development Project “Optimization Methods for the Parameterisation of Controllers for the Automated Discharge and Water Level Control”

Dr.-Ing. Peter Schmitt-Heiderich, Bundesanstalt für Wasserbau

In dem einführenden Kapitel werden die Begriffe Steuern und Regeln allgemein erläutert und auf die vorliegende Problemstellung einer Abfluss- und Stauregelung von Flusshaltungen übertragen. Die Aufgabenstellung der BAW innerhalb dieses Themenkomplexes und die untersuchten Fragestellungen werden vorgestellt, der Aufbau der BAW-Mitteilungen wird erläutert.

The introductory chapter explains the concepts of open loop control and closed loop control and applies them to the automated discharge and water level control of impounded rivers. The task of the BAW in the context of this topic and the issues examined are presented, and the structure of this bulletin explained.

1 Allgemeine Bemerkungen zum FuE-Vorhaben

General comments on the R&D project

Mit den vorliegenden BAW-Mitteilungen wird das Forschungs- und Entwicklungsvorhaben (FuE-Vorhaben) der BAW zu den „Optimierungsverfahren für die Parametrisierung von Reglern der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)“ abgeschlossen. In diesem FuE-Vorhaben wurden der Stand von Wissenschaft und Technik analysiert und Neuerungen berücksichtigt, die für die weiteren Arbeiten der BAW als richtungweisend eingeschätzt wurden. Mit der Beteiligung des Institutes für Systemdynamik der Universität Stuttgart wird der Stand der Wissenschaft aufgearbeitet und dokumentiert (Arnold und Sawodny, 2008).

In der Regel resultieren FuE-Vorhaben in der BAW aus konkreten Fragestellungen der Wasser- und Schifffahrtsverwaltung (WSV). Die Erkenntnisse hieraus sollen künftig den Betrieb der Wasserstraßen und die Bearbeitung der technischen Fragestellungen in der BAW verbessern. Daher wurde dieses FuE-Vorhaben dahingehend eingeschränkt, dass keine Grundlagenforschung durchgeführt wird, wie sie beispielsweise zum Thema der optimalen Steuerung von Regelstrecken, deren Fließverhalten mit partiellen Differenzialgleichungen beschrieben wird, notwendig erscheint. Diese Fragestellung ist Gegenstand zahlreicher aktueller Untersuchungen und eine Herausforderung für die Forschung, die in diesem Zusammenhang von der Regelung von Systemen mit verteilten Parametern spricht. Das Optimierungsproblem für Systeme mit verteilten Parametern erfordert die numerische Lösung von Zustandsgleichungen, die aus den partiellen Differenzialgleichungen mit vereinfachenden Annahmen abgeleitet werden (z.B. eine Linearisierung um einen Arbeitspunkt). Diese Grundsatzuntersuchungen zu den Saint-Venantschen Differenzialgleichungen hätten den Rahmen dieses FuE-Vorhabens überschritten.

2 Abgrenzung der Aufgabenstellung

Scope and definition of task

Deutschland verfügt über ein wirtschaftlich leistungsfähiges Wasserstraßennetz, das die Seehäfen an Nord- und Ostsee mit den Binnenhäfen verbindet. Die 7.350 km des Bundeswasserstraßennetzes teilen sich auf in ca. 2.570 km frei fließende Gewässer, ca. 1.765 km Kanäle und ca. 3.015 km staugeregelte Flussabschnitte. Damit werden an über zwei Drittel der deutschen Bun-

deswasserstraßen vorgegebene Wasserstände technisch eingehalten, wobei sich die vorliegenden BAW-Mitteilungen mit den staugeregelten Flussabschnitten beschäftigen. Für die Stauregelung betreibt die WSV über 280 Wehranlagen, die in Zusammenarbeit mit den Laufwasserkraftwerken der Energieversorgungsunternehmen (EVU) die unterschiedlichen Nutzungsansprüche erfüllen müssen (Bild 1). Zu den staugeregelten Bundeswasserstraßen mit Wasserkraftnutzung zählen Weser, Oberrhein, Neckar, Main, Mosel, Saar, Donau und Lahn.



Bild 1: Stauregelung mit Kraftwerk, Wehr und Schleuse
 Figure 1: Water level control with power plant, weir and lock

Die Stauziele der Bundeswasserstraßen sind für die Schifffahrt ausgelegt und stellen ganzjährig eine Mindestfahrwassertiefe bereit. Die Fahrwassertiefe bestimmt die maximal zulässige Ladung einer Fahrt und ist entscheidend für den wirtschaftlichen Betrieb der Wasserstraße. Um Grundberührungen und Brückenanfahrungen von Schiffen zu vermeiden, müssen die Stauziele sehr genau eingehalten werden. Beispielsweise beträgt die Stauzieltoleranz an der Mosel lediglich ± 5 cm.

Die parallele Nutzung einer Stauhaltung für unterschiedliche Zwecke kann zu Interessenskonflikten führen. So werden die Kraftwerksbetreiber daran interessiert sein, den tageszeitlich variierenden Strombedarf durch die Bewirtschaftung einer Lamelle mit großer Stautoleranz zu decken, während die Schifffahrt die Minimierung der Wasserstandsschwankungen fordert. Die Anforderungen, die z. B. in Planfeststellungsbeschlüssen und Verwaltungsvorschriften definiert sind, verlangen die Erfüllung mehrerer Ziele, die oft konkurrierend zueinander stehen.

Die Automatisierung von Staustufen erfordert dafür eine interdisziplinäre Zusammenarbeit von Hydraulik, Stahlwasserbau und Maschinenbau, von Messtechnik und Signalverarbeitung sowie von Steuerungs- und Elektrotechnik. In diesem Themenkomplex ist es Aufgabe der BAW, die Regelung für eine Automatisierung zu konzipieren, zu parametrisieren, die Funktionsweise nachzuweisen und die Inbetriebnahme und den Betrieb der Regelung zu betreuen. Zur Abgrenzung sei angemerkt, dass sich in der BAW „Regelung und Steuerung“ ausschließlich auf die ASR bezieht, obwohl zahlreiche weitere Regler für die Automatisierung einer Stauhaltung notwendig sind, wie z. B. Maschinenregler. Daher wird der Regler für die ASR auch als Wasserhaushaltsregler bezeichnet. Andere Beispiele einer „sprachlichen“ Abgrenzung zwischen Wasserbau und Regelungstechnik sind die Synonyme Kontrollbauwerk und Stell- bzw. Regelorgan, Stauhaltung und Regelstrecke. Eindeutige Begriffsdefinitionen erleichtern die Kommunikation zwischen den beteiligten Fachdisziplinen, zu welcher die BAW-Mitteilungen auch einen Beitrag leisten möchten.

Jede Regelung beschreibt ein rückgekoppeltes System, bei dem durch Vorgabe der Stellgrößen an den Stellorganen die Regelstrecke geführt wird. Bei fehlerhafter ausgelegter Regelung können instabile Zustände in der Flussstauhaltung hervorgerufen werden, was sich in verstärkenden Wasserstandsschwingungen zeigt. Daher können die Regelparameter nicht im Betrieb bestimmt werden, sondern müssen vorab bereitgestellt werden. Die Auswirkungen unterschiedlicher Bewirtschaftungsstrategien können durch die BAW analysiert werden, diese müssen nicht durch aufwändige und eventuell die Schifffahrt behindernde Naturversuche ermittelt werden.

Zur Lösung dieser Aufgabe bedient sich die BAW einer gemeinsamen Simulation von Hydraulik und Leittechnik (BAW, 2004). Das hydraulische Verhalten der Stauhaltung wird über ein hydronumerisches Verfahren abgebildet, während Wehr und Kraftwerk in Form von Kennlinien hinterlegt sind. Je nach Bedarf werden bei den Wehren auch Bauwerkskenngrößen wie die Geometrie, Verstellgeschwindigkeit, Mindestverstellschritte etc. berücksichtigt. Die Vernetzung der Mess-, Regel- und Stellgrößen mit den hydraulischen Berechnungen erfolgt mit der Entwicklungsplattform MATLAB & Simulink, die auf Grund zahlreicher Erweiterungen für Mess- und Regeltechnik sowie Signalübertragung ein Standard-

werkzeug in Forschung und Industrie ist. Über eine C/C++ Schnittstelle wird das hydronumerische Modell eingebunden.

Die Arbeiten in dem FuE-Vorhaben beschränken sich zwar auf den lokalen Regler, die Erfahrungen aus dem Betrieb zeigen aber, dass es sinnvoll ist, die lokalen Regelungen mit einer übergeordneten Koordination zu verknüpfen. Dies ist Gegenstand weiterer Untersuchungen in der BAW und nicht Thema dieses FuE-Vorhabens.

3 Erläuterung der Begriffe Regelung und Steuerung

Explanation of the terms open and closed loop control

Regelung und Steuerung sind die zentralen Begriffe bei der ASR, deren Unterschiede anschaulich an einem Blockschaltbild aufgezeigt werden (Bild 2). Bei Vernachlässigung des Steuergliedes ergibt sich ein geschlossener Regelkreis mit den vier klassischen Bestandteilen: Regelalgorithmus, Stellglied, Regelstrecke und Messwerterfassung, die ihrerseits aus Messglied und Messfilter besteht. Dieser Regelkreis findet sich in ähnlicher Form in vielen Standardlehrbüchern der Regelungstechnik (Unbehauen 2005, Föllinger 1994). Das Messfilter kann sich im Vorwärts- oder im Rückwärtszweig des geschlossenen Regelkreises befinden, abhängig davon, ob der Ausgang des Regelkreises als

Originalwert oder geglätteter Wert von Interesse ist. Eine Verlegung des Messfilters spiegelt sich dann in einer geänderten Übertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises wider.

Es bedeutet:

- y die Regelgröße (Istwert)
- r der Istwert nach Dämpfung durch ein Filter
- w die Führungsgröße (Sollwert)
- e die Regelabweichung
- u die Stellgröße
- z die Störgröße

Der Regelalgorithmus und das Stellglied werden im Regelkreis oft unter dem Begriff Regler zusammengefasst. Ebenso werden Störverhalten, Stellverhalten und Messglied unter der Regelstrecke vereint. Vernachlässigt man das Filterglied ($y = r$), so erhält man ein Blockschaltbild, das lediglich aus dem Regler und der Regelstrecke besteht. Die Stellgröße u entspricht dem Reglerausgang und wird in der Regelstrecke zu einem Istwert y umgesetzt, der rückkoppelnd auf den Regeleingang e wirkt. Auch die Führungsgröße w (Sollwert) wirkt auf die Regelabweichung e , weswegen von einer Festwertregelung für $w = \text{konstant}$ und einer Folgeregelung bei veränderlichem w gesprochen wird.

Eine Erweiterung des Regelkreises erhält man mit dem Steuerglied. Darunter versteht man die Rückführung einer Störgröße in den Wirkungsbereich der Stellgröße oder des Reglers. Die Übertragungsfunktion des Steuer-

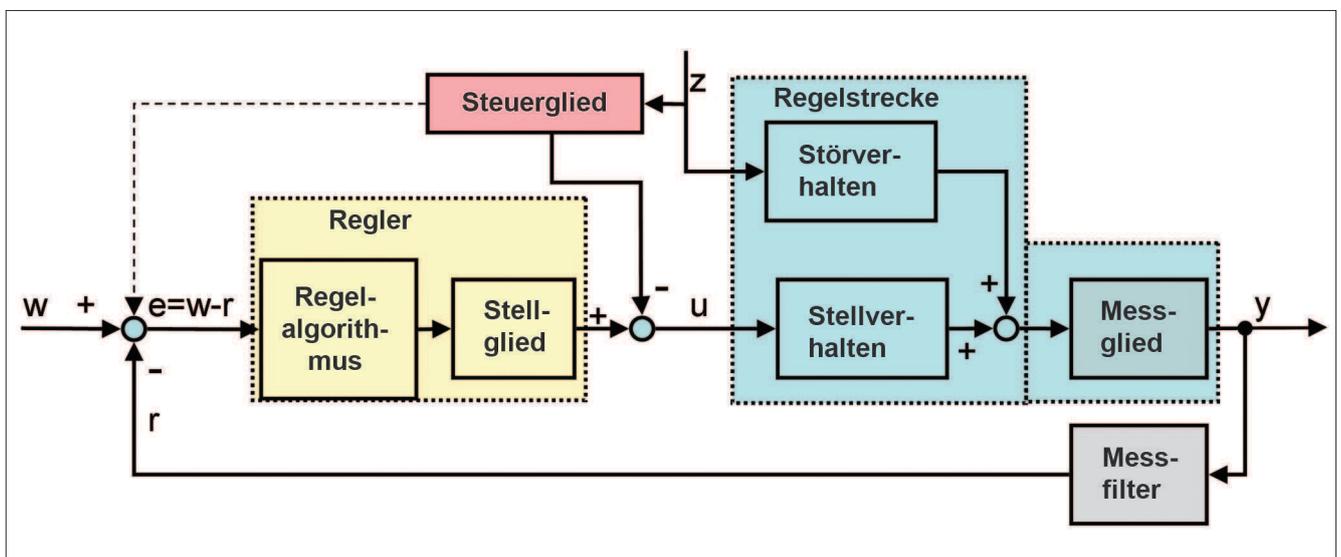


Bild 2: Blockschaltbild eines Regelkreises mit einem Steuerungsanteil infolge einer Störgrößenaufschaltung
Figure 2: Block diagram of a control loop with a feed forward control

gliedres hängt vom Wirkungsbereich der Aufschaltung ab. Die Störgröße z kann entweder im Reglereingang (gestrichelte Linie) oder im Reglerausgang (durchgezogene Linie) berücksichtigt sein, letzteres ist bei der Bewirtschaftung von Stauhaltungen üblich. Die Störgröße z wird dabei zeitversetzt in der Stellgröße kompensiert. Bedingt durch das Verzögerungsverhalten einer realen Strecke ist mit dem Steuerglied ein Anteil der Stellgröße zeitlich vorausschauend bekannt, sofern die Störgröße erfasst und das Streckenverhalten bekannt ist. Die Störgröße kann dabei an beliebigen Stellen in der Regelstrecke einwirken. Die Steuerung ist somit eine gerichtete Beeinflussung von außen und rückkoppelungsfrei.

Sofern die einzelnen Glieder in Bild 2 als lineare und zeitinvariante Glieder (LZI-Glieder) approximiert werden können, kann die Regelung analytisch untersucht werden, da die Prozesse dann mit linearen Differenzialgleichungen (DGL) beschrieben sind. Diese linearen DGL 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 und das Führungsverhalten bzw. das Störungsverhalten analysiert werden.

4 Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) von Flusstauehaltungen

Discharge and water level control of impounded rivers

Überträgt man das Blockschaltbild (Bild 2) auf die Stauzielregelung und stellt sie als Wasserstandsregelung vereinfacht entsprechend Bild 3 dar, so ergibt sich die Regelabweichung e aus dem Vergleich von Soll- und Istwasserstand. Der Sollwasserstand bzw. die Führungsgröße H_{Soll} muss dabei keine Konstante sein, an Mosel und Saar ist diese an den Abfluss gekoppelt. Der Zufluss in die Stauhaltung ist weitestgehend durch das natürliche Wasserdargebot und den Staustufenbetrieb des Oberliegenders vorgegeben und durch die lokale Regelung nicht beeinflussbar, während der Abfluss aus der Stauhaltung über die Stellorgane Turbine, Kraftwerk, Fischpass, Schleuse etc. kontrolliert wird. Der Gesamtabfluss aus der Stauhaltung, die Stellgröße Q_{Soll} , wird vom Regler vorgegeben.

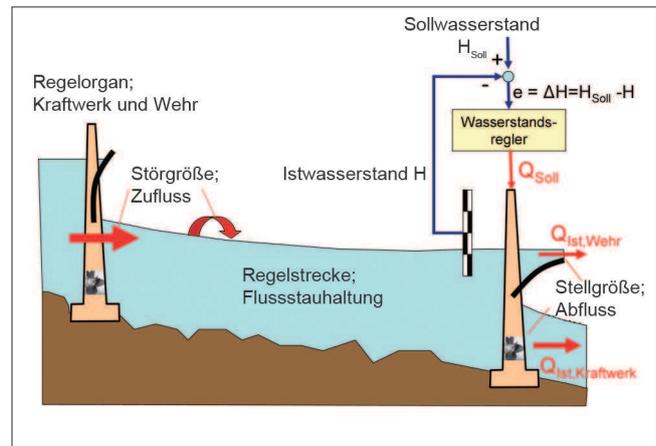


Bild 3: Schema einer Wasserstandsregelung
Figure 3: Schematic diagram of a water level control

Ein Zufluss in die Regelstrecke erfolgt aber nicht nur am oberen Ende einer Stauhaltung, sondern auch lateral: Gewässerein- bzw. -ableitungen sowie Misch- und Regenwassereinleitungen aus Kanalnetzen tragen hier zu einem „individuellen Verhalten“ einer Stauhaltung bei. Die Zuflüsse werden in der Regelungstechnik als Störgröße bezeichnet, wobei der Begriff alle auf die Regelung störend einwirkenden Größen vereint, die oft nicht genau bekannt sind. Für den vorliegenden Fall der Stauregelung ist dieser Begriff insofern „unglücklich“, als damit der Wunsch impliziert wird, die Störung zu vermeiden. Zuflüsse in eine Stauhaltung sind jedoch keine Störung des Systems, sondern die treibende Kraft, die eine Stauregelung überhaupt erst ermöglicht.

Die Wasserstandsregelung kann unter Berücksichtigung des Zuflusses auf eine kombinierte Abflusssteuerung und Wasserstandsregelung erweitert werden, wie z. B. die OW/Q-Regelung oder Wasserstandsregelung mit Antizipation. In Bild 4 ist der Informations- bzw. Signalfluss in der Leittechnik für beide Lösungen schematisch dargestellt. Dabei sind Informationen zum Wasserstand mit blauen Linien, zum Abfluss mit roten Linien und Maschinensignale mit grünen Linien gekennzeichnet.

Der Oberliegerzufluss ergibt sich aus der Summe der Abflüsse über Kraftwerk und Wehr oder aus einer Wasserstandsmessung in Verbindung mit einer Schlüsselkurve. Die Schleusungswassermenge wird meist vernachlässigt (gestrichelte Linie), da es sich um einen diskontinuierlichen Zufluss handelt. Damit kann der Zufluss berücksichtigt werden, bevor sich ein geänderter Zufluss in Wasserstandsänderungen am Regelungspegel bemerkbar macht. Dies erlaubt eine

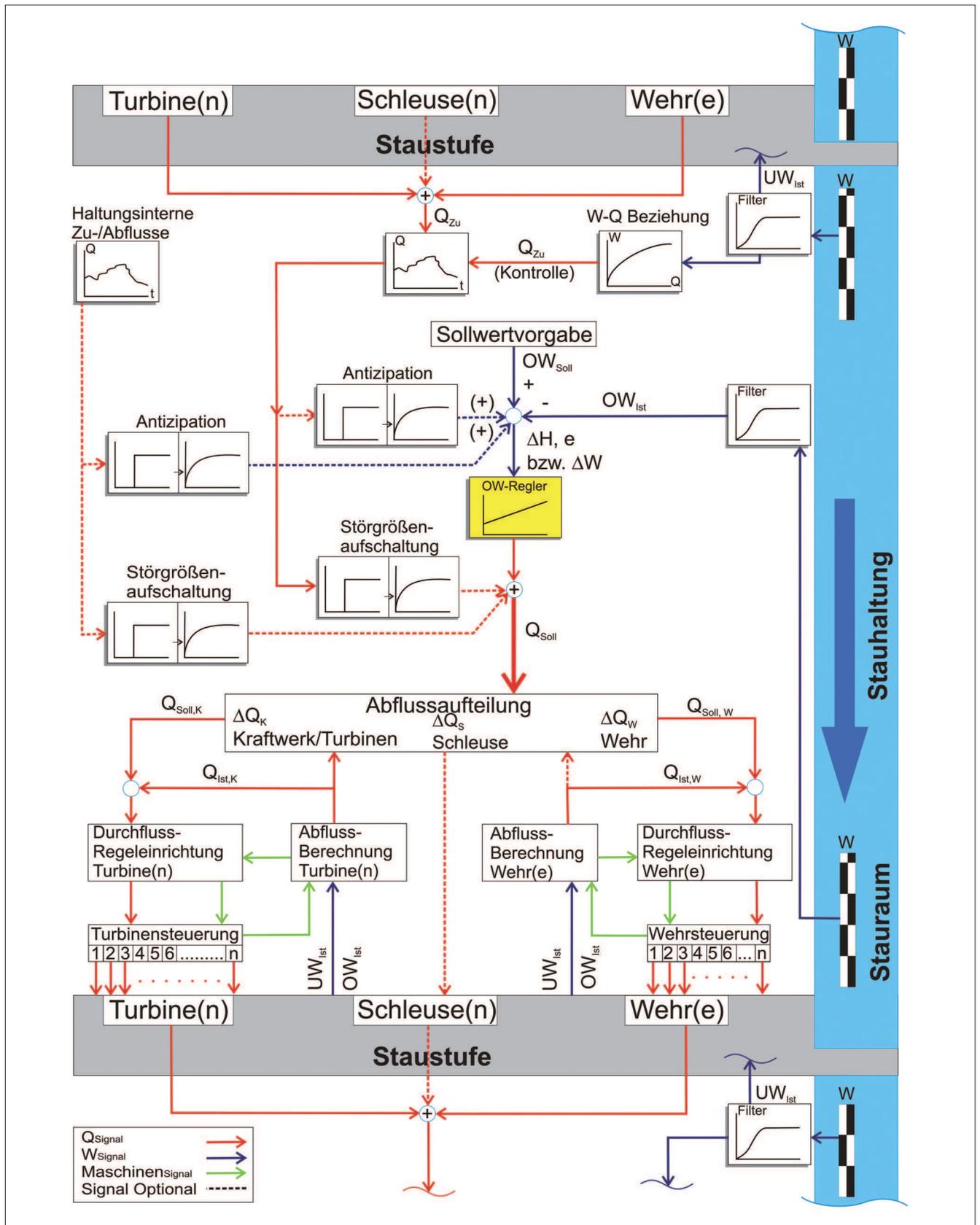


Bild 4: Schema des Signalflusses zur Steuerung und Regelung eines staugeregelten Flusses
 Figure 4: Signal flow diagram for the feed forward and closed loop control of an impounded river

zeitlich vorausschauende Steuerung, da die Kenntnis des Zuflusses zeitlich versetzt in der Sollwertvorgabe berücksichtigt werden kann. Zusätzlich wirkt der Wasserstandsregler (OW-Regler) rückkoppelnd auf die Stellgröße, die OW-Regelung stellt im übertragenen Sinne die „Fehlerbehandlung“ der mit Unsicherheiten behafteten Steuerung dar.

Die Störgrößenaufschaltung erfolgt entweder über eine Antizipation, d. h. die Störgröße wird auf die Führungsgröße aufgeschaltet, oder mit einer OW/Q-Regelung. Die Abkürzung „OW/Q-Regelung“ steht für eine Wasserstandsregelung (OW: Regelungsanteil) mit einer Störgrößenaufschaltung (Q: Steuerungsanteil). Wenn haltungsinterne Zu- oder Abflüsse nicht vernachlässigt werden können, können diese ebenfalls mit den Methoden der Antizipation bzw. Störgrößenaufschaltung berücksichtigt werden.

Die OW/Q-Regelung ist für die Stauregelung der Stand der Technik. Aus der Regelabweichung ΔH wird über einen Regelalgorithmus der Regelungsanteil der OW/Q-Regelung ermittelt. Für Stauhaltungen wird hier i. d. R. ein PI-Regler genutzt, der mittels eines Proportional- und Integralalgorithmus den Wasserstand führt. Gleichung (1) beschreibt den PI-Regelalgorithmus, der sowohl auf Änderungen der Regelgröße, hier der gemessene Wasserstand H , als auch der Führungsgröße, das Stauziel H_{Soll} bzw. OW_{Soll} , reagiert.

$$\begin{aligned} Q_{PI}(t) &= k_P \cdot \Delta H(t) + k_I \cdot \int_0^t \Delta H(t) \cdot dt \\ &= k_R \cdot \left[\Delta H(t) + \frac{1}{T_N} \cdot \int_0^t \Delta H(t) \cdot dt \right] \end{aligned} \quad (1)$$

Q_{PI}	[m ³ /s]	Abflussgröße aus dem PI-Regelalgorithmus
ΔH	[m]	Regelabweichung ($H_{\text{Soll}}-H$)
H_{Soll}	[m]	Sollwasserstand (in Bild 4: OW_{Soll})
H	[m]	Istwasserstand (in Bild 4: OW_{Ist})
k_R, k_P	[m ² /s]	Regelparameter ($k_R = k_P$)
k_I	[m ² /s ²]	Regelparameter
T_N	[s]	Nachstellzeit ($T_N = k_P / k_I$)

Um den Einfluss von schleusungs-, schiffs- und windinduzierten Wellen in den Wasserstandsmessungen H bzw. OW_{Ist} herauszufiltern, ist jeder Wasserstandsmessung ein digitales Filter nachgeschaltet.

Der PI-Regler ist ein kurzfristiger, passiver Regler, der erst reagiert, wenn der Wasserstand vom Stauziel abweicht. Die zeitlich vorausschauende Störgrößenaufschaltung lässt den Regelungsanteil klein ausfallen, wenn das Fließverhalten der Stauhaltung gut abgeschätzt werden kann. Der Sollabfluss ergibt sich aus der Addition von Steuerungs- und Regelungsanteil. Der Abflussverteiler übernimmt die Beaufschlagung der Wehre und Turbinen entsprechend vorliegender Fahrpläne. Die Umsetzung der vorgegebenen Sollwerte erfolgt in der untergelagerten Wehr- und Turbinensteuerung durch Stellbefehle, wenn sich der Soll- vom Istabfluss unterscheidet. Der Istabfluss wird über Kennlinien bestimmt: Bei Turbinen über die Leistung, die Fallhöhe und den Wirkungsgrad sowie bei Wehrverschlüssen über die Öffnungsweite sowie den Ober- und Unterwasserstand.

Die OW/Q-Regelung ist damit eine Betriebsweise, die Wasserstandsregelung und Abflusssteuerung miteinander verknüpft. Im regelungstechnischen Sprachgebrauch wird sie auch als einschleifiger Regelkreis mit Störgrößenaufschaltung auf das Stellglied bezeichnet.

5 Aufbau dieser BAWMitteilungen

Structure of this bulletin

Stand der Technik ist es heute, Stauhaltung und Leittechnik in einem mathematischen Modell abzubilden, um den Regler zu untersuchen und zu parametrisieren, die Auswirkungen auf die Stauhaltung zu beurteilen und Sonderfälle im Staustufenbetrieb gefahrlos testen zu können. Die BAW geht hier einen Schritt weiter, indem zusätzlich das Stellglied Wehr in einem mathematischen Modell abgebildet wird. Dies ist nicht üblich, wie Arnold und Sawodny (2008) in der Literaturstudie aufzeigen. Für die Modellierung des Bauwerkes wird eine Wehrprogrammsteuerung aufgebaut, die mit den Bauwerks- und Maschinenkennwerten den Sollabfluss in Stellbefehle umsetzt. Aus der aktuellen Lage der Wehrverschlüsse und dem Wasserstand am Wehr resultiert der Istabfluss über das Stellorgan Wehr, der im nächsten Simulationszeitschritt als Randbedingung für das Modell der Regelstrecke angesetzt wird.

Mit dem an der BAW entwickelten Verfahren werden alle relevanten Prozesse möglichst wirklichkeitsgetreu abgebildet. Nachteilig an dem Verfahren ist, dass die-

ses den klassischen Methoden der Regelungstechnik nicht oder nur mit hohem Aufwand zugänglich ist. Damit wird die Schnelligkeit und Stabilität der Regelung nur für die untersuchten Szenarien nachgewiesen. Diesen Nachteil umgeht man durch die Untersuchungen möglichst zahlreicher Szenarien mit unterschiedlicher Charakteristik. Die Erfahrungen zeigen, dass sich der Zeitaufwand lohnt. Eine vereinfachte Beschreibung der Prozesse würde zwar eine schnellere Parametrisierung des Reglers ermöglichen, aber den Aufwand an anderer Stelle, etwa bei der Betreuung des Wirkbetriebes, deutlich erhöhen. Daher lag ein weiterer Fokus in diesem FuE-Vorhaben auf einer Standardisierung der Methode, um die Dimensionierung der Leittechnik „halbautomatisch“ durch den Rechner erledigen zu lassen.

Die Ergebnisse des FuE-Vorhabens werden in acht weiteren Beiträgen dokumentiert, wobei die Inhalte nicht einem Lehrbuch folgen, sondern sich an den Themen orientieren, die für die BAW und für die Wasser- und Schifffahrtsverwaltung von Interesse sind. Auf Grund der zahlreichen „Rückkopplungen“ zwischen den acht Beiträgen werden bestimmte Fragestellungen in unterschiedlichen Beiträgen aufgegriffen. So wird in Beitrag 3 auf die Modellierung der Regelstrecke aus Sicht des Regelungsingenieurs eingegangen, die in Beitrag 5 um die Sicht des Wasserbauingenieurs ergänzt wird. Die Datenfilterung wird in Beitrag 6 beschrieben, wobei die Störgrößenaufschaltung, die auch als Filter begriffen werden kann, in Beitrag 5 thematisiert wird. Die digitalen Filter, die im Beitrag 6 vorgeschlagen werden, erfordern für die praktische Umsetzung die Methoden aus Beitrag 7.

Die vorliegenden BAWMitteilungen gliedern sich dazu wie folgt:

- Beitrag 1, Seite 7 bis 14: Vorliegender Beitrag zur Motivation des FuE-Vorhabens.
- Beitrag 2, Seite 15 bis 22: Die Arbeiten der BAW zur ASR sind stark auf die Bedürfnisse der WSV ausgerichtet. Aktuelle und künftige Anforderungen werden von Hörter (2012) aus Sicht der WSV näher spezifiziert.
- Beitrag 3, Seite 23 bis 64: In einer umfangreichen Literaturstudie von Arnold und Sawodny (2008) wurde der Stand von Wissenschaft und Technik für die Parametrisierung der Regler einer automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung dokumentiert. Diese Literaturstudie wird auszugsweise wiedergegeben (Arnold, Schmitt-Heiderich und Sawodny, 2012).
- Beitrag 4, Seite 65 bis 80: Es wird aufgezeigt, dass die Trägheit des Stellorganes Wehr im Regelkreis berücksichtigt werden muss. Dazu wird der analytische Ansatz von Kühne (1975) erweitert und die Wirkung des Stellorganes auf die Stabilität des Regelkreises erläutert. Die Anforderungen an die Beschreibung des Stellorganes werden diskutiert (Schmitt-Heiderich, Gebhardt und Wohlfart, 2012).
- Beitrag 5, Seite 81 bis 98: Für die OW/Q-Regelung wird die Kenntnis des Fließverhaltens der Regelstrecke vorausgesetzt, da mit der Störgrößenaufschaltung das Abflussverhalten vereinfacht abgeschätzt wird. Dazu wird ein Verfahren zur Standardisierung der Störgrößenaufschaltung erläutert (Schmitt-Heiderich und Gebhardt, 2012).
- Beitrag 6, Seite 99 bis 110: Die Messgrößen Wasserstand und Abfluss müssen mit Filtern „vorbehandelt“ werden. Es wird analysiert, wann digitale Filter gegenüber den immer noch gebräuchlichen analogen Filtern vorzuziehen und wie diese zu parametrisieren sind (Gebhardt, Schmitt-Heiderich und Zhang, 2012).
- Beitrag 7, Seite 111 bis 122: Die am Rechner entwickelte Leittechnik ist auf eine Zielplattform zu übertragen. Hier werden Fehler, die bisher durch eine Neuprogrammierung auf der Zielplattform entstanden, minimiert, wenn die automatische Code-Generierung genutzt werden kann. Das entsprechende Vorgehen und die daraus resultierende verbesserte Kontrolle der auf einer Zielplattform umgesetzten Leittechnik mit dem Model-Based Design werden dargelegt (Wohlfart und Gebhardt, 2012).
- Beitrag 8, Seite 123 bis 134: Durch die Modellierung zahlreicher nicht-linearer Prozesse ist eine Stabilitätsbetrachtung der Regelung nicht möglich. Mit der Simulation unterschiedlicher Parameterkonstellationen wird dieser Nachteil umgangen. Sensitivitätsbetrachtungen sind möglich, wenn der Bereich möglicher Parameterkombinationen eng erfasst wird. Für eine abflussabhängige Bemessung des Wasserhaushaltreglers werden dann mehrere tausend Variantenrechnungen notwendig. Diese große Anzahl an unterschiedlichen Varianten erfordert eine datenbankgestützte Parametrisierung des Reglers (Schmitt-Heiderich und Belzner, 2012).
- Beitrag 9, Seite 135 bis 144: Die Moselstauufen zwischen Palzem und Lehmen werden seit einigen Jahren erfolgreich über lokale Wasserhaushaltsregler geführt. Die Arbeiten der BAW, von den Vorun-

tersuchen über die Inbetriebnahme bis hin zu den Schulungen des Betriebspersonals, werden im letzten Beitrag (Gebhardt und Wohlfart, 2012) beschrieben.

Die Ergebnisse zeigen den aktuellen Bearbeitungsstand, erheben aber keinen Anspruch auf Vollständigkeit und Endgültigkeit.

6 Literatur

References

Arnold, E., Sawodny, O. (2008): Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung. Literaturstudie. Institut für Systemdynamik der Universität Stuttgart, 14. November 2008.

Arnold, E., Schmitt-Heiderich, P., Sawodny, O. (2012): Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) – Stand von Wissenschaft und Technik. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 23-64.

Bundesanstalt für Wasserbau (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.

Kühne, A. (1975): Flusstaueregelung, Grundsätzliche Betrachtungen mit systemtheoretischen Methoden. In: Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie, Technische Hochschule Zürich.

Föllinger, O. (1994): Regelungstechnik. 8. überarbeitete Auflage, Verlag Hüthig GmbH, Heidelberg.

Gebhardt, M., Schmitt-Heiderich, P., Zhang, B. (2012): Einfluss von Messgrößen auf die Regelgüte und Möglichkeiten zur Filterung relevanter Informationen. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 99-110.

Gebhardt, M., Wohlfart, S. (2012): Die automatische Regelung einer Stauhaltungskette – Von den Voruntersuchungen bis zur Inbetriebnahme der automatisierten Moselstaustufen. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 135-144.

Hörter, P. (2012): Anforderungen der Wasser- und Schifffahrtsverwaltung an die automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR). In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 15-22.

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.

Schmitt-Heiderich, P., Gebhardt, M. (2012): Der Einfluss der Regelstrecke Stauhaltung auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR). In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 81-98.

Schmitt-Heiderich, P., Belzner, F. (2012): Verfahren zur Parametrisierung von PI-Reglern einer automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 123-134.

Unbehauen, H. (2005): Regelungstechnik I. 13. Auflage, Vieweg Verlag, Wiesbaden.

Wohlfart, S., Gebhardt, M. (2012): Automatisierung der Abfluss- und Stauzielregelung durch Model-Based Design und automatische Codegenerierung. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 111-122.

Anforderungen der Wasser- und Schifffahrtsverwaltung an die automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)

Requirements of the WSV (Federal Waterways and Shipping Administration) for Automated Discharge and Water Level Control

Dipl.-Ing. (FH) Peter Hörter, Fachstelle für Gewässerkunde bei der WSD Südwest

Neckar, Mosel und Saar sind für die Schifffahrt bedeutende Wasserstraßen (Wasserstraßenklasse IV). Für die ganzjährige Nutzung wurden sie mit Staustufen ausgebaut. In den zugehörigen Genehmigungen wurden Stauziele und Stautoleranzbereiche als Grenzwasserstände festgelegt, die einzuhalten sind. Zudem nutzen Kraftwerke die Fallhöhen zur Energieerzeugung. In dem Beitrag wird beschrieben, welche Anforderungen sich daraus für eine automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) an Wasserstraßen ergeben.

The Neckar, Moselle and Saar are important inland waterways for navigation (inland waterways category IV). For year-round utilisation they have been equipped with barrages and locks. In the corresponding approval procedures, design water levels and water level tolerance ranges were defined which are binding. Besides, power stations use the heads to produce energy. This paper describes the requirements resulting from the above for the automated discharge and water level controls along waterways.

1 Bau der Stauhaltungsketten an Neckar, Mosel und Saar *Construction of chains of barrages on the Neckar, Moselle and Saar rivers*

Flüsse waren schon immer die natürlichen Wege zum Transportieren von Gütern vielerlei Art, insbesondere von großen und schweren Teilen und von Massengut. An Neckar, Mosel und Saar finden sich immer wieder Zeugnisse von Transporten auf den Flüssen mit dem Schiff. Beispielhaft sei hier das 1878 in der Moselgemeinde Neumagen-Drohn gefundene, in Stein gehauene römische Weinschiff aus der Zeit um 220 n. Chr. (siehe Bild 1).

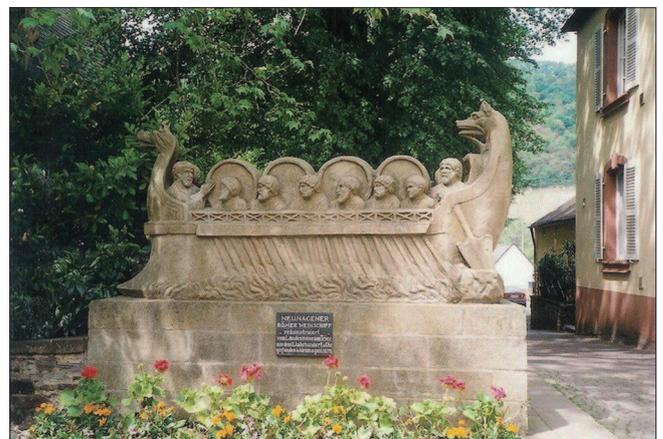


Bild 1: Römisches Weinschiff (Wikipedia, Gerhard Gorges 2009)

Figure 1: Roman wine ship (Wikipedia, Gerhard Gorges, 2009)

Die Schifffahrt auf den Flüssen war vom Wasserstand und den aktuell vorhandenen Tiefen abhängig. Hochwasser ließ die Schifffahrt auch in früheren Zeiten sicherlich immer wieder für einige Tage ruhen, Niedrigwasserzeiten konnten sie für längere Zeiten beschränken. Heute wie in früheren Zeiten war das Schiffsgefäß mit seinem möglichen Tiefgang in Abhängigkeit von der vorhandenen Wassertiefe für die Wirtschaftlichkeit des Transports verantwortlich. Korrigierende wasserbauliche Maßnahmen, die an der Mosel bereits 1835 begannen, konnten die Schwierigkeiten bei Niedrigwasser nicht entscheidend verbessern [Moselkommission, 2011, www.moselkommission.org].

Mit der aufkommenden Motorisierung in der Binnenschifffahrt wurden die Schiffe größer. Das Wasserangebot in den Flüssen blieb dagegen mehr oder weniger gleich. Im Jahresgang waren der Abfluss und damit der Wasserstand weiterhin hoch variabel mit immer wieder langen Trockenperioden. Die beginnende Industrialisierung mit ihren Produktionszentren in Südwestdeutsch-

land und dem angrenzenden Ausland ließ den Bedarf an günstigen und sicheren Transporten deutlich anwachsen. Die immer größer werdende Nachfrage nach den neuen hochwertigen Produkten tat ihr Übriges zur weiteren Steigerung des Transportbedarfs.

Terminlich kalkulierbare Transporte mit möglichst kurzen Reisezeiten wurden immer wichtiger. Niedrigwasserperioden sollten den Handel nicht zusätzlich belasten. Daher wurde am Neckar bereits 1921 mit dem Bau der ersten Staustufe begonnen. 1935 war schließlich die Strecke zwischen der Mündung bei Mannheim bis nach Heilbronn staugeregt und für „große“ Schiffe bis auf Hochwasserzeiten ganzjährig befahrbar. 1968 wurde schließlich die letzte Staustufe in Deizisau in Betrieb genommen.

An der Mosel begann der Staustufenbau 1941 mit dem Baubeginn der Staustufe Koblenz, der nach dem Krieg 1951 beendet wurde. Mit dem Staatsvertrag zwischen den Anrainerstaaten Deutschland, Frankreich und Luxemburg, dem sogenannten Moselvertrag, wurde 1956 vereinbart, die Mosel zur Großschifffahrtsstraße auszubauen. Bereits 1964 konnte die Einweihung gefeiert werden.

Die Saar wurde schließlich 1987 von der Mündung in die Mosel bis nach Saarbrücken für die Großschifffahrt freigegeben.

Alle drei Flüsse wurden durch hintereinander liegende Staustufen (Stauhaltungsketten) zu Großschifffahrtsstraßen ausgebaut. Kraftwerke nutzen die Wasserstandsdifferenz zwischen Ober- und Unterwasser zur Energieerzeugung. Sie werden durch private Energieerzeuger betrieben. Schleuse und Wehre liegen im Eigentum der Wasser- und Schifffahrtsverwaltung (WSV) und werden durch diese betrieben.

Der Neckar zwischen Mannheim und Plochingen wurde mit 27 Staustufen ausgebaut, die Mosel zwischen Koblenz und Perl mit zwölf und die Saar zwischen der Mündung in die Mosel bei Konz und Saarbrücken mit sechs. Jede Staustufe besteht aus Schleuse, Kraftwerk und Wehr. Eine Schleuse besteht aus einer oder mehreren Kammern für die Schifffahrt. Das Kraftwerk hat i. d. R. mehrere Turbinen zur Energiegewinnung, das Wehr besteht aus bis zu sechs Wehrfeldern. Mit den Turbinen, ggf. der Feinregulierungsklappe des Wehres sowie mit

allen weiteren Wehrverschlüssen wird je nach Abfluss der Stau gehalten.

Vereinzelt kamen schon früher Regler zum Einsatz (z. B. analoge Zweipunktregler an der Mosel). So wird das Kraftwerk der als Pufferhaltung zur Vergleichmäßigung der Abflussschwankungen aus der französischen Obermosel, der Sauer und der Saar ausgelegten Stauhaltung Trier über einen von der RWTH Aachen in den 1990er Jahren entwickelten Regler gesteuert. Später entwickelte RWE-Power für ihre Kraftwerke selbst einen Regler, mit dem sie einige Staustufen zwischen Detzem und Lehmen steuerte.

Die Kraftwerke am Neckar wurden bzw. werden noch, wie auch die von Mosel und Saar, mit Jointkontroll-Technik ausgestattet. Sie optimiert die Stromerzeugung bei vorgegebenem Abfluss. Die Abflussvorgabe erfolgt entweder über einen Regler oder manuell aus der Warte.

Die Wehre der Mosel wurden bis zum Aufbau der lokalen OW/Q-Regler (ab 2004) durch sogenannte Metrawatt-Regler gesteuert (Metrawatt ist ein Eigenname). Die Analogregler wurden bereits bei Aufbau der Stauhaltungskette Mosel in den 50er und 60er Jahren als Zweipunkt-Regler direkt beim Bau der Staustufen mit aufgebaut.

An der Saar wurden ebenfalls beim Aufbau der Stauhaltungskette noch analog funktionierende OW/Q-Regler eingebaut, die Kraftwerke und Wehre steuerten.

1989 wurde am Neckar der Aufbau gemeinsamer Regler zwischen dem Kraftwerksbetreiber, der Neckar-Aktiengesellschaft (NAG), und der WSV vereinbart. Hier soll **ein** Regler Kraftwerk und Wehr steuern. Damit wird die Aufgabe des Reglers um die Abflussverteilung auf Kraftwerk und Wehr erweitert.

An der Mosel wurden auf Grund der bisherigen Erfahrungen mit zwei unterschiedlichen Reglern, die sich gelegentlich gegenseitig störten (gegeneinander regelten), ab 2008 damit begonnen, die Stellglieder der gesamten Staustufe, also von Kraftwerk und Wehr, über einen Regler zu steuern.

Idealerweise liegen Schleuse, Wehr und Kraftwerk auf einer Achse (siehe Bild 2). Insbesondere am Neckar gibt es einige Staustufen, bei denen sich die einzel-



Bild 2: Einachsige Staustufe (WSD SW)
 Figure 2: *Single-axis barrage (Waterways and Shipping Directorate South-West)*



Bild 3: Mehrachsige Staustufe
 Figure 3: *Multi-axis barrage*

nen Anlagenteile an unterschiedlichen Orten befinden, manchmal durch kilometerlange Kanäle voneinander getrennt (siehe Bild 3). Getrennte Standorte der Stellorgane erschweren eine qualitativ gute Regelung und Schleusenvorgänge bringen immer wieder Unruhe in die Stauhaltungskette.

2 Stauziel, Stautoleranzbereich

Design water level, water level tolerance range

Die Stauziele und meist auch die Stautoleranzbereiche, innerhalb derer sich der Wasserstand im Oberwasser des Wehres bewegen soll, sind durch Vereinbarungen oder Planfeststellungsbeschlüsse definiert (siehe Bild 4). Das Stauziel befindet sich immer im Stautoleranzbereich, es muss jedoch nicht zwingend genau mittig zwischen der oberen und der unteren Toleranzgrenze liegen, Asymmetrien kommen vor. Die Stautoleranzbereiche sind je nach Fluss und Staustufe unterschiedlich. So sind sie an der Mosel i. d. R. mit ± 5 cm um das Stauziel sehr knapp, am Neckar haben sie eine Größe von

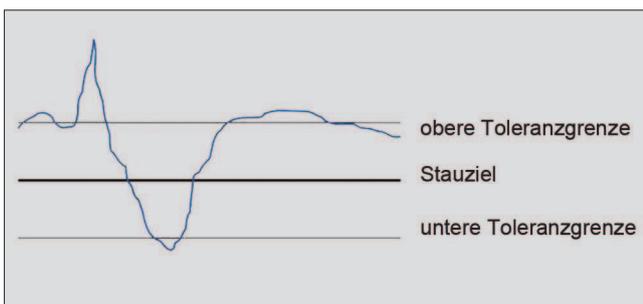


Bild 4: Prinzipbild, Stauziel mit Toleranzbereich
 Figure 4: *Diagram; design water level with tolerance range*

meist 15 cm oder 20 cm und an der Saar wurden sie großzügig mit $\pm 15 - 40$ cm festgelegt.

Aus Gründen des Hochwasserschutzes sind die Stauziele an Mosel und Saar variabel. Je höher der natürliche Abfluss an einer Staustufe ist, desto weiter muss stufenweise das Stauziel abgesenkt werden (siehe Bild 5). Für den Neckar gilt das Stauziel so lange einzuhalten, wie der Oberwasserstand mit den Stellorganen beeinflusst werden kann. Bei hohen Abflüssen ist dies stets das Wehr.

Die Einhaltung des Stauziels wird an allen drei Flüssen im Oberwasser des Wehres an einem Pegel festgestellt. Bei Staustufen, deren Anlagenteile nicht auf einer Achse liegen, gibt es weitere Orte, an denen zusätzlich Grenzen eingehalten werden müssen. So darf die Fahrrinntiefe nicht unterschritten werden, da sonst Gefahr besteht, dass tief abgeladene Schiffe festfahren.

Der Wasserstand in der Stauhaltung Saarbrücken muss bei anlaufendem Hochwasser zusätzlich so lange wie möglich an einem Ort, ca. vier Kilometer oberhalb des Wehres (Pegel Westspange), im Stautoleranzbereich gehalten werden, damit die sehr tief liegende, die Saar parallel begleitende Autobahn A 620 so lange wie möglich nicht überflutet wird (siehe Bild 6).

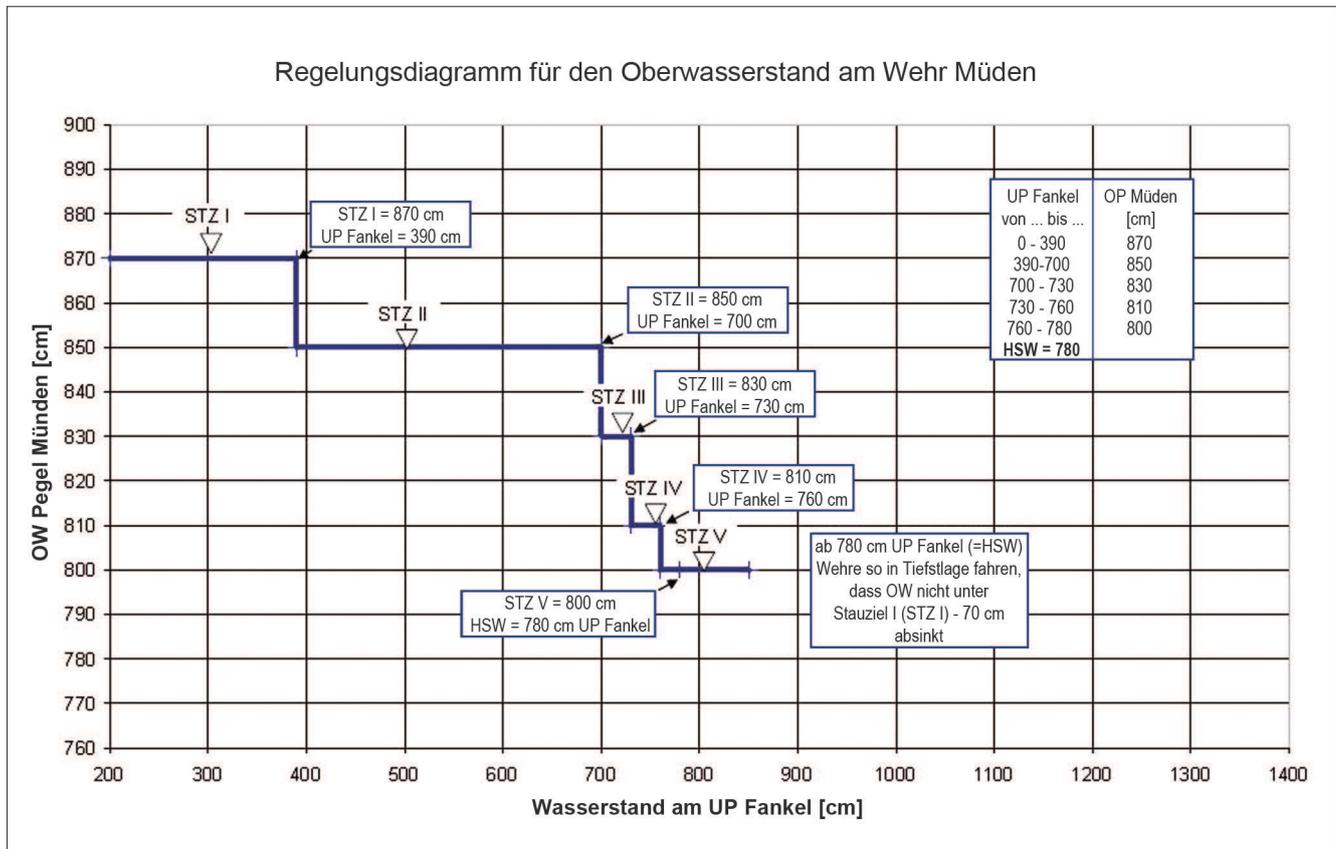


Bild 5: Stauziele in Abhängigkeit des Abflusses
 Figure 5: Design water level dependent on the discharge

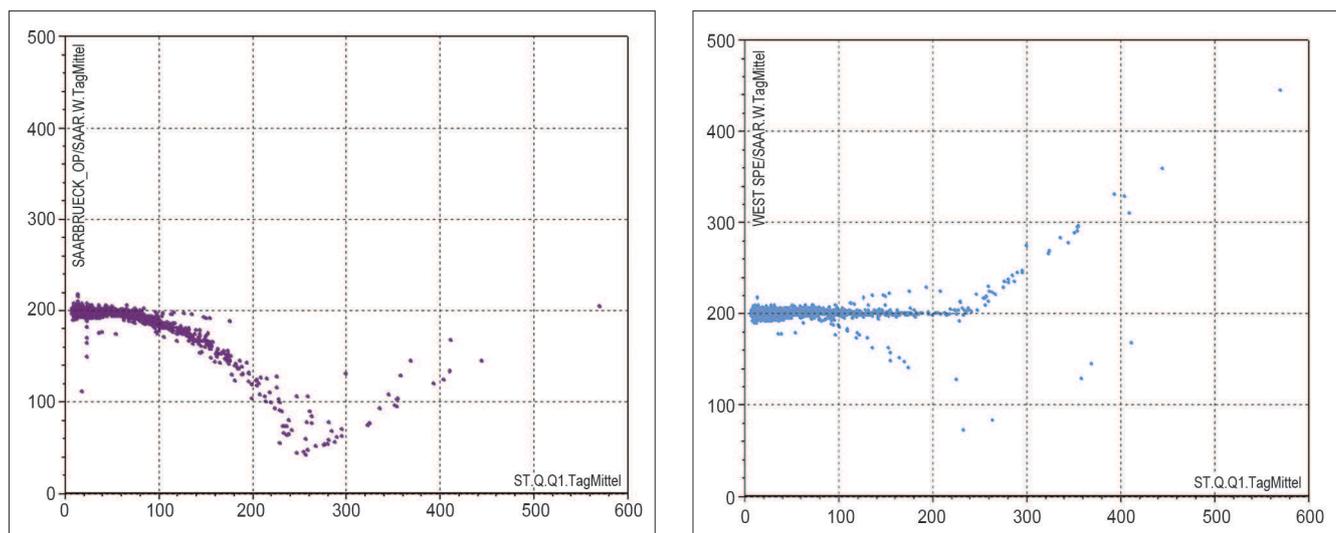


Bild 6: Wasserstand am Pegel Wehr Saarbrücken OW und Pegel Westspange jeweils in Abhängigkeit des Abflusses
 Figure 6: Water level at the gauge Saarbrücken Weir (headwater) and the gauge Westspange, in each case dependent on the discharge

3 Stellorgane, Regelungsorgane *Actuators, control devices*

Stellorgane an Staustufen sind bewegliche Wehre und wenn vorhanden die Turbinen des Kraftwerks. Alle Staustufen an Neckar, Mosel und Saar sind mit Kraftwerken ausgestattet. Die Turbinen der Kraftwerke agieren und reagieren sehr schnell. Hierbei spielt die Bauart der Turbine keine Rolle. Turbinen können auf schleusungsbedingte Schwall- und Sunkwellen reagieren. Eine zielgenaue Dämpfung der Wellen ist allerdings sehr schwierig. Daher sind solche Reaktionen in der Kette nicht wünschenswert.

Turbinen können sich quasi kontinuierlich veränderlichen Abflusssituationen anpassen. Sie reagieren daher sehr schnell auf ein veränderliches Abflussgeschehen.

Wehre hingegen reagieren je nach Bauart und Alter langsam. Mindestverstellschritte, manchmal auch maximale Stellschrittgrößen sind einzuhalten. Gegenüber den Turbinen reagieren sie auf Abflussänderungen grob. Bauart und Alter beeinflussen die tatsächliche Reaktionsmöglichkeit.

Die lange Ausbauphase am Neckar bedingte, dass über die Zeit sehr viele verschiedene Wehrverschlüsse an den Staustufen eingebaut wurden. So finden sich dort Walzenverschlüsse (Hubwalzen und Hubsenkwalzen), Schütze (Hakenschild, Doppelhakenschild) und Segmente (Zug-, Drucksegment). Im Rahmen der Sanierung der Wehre wird darüber nachgedacht, alte Wehre durch Neubauten zu ersetzen. Hierbei könnten auch Schlauchwehre zum Einsatz kommen.

An der Mosel wurden bis auf die Staustufe Koblenz an allen anderen Staustufen im deutschen und im deutsch-luxemburgischen Streckenbereich ausschließlich Sektorverschlüsse eingebaut, in Koblenz Walzen.

Die Wehre der Saar wurden mit Segmentverschlüssen und das Wehr Saarbrücken mit Fischbauchklappen ausgestattet.

Bei vielen Wehren an Neckar und Saar wurde zusätzlich bei einem Wehrfeld eine Feinregulierungsklappe installiert, die in der Regel eine maximale Leistungsfähigkeit in Höhe der Kraftwerksschluckfähigkeit besitzt.

Damit kann der Abfluss bis in die Höhe der doppelten Schluckfähigkeit des Kraftwerks relativ fein reguliert werden. Sie wird durch den Kraftwerksbetreiber gesteuert.

4 Abflussspektrum *Discharge spectrum*

Neckar, Mosel und Saar sind typische Mittelgebirgsflüsse mit entsprechender Abflusscharakteristik. Hochwässer laufen schnell und steil an, haben einen kurzen spitzen Scheitel und fallen fast ebenso schnell wieder ab. Niedrigwasserperioden mit geringem Wasserangebot können mehrere Monate im Jahr andauern.

Darüber hinaus können regelungsbedingte Abflussschwankungen, zum Beispiel durch Schwellbetrieb erzeugte, schwierig zu beherrschende Situationen hervorrufen. Dies ist insbesondere an der oberen Mosel ein großes Problem, da hier aus Frankreich regelungsbedingte Abflussschwankungen im Bereich von 0-130 m³/s innerhalb weniger Stunden auftreten können und damit mehrmals am Tag vorkommen. In die Stauhaltung Trier schließlich münden die beiden großen Zuflüsse Sauer und Saar. Auch sie tragen kurzfristige, teils erhebliche Abflussänderungen in die Mosel ein (siehe Bild 7).

Am Neckar wiederum ist zum Beispiel die Entwässerung der Stadt Stuttgart kritisch. Bei Starkniederschlagsereignissen entwässert nahezu der gesamte Talkessel der Stadt Stuttgart über den Vorfluter Nesenbach unterhalb der Staustufe Cannstatt in den Neckar. In den Sommermonaten, wenn im Neckar Abflüsse deutlich unterhalb von MQ vorherrschen, kann so ein Ereignis plötzlich das Mehrfache des Basisabflusses des Neckars bringen.

In Niedrigwasserzeiten können je nach Größe der Schleusenammer und ihrer Entnahme- bzw. Entleerungsgeschwindigkeit kurzfristige Abflussspitzen in mehr als der doppelten Höhe des in dieser Situation gegebenen natürlichen Abflusses entstehen.

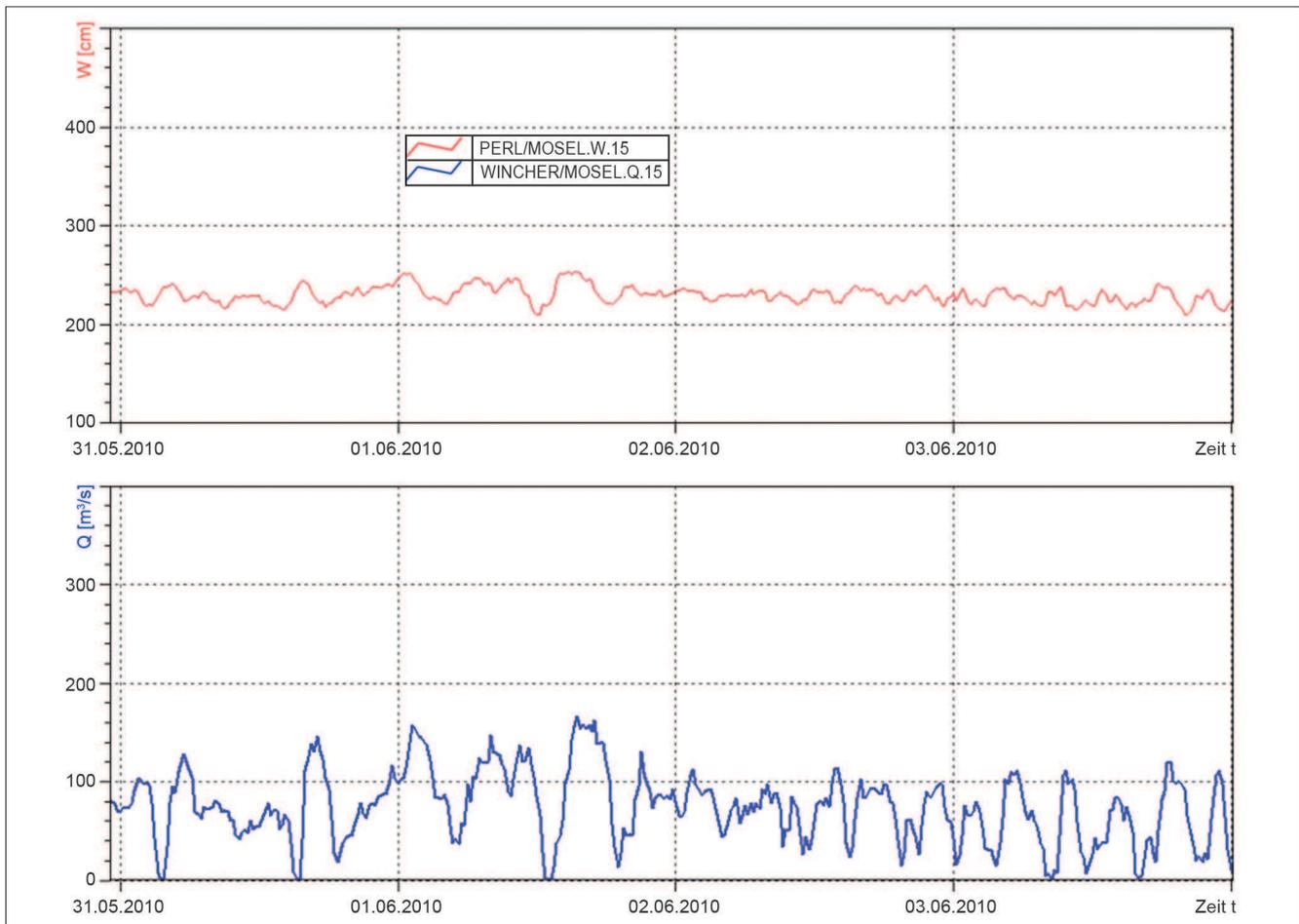


Bild 7: Wasserstands- und Abflussschwankungen an den Moselpegeln Perl und Wincheringen
 Figure 7: Water level and discharge fluctuations at the gauges at Perl and Wincheringen on the River Moselle

5 Arbeitsweise Mode of practice

Jede Staustufe ist derzeit noch durch Personal der WSV mit einem Schichtleiter besetzt. Ausnahme ist hier der obere Neckar. Bereits im Jahr 2002 wurde die Fernbedienzentrale Obertürkheim in Betrieb genommen. Von hier aus werden die sieben Schleusen der Staustufen Hofen bis Deizisau und zukünftig auch fünf der sieben Wehre ferngesteuert. Der Schichtleiter leitet die Schleusenvorgänge ein und kontrolliert sie bis zum Abschluss. Nach Auslastung des Kraftwerks und ggf. der Feinregulierungsklappe übernimmt er mit dem Wehr die Wasserführung und sorgt damit aktiv für die Einhaltung des Stauziels. In Zeiten, in denen über das Kraftwerk das Stauziel kontrolliert wird, obliegt ihm die generelle Überwachung der Stauzeleinhaltung. Er hat dann die Möglichkeit, fernmündlich Vorgaben zur Abflusssteuerung des Kraftwerks zu machen oder mit dem Wehr den Oberwasserstand abzusenken.

Die Steuerung der Kraftwerke erfolgt schon seit langem von Steuerzentralen (Warten) aus. So werden die Kraftwerke des Neckars von der Warte der Neckar AG (NAG) in Rockenau gesteuert und überwacht. Ausnahme ist hier das Kraftwerk Pleidelsheim, das von der Süwag betrieben wird.

Mosel und Saar werden von der Warte der RWE Power AG in Fankel überwacht und gesteuert.

Somit besteht zurzeit die Situation, dass alle Staustufen von der WSV besetzt sind, zum Teil 24 h, zum Teil 16 h pro Tag mit fakultativer Nachtschiffahrt. Die Schichtleiter bedienen vorrangig die Schleusen, überwachen die Stauzeleinhaltung, leiten, wenn notwendig, Stauzieländerungen ein (Mosel, Saar) und steuern bzw. überwachen bei hohen Abflüssen das Wehr. Zusätzlich fallen an einigen Staustufen Aufgaben wie Abgabenerhebung und Notfallmeldestelle an.

Die Kraftwerke an Mosel und Saar werden schon heute im Wesentlichen aus der Warte Fankel überwacht und bei Bedarf gesteuert. Am Neckar werden bis auf das Kraftwerk Pleidelsheim alle Kraftwerke über Abflussvorgaben aus der Warte Rockenau gesteuert.

6 Automatisierung *Automation*

Die WSV beabsichtigt, an den genannten staugeregelten Flüssen Leitzentralen zu errichten. Von hier aus sollen die Schleusen fernbedient und überwacht werden. Eine 1-zu-1-Beziehung, ein Mitarbeiter für eine Staustufe, wird es zumindest zeitweise nicht mehr geben können (z. B. im Nachtbetrieb). Das ist auch nicht an allen staugeregelten Flüssen erforderlich. Bei diesem Vorhaben ist die Automatisierung des Wehrbetriebes zwingend, um das Leitzentralenpersonal zu entlasten und um im Falle der Wasserführung eine Besetzung der einzelnen Staustufen zu vermeiden.

Auf Kraftwerksseite ist der Konzentrationsprozess für die Überwachung und Bedienung der Kraftwerke mit den Warten in Rockenau und Fankel bereits jetzt schon weit fortgeschritten. Hier soll das Personal weiter von operativen Aufgaben zu Gunsten der Überwachung entlastet werden.

7 Erwartungen *Expectations*

Mit der Einführung der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) soll letztendlich erreicht werden, dass die Regelung durch das Personal nur noch überwacht werden muss. Das Personal kann sich dann anderen Aufgaben widmen und muss nur noch reagieren, wenn Fehler angezeigt werden oder der Oberwasserstand am Wehr die Stautoleranzgrenzen verletzt. Ein manuelles Eingreifen in die Regelung soll also nur dann notwendig werden, wenn außerplanmäßige Ereignisse eintreten, wie zum Beispiel Reparaturen im Nahbereich der Staustufe an den Anlagenteilen Wehr, Kraftwerk oder Schleuse.

Die Automatisierung muss dafür ausgelegt sein, den Wasserstand am dem dafür ausgewählten Oberwasserpegel einer Stauhaltung in jeder regelbaren Abfluss-

situation im Toleranzbereich des jeweiligen Stauziels zu halten.

Konkret müssen zwischen NNQ bis HHQ folgende Abflusszustände beherrscht werden:

- NNQ – Anfahren der ersten Turbine: Abflussregelung über das Wehr, ggf. über die Feinregulierungsklappe
- Anfahren der ersten Turbine
- Anfahren der ersten Turbine – Kraftwerk in Volllast: Abflussregelung über das Kraftwerk
- Abfluss > Kraftwerk in Volllast: Abflussregelung über Kraftwerk und Wehr/Feinregulierungsklappe, Anfahren des Wehres/der Feinregulierungsklappe, Wehreinsetz gemäß Wehrfahrplan, Stauzieländerungen durchführen
- Abfluss >> Kraftwerk in Volllast: Kraftwerk außer Betrieb nehmen, Abflussregelung über das Wehr, Wehreinsetz gemäß Wehrfahrplan, Stauzieländerungen durchführen
- Abfluss oberhalb Kraftwerksbetrieb – HHQ: Abflussregelung über das Wehr, Wehreinsetz gemäß Wehrfahrplan, Stauzieländerungen durchführen, Wehr aus dem Stau fahren = freier, unbeeinflusster Abfluss an der Staustufe.

Alle hier beschriebenen prinzipiellen Aktionen müssen auch in Richtung fallender Wasserstände von HHQ nach NNQ beherrscht werden.

Nicht alle beschriebenen Aktionen werden durch den Regler mit Abflussverteilung durchgeführt. Sie werden aber in Folge der Abflussvorgabe durch den Regler durchgeführt. So ist die Aktion „Wehreinsetz gemäß Wehrfahrplan“ durch die Wehrprogrammsteuerung zu leisten. Der Wehrfahrplan mit seinen Restriktionen (siehe Punkt 3) ist durch das betreibende Wasser- und Schifffahrtsamt vorzugeben. Neben den Strömungsverhältnissen im Nahbereich des Wehres (Beeinflussung der Ein- und Ausfahrtverhältnisse von Großschiffahrts- und Sportbootschleuse) muss hier auch der Typ des Wehres, das Alter und der Bauzustand berücksichtigt werden. Der Regler muss die Charakteristik der Wehrverschlüsse kennen.

Der lokale Regler der einzelnen Staustufe muss so arbeiten, dass mit den Stellorganen alle oben beschriebenen Aktionen durchgeführt werden können, der Oberwasserstand am Wehr aber immer im zulässigen Stautoleranzbereich bleibt. Eingetragene oder durch

oberhalb der eigenen Staustufe entstandene Schwall- und Sunkwellen dürfen nicht vergrößert werden. Dies kann zum Beispiel durch kurzfristige, aber in der Menge erhebliche Einleitungen durch Regenwasserentlastungsanlagen und/oder durch stark schwankende Nebenflüsse erfolgen oder durch betriebsbedingte Störungen an einer Staustufe in der Staukette.

- Das heißt, die Regler müssen so parametrisiert werden, dass sie die Stauzeleinhaltung im Oberwasser der Wehre gewährleisten.
- Sind an einem zweiten Ort, zum Beispiel im Oberwasser einer vom Wehr abgesetzten Schleuse oder an einem Pegel weit oberhalb des Wehres, ebenfalls Grenzwasserstände einzuhalten, muss auch dies gewährleistet sein.
- Zudem darf der Wasserstand weder im Unterwasser einer Staustufe noch auf der Strecke den hydrostatischen Stau unterschreiten, die Schifffahrt darf nicht gefährdet werden.
- Stauzieländerungen sind in Abhängigkeit des Abflusses durchzuführen.
- In der Stauhaltungskette müssen Wellen gedämpft werden.
- Schleusungswellen dürfen i.d.R. nicht zu Reaktionen des Reglers führen. Niedrigwassersituationen sind ggf. gesondert zu betrachten.
- Sollwasserstandsänderungen sind so durchzuführen, dass keine schädlichen Schwall- oder Sunkwellen entstehen, zum Beispiel mit einer sinnvoll angepassten Rampe (Veränderung des Sollwasserstandes pro Zeiteinheit).
- Bei schwankenden Abflüssen um einen Grenzabfluss, bei dem das Stauziel geändert werden muss, muss eine sinnvolle Hysterese sicherstellen, dass der Regler nicht ständig einen Stauzielwechsel veranlasst.
- Bei mehrachsigen Anlagen sind Laufzeiten zwischen unterschiedlichen Standorten der Stellorgane Kraftwerk und Wehr zu berücksichtigen.
- Die Abflussverteilung muss die Verfügbarkeit der Stellglieder Kraftwerk und Wehr berücksichtigen.
- Anlagenbedingte Abflussstörungen sind auszuregeln, zum Beispiel bei plötzlichem Kraftwerksausfall (Turbinenschnellschluss – TSS).
- Die Anzahl der Stellbewegungen eines Wehrverschlusses muss dem Wehr angepasst sein. Es darf nicht zu einer Überlastung der Verschlüsse kommen. Häufige Stellbewegungen immer im selben Stellbereich sind daher zu vermeiden.

- Für besondere Betriebsfälle (Reparaturarbeiten) muss der Sollwasserstand vorgegeben werden können.
- Sonderprogramme wie O₂-Anreicherung durch Wehrüberfall müssen eingestellt werden können.
- Wasserabgaben in Fischpässe sind zu berücksichtigen (Wasserbilanz).

Eisabfuhr über das Wehr und zusätzliche Hochwasserabfuhr durch die Schleusenkammer gehören nicht zu den Aufgaben des Reglers. Die Steuerung einzelner Stellorgane von Hand ist möglich, der Regler gleicht entsprechend aus, die Wassermengen werden anders verteilt.

Jede Automatik kann auch ausfallen oder planmäßig abgeschaltet werden. Dann muss die Möglichkeit bestehen, die Wehre und Kraftwerke aus den Leitzentralen und Warten heraus fernzusteuern und von „Vor-Ort“ zu steuern. Hierbei haben Vor-Ort-Steuerungsvorgänge immer Vorrang vor Fernbedienung und Automatik.

Aus den Leitzentralen heraus muss ein Wehr dann manuell über Abflussvorgaben oder über Zentimetervorgaben gesteuert werden.

Um das Fachwissen und die Erfahrung des Personals für den manuellen Betrieb zu erhalten und zu pflegen, sind regelmäßige Schulungen unerlässlich.

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 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. 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

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

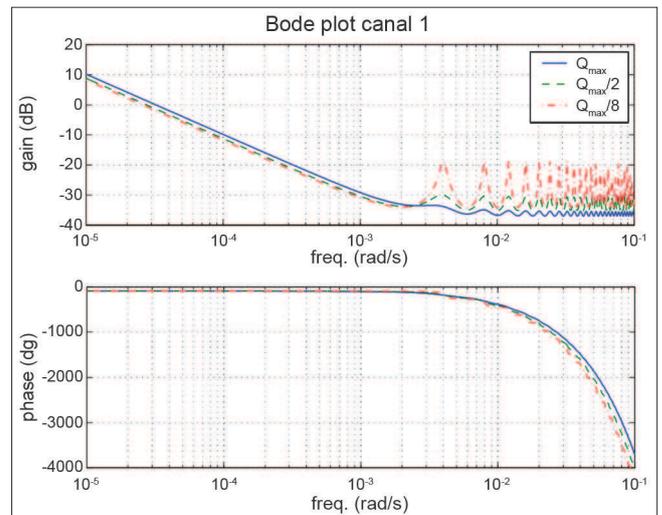


Bild 1: Bode-Diagramm zu $p_{21}(s)$ nach Litrigo and Fromion (2002)

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 Gerinnegeometrie 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 sprungförmig 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

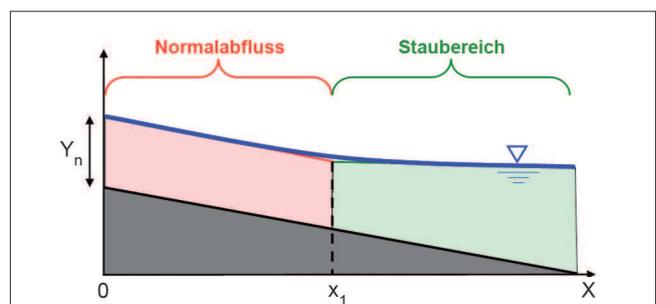


Bild 2: Wasserspiegellinie und Geradenapproximation mit freier Fließstrecke und Staubereich (nach Litrico and Fromion 2004a)

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

Wellenapproximation. Für den Staubereich 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 Staubereich 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 Staubereichs, 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 Staubereich unterteilt werden kann. Die Wasserspiegellinie in der freien Fließstrecke ist parallel zur Gerinnesohle (Normalwasserstand Y_n), im Staubereich 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).

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

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 Staubereichs 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.

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

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.

3.18 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-varianten 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

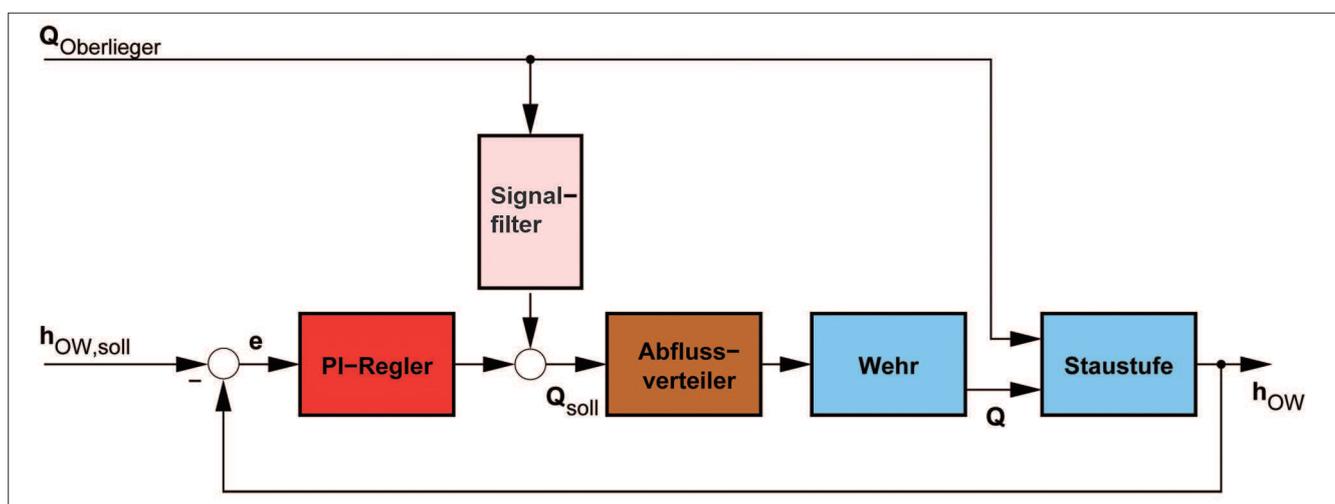


Bild 3: OW/Q-Regelung
Figure 3: OW/Q control structure

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:

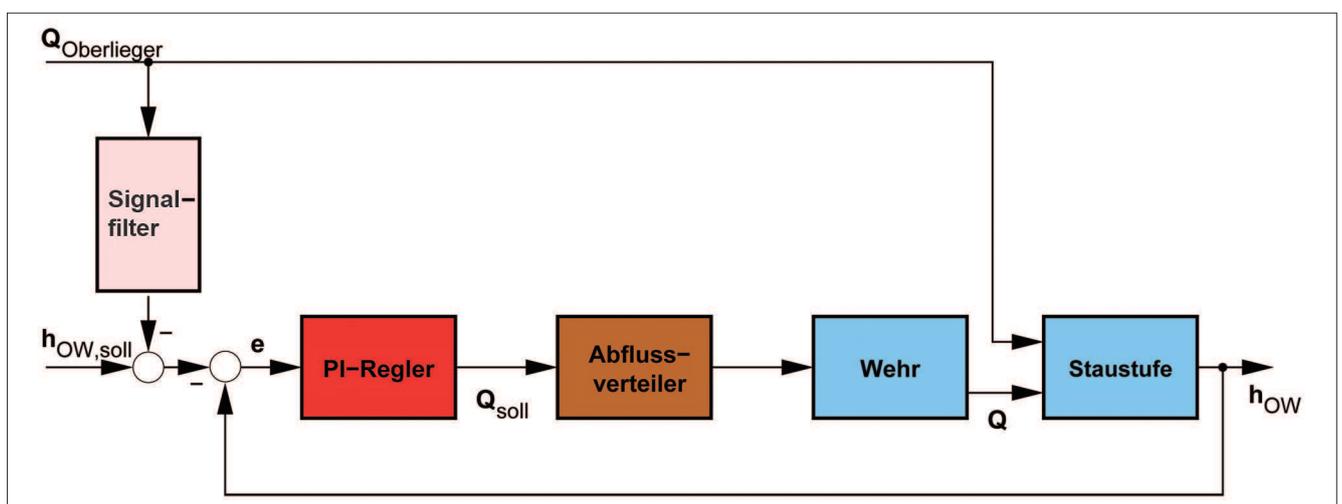


Bild 4: Wasserstandsregelung mit Antizipation
Figure 4: Water level control with anticipation

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

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

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

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

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

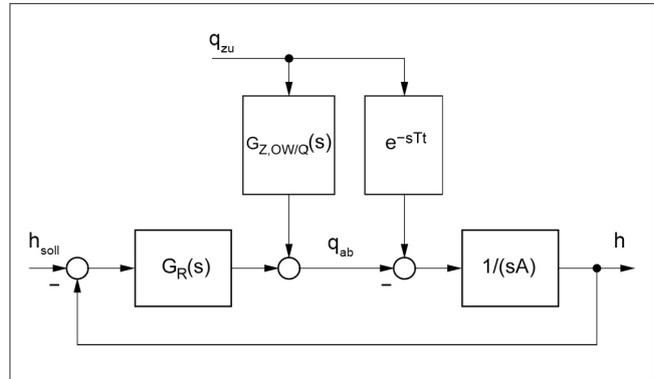


Bild 5: Blockschaltbild: OW/Q-Regelung mit I-T_t-Modell
 Figure 5: Block diagram: OW/Q control with ID model

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).

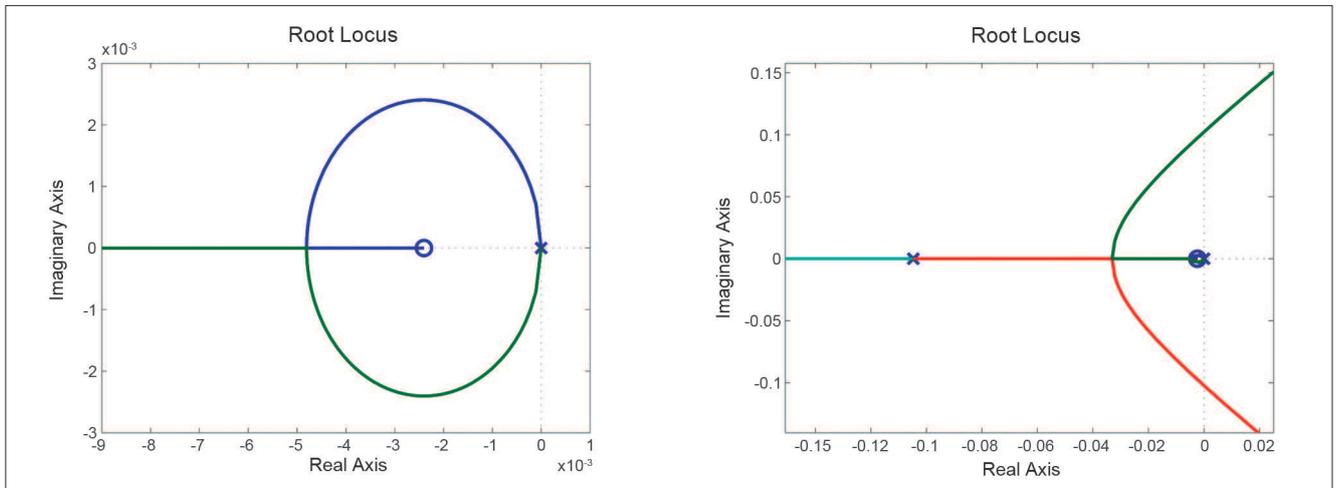


Bild 6: OW/Q-Regelung: Wurzelortskurve I-T_t-Modell mit PI-Regler (links) und mit zusätzlichen Streckenzeitkonstanten (rechts)

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_t-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).

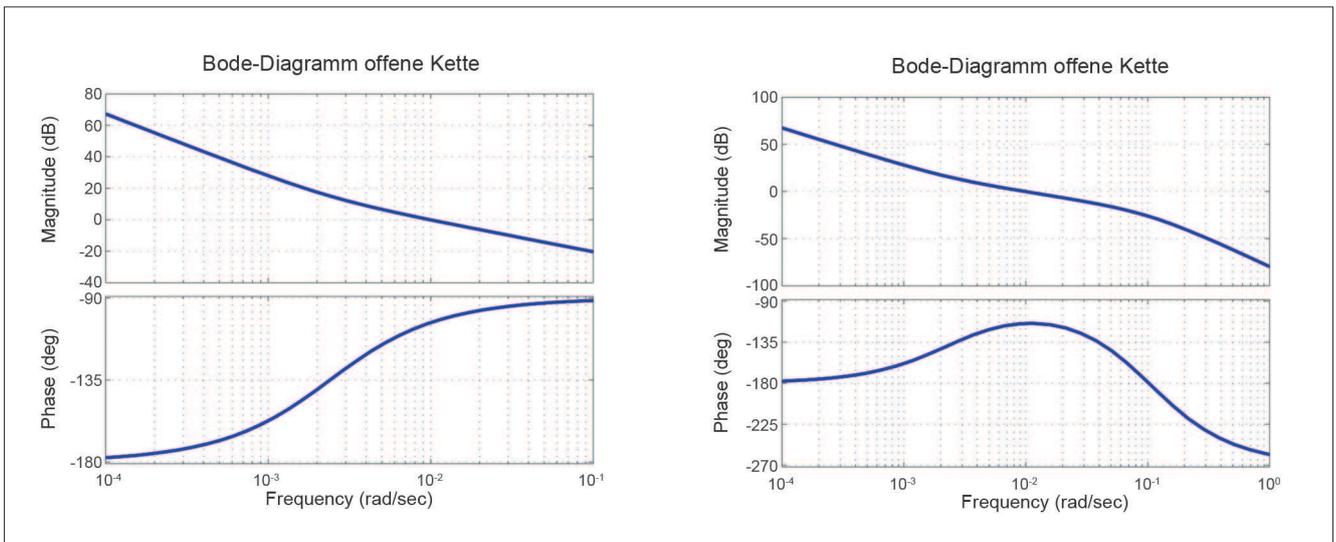


Bild 7: OW/Q-Regelung: Bode-Diagramm der offenen Kette aus I-T_t-Modell mit PI-Regler (links) und mit zusätzlichen Streckenzeitkonstanten (rechts)

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

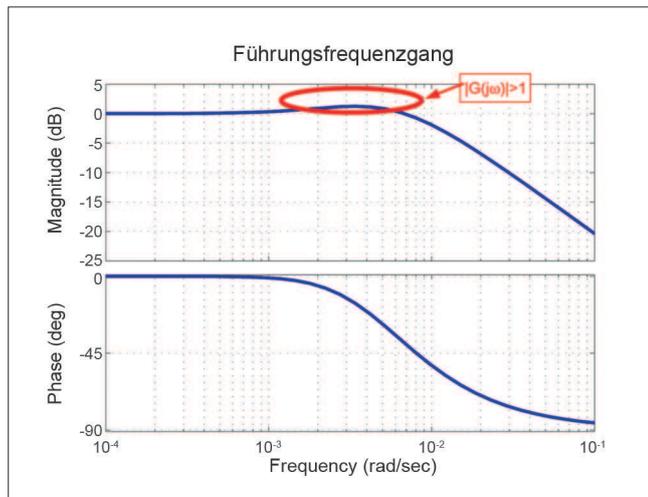


Bild 8: OW/Q-Regelung: Führungsfrequenzgang des geschlossenen Kreises für I- T_t -Modell mit PI-Regler
 Figure 8: OW/Q control: Command frequency response for the closed loop control of the ID model with PI controller

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 $G_{z,OW/Q} = e^{-s^{*0.95}T_t}$ 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.

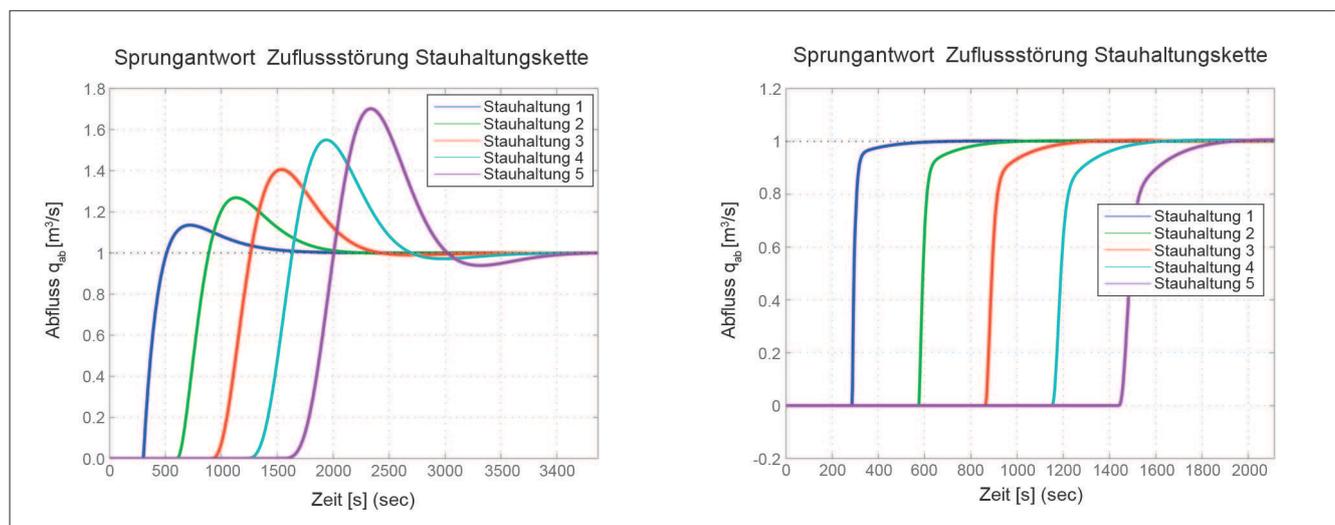


Bild 9: OW/Q-Regelung: Sprungantwort auf eine Zuflussänderung für eine Stauhaltungskette ohne (links) und mit Störgrößenaufschaltung (rechts)
 Figure 9: OW/Q control: Step response to a change of inflow for multiple impoundments without (left) and with feedforward control (right)

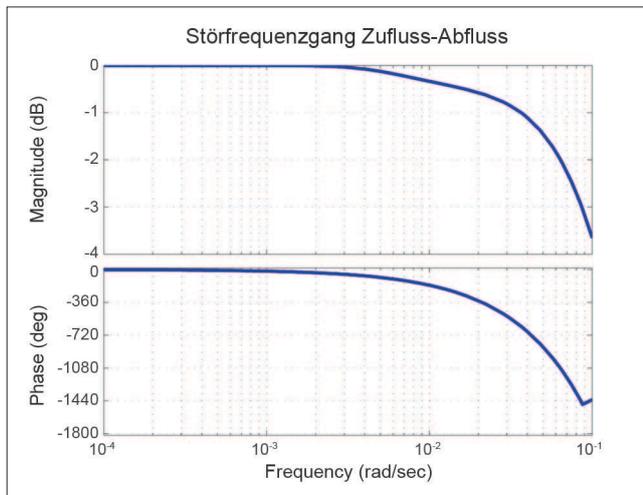


Bild 10: OW/Q-Regelung: Störfrequenzgang des geschlossenen Kreises für I-T_i-Modell mit PI-Regler und Störgrößenaufschaltung

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“:

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

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.

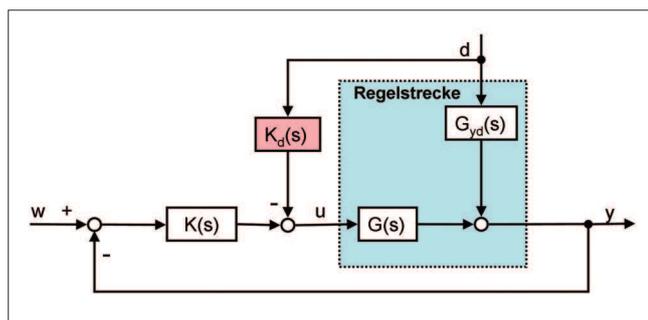


Bild 11: Störgrößenaufschaltung auf das Stellglied (nach Lunze, 2006)

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.

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

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 $s \rightarrow 0$.

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

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.

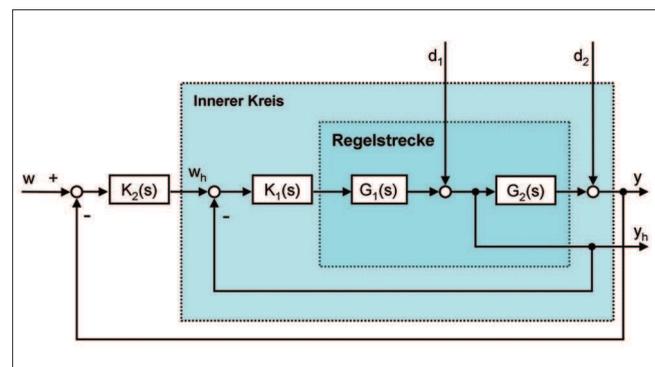


Bild 12: Kaskadenregelung (nach Lunze, 2006)
Figure 12: Cascade control (according to Lunze, 2006)

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.

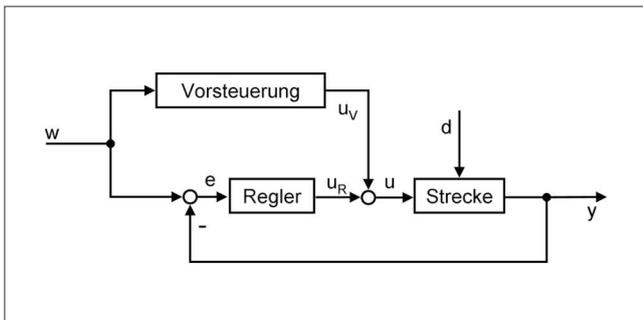


Bild 13: Kombination von Regelung und Vorsteuerung: Zwei-Freiheitsgrade-Struktur (nach Lunze, 2006)

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:

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

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.

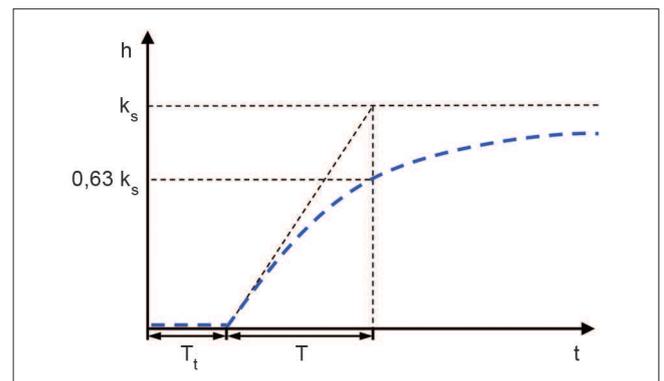


Bild 14: Übergangsfunktion eines $P-T_1-T_t$ Gliedes (nach Lunze, 2006)

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

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)

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 offenen 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-

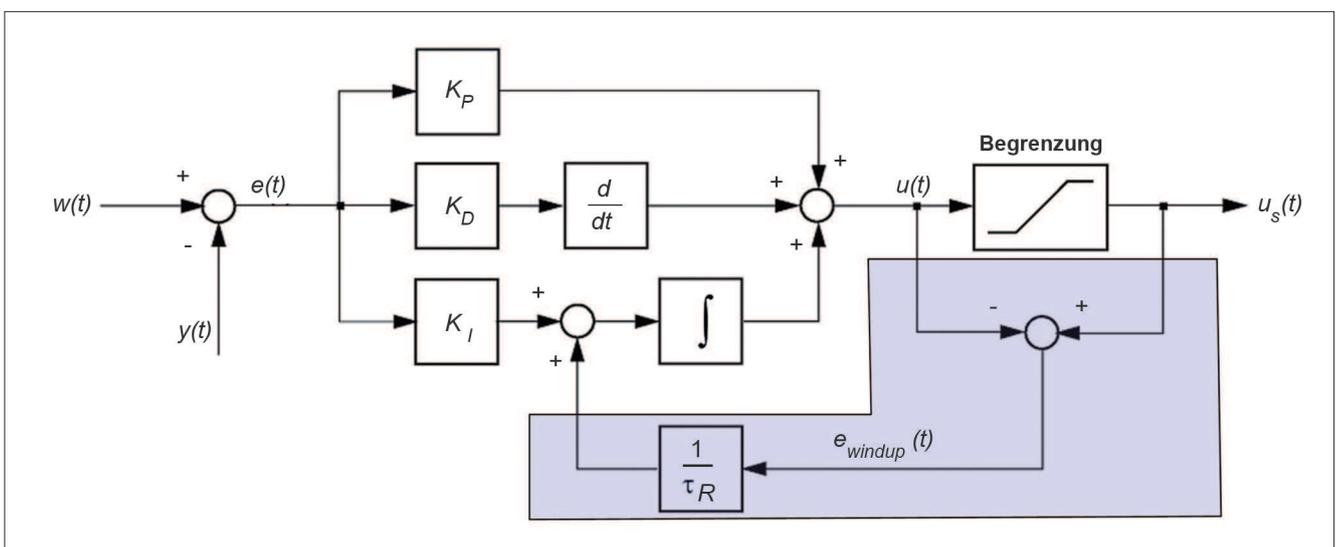


Bild 15: PID-Regler mit Anti-Windup nach Geering und Shafai (2004)

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

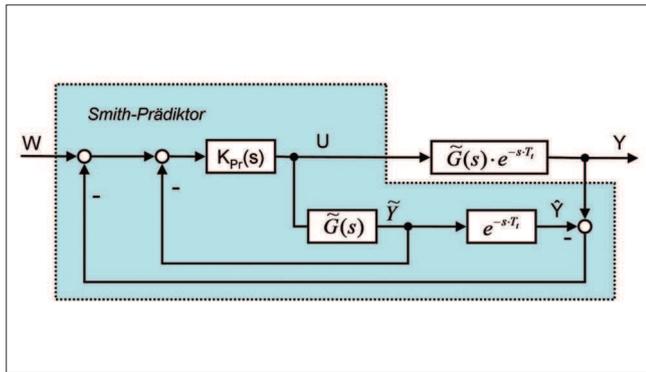


Bild 16: Smith-Prädiktor (nach Lunze, 2006)

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.

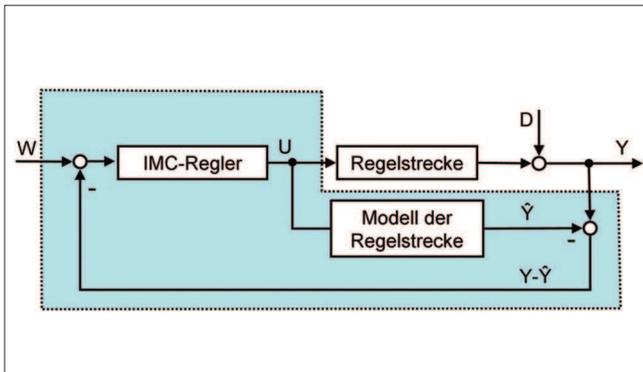


Bild 17: Struktur des IMC-Regelkreises (nach Lunze, 2006)
 Figure 17: Structure for IMC (according to Lunze, 2006)

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 $[t_{0,i}, t_{1,i}]$ gewichtet zusammengefasst.

$$\sum_{i \in \{\text{Szenarien}\}} w_i \int_{t_{0,i}}^{t_{1,i}} e^2(t) \cdot dt \rightarrow \min_p$$

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 Differentialgleichungen 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

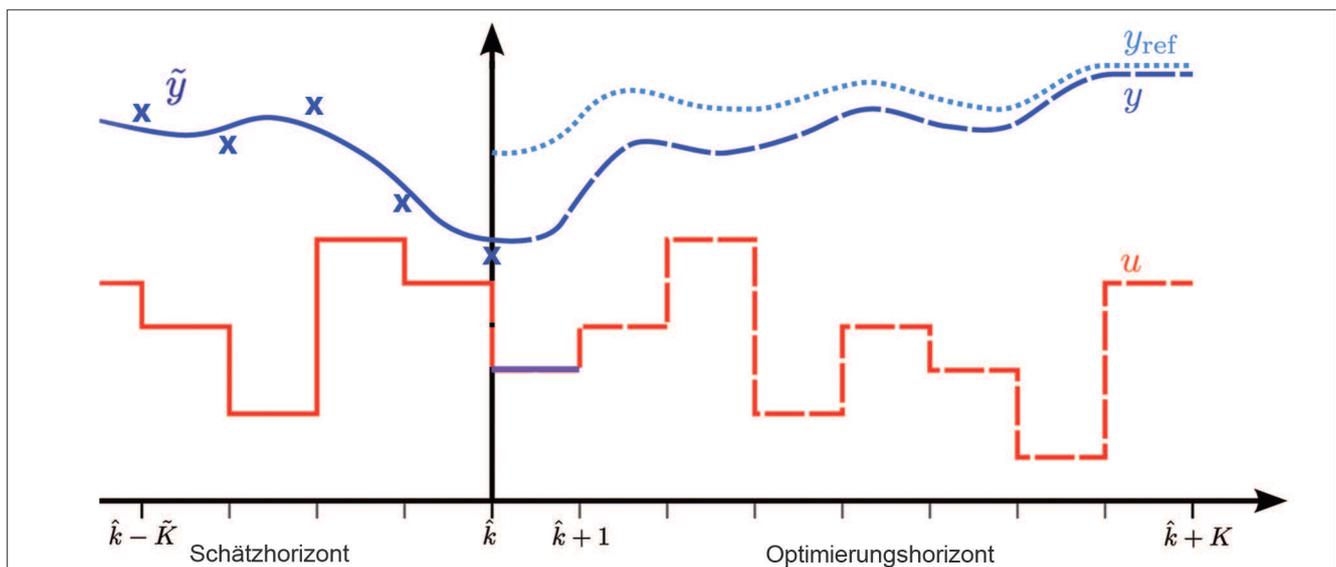


Bild 18: Modell-prädiktive Regelung: Zeithorizonte für Zustandsschätzung und Optimierung
Figure 18: Model predictive control: time horizons for state estimation and optimisation

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.

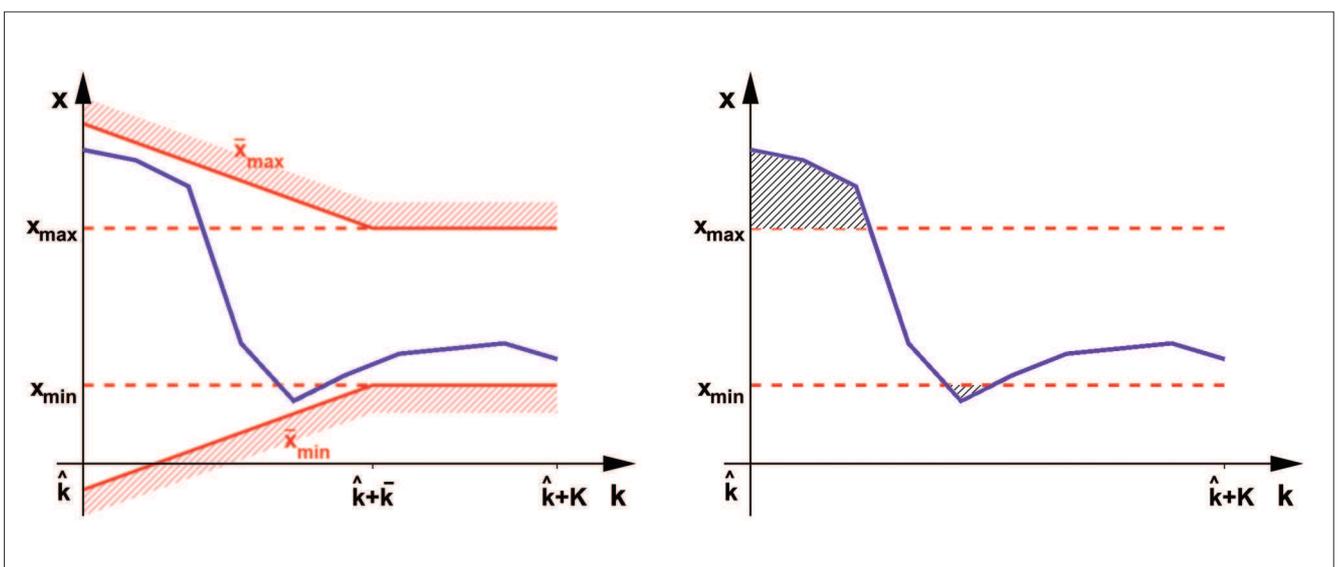


Bild 19: Aufweichen von Beschränkungen
 Figure 19: Constraint softening

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.

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

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.

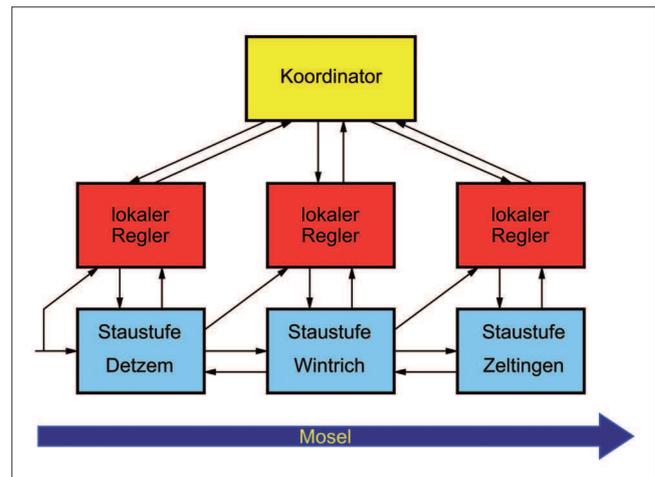


Bild 20: Koordinator und lokaler Regler
 Figure 20: Coordinator and local controller

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 Abflussaufsteilung 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 Entwässerungskanalsystems 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): Stauregulung 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.

Der Einfluss der Stellorgane auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)

The Influence of the Actuators on the Automated Discharge and Water Level Control

Dr.-Ing. Peter Schmitt-Heiderich, Dr.-Ing. Michael Gebhardt, Dipl.-Ing. Sven Wohlfart,
Bundesanstalt für Wasserbau

Die Analyse des Stellorgans Wehr zeigt, dass die Trägheit des Stellverhaltens bei der Parametrisierung der Regler berücksichtigt werden muss. Wenn der Regelkreis ohne das Stellglied aufgebaut ist, können instabile Zustände oder ein hoher Verschleiß von Bauwerksteilen infolge zu häufiger Stellbefehle provoziert werden. Für die Parametrisierung der Regler an Mosel und Saar bildet die BAW das Verhalten der Wehranlage in detaillierten Modellen im Regelkreis mit ab. Allerdings sind hier die Wehranlagen nahezu einheitlich mit demselben Verschlussstyp ausgestattet: Sektoren an der Mosel sowie Zugsegmente mit Aufsatzklappen an der Saar. Andere Bundeswasserstraßen weisen hier eine größere Vielfalt an Verschlüssen auf, was den Aufwand für die Erstellung der Bauwerksmodelle deutlich erhöht. Damit beliebige Wehrtypen in der ASR berücksichtigt werden können, sollte der Detaillierungsgrad reduziert werden, da aus Sicht der Modellerstellung ein möglichst einfaches Wehrmodell wünschenswert ist. Künftige Untersuchungen müssen hier zeigen, wie einfach ein Bauwerksmodell gestaltet werden darf, damit es für die Fragestellungen der ASR hinreichend genaue Informationen zum Stellverhalten liefert.

The analysis of the weir as an actuator shows that a sluggish behaviour must be taken into account in the parameterisation of the controllers. If the closed loop system is developed without the actuator, instable conditions or a high level of wear may be caused to gate and drive components due to frequent adjustment commands. For the parameterisation of the controllers on the Moselle and Saar rivers, the BAW depicts the behaviour of the weir plant with detailed models in the closed loop system. However, the weirs here are almost unvaryingly equipped with the same type of gate: on the Moselle, sector weirs, and on the Saar, reverse radial gates with flap gates. Other German Federal wa-

terways have a greater variety of gate types, which makes modelling the actuator weir more complicated. From the perspective of the modelling these different types of weirs, a weir type that is as simple as possible is preferable. Here, future studies will be required to show how a model of a weir can be designed as simply as possible while still providing sufficiently precise information on the behaviour of the actuators in matters of automated discharge and water-level control.

1 Arten und Steuerung des Stellorgans Wehr

Types and control of the actuator weir

Die einzelnen Stellorgane einer Staustufe unterscheiden sich deutlich in ihren Stelleigenschaften, d. h. in der Umsetzung eines Soll- in einen Istabfluss. Turbinen reagieren mit einer sofortigen Umsetzung auf jede Änderung des Sollabflusses und sind bauartbedingt unempfindlich gegenüber häufigen Stellbefehlen. Wehrverschlüsse reagieren im Gegensatz zu Turbinen im Allgemeinen deutlich langsamer. Gerade ältere Verschlüsse sind nicht für häufige Stellbefehle ausgelegt und verschleiben schneller. Wenige große Verstell Schritte verringern den Verschleiß des Bauwerks, sie bewirken aber auch stärkere Wasserstandsschwankungen im Oberwasser. Die Abflussänderung auf Grund eines Verstellschritts hängt dabei im Wesentlichen von der Verschlussgeometrie, von der Über- oder Unterströmung, von der Antriebsart (hydraulisch, ölhydraulisch, Elektrohub, Ketten) und von den hydraulischen Randbedingungen (Überströmungshöhe, Öffnungsweite, Fallhöhe, Unterwassereinfluss, Belüftung etc.) ab, die üblicherweise in der Wehrkennlinie zusammengefasst werden.

Bild 1 gibt einen Überblick über die an Wehranlagen eingesetzten Verschlussstypen, bei denen zwischen überströmten, unterströmten sowie sowohl über- als auch unterströmten Verschlüssen unterschieden wird.

Die Verstellgeschwindigkeiten der Wehrverschlüsse am Neckar liegen bei den meisten Anlagen unabhängig vom Verschlussstyp und unabhängig von der Über- oder Unterströmung bei etwa 15 cm/min (FMSW, 2011), was aus einer einheitlichen Antriebsdimensionierung resultiert. Die an der Saar eingesetzten Zugsegmente mit Aufsatzklappen weisen Verstellgeschwindigkeiten von 1 cm/min auf. Bei der etwa 2 m hohen Klappe der Saaraustufe Mettlach entspricht das einer mittleren (vertikalen) Verstellgeschwindigkeit von etwa 16 cm/min und bei einem 6,70 m hohen Zugsegment etwa 11 cm/min.

Auf Grund der Drehbewegung der Verschlüsse besteht hier kein linearer Zusammenhang zwischen Verstellschritt und Öffnungsweite. Weiterhin seien die Fischbauchklappen an der Ruhrstaustufe Raffelberg mit einer Breite von 18 m und einer Verschlusshöhe von 4,90 m erwähnt. Während des Probetriebs im Juni 2006 zur Inbetriebnahme des lokalen Reglers wurden hier Verstellgeschwindigkeiten bis zu 18 cm/min erreicht.

Je nach Über- oder Unterströmung des Verschlusses werden bei gleicher Verstellgeschwindigkeit deutlich unterschiedliche Abflussänderungen erzielt. Dies wird am Beispiel des Neckarwehres Deizisau deutlich. Die Wehranlage besteht aus drei Wehrfeldern mit je 17,50 m Breite. Die Randwehrfelder sind mit Schützen, welche zur Abflusssteuerung angehoben werden, ausgestattet.

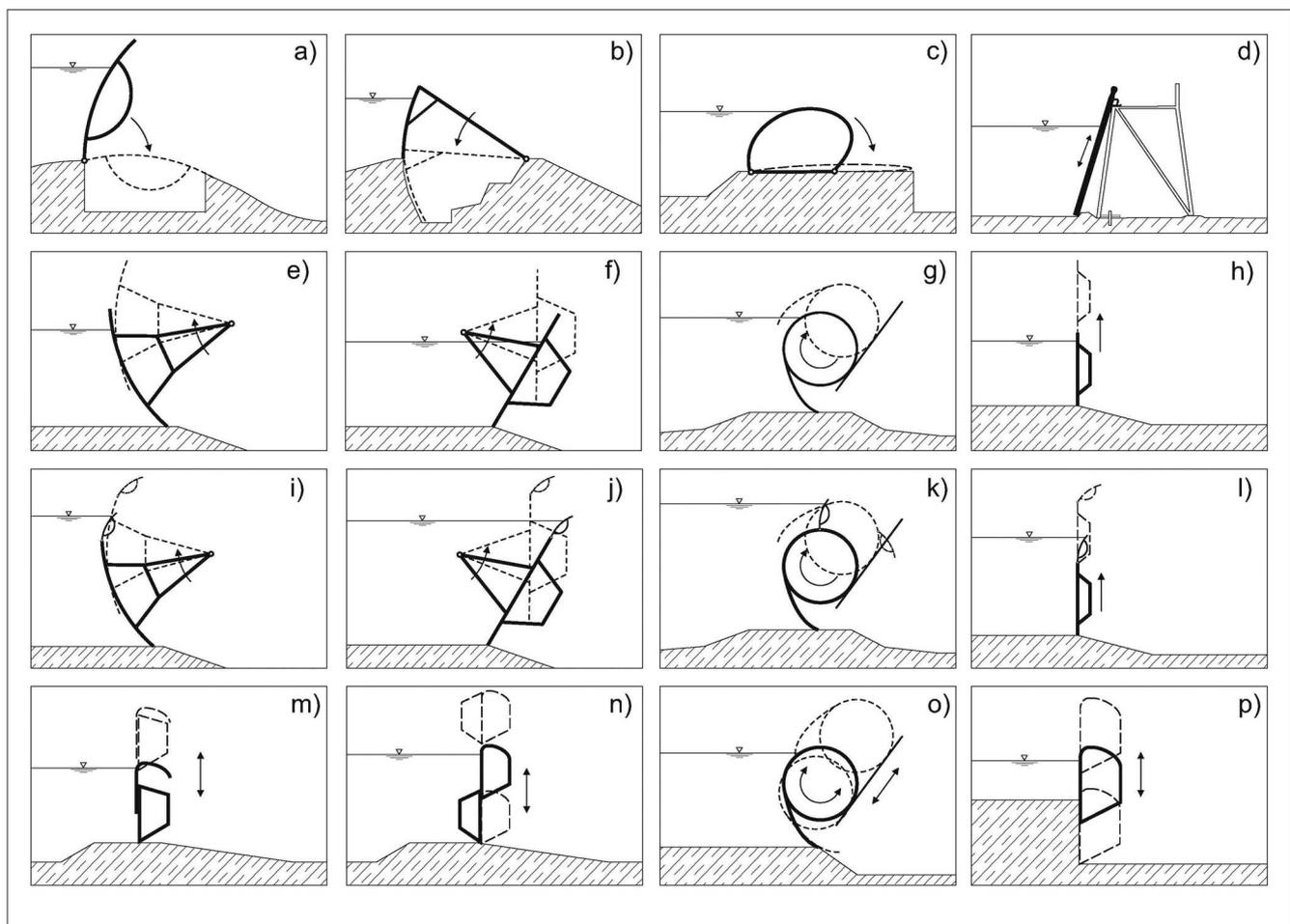


Bild 1: Schematische Darstellung von Wehrtypen; überströmte: a) Klappe, b) Sektor, c) Schlauchwehr, d) Nadelwehr; unterströmte: e) Drucksegment, f) Zugsegment, g) Walze, h) Hubschütz; über- und unterströmte: i), j), k), l) wie e), f), g), h), aber mit aufgesetzter Klappe; m) Hakenschütz, n) Doppelschütz, o) Versenkwalze, p) Hub-Senkschütz

Figure 1: Schematic representation of gate types; for overflow: a) flap gate, b) sector gate, c) inflatable weir, d) needle weir; for underflow: e) radial gate, f) reverse radial gate, g) roller weir, h) vertical lift gate; for overflow and underflow: i), j), k), l) as e), f), g), h) but with flap gate on the leaf top; m) vertical lift hook-type gate, n) double-leaf vertical lift gate, o) submersible roller weir, p) vertical lift and lowering gate

Im mittleren Wehrfeld ist ein Versenkschütz zur Feinregulierung angeordnet. In Bild 2 sind die Wehrkennlinien für das überströmte und das unterströmte Versenkschütz dargestellt, die auf Ergebnissen von physikalischen Modellversuchen basieren (BAW, 2004). Vergleicht man die Durchflusscharakteristik, so ist bei Unterströmung der Durchfluss linear proportional zur Öffnungsweite, während der Zusammenhang bei Überströmung nichtlinear ist. Das bedeutet, dass überströmte Verschlüsse grundsätzlich besser für eine Feinregulierung geeignet sind, es muss aber geprüft werden, ob Abflussänderungen, wie sie beispielsweise aus einem Turbinenschnellschluss resultieren, schnell genug abgearbeitet werden können.

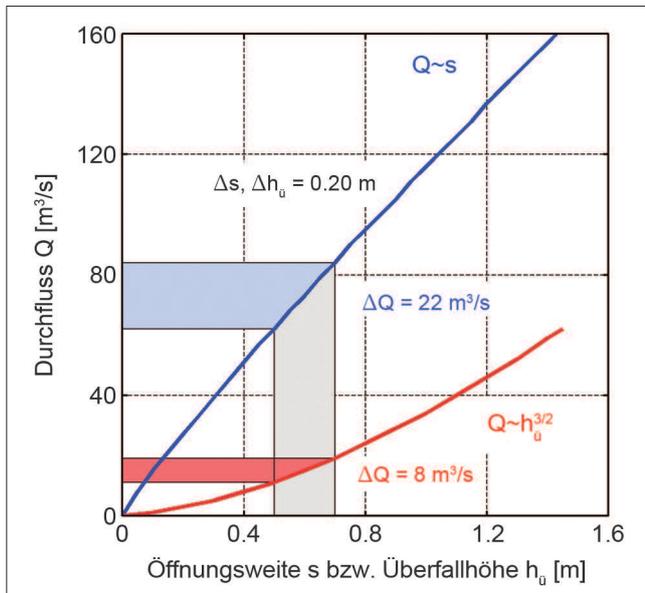


Bild 2: Vergleich der Über- und Unterströmung eines Wehrverschlusses am Beispiel des 17,50 m breiten Versenkschützes am Neckarwehr Deizisau; blau: Unterströmung, rot: Überströmung

Figure 2: Comparison of the overflow and underflow of a gate using the example of the 17.50-metre wide vertical lowering gate at the Neckar weir at Deizisau; blue: underflow, red: overflow

Im Gegensatz zu den extern angetriebenen Verschlüssen werden Sektorwehre durch das Zu- und Ableiten von Wasser in und aus dem Sektorinneren komplett hydraulisch gesteuert. Die Betriebserfahrungen der automatisierten Moselwehre zeigen, dass auch mit diesem einfachen Antriebsprinzip Stellgeschwindigkeiten von 5 cm bis 6 cm pro Minute erzielt werden. Je länger die Stellwege, desto höher sind hier die Verstellgeschwindigkeiten. Um die deutlich schnellere Reaktion der Turbinen zu kompensieren, wurde zum Angleichen des

unterschiedlichen Regelverhaltens ein Mindestverstellschritt für das Kraftwerk empfohlen, der auf Basis der Wehrkennlinien und eines Mindestverstellschrittes von 4 cm/min für die Sektoren ermittelt wurde (BAW, 2010).

2 Stellorgan im Regelkreis *Actuator in the closed loop system*

2.1 Notwendigkeit der Modellierung des Stellorgans Wehr

Need for the modelling of the weir as an actuator

Im Zuge der Entwicklung und Parametrisierung der OW/Q-Regler für die Moselstauufen war es notwendig, die Betriebsweise und die Hydraulik der dortigen Sektorwehre in einem mathematischen Modell abzubilden. Die Voraussetzungen lagen hierfür vor, da die Wasserstands-Abflussbeziehungen der Moselwehre durch physikalische Modelluntersuchungen in der BAW ermittelt worden waren sowie Fahrweise und Kenngrößen der einzelnen Verschlüsse bekannt waren. Damit konnte eine der Wasserhaushaltsregelung untergelagerte Wehrprogrammsteuerung (WPS) mit den Kenngrößen der Verschlüsse (Anzahl, Breite, Höhe, Verstellgeschwindigkeit, Mindestverstellschritt, Endlagen etc.) und die aus den Modellversuchen ermittelten Wehrkennlinien, der Zusammenhang von Abfluss und Überströmungshöhe, in einem Wehrmodell zusammengeführt werden.

Auf Grund von Bauwerksrestriktionen kann ein Wehrverschluss nicht beliebig oft verstellt werden, da „Ruhezeiten“ zwischen zwei Verstellritten einzuhalten und die Verstellgeschwindigkeiten durch die Antriebe limitiert sind (Abschnitt 1). Die Adaption des Istabflusses an einen geforderten Sollabfluss erfolgt damit verzögert in bauwerksabhängigen Mindestverstellritten. Eine ständige Nachführung des Istabflusses belastet die Antriebsmechanik der Wehrantriebe übermäßig und ist daher nicht sinnvoll (Abschnitt 3). Folglich ist die Trägheit des Stellorgans Wehr im Regelkreis zu berücksichtigen. Eine Vernachlässigung des „langsamen“ Stellorgans Wehr führt zu einer Fehleinschätzung des Regelverhaltens, was ein analytischer Ansatz (vgl. Abschnitte 2.2 bis 2.4) aufzeigt.

2.2 Analytischer Ansatz nach Kühne (1975) ohne Stell- und Filterglied

Analytical approach according to Kühne (1975) without actuator and filter term

Nachfolgend wird das Konzept von Kühne (1975) zur Parametrisierung von Reglerkennwerten für staugeregelte Flüsse vorgestellt. Dieses Verfahren berücksichtigt verschiedene Regelalgorithmen und ein vereinfachtes Flussmodell, das die Regelstrecke lediglich als Speicherglied abbildet. Die Hydraulik des Bauwerkes sowie die Messwertfilterung bleiben unberücksichtigt. Da dieser analytische Ansatz um Stellorgan und Datenfilterung erweitert werden kann (Abschnitt 2.3), wird dieses vereinfachte Verfahren genutzt, um die Auswirkungen unterschiedlicher Regelungsstrategien zu analysieren.

Ausgehend von der Bilanzgleichung

$$\frac{dV}{dt} = F(t) - Q(t) \quad (1)$$

ergibt sich unter der Annahme $dV \cong A \cdot dH$ nachfolgende Speichergleichung, die die Regelstrecke beschreibt:

$$\frac{dH}{dt} = \frac{1}{A} \cdot (F(t) - Q(t)) \quad (2)$$

Dabei bedeuten:

V	[m ³]	Speicherinhalt
A	[m ²]	Speicheroberfläche
H	[m]	Wassertiefe
F	[m ³ /s]	Zufluss in den Speicher/Stauhaltung
Q	[m ³ /s]	Abfluss aus dem Speicher/Stauhaltung

Unter der Annahme, dass zum Zeitpunkt $t = 0$ stationäre Zustände mit H_0 , $F_0 = Q_0$ herrschen, können die Größen der Gleichung (2) wie folgt formuliert werden. Die zeitlichen Änderungen sind durch Kleinbuchstaben gekennzeichnet.

$$\begin{aligned} H(t) &= H_0 + h(t) \\ F(t) &= F_0 + f(t) \\ Q(t) &= Q_0 + q(t) = F_0 + q(t) \end{aligned} \quad (3)$$

Damit ergibt sich die Bilanzgleichung wie folgt:

$$\frac{dH(t)}{dt} = \frac{dh(t)}{dt} = \frac{1}{A} \cdot (f(t) - q(t)) \quad (4)$$

In Gleichung (4) werden nicht die absoluten Größen betrachtet, sondern lediglich deren Änderung gegenüber den stationären Ausgangswerten (Arbeitspunkt: H_0 , $F_0 = Q_0$). Die Schreibweise wird vereinfacht, wenn der Zeitbezug der Größen nicht explizit erwähnt und die Zeitableitung mit h' bzw. q' abgekürzt wird (Gleichung 5).

$$h' = \frac{1}{A} \cdot (f - q) \quad (5)$$

Gleichung (5) beschreibt eine Regelstrecke 1. Ordnung (Differenzialgleichung 1. Ordnung). Es ist eine Regelstrecke ohne Ausgleich (integrale Strecke), da nach einer festen Änderung von f oder q die Regelgröße dauernd wächst oder fällt und sich damit keinem endlichen Wert nähert.

Damit bei einer Änderung der Stellgröße (Abfluss) q bzw. der Störgröße (Zufluss) f die Regelabweichung h auf Null zurückgeführt wird, muss die Stellgröße q aus einem Regelalgorithmus abgeleitet werden. Für eine Wasserstandsregelung über einen PI-Algorithmus erhält man, unter Beachtung der Randbedingungen, folgende Differenzialgleichungen für die Regelgröße h und die Stellgröße q in Abhängigkeit des gewählten Regelalgorithmus (Kühne, 1975).

$$\text{PI-Regler: } q = k_P \cdot h + k_I \cdot \int h \cdot dt \quad (6a)$$

$$A \cdot h'' + k_P \cdot h' + k_I \cdot h = f' \quad (6b)$$

$$A \cdot q'' + k_P \cdot q' + k_I \cdot q = k_P \cdot f' + k_I \cdot f$$

$$\text{mit } h(0) = q(0) = 0 \quad (6c)$$

$$h'(0) = \frac{1}{A} \cdot f(0)$$

$$\text{und } q'(0) = \frac{k_P}{A} \cdot f(0)$$

Die Gleichungen (6b) mit den Randbedingungen (6c) sind lineare und zeitinvariante Differenzialgleichungen (LZI-Systeme) und können im Zeitbereich abhängig von der Zuflussänderung f analytisch bzw. numerisch gelöst werden. Alternativ können die Gleichungen mit der Laplace-Transformation vom Zeitbereich in den Frequenz- bzw. Bildbereich überführt werden (Gleichungen 8 und 9). Die nachfolgenden Untersuchungen nutzen diese Transformation, da mit dem Strukturbild und der Block-

schaltbildalgebra die Gleichungen sehr viel einfacher abgeleitet und erweitert werden können. Auch nutzen zahlreiche Verfahren der Regelungstechnik den Bildbereich, um die Stabilität von Regelungen nachzuweisen (Bode-Diagramm, Nyquist-Kriterium, Wurzelortskurve etc).

2.3 Erweiterung des analytischen Ansatzes um Stell- und Filterglied

Extension of the analytical approach to include actuator and filter term

Die in Bild 3 dargestellten Strukturdiagramme für die Wasserstandsänderung h und die Abflussänderung q beinhalten bereits die Erweiterung um Messglied und Stellorgan Wehr. Das Systemverhalten der einzelnen Regelkreisglieder wird mit den Systemfunktionen G_S für die Strecke, G_F für die Messwertfilterung, G_R für den Regelalgorithmus und G_W für das Stellorgan Wehr beschrieben. Unter alleiniger Berücksichtigung der rot hinterlegten Blöcke G_S und G_R beschreibt Bild 3 den Ansatz von Kühne (1975).

Die Differenz $(f-q)$ wird mittels der Streckenbeschreibung in eine Wasserstandsänderung überführt. In der Realität wird diese Wasserstandsänderung durch schiffs- und windinduzierte Wellen überlagert, deren höhere Frequenzen durch ein Tiefpassfilter herausgefiltert werden. Die gefilterte Wasserstandsänderung h entspricht dabei der Abweichung vom Sollwert und damit dem Reglereingang. Der Regler ermittelt, in Abhängigkeit von seinen Parametern k_p und k_i , die Änderung des Sollabflusses q , der vom Stellorgan (Wehr) in eine tatsächliche Abflussänderung umgesetzt wird.

Die Systemfunktionen sind in den Gleichungen (7) und im rechten Strukturdiagramm des Bildes 3 beschrieben. Das Messwertfilter entspricht einem als PT1-Glied formulierten Tiefpass (z. B. Unbehauen, 2005). Die

Wehrträgheit im Regelkreis wird ebenfalls vereinfacht über ein PT1-Glied abgebildet. Damit beschreiben die folgenden vier Systemfunktionen das Verhalten der Regelkreisglieder im Bildbereich (Laplace-Ebene) mit der komplexen Variablen s .

$$\text{mit: } G_S(s) = \frac{1}{A \cdot s}; \quad G_F(s) = \frac{1}{1 + T_F \cdot s}; \quad (7)$$

$$G_R(s) = k_p + \frac{k_i}{s}; \quad G_W(s) = \frac{1}{1 + T_W \cdot s};$$

Verwendete Formelzeichen:

A	[m ²]	Speicheroberfläche
h	[m]	Änderung der Wassertiefe
f	[m ³ /s]	Änderung des Zuflusses in die Stauhaltung
q	[m ³ /s]	Änderung des Abflusses aus der Stauhaltung
k _p	[m ² /s]	Regelparameter Proportionalanteil
k _i	[m ² /s ²]	Regelparameter Integralanteil
T _F	[s]	Zeitkonstante des Filters
T _W	[s]	Zeitkonstante des Wehres

Für die Bestimmung der Gleichungssysteme im Bildbereich können die Gleichungen (6) transformiert oder aus Strukturdiagrammen (Blockbildern) gewonnen werden. Die Ableitung aus den Strukturdiagrammen des geschlossenen Regelkreises erweist sich hier als einfacher und anschaulicher Weg. Demnach ergeben sich aus dem Ansatz nach Kühne entsprechend den Strukturen nach Bild 3 die folgenden Laplace-Transformierten für Wasserstandsänderung h und Abflussänderung q :

$$L\{h(t)\} = H(s) = \frac{G_S(s)}{1 + G_0(s)} \quad (8)$$

$$= \frac{s}{A \cdot s^2 + k_p \cdot s + k_i} \cdot F(s)$$

mit $G_0(s) = G_S(s) \cdot G_R(s)$

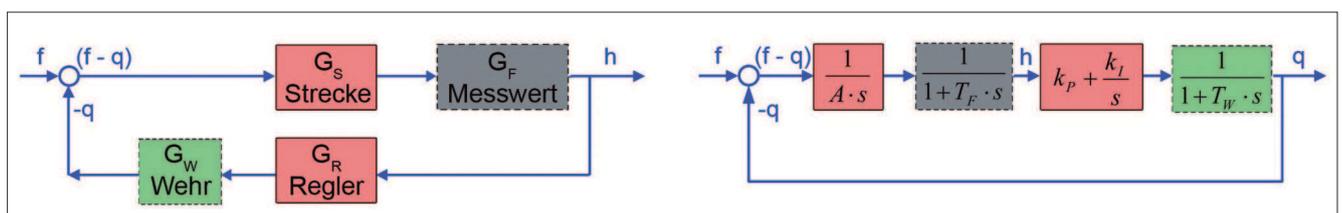


Bild 3: Strukturdiagramme für die Wasserstandsänderung h und Abflussänderung q
 Figure 3: Structure diagrams for change in water level h and in discharge q

$$L\{q(t)\} = Q(s) = \frac{G_0(s)}{1 + G_0(s)} \quad (9)$$

$$= \frac{k_p \cdot s + k_I}{A \cdot s^2 + k_p \cdot s + k_I} \cdot F(s)$$

Werden Messwertfilter und Wehr in Bild 3 mitberücksichtigt, so ergeben sich mit

$$G_0(s) = G_S(s) \cdot G_F(s) \cdot G_R(s) \cdot G_W(s)$$

nachfolgende Gleichungen in der Bildebene:

$$L\{h(t)\} = H(s) = \frac{G_S(s) \cdot G_F(s)}{1 + G_0(s)} \quad (10)$$

$$= \frac{T_W \cdot s^2 + s}{A \cdot (T_F \cdot T_W \cdot s^4 + (T_F + T_W) \cdot s^3 + s^2) + k_p \cdot s + k_I} \cdot F(s)$$

$$L\{q(t)\} = Q(s) = \frac{G_0(s)}{1 + G_0(s)} \quad (11)$$

$$= \frac{k_p \cdot s + k_I}{A \cdot (T_F \cdot T_W \cdot s^4 + (T_F + T_W) \cdot s^3 + s^2) + k_p \cdot s + k_I} \cdot F(s)$$

Die Software MATLAB mit der Erweiterung „Control System Toolbox“ (www.mathworks.de) bietet eine große Auswahl an Funktionen, mit denen LZI-Systeme in Regelkreisen bearbeitet und analysiert werden können. Darüber hinaus entfällt die Rücktransformation in den Zeitbereich, da über die Systemfunktion (z. B. Gleichungen (8) bis (11)) das Verhalten im Zeitbereich für MATLAB ebenfalls bekannt ist. Dies wird in Abschnitt 2.4 genutzt, um die Stabilität bzw. Instabilität von Regelkreisen zu verdeutlichen.

2.4 Berechnungsbeispiele unter Berücksichtigung der Wehrträgheit

Examples of calculations taking into account the sluggish behaviour of the weir

Die Wasserturbine ist im Gegensatz zum Wehrverschluss ein schnell reagierendes Stellorgan und in der Lage, jeden technisch möglichen Sollabfluss innerhalb der Taktzeit der Leittechnik (1 min) einzustellen. Sie muss im Regelkreis nur dann beachtet werden, wenn beispielsweise die Anzahl der Turbinenstellbefehle zu optimieren ist.

Das Stellorgan Wehr muss auch bei Ausfall der Turbinen in der Lage sein, die Wasserführung zu übernehmen, sodass sich ein regelbares Abflussspektrum von Niedrig- bis Hochwasser ergibt. Das Abflussverhalten des Wehres wird charakterisiert durch eine nichtlineare Wasserstands-Abflussbeziehung, durch den Wehrfahrplan und diverse Kenngrößen der einzelnen Verschlüsse. Im folgenden Beispiel wird diese Trägheit über ein PT1-Glied berücksichtigt (vgl. Bild 3).

Die analytische Lösung erfolgt unter der Annahme einer Zuflussänderung von $f = 50 \text{ m}^3/\text{s}$. Die daraus resultierenden Wasserstandsänderungen h sind in Bild 4A und C und die Abflussänderungen in Bild 4B und D dargestellt.

Folgendes kann aus Bild 4 abgeleitet werden:

1. Die analytische Lösung beschreibt eine reine Wasserstandsregelung, die auf einen Zuflusssprung reagiert, beispielweise aus dem abrupten Anfahren bzw. Abschalten einer Turbine oder infolge eines Starkniederschlagsereignisses in einem urbanen Einzugsgebiet (vgl. auch in diesem Heft: Schmitt-Heiderich und Belzner, 2012). Prinzipiell ist dabei für LZI-Systeme die Größe des Zuflusssprunges f von untergeordneter Bedeutung, da nach dem Superpositionsprinzip nur der Systemausgang linear skaliert wird, während sich das System- bzw. das Regelungsverhalten nicht ändert.
2. Bild 4A und Bild 4B ergeben sich aus der Lösung der Strukturdiagramme (vgl. Bild 3) bzw. der Gleichungen (8) bis (11). Werden lediglich die Regelstrecke und der Regelalgorithmus betrachtet, so wie es der Ansatz von Kühne (1975) vorsieht, stellen sich bereits nach 1,5 Stunden nahezu wieder stationäre Verhältnisse ein (rote Linie in Bild 4). Der vermeintlich gut parametrisierte Regelkreis zeigt deutliche Abfluss- und Wasserstandsschwankungen, wenn zusätzlich entweder das Messwertfilter oder die Wehrträgheit berücksichtigt werden (grüne und schwarze Linien). Mit einer realitätsnahen Betrachtung unter Berücksichtigung aller vier Größen des Regelkreises zeigt sich ein aufschwingendes Verhalten (blaue Linie). Die Regelung wird durch die Trägheit des Wehres instabil und erfordert geänderte Regelungsparameter.
3. Der Zuflusssprung f als Belastungsvorgabe tritt in der Realität als kontinuierliche Zuflussänderung auf (s. Bild 4C und Bild 4D). Hierzu wird angenommen,

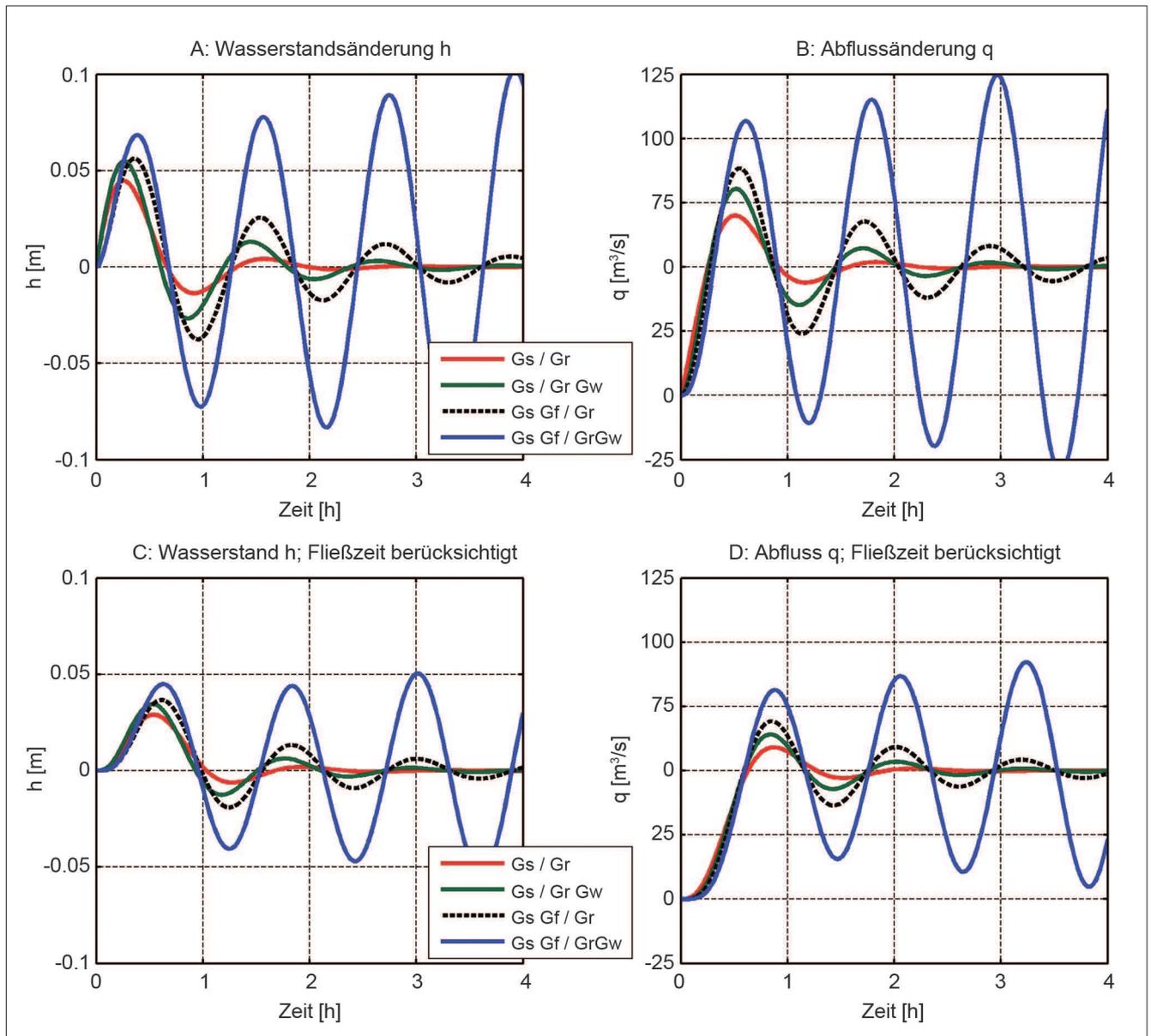


Bild 4: Berechnungsergebnisse für die Wasserstandsänderung h und Abflussänderung q (hier: $T_F = 300$ s, $T_W = 180$ s, $A = 500.000$ m², $k_p = 500$ m²/s und $k_i = 1$ m²/s²); A-B: Gleichungen 10-11; C-D: Zuflussprung verzögert und gedämpft mit 2 PT1-Gliedern ($T = 300$ s)

Figure 4: Results for change in water level h and in discharge q (with: $T_F = 300$ s, $T_W = 180$ s, $A = 500,000$ m², $k_p = 500$ m²/s and $k_i = 1$ m²/s²); A-B: equations 10-11; C-D: jump in inflow rate delayed and attenuated with 2 PT1 terms ($T = 300$ s)

dass die Zuflussänderung f verzögert und gedämpft auftritt, was hier über zwei Einzellinearspeicher für f realisiert wird (Zeitkonstanten: 300 s). Entsprechend den Vorschriften der Blockschaltbildalgebra können diese LZI-Glieder in den Vorwärts- und Rückwärtszweig des Regelkreises geschoben werden, wenn dabei beachtet wird, dass im Rückwärtszweig die inverse Systemfunktion der Zuflusssdämpfung steht. Die Ergebnisse zeigen, dass die Amplituden kleiner werden, allerdings bleibt die Regelung für den kompletten Regelkreis instabil.

In Bild 5 sind die Reaktionen für h und q bei einem negativen Zuflusssprung und einer geänderten Parametrisierung der Regelstrecke dargestellt. Die deutlich kleinere Wasseroberfläche A reagiert schneller auf die Zuflussänderung, wodurch sich auch andere Regelparameter ergeben. Anstatt eines PT1-Gliedes wird in diesem Beispiel ein Totzeitglied von 3 min für das Wehr verwendet. Auch dieses zweite Beispiel zeigt, dass der Regelkreis bei der Berücksichtigung aller Glieder des Regelkreises instabil werden kann.

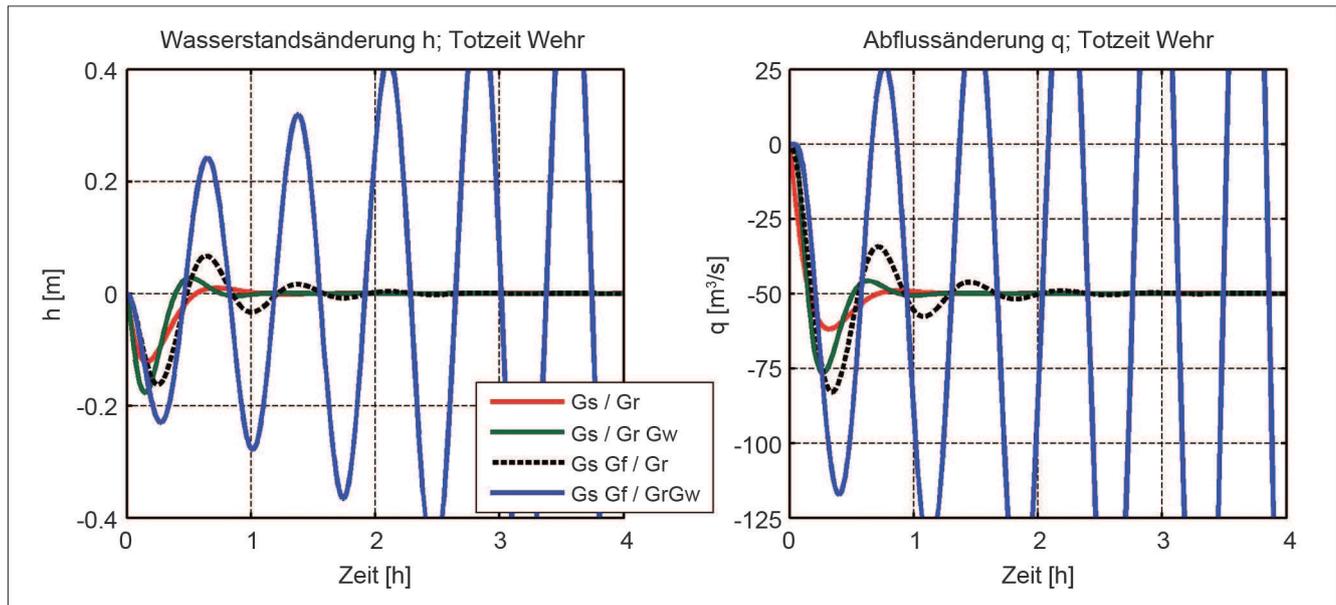


Bild 5: Berechnungsergebnisse für die Wasserstandsänderung h und Abflussänderung q bei negativem Zuflussprung (hier: $T_F = 300$ s, Totzeit Wehr = 180 s, $A = 100.000$ m², $k_p = 250$ m²/s und $k_f = 0,4$ m²/s²)

Figure 5: Results for change in water level h and in discharge q for negative jumps in inflow rate (with: $T_F = 300$ s, delay weir: 180 s, $A = 100,000$ m², $k_p = 250$ m²/s and $k_f = 0.4$ m²/s²)

Mit diesen Beispielen wird gezeigt, dass die Trägheit des Stellorgans Wehr einen Einfluss auf die zu ermittelnden Regelparameter hat. Durch eine Vernachlässigung der Wehrträgheit kann im Extremfall ein instabiler Regelkreis resultieren.

In der Realität ist das Verhalten des Stellorgans Wehr deutlich komplexer und nicht als LZI-Glied formulierbar, da aus Ruhezeiten zwischen Stellschritten (Totzeiten) und Mindestverstellungsschritten ein nichtlineares Abflussverhalten des Stellorgans resultiert. Die Beschreibung mit den LZI-Gliedern ist geeignet, das prinzipielle Regelungsverhalten zu erläutern, für die Bemessung der Regelungsparameter sind diese Ansätze aufgrund der starken Vereinfachung aber nicht geeignet.

3 Folgen der fehlenden Berücksichtigung des Stellorgans Wehr im Aufbau einer ASR

Consequences of not including the weir as an actuator when developing an automated discharge and water level control

Der Wasserhaushaltsregler in Kombination mit einem Abflussverteiler gibt den Sollabfluss für die Stellorgane vor. Die Umsetzung in den Ist-Abfluss erfolgt in den

unterlagerten Kraftwerks- und Wehrprogrammsteuerungen (KPS und WPS). Die WPS berücksichtigt die Eigenschaften der Wehrverschlüsse und der Antriebe, wofür es in der Literatur wenige Beispiele gibt (Arnold et al., 2012, in diesem Heft). Üblicherweise wird der Sollabfluss über das Wehr als Stellgröße betrachtet, für den die Wehrstellung berechnet und im folgenden Zeitschritt umgesetzt wird. Diese Annahme trifft bei den in der Abfluss- und Stauregelung (ASR) üblichen Abtastzeiten von einer Minute selten zu.

Wenn die Eigenschaften der Wehrverschlüsse und der Antriebe nicht berücksichtigt werden, können zwei unterschiedliche fehlerhafte Regulationssituationen provoziert werden:

1. Der Regelkreis ist ohne Beachtung der WPS parametrisiert und setzt ein zügiges Umsetzen des Sollwertes voraus. Ein vermeintlich stabiler Regelkreis kann dann bei ungünstiger Beanspruchung instabil werden (s. Abschnitt 2.4).
2. Die Eigenschaften der Wehrverschlüsse und der Antriebe sind unzureichend in der WPS berücksichtigt. Infolgedessen wird das Wehr versuchen, kleine Änderungen im Sollabfluss ständig nachzufahren. Dies führt zu häufigen Stellbefehlen und starkem Verschleiß einzelner Bauteile.

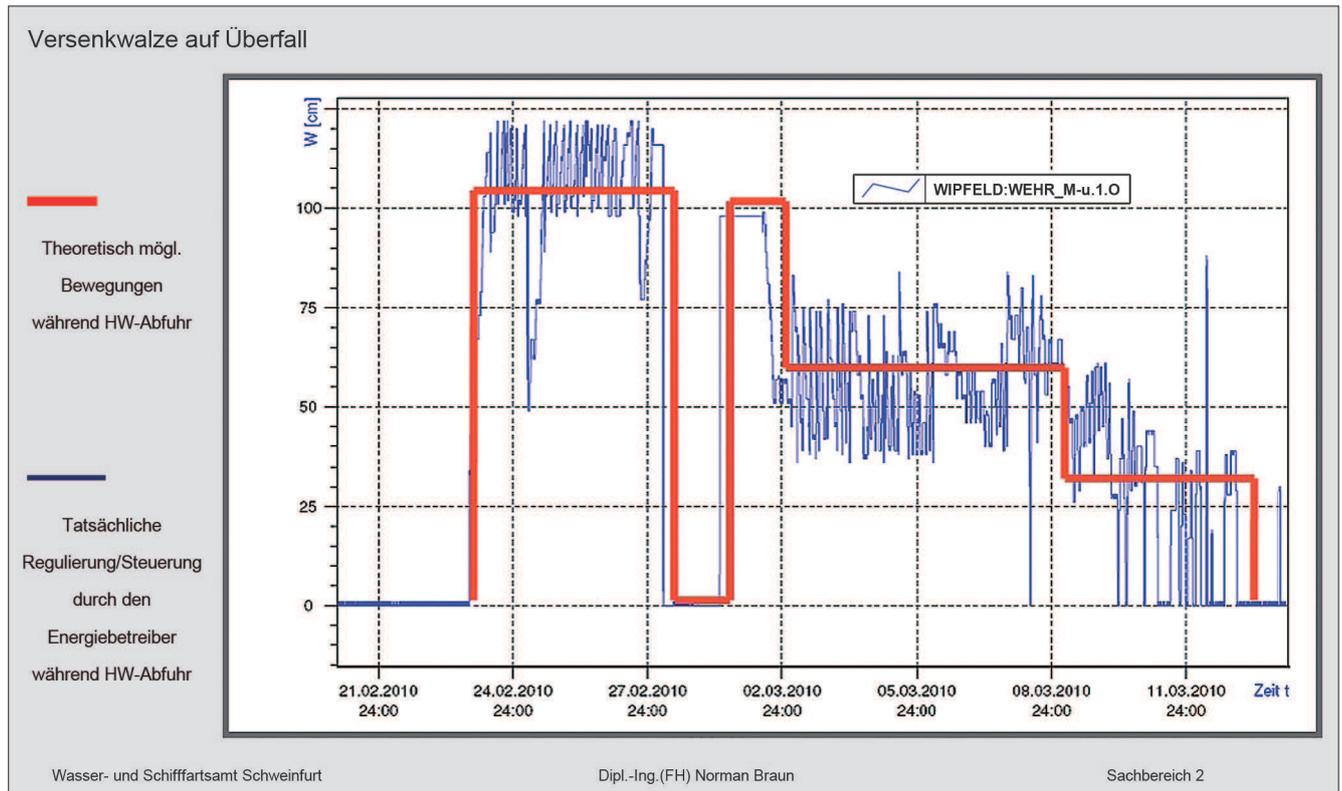


Bild 6: Fahrwege einer Versenkwalze während eines HW-Abflusses (Braun, 2009)
 Figure 6: Actuation of a roller gate during flood discharge (Braun, 2009)

Braun (2009 und 2011) und Hofmann (2011) berichten über ein Beispiel am Main, bei dem die Eigenschaften der Wehrverschlüsse und der Antriebe bei der Automatisierung nicht berücksichtigt wurden.

In Abstimmung mit der WSV werden die Wehranlagen am Main durch die E.ON Wasserkraft von einer zentralen Steuerstelle in Langenprozelten aus ferngesteuert (WSA Schweinfurt, 2009). Ein OW/Q-Regler führt Kraftwerk und Wehr auf Grundlage einer Verwaltungsvorschrift (VV-WSD Süd 22-1). Allerdings zeigen die Betriebserfahrungen der letzten Jahre, dass hier noch Optimierungsbedarf besteht. In Bild 6 sind exemplarisch die Verstellungen der Versenkwalze der Mainstaustufe Wipfeld dargestellt, die zur Feinregulierung verwendet wird. Die blaue Linie zeigt die tatsächlichen Bewegungen bei einem Hochwasser über einen Zeitraum von 20 Tagen gegenüber einer idealen „ruhigen“ Fahrweise (rote Linie). Diese unruhige Fahrweise der Verschlüsse ließ sich auch an anderen Wehranlagen am Main beobachten.

Die häufigen Stellschritte für die Versenkwalze blieben nicht ohne Folgen für die beweglichen Bauwerksteile, wie die plastischen Verformungen der Zahnschiene und der Zahnkränze in Bild 7 zeigen. Infolgedessen kam es

zur Schiefstellung und damit einhergehend zu einer veränderten Belastung der Walze und deren Lagerung. Das Laufverhalten der Walze ändert sich. Mit zunehmendem Spiel der Walzenführung neigt diese zu strömungsinduzierten Schwingungen, was den Verschleiß weiter beschleunigt. Das Bauwerk „altert“ sehr schnell und benötigt bereits nach einer kurzen Betriebsdauer eine aufwändige Sanierung.



Bild 7: Plastische Verformungen der Zahnschiene und der Zahnkränze an der Versenkwalze der Mainstaustufe Viereth (Braun, 2009 und 2011)

Figure 7: Plastic deformation of toothed rack and sprocket wheel at the roller gate at the Viereth dam of the Main River (Braun, 2009 and 2011)

4 Modelle für das Stellorgan Wehr *Models for the weir as an actuator*

4.1 Datengrundlage

Data basis

Die Automatisierung von Wehranlagen setzt die Kenntnis von Wehrkennlinien voraus, die den spezifischen Zusammenhang zwischen Verschlussstellung, Abfluss sowie Ober- und Unterwasserstand beschreiben. Mit Hilfe der Wehrkennlinien kann der über den Regler ermittelte Sollabfluss in eine Solllage eines Verschlusses umgerechnet werden und umgekehrt. Die unterschiedlichen Verschlussstypen sowie die unterschiedliche Anzahl und Breite der Wehrfelder sind zu berücksichtigen. Als Grundlage für die systematische Erstellung von Wehrkennlinien werden in der BAW in der Regel Modelluntersuchungen von Wehranlagen durchgeführt (Grimm et al., 2007). Sofern keine Modellergebnisse oder Naturmessungen vorliegen, müssen die Wehrkennlinien mit den aus der Literatur bekannten Abflussbeiwerten abgeschätzt werden (z. B. Naudascher, 1992).

Mit den bauwerksspezifischen Kenngrößen, dem Wehrfahrplan und den Wehrkennlinien liegen alle notwendigen Informationen vor, um ein für die vorliegende Fragestellung hinreichend genaues Bauwerksmodell zu erstellen.

4.2 Wahl eines Wehrmodells

Choosing a model for the actuator weir

In den Abschnitten 2 und 3 wurde gezeigt, dass die Vernachlässigung des Stellorganes Wehr bei der Parametrisierung des Reglers zu Instabilitäten bzw. zu einem erhöhten Bauwerksverschleiß führen kann. Bei der Wahl des Wehrmodells stellt sich die Frage, wie genau das Original abgebildet werden muss, damit die rechnergestützte Parametrisierung des Wasserhaushaltsreglers realitätsnah erfolgt.

Wie sich am Beispiel der Regelstrecke anschaulich aufzeigen lässt, muss auch bei der Wahl eines Wehrmodells nicht zwangsläufig das qualitativ hochwertigste Verfahren verwendet werden. Bei der Modellierung der Regelstrecke wird üblicherweise ein eindimensionales HN-Verfahren genutzt, das den instationären Ab-

flussvorgang beschreibt. Prinzipiell wäre auch hier eine zwei- oder dreidimensionale Modellierung möglich, welche das Streckenverhalten genauer wiedergeben würde. Der Mehraufwand stünde aber in keinem Verhältnis zu der interessierenden Zielgröße, dem Wasserstand am Regelungspegel (Punktinformation). Ein mehrdimensionales Modell gibt hier die Wasserstände am Regelungspegel nicht zwangsläufig besser wieder, da Messfehler und Unsicherheiten aus wind- und schiffsinduzierten Wellen größer sind als die Unsicherheiten der verwendeten Modellansätze. Im Gegenteil, einige Untersuchungen zeigen, dass für die ASR die eindimensionale Beschreibung des instationären Abflussvorganges über die Saint-Venantschen Gleichungen sogar vereinfacht werden kann (siehe Beitrag Schmitt-Heiderich und Gebhardt, 2012, in diesem Heft).

Für die Mosel- und Saarwehre erstellte die BAW bisher Wehrmodelle, wie z. B. das eines Zugsegmentes mit Aufsatzklappe für die Saarstaustufe Mettlach (Bild 8A). Da die Geometrie des Zugsegmentes und der Aufsatzklappe in dem Bauwerksmodell miterfasst sind, ist die aktuelle Stellung der Verschlussorgane zu jedem Zeitpunkt bekannt. Die Lageänderung pro Zeitschritt wird über die Verstellgeschwindigkeiten berechnet. Bei der Ermittlung des Abflusses über die Fischbauchklappe ist zu berücksichtigen, dass sich die Lage des Hochpunkts mit der Drehung ändert (vgl. auch Bild 9B). Die bekannten Verschlusscharakteristika, z. B. der Mindesthub des Zugsegmentes zur Vermeidung von strömungsinduzierten Schwingungen, sind bekannt und werden im Wehrmodell berücksichtigt. Die Wehrkennlinien wurden im Labor der BAW ermittelt (BAW, 1978, und Pulina und Voigt, 1981) und die funktionellen Abhängigkeiten derart aufbereitet, dass das Wehrmodell in Abhängigkeit der Anzahl der aktiven Wehrfelder, des Oberwasserstandes und der aktuellen Lage der Regelorgane den Ist-Abfluss bestimmt. Der Abfluss über das Wehr ist nur bei selten auftretendem Hochwasser rückgestaut und implizit in den Wehrkennlinien enthalten, weshalb der Unterwasserstand als Einflussgröße nicht berücksichtigt werden muss.

Das Wehrmodell beschreibt somit die maßgeblichen Zusammenhänge und die Wechselwirkung zwischen Wehr und Abfluss realitätsnah und bestmöglich. Der dazu erforderliche große Aufwand für die Modellerstellung ist nur an den Wasserstraßen gerechtfertigt, an denen ähnliche Verschlussstypen vorhanden sind, die

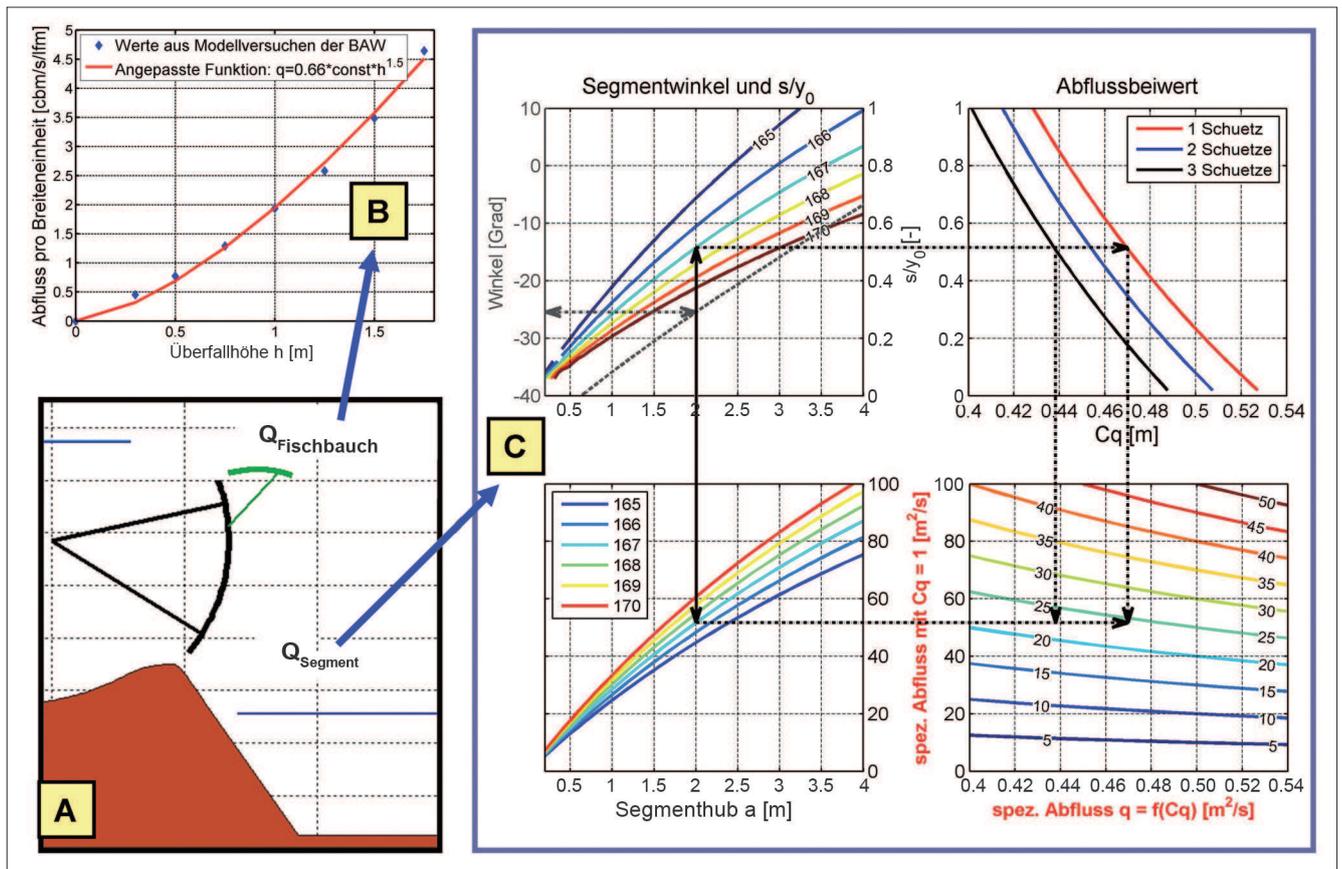


Bild 8: Modellierung der Bewegung eines Zugsegmentes mit Aufsatzklappe (A) und funktionale Abhängigkeiten des spezifischen Abflusses bei Überströmung (B) und Unterströmung (C)

Figure 8: Modelling the movement of a reverse radial gate with flap gate (A) and functional dependencies of the specific discharge at overflow (B) and underflow (C)

die Wiederverwendbarkeit der entwickelten Wehrmodelle gewährleisten. Dagegen finden sich am Neckar zahlreiche Wehranlagen mit verschiedenen Verschlussarten. Um den Aufwand zu minimieren, sollte hier ein vereinfachtes Wehrmodell verwendet werden, das eine hinreichend genaue Beschreibung im Regelkreis gewährleistet. Diese Vorgehensweise wird im Folgenden am Beispiel einer Fischbauchklappe skizziert.

4.3 Modell- und Parameterunsicherheit in dem Wehrmodell

Model and parameter uncertainty in the model for the actuator weir

Die Wahl des „richtigen“ Bauwerkmodells im Regelkreis kann mit dem Konzept der stochastischen Bemessung (Plate, 1992) analysiert und bewertet werden. Gegenüber einer klassischen Betrachtung, die lediglich zwischen den Aussagen „richtig“ oder „falsch“ zu unterscheiden vermag, werden die Unsicherheiten mit

stochastischen Methoden beschrieben und in Beziehung gesetzt, sodass eine Quantifizierung von „richtig“ oder „falsch“ möglich wird. Ein komplexes Modell reduziert zwar die Unsicherheit, die aus einer vereinfachten Prozessbeschreibung resultiert (Modellunsicherheit), gleichzeitig werden aber mehr Parameter notwendig, wodurch die Parameterunsicherheit vergrößert werden kann. Die gleichzeitige Betrachtung von Modell- und Parameterunsicherheit liefert dann ein optimales Modell, das nicht zwangsläufig auch das komplexeste sein muss. Diese stochastische Betrachtung erlaubt weitere Unsicherheiten zu berücksichtigen, sofern die natürliche Variabilität, Stichproben- oder Messunsicherheit von Bedeutung sind. Am Beispiel der Fischbauchklappe wird dieses Vorgehen erläutert.

Bild 9A zeigt die auf dem Zugsegment aufgesetzte Fischbauchklappe der Saarstaustufe Mettlach. Unsichere oder eventuell fehlerbehaftete Parameter sind hier Drehwinkel, Drehgeschwindigkeit und Überfallhöhe. Die Unsicherheiten in der Überfallhöhe h resultie-

ren aus dem Messfehler der Wasserstandserfassung am Pegel, der Gleichsetzung des Pegelwertes mit dem maßgebenden Wasserstand am Wehr, instationären Effekten aus Schwall und Sunk, schiffs- und windinduzierten Wellen und baulichen Ungenauigkeiten. Hinzu kommt die Unsicherheit in den Wehrkennlinien, die hier der unsicheren Überfallhöhe zugerechnet wird. Damit werden in der Überfallhöhe h zahlreiche Fehler summarisch zusammengefasst. Untersuchungen zur Fehlerfortpflanzung zeigen, dass die Überfallhöhe h die Parameterunsicherheiten dominiert. Unsicherheiten aus einer ungenauen Bestimmung des Drehwinkels oder der Drehgeschwindigkeit sind von untergeordneter Bedeutung und werden daher im Folgenden vernachlässigt und als fehlerfrei angenommen.

Zur Erläuterung des „Zusammenspiels“ von Modell- und Parameterunsicherheiten werden zwei Modelltypen unterschieden:

1. Komplexes Wehrmodell: Die Geometrie der Fischbauchklappe wird berücksichtigt, wobei der Hochpunkt in Abhängigkeit vom Drehwinkel wandert (s. Bild 9B). Die Hochpunkte der Fischbauchklappe sind als Punkte aufgetragen und die Differenz aus Wasserstand und Hochpunkt (Überfallhöhe) bestimmt den Abfluss über die Klappe.
2. Einfaches Wehrmodell: Die Lage des Hochpunkt entspricht in jeder Position der Oberkante der Fischbauchklappe, d.h. die Überfallhöhe ergibt sich aus der Differenz von Wasserstand und Oberkante der Fischbauchklappe.

Für den Vergleich der Bauwerksmodelle wird angenommen, dass das Zugsegment geschlossen ist, sodass der Hochpunkt der Aufsatzklappe unabhängig vom Drehwinkel des Zugsegmentes ist. Da die Unsicherheiten in h die Parameterunsicherheit dominiert, beschreibt der Parameter h die maßgebenden Unsicherheiten in beiden Modellansätzen. Die Parameterunsicherheit wird normalverteilt angenommen mit dem Mittelwert $\mu = h$ und einer Standardabweichung σ , die 5% von h entspricht (Variationskoeffizient: 0,05). Aus diesen normalverteilten Überfallhöhen kann bei gegebenem Drehwinkel die Verteilung des Abflusses rückgerechnet werden, die im vorliegenden Fall ebenfalls normalverteilt ist. In Bild 9C sind für eine Überfallhöhe von $h = 1,0$ m und einen Klappendrehwinkel von 10° die resultierenden Abflussverteilungen dargestellt. Die blaue

Verteilung ergibt sich für das komplexe Wehrmodell: Sie nähert sich der Realität bestmöglich an und weist eine geringe Modellunsicherheit auf. Eine größere Modellunsicherheit ergibt sich hingegen mit dem vereinfachten Wehrmodell (rote Verteilung). Dadurch, dass die Oberkante der Fischbauchklappe tiefer als der tatsächliche Klappenhochpunkt liegt, vergrößert sich die Überfallhöhe h . Da außerdem die Parameterunsicherheit proportional zur Überfallhöhe angenommen wurde, vergrößert sich für den vereinfachten Modellansatz die Streuung der Abflüsse.

Unter der Annahme, dass das Auftreten des wahren Wertes für den spezifischen Abfluss mit der blauen Verteilung beschrieben ist, kann gefordert werden, dass der wahre Wert kleiner als $\mu + 2 \cdot \sigma$ sein muss. Diese Grenze beschreibt den „wahren“ spezifischen Abfluss, der mit einer Wahrscheinlichkeit von 98% nicht überschritten wird (hellblaue Linie in Bild 9C). Für die Verteilung des einfachen Wehrmodells wird nun analysiert, welcher Anteil oberhalb dieser Grenze liegt (inverser „Fehler der 2. Art“). Dieser Fehlerbereich ist in Bild 9C gelb hinterlegt und beschreibt die Modellunsicherheit für das einfache Wehrmodell, die von der Überströmhöhe, dem Drehwinkel und der Unsicherheit von h (Parameterunsicherheit) abhängt. Anschaulich lässt sich mit Bild 9C die Wirkung der Parameterunsicherheit erläutern. Wenn die Parameterunsicherheit größer wird, bleiben zwar die Mittelwerte für beide Modelltypen unverändert, aber beide Standardabweichungen der spezifischen Abflüsse vergrößern sich. In Folge wird die 98%-Grenze in Richtung des Mittelwertes des einfachen Wehrmodells verschoben und der Fehlerbereich verkleinert sich, d.h. mit größer werdender Parameterunsicherheit verkleinert sich die Modellunsicherheit!

Die Einzelbetrachtungen der Modellunsicherheiten sind in Bild 9D und E systematisch zusammengefasst. Dazu wurde der Drehwinkel zwischen 0 und 30 Grad und die Überfallhöhe zwischen 0 und 1,8 m variiert. Bild 9D und E unterscheiden sich darin, dass unterschiedliche Parameterunsicherheiten mit 5% (Bild 9D) bzw. 20% (Bild 9E) gewählt wurden.

Bei kleiner Parameterunsicherheit (Bild 9D) bewirkt die vereinfachte Modellierung der Fischbauchklappe bei einem Drehwinkel von 15 Grad und für Überfallhöhen kleiner als 1,0 m bereits einen großen Fehler. Unter der Bedingung, dass die Überfallhöhe h und die hierunter

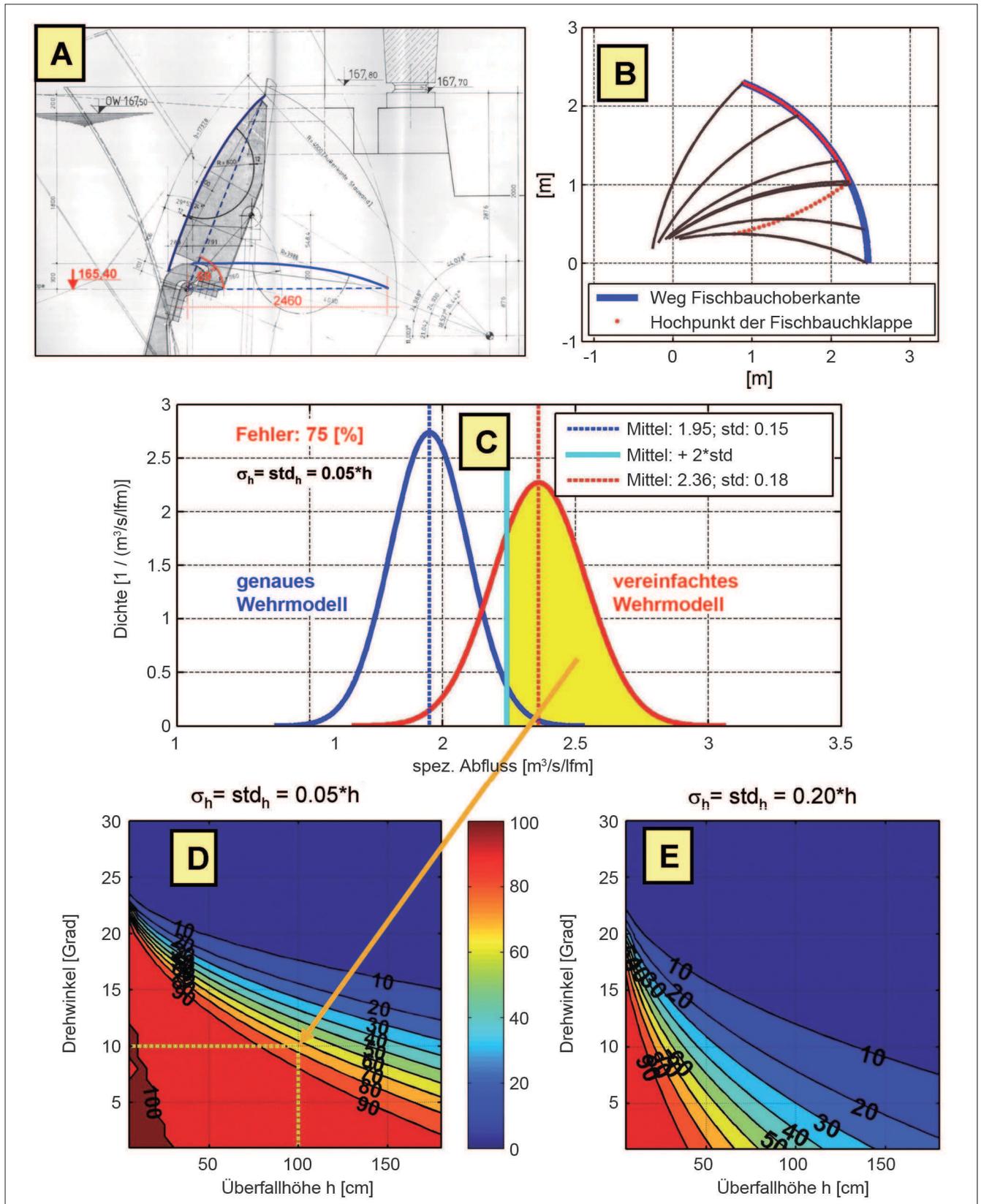


Bild 9: Analyse von Modell- und Parameterunsicherheiten; A: Querschnitt der Fischbauchklappe; B: Weg des Hochpunktes der Fischbauchklappe; C: Modellunsicherheit für $h = 100$ cm, Drehwinkel = 10° und $\sigma_h = 0,05 \cdot h$; D: Modellunsicherheit für $\sigma_h = 0,05 \cdot h$; E: Modellunsicherheit für $\sigma_h = 0,20 \cdot h$

Figure 9: Analysis of model and parameter uncertainties; A: cross section of flap gate; B: path of the highest point of the flap gate; C: model uncertainty for $h = 100$ cm, angle of rotation = 10° and $\sigma_h = 0.05 \cdot h$; D: model uncertainty for $\sigma_h = 0.05 \cdot h$; E: model uncertainty for $\sigma_h = 0.20 \cdot h$

summierten Fehler sehr klein sind, entsteht bei Verwendung des einfachen Modells ein großer Fehler. Hier ist dem komplexen Modell der Vorzug zu geben.

Bei großer Parameterunsicherheit (Bild 9E) ist der Modellfehler des vereinfachten Ansatzes deutlich kleiner, da die große Parameterunsicherheit die Unsicherheiten überdeckt, die in den unterschiedlichen Modellvorstellungen liegen. Hier ist eine vereinfachte Wehrmodellierung vorzuziehen.

Die Analyse von Modell- und Parameterunsicherheiten führt bei der Bewertung des „richtigen“ Wehrmodells zu gegensätzlichen Schlussfolgerungen. Eine abschließende Wertung setzt die größenmäßige Einordnung der Parameterunsicherheit voraus, die hier zu 5% und 20% der Überströmhöhe h angenommen wurde. Die Fehler bzw. die Unsicherheiten, die im Parameter h aufsummiert sind, müssen künftig für die unterschiedlichen Verschlussstypen detailliert bestimmt und analysiert werden. Wenn die Unsicherheiten in den Parametern quantifiziert sind, können die Modellunsicherheiten entsprechend dem Vorgehen in Bild 9 bewertet werden. Abhängig von der vorliegenden Parameterunsicherheit wird dann das „richtige“ Wehrmodell bestimmt.

In einem weiteren Schritt ist zu prüfen, wie sich unterschiedliche Wehrmodelle auf die Parametrisierung der ASR auswirken. Wenn diese Untersuchungen zur Analyse der Unsicherheiten vorliegen und deren Ergebnisse eine Vereinfachung rechtfertigen, dürfen vereinfachte Bauwerksmodelle zur Reglerparametrisierung in der automatisierten ASR genutzt werden. Diese Kenntnisse liegen noch nicht vor und müssen künftig erarbeitet werden.

5 Ausblick *Outlook*

Mit dem momentanen Kenntnisstand wird die BAW die beiden gegensätzlichen Ansätze verfolgen, die das Bauwerksverhalten einerseits möglichst genau und andererseits möglichst einfach beschreiben. Sofern die unterschiedlichen Modellansätze im Regelkreis vergleichbare Ergebnisse zeigen, kann dem einfachen Bauwerksmodell der Vorzug gegeben werden. Diese heuristische Methode ist allerdings aufwändig und die Erkenntnisse sind nicht zwangsläufig auf andere

Standorte übertragbar. Nur die genaue Kenntnis über mögliche Fehler und deren Wirkungen werden hier zu einem Modellverständnis führen, das es erlaubt, bei hinreichend genauer Beschreibung der örtlichen Verhältnisse den Aufwand zu minimieren.

6 Literatur *References*

Arnold, E., Schmitt-Heiderich, P., Sawodny, O. (2012): Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) – Stand von Wissenschaft und Technik. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012. S. 23-64.

Braun, N. (2009): Walzenwehrprobleme am Main. Interne Präsentation, WSA Schweinfurt.

Braun, N. (2011): Ursachen und Notwendigkeit für einen Verschlusswechsel am Wehr Viereth. BAW Kolloquium: Instandhaltung von Verkehrswasserbauwerken, 25. und 26. Oktober 2011 in Karlsruhe.

Bundesanstalt für Wasserbau (1978): Gutachten über die Staustufe Mettlach/Saar; 1. Teil. Auftraggeber: Wasser- und Schifffahrtsdirektion Südwest, Auftragsnr.: BAW – W361, unveröffentlicht.

Bundesanstalt für Wasserbau (2001): Gutachten über die Abfluss- und Stauzielregelung der Staustufe Detzem, unveröffentlicht.

Bundesanstalt für Wasserbau (2010): Gutachten über die Abfluss- und Stauzielregelung der Moselstaustufen mit jeweils einem gemeinsamen Regler für Wehr und Kraftwerk, unveröffentlicht.

Bundesanstalt für Wasserbau (2004): Bericht über die Ermittlung der Wehrkennlinien für das Neckarwehr Deizisau, unveröffentlicht.

Fachstelle für Maschinenwesen (FSMW) Koblenz (2011): Persönliche Mitteilungen.

Grimm, E., Kemnitz, B., Seiter, H., Sengstock, J., Voigt, A. (2007): Entwicklungsstand der physikalischen Modelluntersuchung von Schleusen und Wehren. Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Wasserbau, Nr. 90, Juli 2007.

Hofmann, W. (2011): Konzept für die Instandhaltung der Wehre am Main. BAW Kolloquium: Instandhaltung von Verkehrswasserbauwerken, 25. und 26. Oktober 2011 in Karlsruhe.

Kühne, A. (1975): Flusstaueregulierung, Grundsätzliche Betrachtungen mit systemtheoretischen Methoden. Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie, Technische Hochschule Zürich.

Naudascher, E. (1992): Hydraulik der Gerinne und Gerinnebauwerke. 2. Auflage, Springer Verlag, Wien.

Plate, E. (1992): Stochastic design in hydraulics: Concept for a broader application. Proceedings of the Sixth IAHR International Symposium on Stochastic Hydraulics, Taipei.

Pulina, B., Voigt, A. (1981): Hydrodynamische Belastung der Wehrverschlüsse an den Saarstufen Rehlingen, Mettlach und Schoden sowie Abflussleistung bei spezifischen Betriebsfällen – Modelluntersuchungen. Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Wasserbau, Nr. 49, 1981.

Schmitt-Heiderich, P., Gebhardt, M. (2012): Der Einfluss der Regelstrecke Stauhaltung auf die Abfluss und Stauzielregelung (ASR). In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 81-98.

Schmitt-Heiderich, P., Belzner, F. (2012): Verfahren zur Parametrisierung von PI-Reglern der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 123-134.

Unbehauen, H. (2005): Regelungstechnik I. 13. Auflage, Vieweg Verlag, Wiesbaden.

W-WSD Süd 22-1 (1983): Verwaltungsvorschrift der Wasser- und Schifffahrtsdirektion Süd: Abflussregelung Main und Regnitz. 1983.

Wasser- und Schifffahrtsamt Schweinfurt (2009): Interner Bericht zur Ursachenforschung der Schäden am Wehr R in Viereth, unveröffentlicht.

Der Einfluss der Regelstrecke Stauhaltung auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)

The Influence of the Controlled System on the Automated Discharge and Water Level Control

Dr.-Ing. Peter Schmitt-Heiderich, Dr.-Ing. Michael Gebhardt, Bundesanstalt für Wasserbau

Eine OW/Q-Regelung besteht aus einem Regelungsanteil (OW) und einer Störgrößenaufschaltung (Q). Die Störgrößenaufschaltung entspricht einem Steuerungsanteil, der die Größe des aktuellen Zuflusses in die Stauhaltung als einen zu erwartenden Abfluss am Regelungspegel angibt. Diese Abflussvorhersage liefert den zeitlich vorausschauenden Anteil der ASR, der ebenso wie der Regelungsanteil vor Inbetriebnahme parametrisiert sein muss.

Hier wird ein standardisiertes Verfahren zur Dimensionierung der Störgrößenaufschaltung vorgestellt. Eine genaue Abschätzung dieses Anteiles stabilisiert die Wasserstandsregelung, dazu muss jedoch das Verhalten der Regelstrecke bekannt sein. Der eindimensionale instationäre Gerinneabfluss wird mit den Saint-Venantschen Gleichungen beschrieben. Mögliche Vereinfachungen dieser Gleichungen werden diskutiert und es wird gezeigt, dass für staugeregelte Fließstrecken eine hinreichend genaue Formulierung mit dem Diffusionswellenansatz möglich ist. Für eine einfache Formulierung der Störgrößenaufschaltung ist auch dieser Ansatz zu kompliziert, üblicherweise werden hier in Reihe geschaltete LZI-Glieder genutzt, die eine Abflussvorhersage für einen Abflussquerschnitt, hier den Regelungspegel, liefern. Für die Parametrisierung des Steuerungsanteiles wird ein stochastisches Verfahren vorgestellt, das eine standardisierte Dimensionierung in Reihe geschalteter PT1-Glieder und eines Totzeitgliedes ermöglicht. Dieses Verfahren kombiniert unsichere Anpassungen der Zeitparameter T_F des PT1-Gliedes mit variablen Tagesabflüssen und ermittelt aus diesen den Erwartungswert von T_F .

An OW/Q controller consists of a control term and a feedforward control (Q). The feedforward control corresponds to a feedforward control term which shows the volume of the current inflow into the impoundment

as a discharge that is to be expected at the concession level. This discharge prediction provides the anticipated volume of the (automated) discharge and water level control, which, like the control term, must be parameterised before it is put into operation.

This article presents a standardised method for the dimensioning of the feedforward control. A precise estimation of this term stabilises the water level control, but in order to make this estimation, the behaviour of the controlled system must be known. The one-dimensional, non-steady discharge is described using the Saint Venant equations. Possible simplifications of these equations will be discussed, and we will demonstrate that for impounded flowing reaches a sufficiently precise formulation is possible using the diffusion wave method. This method is also too complicated for a simple formulation of the feedforward control; in this case serially connected LTI (linear time-invariant) elements are normally used, which allow a discharge prediction for a discharge cross-section, in this case, the concession level. A stochastic method for the parameterisation of the feedforward control term will be explained, which permits a standard dimensioning of serially-connected PT1 elements and a dead time term. This method combines uncertain adjustments of the time parameters T_F of the PT1 element with variable daily discharges and uses these to calculate the expected value T_F .

1 OW/Q-Regelung und Regelstrecke *OW/Q controller and controlled system*

Die OW/Q-Regelung ist Stand der Technik für die Abfluss- und Stauzielregelung an Bundeswasserstraßen und gewährleistet durch die Vorgabe von Sollabflüssen an den Stellgliedern, dass der Ist-Wasserstand in der

Regelstrecke auf einem geforderten Sollwasserstand gehalten wird. Der Aufbau und die Algorithmen einer OW/Q-Regelung, die eine Regelung mit einer Steuerung kombiniert, sind definiert, doch erfordert deren Parametrisierung die Beachtung der lokalen Situation, die durch die untersuchte Stauhaltung und deren Stellorgane beschrieben wird. Auf die Stellorgane im Regelkreis wird im Beitrag von Schmitt-Heiderich et al. (2012) in diesen BAWMitteilungen eingegangen, der Fokus in diesem Beitrag ist auf die Regelstrecke gerichtet.

In Bild 1 ist der Signalfluss einer OW/Q-Regelung schematisch dargestellt, der in dem Beitrag von Schmitt-Heiderich (2012) in diesen BAWMitteilungen ausführlich erläutert ist. Im Signalfluss entspricht die Regelstrecke der blau hinterlegten Stauhaltung, welche rot umrandet in Bild 1 hervorgehoben ist.

Bei der modellgestützten Parametrisierung der Regler steht die Stauhaltung nicht für den realen staugeregelten Fluss, sondern für ein hydronumerisches Modell. Die BAW nutzt hierzu das BAW-eigene 1D-HN-Verfahren CasControl bzw. CasCade+ (Bleninger et al., 2006), das den instationären Abfluss und Wasserstand im Gewässer numerisch berechnet. CasControl und CasCade+ stimmen im Rechenkern überein, unterscheiden sich aber darin, dass CasControl über die Einbindung in MATLAB & Simulink in jedem Zeitschritt neue Randbedingungen vorgegeben bekommt. Der Zufluss in die Stauhaltung wird dabei entweder als synthetisches oder historisches Ereignis vorgegeben, während der Abfluss durch den unter Simulink realisierten Regler mit jedem Zeitschritt neu ermittelt wird. Die HN-Simulation eines Berechnungszeitschrittes liefert den Istwasserstand am Regelungspegel. Aus der Differenz von Ist- und Sollwasserstand ermittelt der Regler einen Abflussanteil, der zusammen mit der Störgröße den Abflusssollwert vorgibt. Die Umsetzung in einen Kraftwerks- und Wehrabfluss erfolgt über ein vereinfachtes Modell in Simulink, das die wesentlichen Kenngrößen wie Wehrfahrplan, Wehr- und Turbinenkennlinien, Stellgeschwindigkeiten etc. berücksichtigen muss. Der über die Bauwerksmodellierung ermittelte Istabfluss wird dann im nächsten Zeitschritt als untere Randbedingung im HN-Modell angesetzt.

Die OW/Q-Regelung wird aus einem PI-Regelalgorithmus für den Wasserstand (OW) und einer Störgrößenaufschaltung (Q) gebildet. Der Q-Anteil in der Regelung

entspricht einem Steueranteil (d. h. ohne Rückkopplung) und liefert dem OW/Q-Regler eine Komponente, die unter Berücksichtigung des Streckenverhaltens eine vorausschauende Regelung ermöglicht. Der Steueranteil (Q-Anteil) ist im Signalfluss in Bild 1 als Störgrößenaufschaltung abgebildet und blau hinterlegt. Bei guter Abschätzung des Steueranteils wird der Abfluss gleichmäßig und die Anzahl der Stellbefehle reduziert, da der sich schnell ändernde Regelungsanteil aus dem PI-Algorithmus im Verhältnis zum Steueranteil klein ist. Der PI-Algorithmus wirkt letztendlich auch als Fehlerkorrektur für die unvermeidlichen Ungenauigkeiten bei der Zuflussermittlung.

Für die Abbildung des Streckenverhaltens in der Störgrößenaufschaltung muss für den operationellen Betrieb eine robuste und wenig rechenintensive Lösung angestrebt werden. Dies ist nur durch ein vereinfachtes Modell der Regelstrecke zu erreichen. In Abschnitt 2

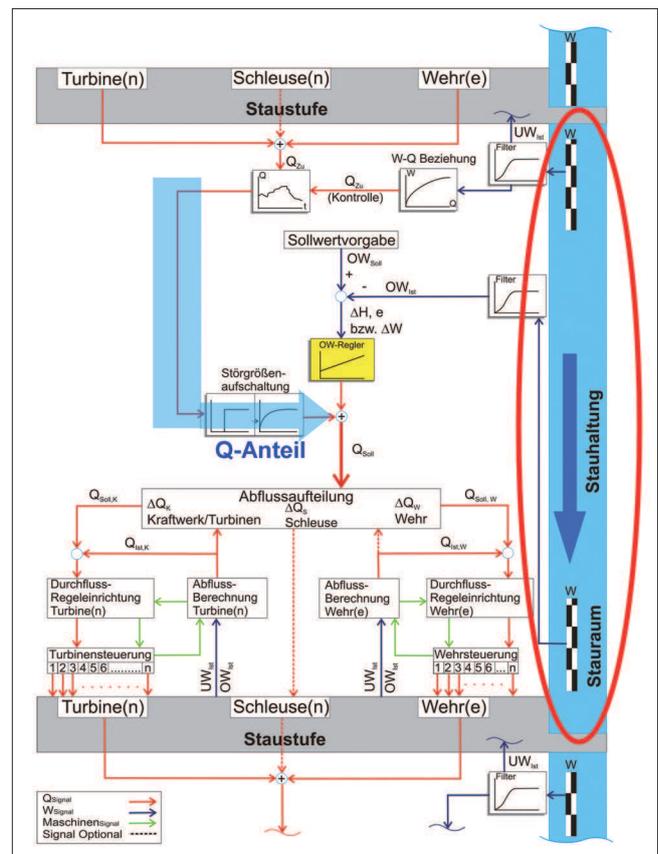


Bild 1: Schema des Signalflusses zur Steuerung und Regelung eines staugeregelten Flusses mit Fokus auf die Regelstrecke (vgl. auch Schmitt-Heiderich, 2012, in diesem Heft)

Figure 1: Signal flow diagram for the feedforward and closed loop control of an impounded river with focus on the controlled system (see also Schmitt-Heiderich, 2012, in this newsletter)

wird daher das Streckenverhalten einer Stauhaltung analysiert und mögliche Vereinfachungen diskutiert, bevor in Abschnitt 3 ein vereinfachtes Modell und ein Verfahren zur standardisierten Parametrisierung vorgestellt wird.

2 Untersuchungen zur Regelstrecke

Investigations of the controlled system

2.1 Saint-Venant Gleichungen

Saint-Venant equations

Der eindimensionale instationäre Gerinneabfluss wird mathematisch mit den Saint-Venantschen Gleichungen beschrieben, die ein nichtlineares, hyperbolisches System partieller Differenzialgleichungen bilden, die den Massen- und Impulserhalt beschreiben. Dieses Gleichungssystem wird mit der Kenntnis von Rand- und Anfangswerten gelöst. Werden Q und h als abhängige Variablen gewählt und ein seitlicher Zufluss vernachlässigt, ergeben sich die Kontinuitäts- und die Bewegungsgleichung (Impulserhaltung) entsprechend den Gleichungen (1). Der Reibungsterm I_R wird hier über die Fließformel nach Gauckler-Manning-Strickler entsprechend Gleichung (2) beschrieben, wobei auch andere funktionale Zusammenhänge verwendet werden können (z. B. Zanke, 2002).

Das Gleichungssystem kann nicht geschlossen, sondern nur numerisch gelöst werden, wie z. B. mit Hilfe von Charakteristiken, finiten Differenzen oder finiten Elementen. Die Verfahren sind seit über 30 Jahren bekannt und werden u. a. in Cunge et al. (1980), Abott (1979) oder Mahmood and Yevjevich (1975) beschrieben.

$$\overbrace{\frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{Q^2}{A} \right) + g \cdot A \cdot \frac{\partial h}{\partial x} + \overbrace{g \cdot A \cdot I_R}^{\text{Reibungsterm}} - \overbrace{g \cdot A \cdot I_S}^{\text{Schwerkraftterm}}}_{\text{Impulsgleichung}} = 0$$

$$\overbrace{\frac{\partial Q}{\partial x} + \frac{\partial A}{\partial t}}_{\text{Kontinuitätsgleichung}} = 0; \quad (1)$$

$$\text{mit: } \frac{\partial A}{\partial t} = \frac{\partial A}{\partial h} \cdot \frac{\partial h}{\partial t} = b \cdot \frac{\partial h}{\partial t}$$

$$I_R = \frac{Q \cdot |Q|}{(A \cdot k_{St} \cdot R^{2/3})^2} = \frac{Q \cdot |Q|}{Conv^2} \quad (2)$$

Darin bedeuten:

x	[m]	Fließrichtung
t	[s]	Zeit
Q	[m ³ /s]	Durchfluss
A	[m ²]	durchströmte Fläche $A(h)$ mit Breite $b(h)$;
h	[m]	Wassertiefe
v	[m/s]	mittlere Strömungsgeschwindigkeit in x -Richtung
I_S	[-]	Sohlgefälle
I_R	[-]	Reibungsgefälle
k_{St}	[m ^{1/3} /s]	Stricklerbeiwert
U	[m]	benetzter Umfang
R	[m]	hydraulischer Radius ($R = A/U$)
$Conv$	[m ³ /s]	spezifischer Abflussfaktor

Für ein prismatisches Gerinne kann das Gleichungssystem (1) nach (3) überführt werden. Gegenüber den Gleichungen (1) wird in (3) die Bewegungsgleichung in ihrer nicht konservativen Form (abhängige Variable: Geschwindigkeit v) beschrieben und in der Kontinuitätsgleichung wird die Änderung des spezifischen Abflusses q der Wasserstandsänderung gleichgesetzt. Diese Darstellung ist in der Literatur häufig zu finden. Sie erlaubt es, die einzelnen Terme bzw. Glieder der Impulsgleichung dimensionslos und anschaulich zu interpretieren.

$$\begin{array}{c}
 \text{Impulsgleichung} \qquad \qquad \qquad \text{Kontinuitätsgleichung} \\
 \hline
 \underbrace{\frac{1}{g} \cdot \frac{\partial v}{\partial t}}_{\text{lokale Beschl.}} + \underbrace{\frac{v}{g} \cdot \frac{\partial v}{\partial x}}_{\text{konvektive Beschl.}} + \underbrace{\frac{\partial h}{\partial x}}_{\text{Druckterm}} + \underbrace{\tilde{I}_R}_{\text{Reibungsgefälle}} - \underbrace{\tilde{I}_S}_{\text{Sohlgefälle}} = 0; \quad \underbrace{\frac{\partial q}{\partial x}}_{\text{Durchflussänderung}} + \underbrace{\frac{\partial h}{\partial t}}_{\text{Speicheränderung}} = 0; \quad (3) \\
 \hline
 \underbrace{\hspace{15em}}_{\text{Normalabfluss}} \\
 \hline
 \underbrace{\hspace{15em}}_{\text{kinematischer Wellenansatz}} \\
 \hline
 \underbrace{\hspace{15em}}_{\text{Diffusionswellenansatz}} \\
 \hline
 \underbrace{\hspace{15em}}_{\text{dynamischer Wellenansatz (St. Venant)}}
 \end{array}$$

Werden in der Bewegungsgleichung nur das Reibungs- und Sohlgefälle berücksichtigt und vorausgesetzt, dass sich der Abfluss in Fließrichtung nicht ändert (damit bleiben auch Wassertiefe und Fließgeschwindigkeit unverändert), so stellt sich gleichförmiger Abfluss ein, der auch als Normalabfluss bezeichnet wird und einen stationären Abflusszustand beschreibt. Normalabfluss liegt aber in staugeregelten Flüssen nur oberstrom der Stauwurzel vor, sodass diese Vereinfachung nicht zulässig ist. Wird in der Kontinuitätsgleichung zusätzlich der instationäre Term der Speicheränderung berücksichtigt, ergibt sich der kinematische Wellenansatz. Auf Grund der Forderung $I_R = I_S$ ist die kinematische Welle nur auf frei fließende Gewässer anwendbar, vorausgesetzt die Wasserstandsänderungen sind vernachlässigbar klein.

Mit dem Diffusionswellenansatz werden die Wasserstandsänderungen in der Bewegungsgleichung berücksichtigt, sodass der Ansatz auch für die Beschreibung rückgestauter Fließstrecken nutzbar ist, wie im nachfolgenden Beispiel gezeigt wird. Die möglichen Vereinfachungen in den Saint-Venantschen Gleichungen werden ausführlich u. a. in Plate et al. (1977), Dyck und Peschke (1983) oder Chow et al. (1988) beschrieben, wobei die aus den Vereinfachungen resultierenden Lösungsansätze vorrangig zur Beschreibung des Hochwasserwellenablaufes genutzt wurden, die in der Literatur auch unter dem Begriff „Flood Routing“ zusammengefasst werden. Für eine vertiefte mathematische Diskussion der Ansätze wird z. B. auf Cunge et al. (1980) verwiesen.

2.2 Diskussion der Terme der Impulsgleichung *Discussion of the terms of the momentum equation*

Die Terme der Impulsgleichung (3) werden an einem Rechteckgerinne untersucht, das in der Länge und der Geometrie der Saarstauhaltung Mettlach ähnelt. Das prismatische Gerinne der Fließstrecke ist 23 km lang, 60 m breit und die Sohlhöhendifferenz zwischen den Rändern der Stauhaltung beträgt 4 m. Hieraus ergibt sich ein Sohlgefälle von 0,17‰.

Für den Pegel Fremersdorf, der in der Saarstauhaltung Mettlach Wasserstand und Abfluss erfasst, liegen langjährige Abflussreihen der Jahre 1996 bis 2006 in Zeitschritten von 15 Minuten vor, die für die weitere Auswertung zu Stundenmittelwerten aufbereitet wurden. Zusätzlich wurde ein Abflussgrenzwert von $Q_{\text{grenz}} = 50 \text{ m}^3/\text{s}$ definiert, da Abflüsse unterhalb dieses Grenzwertes stark durch Schwall- und Sunkwellen aus Schleusungen überlagert werden. Aus der Differenz aufeinanderfolgender Stundenmittelwerte oberhalb des Schwellenwertes Q_{grenz} wurde der Absolutwert einer stündlichen Abflussänderung gebildet. Die statistische Auswertung dieser Absolutwerte, die als Geschwindigkeit der Abflussänderung interpretiert werden können, zeigt, dass ca. 95% der Abflussänderungen kleiner $\Delta Q = 15 \text{ m}^3/\text{s}$ pro Stunde sind (Bild 2A). Mit einer Wahrscheinlichkeit von 99% sind die Abflussänderungen kleiner als $30 \text{ m}^3/\text{s}$.

Eine Sensitivitätsanalyse zeigt, dass für eine Erhöhung des Schwellenwertes bis auf $Q_{\text{grenz}} = 400 \text{ m}^3/\text{s}$ bei gleicher Wahrscheinlichkeit größere Abflussänderungen

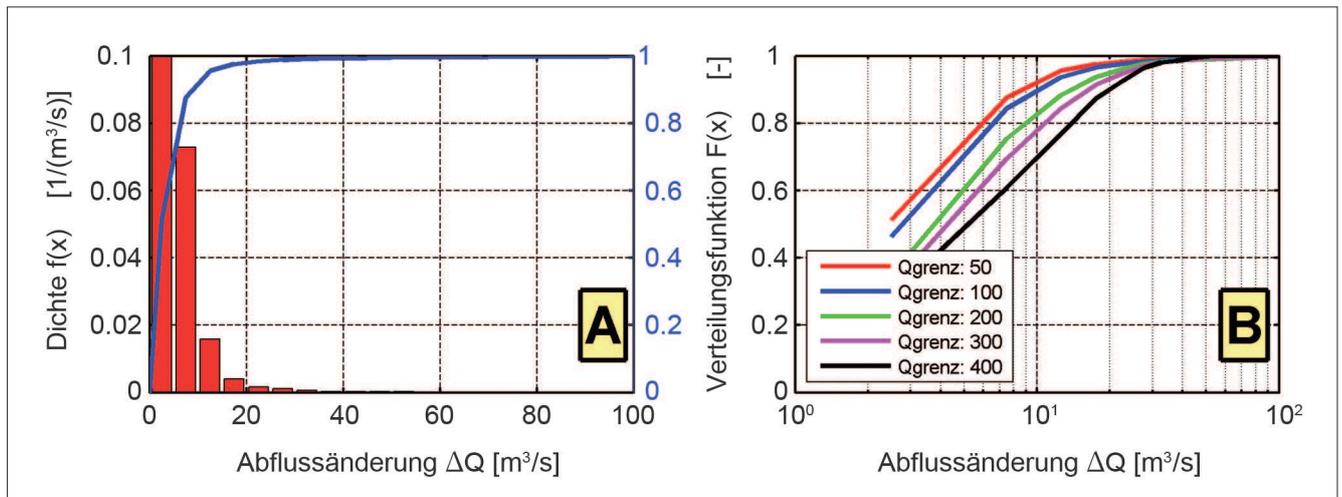


Bild 2: Abflussänderung ΔQ pro Stunde in Abhängigkeit eines Schwellenwertes Q_{grenz} : Dichte- und Verteilungsfunktion für $Q_{\text{grenz}} = 50 \text{ m}^3/\text{s}$ (A) und Verteilungsfunktionen für unterschiedliche Q_{grenz} (B)

Figure 2: Change of discharge ΔQ per hour depending on Q_{grenz} : density and distribution function for $Q_{\text{grenz}} = 50 \text{ m}^3/\text{s}$ (A) and distribution functions for different Q_{grenz} (B)

zu erwarten sind. Das bedeutet, bei Hochwasser sind tendenziell größere Abflussänderungen zu erwarten als bei Mittelwasser. Allerdings ist der Einfluss des Schwellenwertes bei großen Abflussänderungen von $\Delta Q = 30 \text{ m}^3/\text{s}$ nur noch gering (Bild 2B).

Für die Untersuchungsstrecke wurde die Zuflussganglinie als Rampe (Bild 3A) vorgegeben, die in 1000 min von $50 \text{ m}^3/\text{s}$ auf $300 \text{ m}^3/\text{s}$ ansteigt. Dieser Anstieg entspricht einer Zuflussänderung von $15 \text{ m}^3/\text{s}$ pro Stunde und für die Saarstauhaltung Mettlach einer schnellen und selten in dieser Höhe auftretenden Änderung. Sowohl vor als auch nach der Rampe ist der Zufluss konstant, sodass sich zu Beginn und am Ende der Simulation stationäre Verhältnisse einstellen. Als untere

Randbedingung wurde ein konstanter Wasserspiegel von 14 m angenommen. Die Simulationsdauer beträgt 2000 min.

In Bild 3B ist ein Längsschnitt mit Kanalsole und vier Wasserspiegellagen zu unterschiedlichen Zeitpunkten dargestellt. Die Wasserspiegellagen bei $T = 100$ bzw. 1900 min sind stationär, während die Wasserspiegellagen für $T = 800$ bzw. 1200 min instationäre Momentaufnahmen darstellen. Im Längsschnitt ist zu erkennen, dass die Stauwurzel für $Q = 50 \text{ m}^3/\text{s}$ etwa bei Fluss-km 15 liegt und mit steigendem Abfluss nach unterstrom wandert. Bei $Q = 300 \text{ m}^3/\text{s}$ ($T = 1900 \text{ min}$) herrscht zwischen Fluss-km 22 und 15 Normalabfluss und die Wasserspiegellage ist nahezu parallel zur Sohlage ($l_s = l_R$).

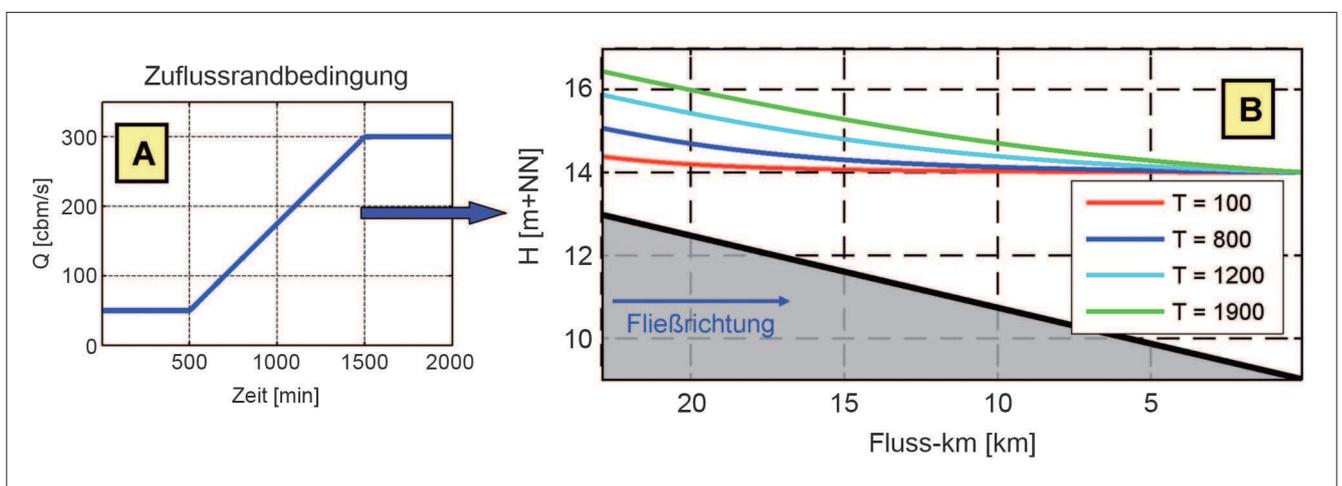


Bild 3: Zuflussrandbedingung (A) und Wasserstände zu vier unterschiedlichen Zeitpunkten in dem Rechteckgerinne (B)

Figure 3: Inflow boundary condition (A) and water levels at four different times in the prismatic channel (B)

In Bild 4 sind für Fluss-km 15 die einzelnen Terme der Impulsgleichung dargestellt. In Bild 4A sind lokale und konvektive Beschleunigung aufgetragen, die in derselben Größenordnung liegen, aber entgegengesetzte Vorzeichen aufweisen. Beim Vergleich der Beschleunigungsterme mit dem Reibungs-, dem Sohlgefälle und dem Druckterm (Bild 4B und Bild 4C) fällt auf, dass die Beschleunigungsterme um etwa zwei Größenordnungen kleiner sind. Der relativ geringe Einfluss der Beschleunigungsterme ist nicht neu und wurde bereits von Henderson (1966), Miller and Cunge (1975) oder Cunge et al. (1980) anhand freifließender Gewässer aufgezeigt.

In einem anderen Beispiel wurden die Terme der Impulsgleichung von Verworn (1980) für einen Kanal analysiert, der mit zwei verschiedenen Zuflussganglinien beaufschlagt wurde. Er zeigte, dass bei einer vereinfachten Kanalnetzrechnung die beste Anpassung

an die Lösung der Saint-Venantschen Gleichungen erzielt werden kann, wenn beide Beschleunigungsterme vernachlässigt werden (Diffusionswellenansatz). Wird nur die lokale oder die konvektive Beschleunigung vernachlässigt, so verschlechtert sich die Anpassung, da die Beschleunigungsterme fast über die gesamte Dauer der Abflusswelle betragsmäßig vergleichbar groß sind, jedoch mit entgegengesetztem Vorzeichen. Auch für die Kanalnetzrechnungen gilt, dass das Reibungs-, das Sohlgefälle und der Druckterm deutlich größer sind als die Beschleunigungsterme, allerdings beträgt der Unterschied nur eine Größenordnung, da im schnell reagierenden Kanalnetz die Abflussänderungen bei Starkniederschlägen deutlich größer ausfallen als in Flusseinzugsgebieten.

Bild 4D zeigt den zeitlichen Verlauf aller Glieder der Impulsgleichung. Im Vergleich wird deutlich, dass die

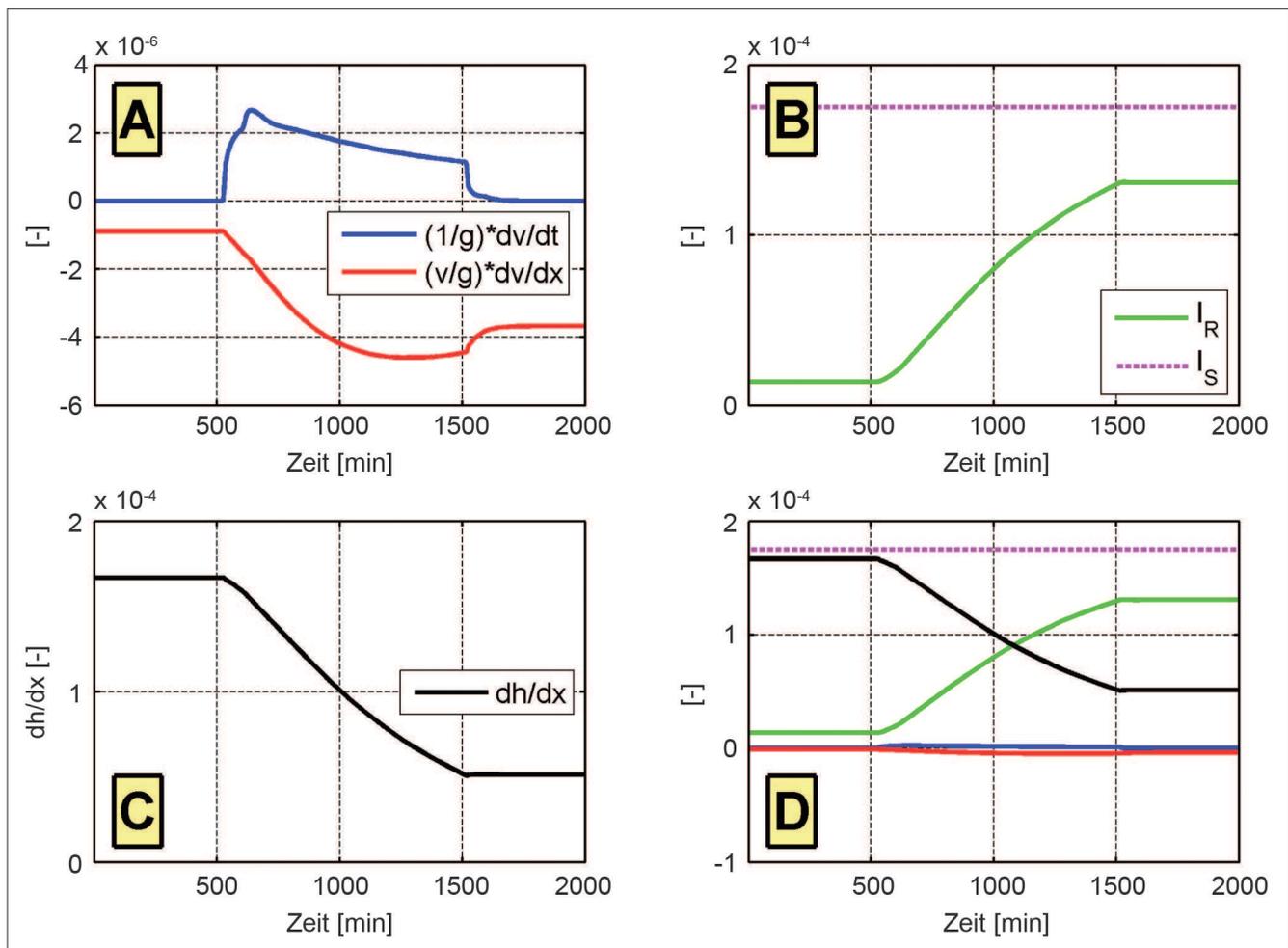


Bild 4: Zeitlicher Verlauf der Terme der Bewegungsgleichung bei Fluss-km 15: lokale und konvektive Beschleunigung (A), Reibungs- und Sohlgefälle (B), Druckglied (C) und alle fünf Terme (D)

Figure 4: Time course of the terms in the momentum equation at river km 15: local and convective acceleration term (A), friction and gravity gradient (B), pressure force term (C) and all five terms (D)

Beschleunigungsglieder vernachlässigbar klein sind, auch wenn, wie im vorliegenden Fall, ein ungewöhnlich schneller Anstieg des Zuflusses vorliegt. Die Darstellung in Bild 4D wird nachfolgend genutzt, um an vier Profilen des Untersuchungsgerinnes das Verhältnis der einzelnen Glieder in der Impulsgleichung zu beschreiben. Zur besseren Orientierung sind die Untersuchungsprofile im Längsschnitt in Bild 5 gekennzeichnet.

In Bild 5 fällt Folgendes auf:

- Die Beschleunigungsglieder sind vernachlässigbar, unabhängig davon, ob der Querschnitt im Rückstaubereich oder im freifließenden Abschnitt liegt. Dies kann für die lokale Beschleunigung zusätzlich mit einer einfachen Überlegung erklärt werden: Nach den Berechnungsergebnissen steigt bei Fluss-km 21 die
- Geschwindigkeit infolge der Zuflussänderung von 50 auf 300 m³/s von 0,5 auf 1,5 m/s an. Die Zeit, die hierbei für die Geschwindigkeitsänderung benötigt wird, beträgt 1000 min. Damit ergibt sich nach Gleichung 3 für den Term der lokalen Beschleunigung $1,7 \cdot 10^{-6}$ [-]. Damit die lokale Beschleunigung die Größenordnung des Sohl-, Reibungsgefälles oder des Drucktermes erreicht, müsste der Zuflussanstieg von 250 m³/s in 10 min erfolgen! Ein derartig schneller Zuflussanstieg ist unrealistisch.
- Schnelle Abflussänderungen in Stauhaltungen entstehen im Wesentlichen durch Schleusungsvorgänge. Untersuchungen zu Schwall und Sunk zeigen hier, dass die Beschleunigungsglieder bei Niedrigwasserabfluss nicht vernachlässigt werden dürfen. Bei einer OW/Q-Regelung wird die Schleusungs-

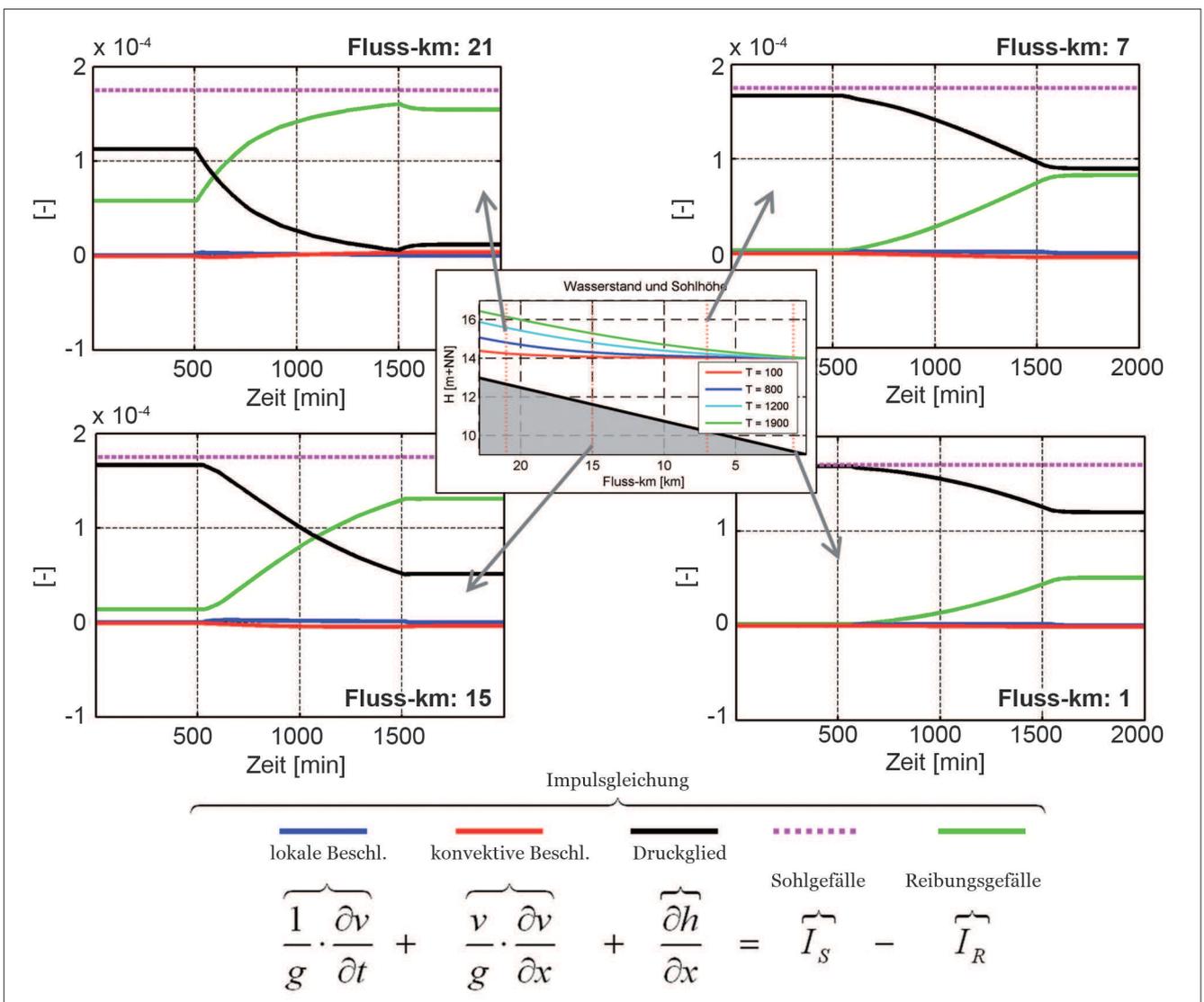


Bild 5: Zeitlicher Verlauf der Terme der Impulsgleichung an vier Querprofilen in einem Rechteckgerinne
 Figure 5: Time course of the terms in the momentum equation at four cross-sections in the prismatic channel

wassermenge jedoch nicht im Q-Anteil berücksichtigt, da eine Kompensierung der durch die Schleusung verursachten Wasserstandsänderungen über die Wehrsteuerung nicht möglich und für die Kraftwerkssteuerung nicht erwünscht ist. Aus diesem Grund wird der Einfluss von Schleusungen über die Filterung der Wasserstände berücksichtigt (Schmitt-Heiderich, 2009; Gebhardt et al., 2012, in diesem Heft).

- Durch Umformung der Impulsgleichung in Gleichung (3) kann das Sohl- und Reibungsgefälle auf die rechte Seite gebracht werden, sodass das Druckglied der Differenz aus Sohl- und Reibungsgefälle entspricht, da die Beschleunigungsterme vernachlässigbar klein sind. Dieser umgekehrte Verlauf der Gefälledifferenz zu dem Druckterm ist in Bild 5 deutlich zu erkennen.
- Für das Testgerinne dominieren im rückgestauten Bereich Sohlgefälle und Druckglied, während das Reibungsgefälle eine untergeordnete Bedeutung hat. Dies wird deutlich für den Abschnitt zwischen Fluss-km 1 und Fluss-km 15 und $T < 500$ min.
- Bei stationären Abflussbedingungen ist in Gewässerabschnitten mit annähernd Normalabflussverhältnissen zu erkennen, dass das Druckglied vernachlässigbar klein ist und das Reibungsgefälle sich dem Sohlgefälle annähert. Dies ist beispielsweise bei Fluss-km 21 und $T > 1500$ min zu erkennen.

Besondere regelungstechnische Lösungsansätze, wie z.B. die modell-prädiktive Regelung (MPR) oder eine übergeordnete Steuerung für mehrere Stauhaltungen, erfordern eine detailliertere Betrachtung der Regelstrecke (Arnold et al., 2012, in diesem Heft). Die Analyse der Impulsgleichung zeigt hierbei, dass die Beschleunigungsterme in den Saint-Venantschen Gleichungen vernachlässigt werden dürfen und die Fließvorgänge in Stauhaltungen mit dem Diffusionswellenansatz hinreichend genau beschrieben werden. Aus diesem Ansatz entsteht eine parabolische partielle DGL 2. Ordnung mit abflussabhängigen Variablen, deren Lösung im Allgemeinen numerisch erfolgen muss, wie es beispielweise in Miller and Cunge (1975) gezeigt wird.

Für eine standardisierte und einfach zu parametrisierende Störgrößenaufschaltung ist auch der Diffusionswellenansatz zu komplex, da numerische Verfahren instabil werden können und nicht zwangsläufig auf einer speicherprogrammierbaren Steuerung (SPS) lauffähig

sind. Da die Abfluss- und Stauzielregelung aber eine häufige Fragestellung mit ähnlichen Randbedingungen ist, muss der Wasserhaushaltsregler so einfach wie möglich aufgebaut sein und möglichst standardisiert parametrisiert werden können. Die Algorithmen für den Steuerungs- und Regelungsanteil (PI-Regler) sowie für den Filter sollen möglichst übertragbar sein und nicht für jede Stauhaltung neu konzipiert werden müssen. Für die mathematische Formulierung der Störgrößenaufschaltung sind daher weitere Vereinfachungen erforderlich.

2.3 Mathematische Formulierung der Störgrößenaufschaltung

Mathematical formulation of the feedforward control

Der Steueranteil der OW/Q-Regelung (vgl. Q-Anteil in Bild 1) bezieht sich ebenso wie der Regelungsanteil auf die lokale Situation am Regelungspegel, d.h. der Wasserstand am Regelungspegel liefert zusammen mit der lokalen Abflussvorhersage für den Regelungspegel den Abflusssollwert. Üblicherweise nutzt man daher lineare und zeitinvariante Glieder (LZI) für die Berechnung des Steueranteils, da diese LZI-Glieder schnelle und robuste Lösungen liefern und hinreichend genau sind. Außerdem liegen LZI-Glieder auf allen gängigen Zielplattformen als geprüfte Einzelbausteine (Module) vor oder sind einfach und zuverlässig auf diese zu portieren.

LZI-Glieder sind massenkonservativ, d.h. die Kontinuitätsgleichung ist immer erfüllt. Auf der rechten Seite der Gleichungen (4) ist die Kontinuitätsgleichung für einen Gewässerabschnitt mit dem Speicherinhalt S formuliert, dessen Inhaltsänderung der Differenz von Zu- und Abfluss ($Q_{Zu} - Q_{Ab}$) entspricht. Die Physik, die mit der Impulserhaltung in den Gleichungen (1) oder (3) formuliert ist, wird durch eine „Black Box“ ersetzt, indem das Systemverhalten mit einer Übertragungsfunktion beschrieben wird. Hierzu wird die Annahme getroffen, dass der Speicherinhalt proportional zum Abfluss aus dem Speicher ist, wobei die Proportionalität k eine Konstante ist. Diese lineare Beziehung wird differenziert, in die Kontinuitätsgleichung eingesetzt und liefert im Ergebnis eine lineare gewöhnliche Differenzialgleichung, d.h. Ableitungen treten hier nur nach der Zeit auf. Die Konstante k hat die Dimension einer Zeit.

Gleichung (4) ist dem Wasserbauingenieur oder Hydrologen besser unter dem Begriff der linearen Speicherkaskade bekannt. Lineare Speicherkaskaden sind systemhydrologische Ansätze und werden u. a. für die Beschreibung des Hochwasserwellenablaufes, dem „Flood Routing“, genutzt (Dyck und Peschke, 1983). Dem Regelungsingenieur hingegen ist Gleichung (4) besser unter der Bezeichnung eines PT1-Gliedes bekannt, das ein proportionales Übertragungsverhalten mit einer Verzögerung 1. Ordnung aufweist und einem Tiefpassfilter der 1. Ordnung entspricht. Die mathematische Herleitung eines PT1-Gliedes ist in jedem Grundlagenbuch der Regelungstechnik zu finden, wie z. B. in Unbehauen (2005). Eine Anwendungsmöglichkeit wird in diesen BAWMitteilungen gezeigt: Gebhardt et al. (2012) beschreiben den Entwurf eines PT1-Gliedes für die Dämpfung hochfrequenter wind- und schiffsinduzierter Wasserstandsschwankungen.

$$\begin{array}{l}
 \underbrace{S \approx Q_{Ab}}_{\text{Inhalt} \approx \text{Abfluss}} \\
 S = k \cdot Q_{Ab} \\
 \dot{S} = k \cdot \dot{Q}_{Ab} \\
 \Rightarrow \underbrace{k \cdot \dot{Q}_{Ab} + Q_{Ab}}_{\text{lineare Speicherkaskade}} = Q_{Zu}
 \end{array}
 \quad
 \begin{array}{l}
 \underbrace{\frac{\partial S}{\partial t} = Q_{Zu} - Q_{Ab}}_{\text{Kontinuitätsgleichung}} \\
 \dot{S} + Q_{Ab} = Q_{Zu}
 \end{array}
 \quad (4)$$

$$\text{PT1 - Glied: } T_F \cdot \dot{y} + y = b \cdot u \quad \left\{ \begin{array}{l} \text{Systemeingang: } u \\ \text{Verstärkung: } b \\ \text{Systemausgang: } y \end{array} \right.$$

Die Störgrößenaufschaltung setzt sich üblicherweise aus zwei PT1-Gliedern und einem Totzeitglied zusammen, die in Reihe geschaltet sind. Im nachfolgenden Abschnitt wird eine Bemessungsmethode vorgestellt, bei der die Zeitkonstante T_F der PT1-Glieder (entspricht dem Parameter k der linearen Speicherkaskade) sowie die Totzeit T_t bestmöglich bestimmt werden. Grundsätzlich eignet sich das Verfahren aber auch bei anderen Kombinationen von LZI-Gliedern.

3 Anpassung der Störgrößenaufschaltung an die Regelstrecke *Adjustment of the feedforward control to the controlled system*

Die Herleitung von Gleichung (4) in Abschnitt 2.3 verdeutlicht, dass die Zeitkonstante als Filterzeit oder als Speicherkonstante interpretiert werden kann. Diese unterschiedlichen Sichtweisen führen zu zwei Bemessungskonzepten für die Zeitkonstante T_F des PT1-Gliedes.

Für die **Parametrisierung der Filterzeit** wird üblicherweise die Retentionszeit T_R zu Grunde gelegt und diese aufgeteilt in eine Totzeit T_t und zwei in Reihe geschaltete PT1-Glieder (Tiefpass) mit Filterzeit T_F , die einen geglätteten Ausgang bei einem mit Schwankungen überlagerten Eingangssignal bewirken (Theobald, 1999). Die Filterzeit T_F in Gleichung (5) ist dabei konstant und die Totzeit T_t ebenso wie die Retentionszeit T_R abhängig vom Abfluss (Arnold et al., 2012, in diesem Heft).

$$T_R(Q) = T_t(Q) + 2 \cdot T_F \quad (5)$$

Bei dieser Vorgehensweise erweisen sich folgende Punkte als problematisch:

- Die Filterzeit T_F wird oft empirisch oder anhand von Erfahrungswerten gewählt und über heuristische Methoden an die örtlichen Verhältnisse angepasst. Dieses Vorgehen ist zeitaufwändig und personenabhängig.
- Die Retentionszeit T_R entspricht dem Quotienten von Volumen- zu Zuflussänderung, wobei stationäre Wasserspiegellagen zu Grunde gelegt werden. Die Retentionszeit ist damit die Zeit, die bei einer Zuflussänderung vergehen muss, damit das Wasservolumen in der Stauhaltung vorhanden ist, mit dem die neue stationäre Wasserspiegellage ausgebildet werden könnte. Hierbei entspricht T_R jedoch nicht der Zeitspanne, nach der sich der Wasserspiegel stationär ausgebildet hat. T_R beschreibt keine Laufzeiten oder dynamischen Effekte, sondern entstammt stationären Überlegungen. Somit strebt eine Steuerung, die auf T_R basiert, eine Volumenbilanzierung V an (OW/V-Regelung).
- Bei kurzen Stauhaltungen und niedrigen Abflüssen ergeben sich sehr kleine Retentionszeiten. Bei konstanter Filterzeit kann dann die rechnerische Totzeit

negativ werden, wie aus Gleichung (5) zu erkennen ist.

- Bei zahlreichen staugeregelten Wasserstraßen existieren abflussabhängige Stauziele. Beispielsweise wird an der Saarstauhaltung Mettlach das Stauziel bei Abflüssen zwischen 400 und 750 m³/s von 167,5 auf 165,5 m+NN abgesenkt. Bei dieser Stauzielabsenkung errechnen sich negative Retentionszeiten!

Der Fokus ist auf eine **Parametrisierung des Wellenablaufs** („routing“) gerichtet, wenn das Ziel einer Steuerung die Abflussvorhersage für den Regelungspegel ist. Hier liegt die Annahme zu Grunde, dass bei exakter Beschreibung des dynamischen Verhaltens der Regelstrecke die Regelung entfallen könnte. Daraus ergeben sich neue Wege der Bemessung, wenn dabei Folgendes beachtet wird:

- Die Dämpfung einer Zuflussänderung ist systemimmanent, d.h. schnelle Zuflussänderungen dämpfen sich durch den Fließvorgang und sind damit abhängig von der Regelstrecke. Aus der Systemhydrologie ist bekannt, dass die Kombination von PT1-Gliedern bzw. linearen Speicherkaskaden und Totzeitgliedern geeignet ist, ein vereinfachtes Modell für die Regelstrecke aufzubauen. Die Parameter der LZI-Glieder sind nicht aus physikalischen Beziehungen ableitbar, sondern müssen an gemessenen Ereignissen oder an physikalisch basierten Berechnungsergebnissen angepasst werden.
- Die Anpassung ist immer nur gültig für den untersuchten Anfangs- und Endpunkt der Regelstrecke, da das Abflussverhalten der Strecke integrativ in den LZI-Gliedern erfasst ist. Die Anpassung ist für unterschiedliche Anfangs- und/oder Endpunkte zu wiederholen.

3.1 Einzelanpassung der Störgrößenaufschaltung

Individual adjustment of the feedforward control

Ideal ist eine Störgrößenaufschaltung, wenn sie eine Abflussvorhersage für den Regelungspegel liefert, die die exakte Einhaltung des Sollwasserstandes gewährleistet. Dies wird im Folgenden anhand einer HN-Simulation am Beispiel der Saarstauhaltung Mettlach gezeigt.

Der Regelungspegel liegt üblicherweise unmittelbar oberhalb der Stauanlage, damit kann als untere Randbedingung der Sollwasserstand vorgegeben werden. Als obere Randbedingung wird hingegen eine synthetische Zuflussganglinie vorgegeben, bei der sich der Zufluss sprunghaft erhöht. Durch die HN-Simulation wird der Abflussverlauf am Regelungspegel berechnet und dazu genutzt, die Störgrößenaufschaltung zu parametrisieren. Die berechneten Sprungantworten des HN-Modells am Regelungspegel sind in Bild 6 für Basisabflüsse von 100 und 400 m³/s dargestellt (blaue Linie). Die Störgrößenaufschaltung (rote Linie) muss nun die Abflussganglinie des HN-Modells möglichst genau wiedergeben.

Die Zuflussdaten werden in der Leittechnik tiefpassgefiltert bereitgestellt, um hochfrequentes Rauschen in der Zuflusserfassung zu vermeiden. Dies muss bei der Anpassung der Störgrößenaufschaltung berücksichtigt werden, der zeitliche Verlauf des Ausgangs aus dem Messwertfilter ist in Bild 6 dargestellt. Das Filtersignal wird nun um die Totzeit T_t verschoben und mit zwei PT1-Gliedern tiefpassgefiltert, deren Zeitkonstanten T_F identisch sind. An den beiden Anpassungen in Bild 6 wird deutlich, dass die Reihenschaltung von einem Totzeitglied und zwei PT1-Gliedern die Reaktion des 1D-HN-Modells gut wiedergibt, allerdings werden beide Parameter T_t und T_F unterschiedlich ermittelt, d.h. die Filter- und Totzeiten sind abflussabhängig ($T_F(Q)$ und $T_t(Q)$). Die Formulierung der Störgrößenaufschaltung mit einer abflussabhängigen Totzeit $T_t(Q)$ ist leicht umzusetzen, dagegen ist die Beschreibung mit einer abflussabhängigen Filterzeit $T_F(Q)$ nicht zielführend.

Wenn der Parameter T_F des PT1-Gliedes zeitabhängig beschrieben wird, entsteht ein zeitvariantes System, d.h. ein um eine bestimmte Zeit verschobenes Eingangssignal produziert ein neues Ausgangssignal. Die Herleitung der Gleichungen für einen zeitvarianten linearen Einzelspeicher ist von Becker und Glos (1969) aufgezeigt. Die resultierende Gleichung kann nicht analytisch gelöst werden, da der Parameter zeitabhängig ist ($T_F = f(t)$). Im vorliegenden Fall würde die Beschreibung noch komplizierter, da der Parameter zeit- und abflussabhängig ist ($T_F = f(Q(t))$). Ein zeitvarianter linearer Einzelspeicher erzeugt, vereinfacht formuliert, ein Bilanzproblem, dem mathematisch aufwändig begegnet werden muss, da nach Gleichung (4) der Speicherinhalt proportional zu k bzw. T_F ist. Ein zeitvariantes PT1-Glied

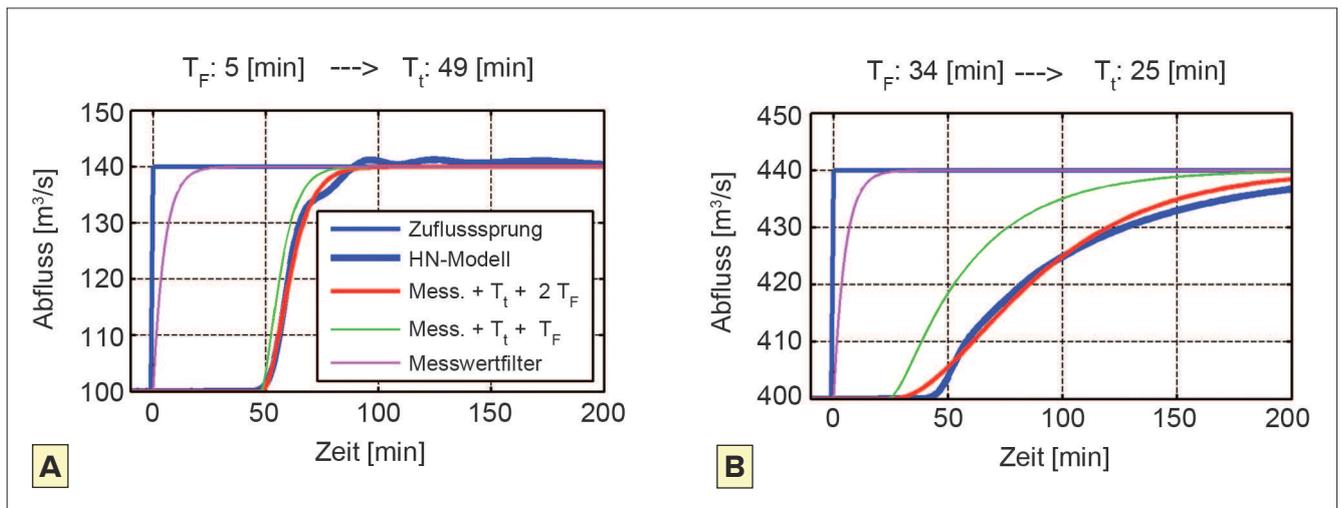


Bild 6: Optimale Anpassung der Störgrößenaufschaltung an den berechneten Verlauf für Abflüsse von 100 m³/s (A) und 400 m³/s (B)

Figure 6: Optimal adjustment of the feedforward control to the calculated course for discharge of 100 m³/s (A) and 400 m³/s (B)

steht damit der Forderung einer einfachen Beschreibung des Steuerungsanteils entgegen. Bevor T_F in der Störgrößenaufschaltung als zeitvariantes Glied formuliert wird, sollte die Steuerung über den physikalisch basierten Diffusionswellenansatz modelliert werden (vgl. Abschnitt 2). Dafür müsste der Nachweis erbracht werden, dass die genauere Abflussvorhersage auch in der Umsetzung zu einer besser wirkenden ASR führt. Der Stand der Technik ist die Modellierung der Störgrößenaufschaltung mit linearen zeitinvarianten (LZI) Systemen.

3.2 Gesamtanpassung der Störgrößenaufschaltung

Overall adjustment of the feedforward control

Die Abflussabhängigkeit der Störgrößenaufschaltung bei Vermeidung von Bilanzierungsproblemen wird mit einer abflussabhängigen Totzeit $T_t(Q)$ und konstantem T_F modelliert. Dazu muss zuerst die Zeitkonstante T_F festgelegt werden. Nachfolgend wird hierzu das Verfahren erläutert, das aus einem unsicheren bzw. variablen Parameter T_F dessen Erwartungswert bestimmt und damit die beste Schätzung für T_F liefert. Die Totzeit $T_t(Q)$ wird dann mit einer einfachen Auswertung erhalten. Das Verfahren zur Parametrisierung der Störgrößenaufschaltung erfolgt in sechs Arbeitsschritten, die nachfolgend erläutert werden:

1. Systematische Bestimmung der Totzeit bei verschiedenen Abflüssen und Zeitkonstanten

2. Beschreibung der Güte der Anpassung der Störgrößenaufschaltung
3. Ableitung der abflussabhängigen Wahrscheinlichkeit von T_F
4. Ableitung der Verteilungsfunktion $F_Q(Q)$ aus den Tagesabflüssen
5. Bestimmung der Randverteilung und des Erwartungswertes von T_F
6. Bestimmung der abflussabhängigen Totzeit $T_t(Q)$

3.2.1 Systematische Bestimmung der Totzeit bei verschiedenen Abflüssen und Zeitkonstanten

Systematic determination of the dead time at varying discharge rates and time constants

In Bild 7 sind die Totzeiten in Abhängigkeit von Abfluss und Filterzeit als Isolinien dargestellt. Als optimale Totzeit wurde dabei die Zeit gewählt, bei der sich nach der Methode der kleinsten Quadrate die beste Übereinstimmung zwischen 1D-HN-Modell und Störgrößenaufschaltung ergab. Den Isolinien in Bild 7 liegen 30 Abflüsse mit jeweils 100 Filterzeiten zugrunde. Die Filterzeiten wurden in Schrittwerten von einer Minute zwischen 1 und 100 min variiert.

Folgendes fällt dabei auf:

1. Negative Totzeiten sind physikalisch nicht möglich, da die Reaktion am Regelungspegel nicht vor dem

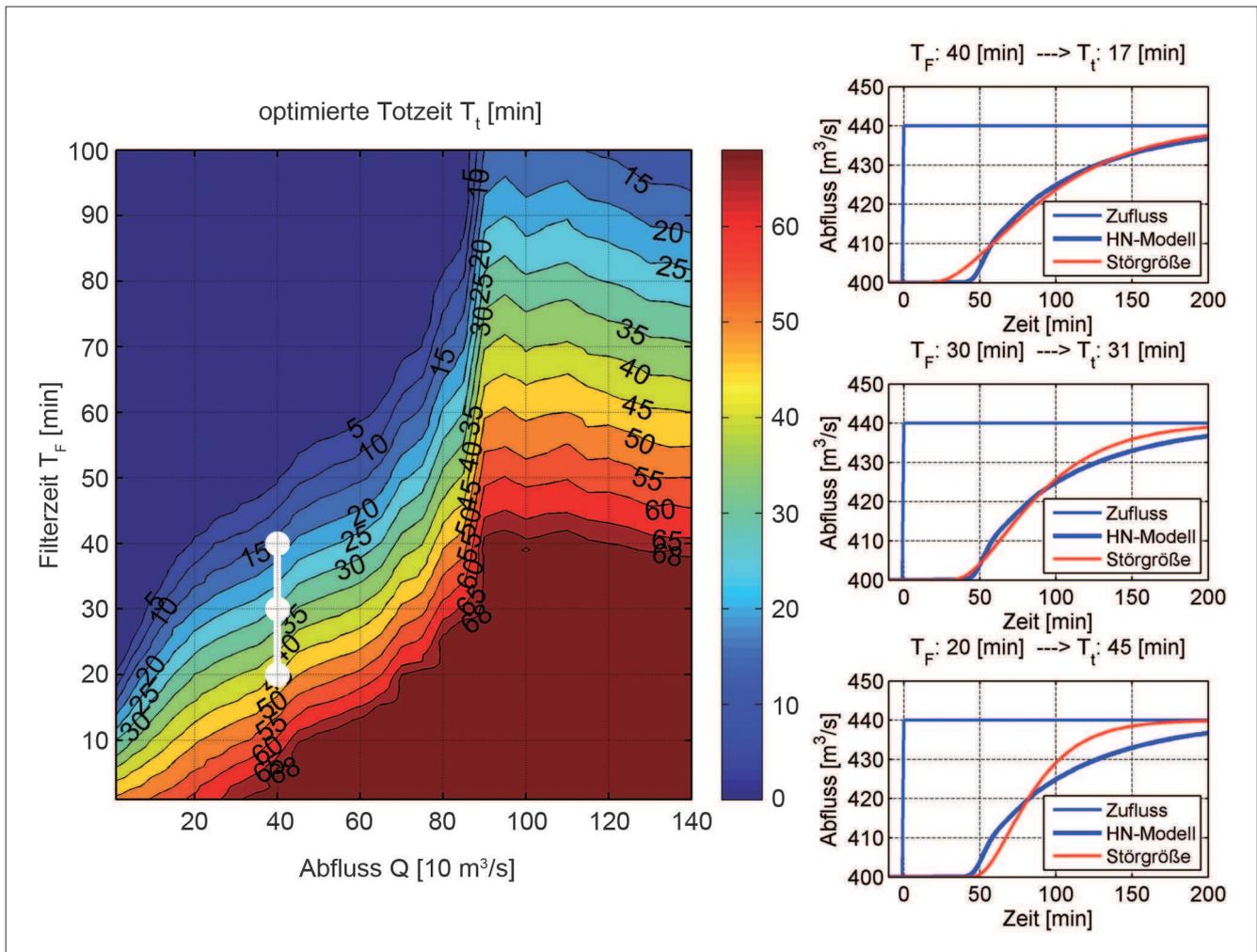


Bild 7: Totzeit T_t in Abhängigkeit vom Abfluss Q und der Filterzeit T_F
 Figure 7: Dead time T_t as a function of discharge Q and filter time T_F

Zufluss in die Stauhaltung erfolgen kann. Aus dieser Restriktion ergibt sich die erste Bedingung: $T_t \geq 0$.

2. Die Laufzeit entspricht der Zeit, ab der sich eine Zuflussänderung am Regelungspegel nachweisen lässt. Diese ist nur gering abhängig vom Gesamtabfluss, was durch Bild 6 für Abflüsse von 100 und 400 m^3/s bestätigt wird. Die Laufzeit beträgt ca. 50 min. Bei kleinen Filterzeiten T_F errechnet der Störgrößenalgorithmus einen schnellen Anstieg des Abflusses (Bild 6A). Dem steht entgegen, dass bei Hochwasserabfluss durch die Retention im Gewässer der Abflussanstieg langsam erfolgt. Die Optimierung findet dann die beste Anpassung T_t bei Werten, die deutlich größer als die Laufzeit sind. Um diese verspätete Reaktion der Störgrößenumschaltung zu begrenzen, ist als zweite Bedingung die Totzeit im vorliegenden Falle auf maximal 70 min begrenzt. Größere Werte sind nicht zugelassen ($T_t \leq ca. 1,5 \cdot \text{Laufzeit}$). Rege-

lungstechnisch gesehen sind die seltenen Hochwassersituationen weniger kritisch einzustufen als die Niedrig- und Mittelwasserregelung.

In der Isoliniendarstellung von Bild 7 ist eine weiße Linie eingetragen, die an den Enden und in der Mitte mit einem Kreis markiert ist. Für diese drei Punkte ist die Anpassung der Störgröße rechts neben der Isoliniendarstellung aufgetragen. Für den betrachteten Abfluss von 400 m^3/s variieren die Totzeiten zwischen 17 und 45 min abhängig von den gewählten T_F Werten (hier 40/30 und 20 min). Die beste Anpassung wird nach Bild 6B für $T_F = 34$ min erhalten, wobei die Darstellung in Bild 7 verdeutlicht, dass ein Bereich von Filterzeiten T_F existiert, in dem die Anpassung hinreichend genau gelingt. Bild 7 gibt jedoch keine Auskunft darüber, welche Kombinationen von Filter- und Totzeit eine gute Anpassung beschreiben.

3.2.2 Beschreibung der Güte der Anpassung der Störgrößenaufschaltung

Description of the quality of the goodness of fit of the feedforward control

Ersetzt man bei der Isoliniendarstellung in Bild 7 die Totzeit durch das zugehörige Gütemaß G , die Wurzel aus den aufsummierten quadrierten Abweichungen, dann erhält man die Darstellung in Bild 8: Blau kennzeichnet dabei ein kleines Gütemaß und eine gute Anpassung, rot hingegen ein hohes Gütemaß und eine schlechte Anpassung. Die jeweils besten Anpassungen sind weiß markiert und durch ein Polynom 6. Grades hervorgehoben. Lediglich bei einem Abfluss von $900 \text{ m}^3/\text{s}$ weicht die beste Anpassung deutlich vom Polynomverlauf ab. Dieser Abfluss wird zwischen einem HQ_5 und HQ_{10} eingeordnet und die Vorländer werden überflutet. Durch die Retentionswirkung der Überflutungsflächen wird der Abfluss verzögert, woraus sich eine große Zeitkonstante T_F ergibt. Außerdem fällt auf, dass T_F für Abflüsse größer als $900 \text{ m}^3/\text{s}$ nahezu konstant ist. Bei hohen Abflüssen wird der Bereich mit kleinem Gütemaß immer breiter. Damit weist die Optimierung zwar eine rechnerisch beste Anpassung mit kleinstem Gütemaß $G_{\min}(Q)$ aus, die sich allerdings nur wenig von Anpassungen für T_F unterscheidet, die $\pm 20 \text{ min}$ von der besten Schätzung von T_F abweichen. So könnte T_F bei einem Abfluss von $1000 \text{ m}^3/\text{s}$ zwischen 60 und 100 min gewählt werden, da bei diesen Filterzeiten immer sehr gute Anpassungen erzielt werden. Wenn größere Abweichungen zugelassen werden, können gute Anpassungen in einem weiter vergrößerten Bereich erhalten werden, was in Bild 8 für einen Abfluss von $400 \text{ m}^3/\text{s}$ dargestellt ist. Die Bereiche und deren Größen ändern sich in Abhängigkeit vom Abfluss.

Das in Bild 8 dargestellte Polynom wird hier nur zur Darstellung genutzt, da daran deutlich wird, dass die optimale Filterzeit eine Funktion des Abflusses ist. Die zugehörige Streubreite (Variabilität) ist allerdings groß, wie der zunehmende Bereich mit kleinem Gütemaß G zeigt: Für jeden Abfluss gibt es also kein eindeutiges Optimum für T_F , sondern einen Wertebereich, der ein vergleichbar gutes Gütemaß ergibt. Aus diesem Grund erfolgt die Festlegung des T_F Wertes mit einem stochastischen Bemessungskonzept:

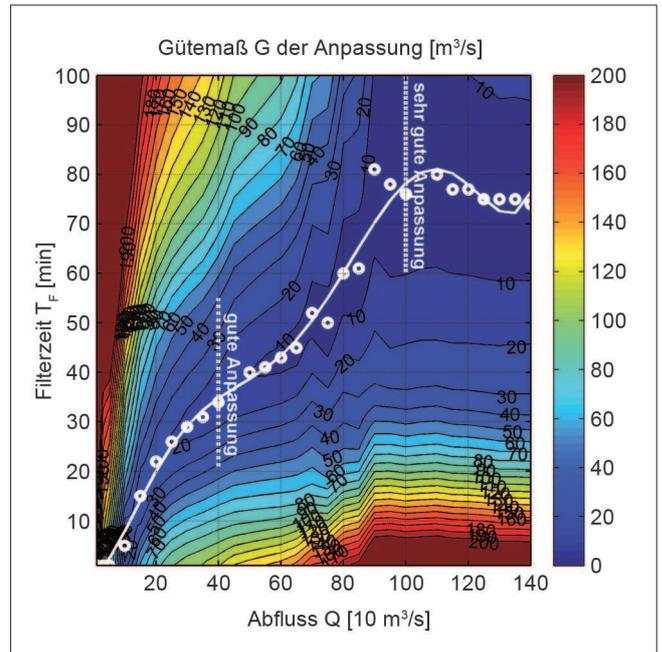


Bild 8: Güte der Anpassung der Filterzeit T_F ; Gütemaß G : Wurzel aus aufsummierten quadrierten Abweichungen in $[\text{m}^3/\text{s}]$

Figure 8: Quality of the adjustment of the filter time T_F ; quality criterion G : square root of summed squared deviations in $[\text{m}^3/\text{s}]$

1. Die abflussabhängigen Darstellungen in Bild 7 und 8 stellen alle untersuchten Abflusssituationen gleichwertig dar, ohne dabei ihre Auftretenswahrscheinlichkeit zu berücksichtigen. Ziel ist es, die Filterzeiten T_F über eine Verteilungsfunktion der Abflüsse zu wichten, wobei diese aus der Dauerlinie bestimmt werden kann (vgl. Abschnitt 3.2.4).
2. Die Filterzeit ist eine Funktion des Abflusses und nicht eindeutig bestimmbar. Daher wird die Filterzeit als bedingte Wahrscheinlichkeit beschrieben (vgl. Abschnitt 3.2.3).
3. Aus der Integration der gemeinsamen Wahrscheinlichkeitsdichte aus der Verteilung der Abflüsse (Randverteilung) und der bedingten Wahrscheinlichkeit der Filterzeiten kann die Randverteilung der Filterzeit abgeleitet werden. Der Erwartungswert der Randverteilung definiert dann die bestmögliche Schätzung für die Filterzeit (vgl. Abschnitt 3.2.5).

3.2.3 Ableitung der abflussabhängigen Wahrscheinlichkeit von T_F *Derivation of the probability of T_F dependent on discharge*

Zur Beschreibung der Variabilität von T_F wird die dreiparametrische Weibullverteilung genutzt (Gleichungen (6a) und (6b)), die linksseitig durch den Fußpunkt x_0 begrenzt ist (Plate, 1993). Diese Verteilung hat die Vorteile, dass sie unterschiedliche Funktionsverläufe abbilden kann (vgl. Bild 9) und dass die Umkehrung der Funktion einfach zu formulieren ist und somit weibullverteilte Zufallszahlen einfach generiert werden können (Gleichung (6c)). Die Form der Verteilungsfunktion wird durch die Parameter s und λ definiert, während der Parameter x_0 die Verteilung verschiebt. Für $x_0 = 0$ entsteht die zweiparametrische Weibullverteilung und für $s = 1$ eine Exponentialverteilung. Im vorliegenden Fall entspricht x der Filterzeit T_F .

$$f_x(x) = s \cdot \lambda \cdot (x - x_0)^{s-1} \cdot e^{-\lambda \cdot (x-x_0)^s} \tag{6a}$$

$$F_x(x) = 1 - e^{-\lambda \cdot (x-x_0)^s} \tag{6b}$$

$$x = x_0 + \left(-\frac{1}{\lambda} \cdot \ln(1 - F_x(x))\right)^{1/s} \tag{6c}$$

Die Parameter der Weibullverteilung können aus folgenden Vorgaben abgeleitet werden:

- Die beste Schätzung x_{opt} ($=T_{F,opt}$) für die Filterzeiten hat die größte Auftretenswahrscheinlichkeit. Damit gilt: $df_x(x_{opt})/dx = 0$ (Vorgabe 1). Die besten Schätzungen $T_{F,opt}$ sind bekannt, sie entsprechen den weißen Punkten in Bild 8 und haben, abhängig vom Abfluss, das kleinste Gütemaß $G_{min}(Q)$.
- Es ist eine Abweichung x_{tol} für die Filterzeit über das Gütemaß nach oben und unten zu definieren, innerhalb der die Anpassung der Grundgesamtheit zugerechnet werden soll. Beispielsweise ist in Bild 8 für den Abfluss von $400 \text{ m}^3/\text{s}$ eine gute Abweichung definiert, die im Gütemaß etwa $25 \text{ m}^3/\text{s}$ von der besten Schätzung abweicht ($\Delta G = 25$) und damit das Intervall $[G_{min}(Q) - \Delta G, G_{min}(Q) + \Delta G]$ aufspannt. Den Abweichungen an den Intervallgrenzen werden die Filterzeiten $F_{T,tol,u} = x_{tol,u}$ und $F_{T,tol,o} = x_{tol,o}$ sowie die Wahrscheinlichkeiten $F(x_{tol,u}) = 0,1$ und $F(x_{tol,o}) = 0,9$ zugeordnet (Vorgaben 2 und 3). Damit wird erwartet,

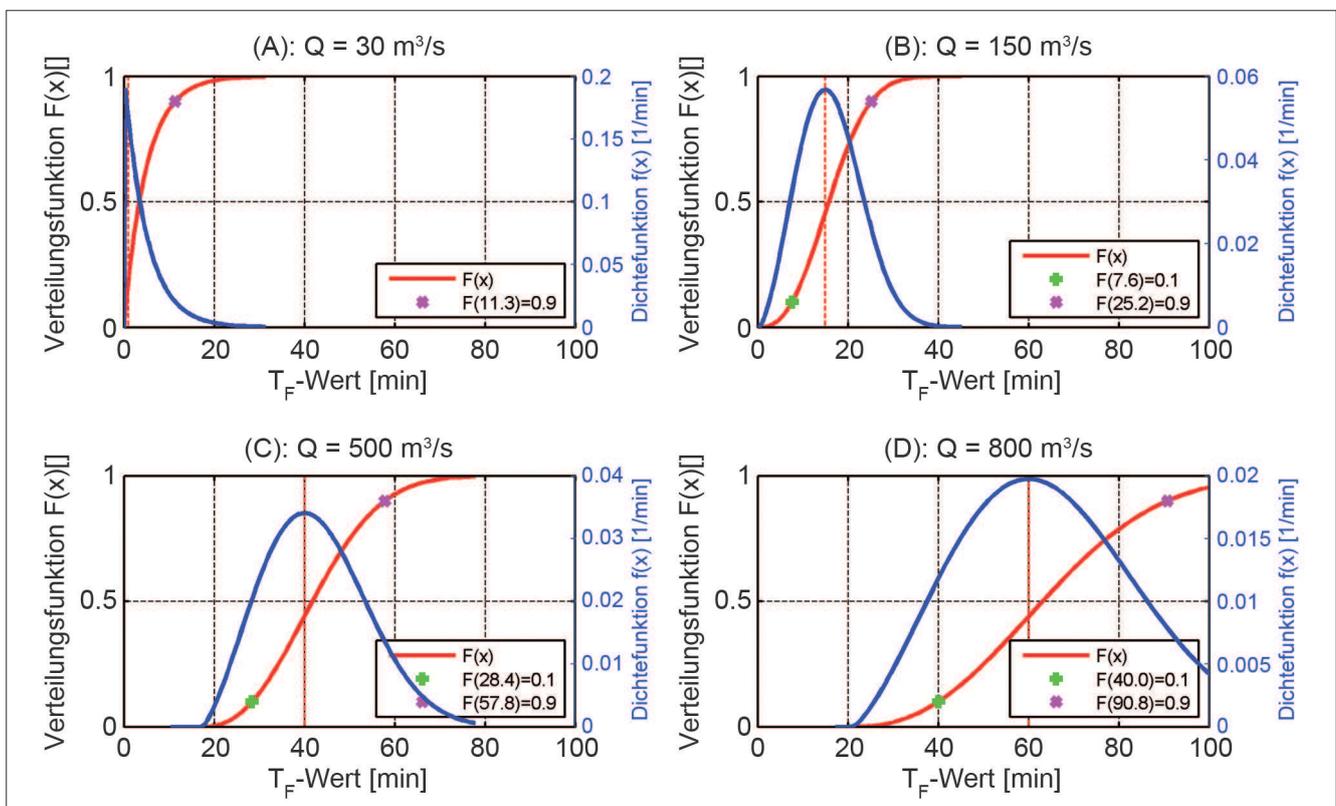


Bild 9: Angepasste Weibullverteilungen an die Intervallgrenzen $[G_{min}(Q)-20, G_{min}(Q)+20]$ $[\text{m}^3/\text{s}]$ und für vier Abflüsse: $Q = 30, 150, 500$ und $800 \text{ m}^3/\text{s}$

Figure 9: Weibull distribution adapted to the interval boundaries $[G_{min}(Q)-20, G_{min}(Q)+20]$ $[\text{m}^3/\text{s}]$ and for four discharges: $Q = 30, 150, 500$ and $800 \text{ m}^3/\text{s}$

dass der richtige Mittelwert von T_F mit einer Wahrscheinlichkeit von 80% im Bereich $[x_{\text{tol,u}}, x_{\text{tol,o}}]$ liegt. Für das vorliegende Beispiel wurde x_{tol} aus der Bedingung abgeleitet, dass die zulässige Abweichung ΔG von der besten Schätzung $G_{\text{min}}(Q)$ zu 5, 10 und 20 m³/s angenommen wird.

Aus den drei Vorgaben können die Parameter der Weibullverteilung bestimmt werden. Zu beachten ist dabei, dass Vorgabe 1 nicht immer erfüllt werden kann. Es entsteht dann eine Exponentialverteilung mit $s = 1$.

In Bild 9 sind die Anpassungen der Weibullverteilungen für vier verschiedene Abflüsse dargestellt. Im Bereich der kleinen Abflüsse (30 m³/s) entsteht aus der Anpassung eine Exponentialverteilung, die mit zunehmendem Abfluss zuerst in eine zweiparametrische und danach in eine dreiparametrische Weibullverteilung übergeht. Mit den Gleichungen (6a) bis (6c) kann die abflussabhängige bzw. bedingte Wahrscheinlichkeit $F_{x/Q}(x/Q) = F_{T_F/Q}(T_F/Q)$ bzw. Wahrscheinlichkeitsdichte $f_{x/Q}(x/Q) = f_{T_F/Q}(T_F/Q)$ beschrieben werden.

3.2.4 Ableitung der Verteilungsfunktion $F_Q(Q)$ aus den Tagesabflüssen

Derivation of the distribution function $F_Q(Q)$ from the daily discharge rates

Da die Auftretenswahrscheinlichkeiten der Abflüsse durch die Dauerlinie definiert sind, kann die empirische Verteilungsfunktion $F_Q(Q)$ einfach durch die Normierung der Unterschreitungsdauern auf das Intervall $[0 - 1]$ ermittelt werden. Im vorliegenden Beispiel lagen für den Saarpegel Fremersdorf mehrjährige Aufzeichnungen der Tagesabflüsse vor, an die eine dreiparametrische Log-Normalverteilung angepasst werden konnte. Zum Vergleich erfolgte eine zweite Anpassung für den Moselpegel Cochem. Grundsätzlich können die Auftretenswahrscheinlichkeiten der Tagesabflüsse auch mit empirischen Verteilungsfunktionen beschrieben werden, da die Lösung über eine Monte Carlo Simulation erhalten wird. Die Anpassung von analytischen Verteilungsfunktionen ist dann hilfreich, wenn die direkte Integration der Gleichung (7) möglich ist.

3.2.5 Bestimmung der Randverteilung und des Erwartungswertes von T_F

Determination of the boundary distribution and of the expected value of T_F

Die gemeinsame Wahrscheinlichkeitsdichte der Verteilung der Tagesabflüsse und der bedingten bzw. abflussabhängigen Wahrscheinlichkeit von T_F definiert die Randverteilung von T_F , die über die Auswertung des Doppelintegrals nach Gleichung (7) bestimmt wird. Mit der Kenntnis der Randverteilung kann dann der Erwartungswert nach Gleichung (8) berechnet werden. Die Gleichungen (7) und (8) sind nur in Sonderfällen analytisch lösbar, in der Regel werden sie über numerische Integration oder eine Monte Carlo Simulation gelöst.

$$F_{T_F}(T_F^*) = \int_0^\infty \left[\int_0^{T_F^*} f_Q(Q) \cdot f_{T_F/Q}(T_F/Q) \cdot dT_F \right] \cdot dQ \quad (7)$$

$$= \int_0^\infty f_Q(Q) \cdot F_{T_F/Q}(T_F^*/Q) \cdot dQ$$

$$E\{T_F\} = \int_0^\infty T_F \cdot f_{T_F}(T_F) \cdot dT_F \quad (8)$$

Zur Lösung der vorliegenden Problemstellung ist die Monte Carlo Simulation das geeignete Werkzeug, da die bedingten Wahrscheinlichkeiten über die Datengenerierung einfach erhalten werden. Das Vorgehen zur Lösung der Gleichungen (7) und (8) wird anhand von Bild 10 deutlich.

- Die Dichte der Tagesabflüsse für die Pegel Fremersdorf und Cochem sind in Bild 10A jeweils mit ihrer dreiparametrischen Log-Normalverteilung dargestellt. Es ist augenscheinlich, dass am Pegel Cochem auf Grund des größeren Einzugsgebietes mit größeren Auftretenswahrscheinlichkeiten höhere Abflüsse zu erwarten sind als am Pegel Fremersdorf.
- In Bild 10B sind entlang der aus Bild 8 bekannten besten Anpassung für die Zeitkonstante T_F drei Weibullverteilungen dargestellt, die die abflussabhängige Unsicherheit bzw. Variabilität der Anpassung beschreiben. Die drei Verteilungen sind für Abweichungen im Gütemaß von $\Delta G = 20$ [m³/s] abgeleitet (vgl. Bild 9).
- Mit den Diagrammen A und B wird die zu lösende Problemstellung anschaulich dargestellt. Aus der

gegebenen Randverteilung der Abflüsse Q und den bekannten abflussabhängigen Verteilungen der Zeitkonstanten T_F eines PT1-Gliedes muss die Randverteilung von T_F ermittelt werden.

- In einem ersten Schritt werden jeweils 10.000 Werte für die Tagesabflüsse an den Pegeln Fremersdorf und Cochem generiert. Diese Abflusswerte werden über den Verlauf der besten Anpassung des PT1-Gliedes in die Randverteilung für T_F überführt. Hierzu werden die Stützstellen der Anpassung genutzt und zwischen den Stützstellen linear interpoliert. Die Randverteilung für T_F ist als Histogramm in Bild 10 C und als Verteilungsfunktion in Bild 10 D dargestellt. Der Vergleich der Histogramme bzw. der Verteilungsfunktionen für Fremersdorf und Cochem verdeutlicht, dass die Auftretenswahrscheinlichkeit der Abflüsse bei identischem Streckenverhalten maßgeblich die Verteilung der Zeitkonstanten beeinflusst. Dies bedeutet in der Praxis, dass bei ähnlichen Laufzeitverhalten von Stauhaltungen, aber

unterschiedlicher Hydrologie die Zeitkonstanten nicht übertragbar sind.

- In einem weiteren Schritt werden die bedingten Wahrscheinlichkeiten für die Zeitkonstante T_F dadurch berücksichtigt, dass für jeden Wert der 10.000 Tagesabflüsse eine bedingte Weibullverteilung $f_{T_F/Q}(T_F/Q)$ mit 100 Realisierungen generiert wird. Damit stehen für jedes $\Delta G = 5, 10$ und $20 \text{ [m}^3/\text{s]}$ 1.000.000 Werte zur Verfügung, die statistisch ausgewertet werden können. Für $\Delta G = 20 \text{ [m}^3/\text{s]}$ ist die resultierende Verteilungsfunktion in Bild 10 D dargestellt. Die Unterschiede zu den Verteilungen, die über die 10.000 Tagesabflüsse abgeleitet wurden, fallen im vorliegenden Falle gering aus. Die abflussabhängige Variabilität der Zeitkonstante T_F übt dann einen stärkeren Einfluss auf die Randverteilung von T_F aus, wenn der abflussabhängige Anstieg der besten Schätzung klein ausfällt. Damit wird der dominierende Einfluss der Verteilung der Tagesabflüsse abgemindert.

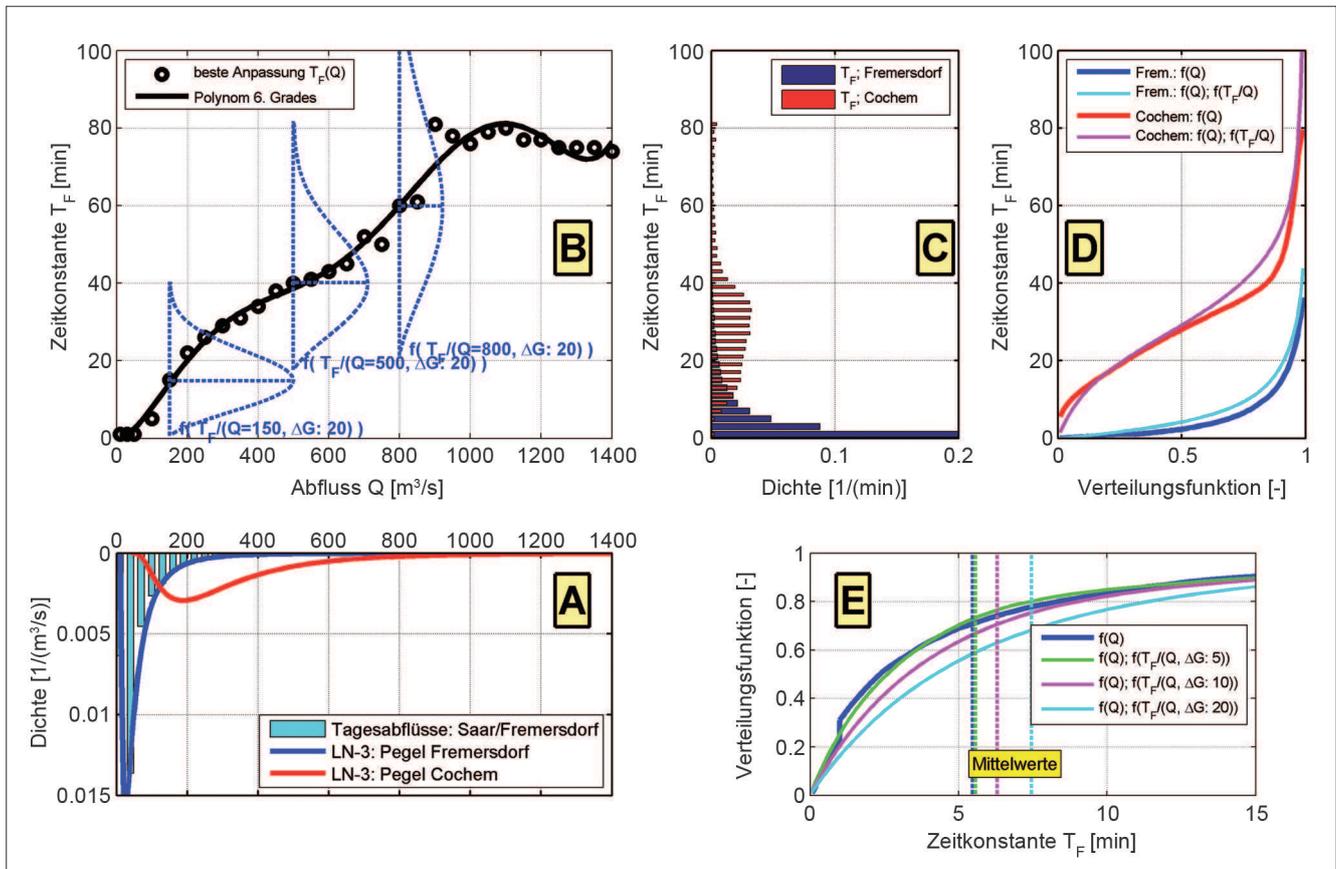


Bild 10: Ermittlung des Erwartungswertes für die Zeitkonstante T_F ; A: Verteilung der Tagesabflüsse; B: Beste Anpassungen und $f_{T_F/Q}(T_F/Q)$; C: Histogramme für T_F aus den Tagesabflüssen; D: Verteilungen von T_F unter Beachtung von $f_{T_F/Q}(T_F/Q)$; E: Verteilungen von T_F für den Saarpegel Fremersdorf

Figure 10: Determination the expectation value for the time constant T_F ; A: distribution of the daily discharge; B: best adaptation and $f_{T_F/Q}(T_F/Q)$; C: histograms for T_F from the daily discharge; D: distribution of T_F with respect to $f_{T_F/Q}(T_F/Q)$; E: distribution of T_F for the gauging station Fremersdorf on the River Saar

- In Bild 10 E sind die Erwartungswerte und die Verteilungsfunktionen für den Pegel Fremersdorf für die untersuchten Varianten eingetragen. Demnach erhöht sich der Erwartungswert für T_F mit zunehmendem ΔG von 5 auf 7 min. Für den Pegel Cochem ändert sich der Wert von 29 auf 32 min.

3.2.6 Bestimmung der abflussabhängigen Totzeit $T_t(Q)$ *Determination of the dead time dependent on discharge $T_t(Q)$*

Nach Abschnitt 3.2.5 ist die beste Schätzung des Erwartungswertes von T_F bekannt, und mit $E\{T_F\}$ kann nun die abflussabhängige Totzeit T_t rückgerechnet werden. Der abflussabhängige Verlauf von T_t entspricht den Schnittpunkten der Isolinienanstellung für T_t in Bild 7 mit einer Horizontalen in der Höhe der Filterzeit $E\{T_F\}$.

4 Schlussfolgerung *Conclusion*

In dem Beitrag wird ein standardisiertes Verfahren beschrieben, mit dem die Störgrößenaufschaltung, welche aus einem Totzeit- und zwei PT1-Gliedern besteht, parametrisiert werden kann. Die Anpassung der Störgrößenaufschaltung ist damit nicht mehr abhängig von Erfahrungswerten, sondern optimal an die Charakteristik des staugeregelten Flusses und die Hydrologie seines Einzugsgebietes angepasst und muss im Betrieb nicht nachjustiert werden.

Wenn der gewählte Ansatz der Störgrößenaufschaltung das Abflussverhalten am Regelungspegel nicht ausreichend genau wiedergibt, so kann das Abflussverhalten mit dem Diffusionswellenansatz beschrieben werden. Es wird gezeigt, dass eine vollständige Lösung der Saint-Venant'schen Gleichungen hierzu nicht erforderlich ist. Der Diffusionswellenansatz erfordert allerdings eine numerische Lösung einer partiellen Differenzialgleichung 2. Ordnung, was die Hardware-Anforderungen an die Zielplattform, z. B. eine Speicherprogrammierbare Steuerung (SPS), erhöht. Perspektivisch gewinnen dabei Werkzeuge an Bedeutung, die eine automatische Codegenerierung erlauben (Wohlfart und Gebhardt, 2012, in diesem Heft).

5 Literatur *References*

- Abbott, M. B. (1979): Computational Hydraulics. International Institute for Hydraulic and Environmental Engineering, Delft and Danish Hydraulic Institute, Horsholm, The Pitman Press, Bath, Great Britain.
- Arnold, E., Schmitt-Heiderich, P., Sawodny, O. (2012): Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) – Stand von Wissenschaft und Technik. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 23-64.
- Becker, A., Glos, E. (1969): Grundlagen der Systemhydrologie. Mitteilungen des Institutes für Wasserwirtschaft Berlin, Heft 32, VEB Verlag für Bauwesen – Berlin.
- Bleninger, T., Fenton, J. D., Jirka, G. H. (2006): Verfahrensbeschreibung des 1-D hydronumerischen Modellsystems CasCade+. Institut für Hydromechanik, Universität Karlsruhe.
- Chow, V. Te, Maidment, D. R., Mays, L. W. (1988): Applied Hydrology. McGraw-Hill Book Co., Singapore.
- Cunge, J. A., Holly, F. M., Verwey, A. (1980): Practical Aspects of Computational River Hydraulics. The Pitman Press, Bath, Great Britain.
- Dyck, S., Peschke, G. (1983): Grundlagen der Hydrologie. VEB Verlag für Bauwesen, Berlin, Lizenzausgabe für den Verlag Wilhelm Ernst & Sohn.
- Gebhardt, M., Schmitt-Heiderich, P., Zhang, B. (2012): Einfluss von Messgrößen auf die Regelgüte und Möglichkeiten zur Filterung relevanter Informationen. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 99-110.
- Henderson, F. M. (1966): Open Channel Flow. Macmillan Publishing Co., Inc., New York.
- Mahmood, K., Yevjevich, V. (1975): Unsteady Flow in Open Channels. Water Resources Publications, Fort Collins, Colorado, USA.
- Miller, W. A., Cunge, J. A. (1975): Simplified Equations of Unsteady Flow. In: Mahmood, K., Yevjevich, V. (1975): Unsteady Flow in Open Channels. Water Resources Publications, Fort Collins, Colorado, USA, S. 183-249.

Plate, E. J., Schultz, G. A., Seus, G. J., Wittenberg, H. (1977): Ablauf von Hochwasserwellen in Gerinnen. Herausgeber: Kuratorium für Wasser und Kulturbauwesen, Verlag Paul Parey.

Plate, E. J. (1993): Statistik und angewandte Wahrscheinlichkeitslehre für Bauingenieure. Verlag Ernst und Sohn.

Schmitt-Heiderich, P. (2009): Modellgestützte Festlegung von Regelungsparametern. BAWBrief Nr. 1, Juni 2009, www.baw.de.

Schmitt-Heiderich, P. (2012): Motivation zum FuE-Vorhaben „Optimierungsverfahren für die Parametrisierung von Reglern der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)“. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 7-14.

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.

Theobald, S. (1999): Numerische Simulation von Stau-stufenketten mit automatisiertem Betrieb. Mitteilungen des Institutes für Wasserwirtschaft und Kulturtechnik der Universität Karlsruhe (TH), Heft 201.

Unbehauen, H. (2005): Regelungstechnik I. 13 Auflage, Vieweg Verlag.

Verworn, W. (1980): Hydrodynamische Kanalnetz-berechnungen und die Auswirkungen der Vereinfachungen der Berechnungsgleichungen. Mitteilungen des Instituts für Wasserwirtschaft, Hydrologie und landwirtschaftlichen Wasserbau der Universität Hannover, Heft 47.

Wohlfart, S., Gebhardt, M. (2012): Automatisierung der Abfluss- und Stauzielregelung durch Model-Based Design und automatische Codegenerierung. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 111-122.

Zanke, U. (2002): Hydromechanik der Gerinne und Küstengewässer, Parey Buchverlag, Berlin.

Einfluss von Messgrößen auf die Regelgüte und Möglichkeiten zur Filterung relevanter Informationen

Influence of Variables on the Quality of a Controller and Options for Filtering Relevant Information

Dr.-Ing. Michael Gebhardt, Dr.-Ing. Peter Schmitt-Heiderich, Bundesanstalt für Wasserbau
M. Sc. Bo Zhang, Elektrotechnisches Institut, Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Die Eingangssignale, die für eine automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) einer Staustufe zur Verfügung stehen, werden durch verschiedene Ursachen gestört, wie z.B. Schwall und Sunk, schiffs- oder windinduzierte Wellen. Mit Hilfe von Filtern müssen diese unerwünschten Signalanteile abgeschwächt und unterdrückt werden, damit die Regelung einer Stauhaltung(sketze) nicht unmittelbar darauf reagiert. Digitale Filter haben hier viele Vorteile, so sind beispielsweise Filterfunktionen möglich, die mit Analogfiltern nur schwer oder gar nicht realisierbar sind. Der Beitrag gibt einen Überblick über die Filtertypen, zeigt ihre Vor- und Nachteile, gibt Hinweise zum Filterentwurf und zeigt Perspektiven zum Einsatz von Digitalfiltern an den staugeregelten Wasserstraßen auf.

The available input signals for an automatic control of discharge and water level (ASR) of a barrage are disturbed by various noise sources, such as waves from passing ships, surge due to lock operations or wind-induced waves. These undesirable signals must be weakened and suppressed with the help of filters, so that the control of a (chain of) impoundments does not respond directly to them. A digital filter has many advantages. For example, filter functions are possible, which can be difficult or even impossible with an analog filter. This article will provide an overview of the types of digital filters, explain their advantages and disadvantages, make suggestions for filter design and show perspectives for the use of digital filters to the impounded waterways.

1 Dynamik einer Stauhaltung *Dynamics of an impounded river*

Stauhaltungen befinden sich praktisch zu keiner Zeit in einem stationären Zustand, was den Betrieb einer Was-

serstraße wesentlich erschwert. Bei der Bereitstellung ausreichender Mindestwassertiefen und Lichtraumprofile müssen auch die Auswirkungen instationärer Strömungsvorgänge berücksichtigt werden, wie z.B. durch Hochwasser oder Tide. Zusätzliche Wellen entstehen durch Schwall und Sunk, Schifffahrt oder starken Wind.

Schwall und Sunk wird im Wesentlichen durch den Schleusenbetrieb verursacht. Bei der Entnahme des Füllwassers aus dem oberen Vorhafen sinkt der Wasserspiegel zunächst unmittelbar an der Entnahmestelle ab. Das dadurch entstehende Wasserspiegelgefälle pflanzt sich mit der Wellengeschwindigkeit in Richtung Oberwasser fort. Die maximale Wasserspiegelabsenkung (Sunk) tritt dabei zum Zeitpunkt des größten Schleusenzuflusses auf, der im Wesentlichen durch die Schleusungszeit und den Schützfahrplan bestimmt wird. Dies gilt umgekehrt auch für die im unteren Vorhafen bei der Kammerentleerung entstehende Schwallwelle. Die Schleusenzuflüsse können insbesondere bei Niedrigwasser kurzfristig den mittleren Abfluss in der Stauhaltung weit übersteigen. Beispielsweise beträgt der Scheitelabfluss bei der Füllung der Schleuse Detzem an der Mosel (Breite 12,0 m, Nutzlänge 165 m, Fallhöhe 9,0 m) bis zu 70,0 m³/s (siehe Bild 1b). Partenscky (1986) gibt an, wie sich die maximalen Schwall- bzw. Sunkhöhen überschlägig berechnen lassen.

Schwall und Sunk kann auch durch eine plötzliche Abflussänderung der Stellorgane verursacht werden, wie z.B. bei einer Abflussreduzierung für eine Rechenreinigung oder beim Umschalten von Über- zu Unterströmung von Wehrverschlüssen. Die durch Schwall- und Sunkwellen hervorgerufenen Wasserstandsänderungen können am Referenzpegel im Oberwasser, an dem das vorgeschriebene Stauziel kontrolliert wird, durchaus eine Amplitude von 20 bis 30 cm aufweisen und zum

Eingreifen der Regelung oder zum Überschreiten der Konzessionsgrenzen führen. Die Schwall- und Sunkwellen werden am Haltungsende, zum Teil auch an Querschnittsänderungen, reflektiert und führen zu einer Überlagerung von Primär- und Sekundärwellen und damit im ungünstigsten Fall zu einer zusätzlichen Wasserpiegeländerung. In Stauhaltungen mit frei fließenden Abschnitten werden die Wellen dabei stärker gedämpft als in Stauhaltungen, bei denen die Stauwurzel bis zur oberstrom liegenden Staustufe reicht.

Bei schiffserzeugten Wellen unterscheidet man zwischen dem Primärwellensystem, zu dem der Wasser-

spiegelabsenk gehört, der in Schiffsnähe auftritt und dessen Fortschrittsgeschwindigkeit der Schiffsgeschwindigkeit entspricht, und den Sekundärwellen, die sich weit vom Schiff fortbewegen können und sich dort wie freie Wellen verhalten (BAW, 2004). Während natürliche Zuflussänderungen infolge Hochwasser und Tide langperiodische Wellen sind, auf die eine Regelung durch eine Abflussänderung antworten muss, sollte der Regler auf die eher kurzperiodischen Wellen durch Schifffahrt sowie Schwall und Sunk nicht reagieren. Dies kann durch eine entsprechende Filterung des Oberwasserstandes erreicht werden.

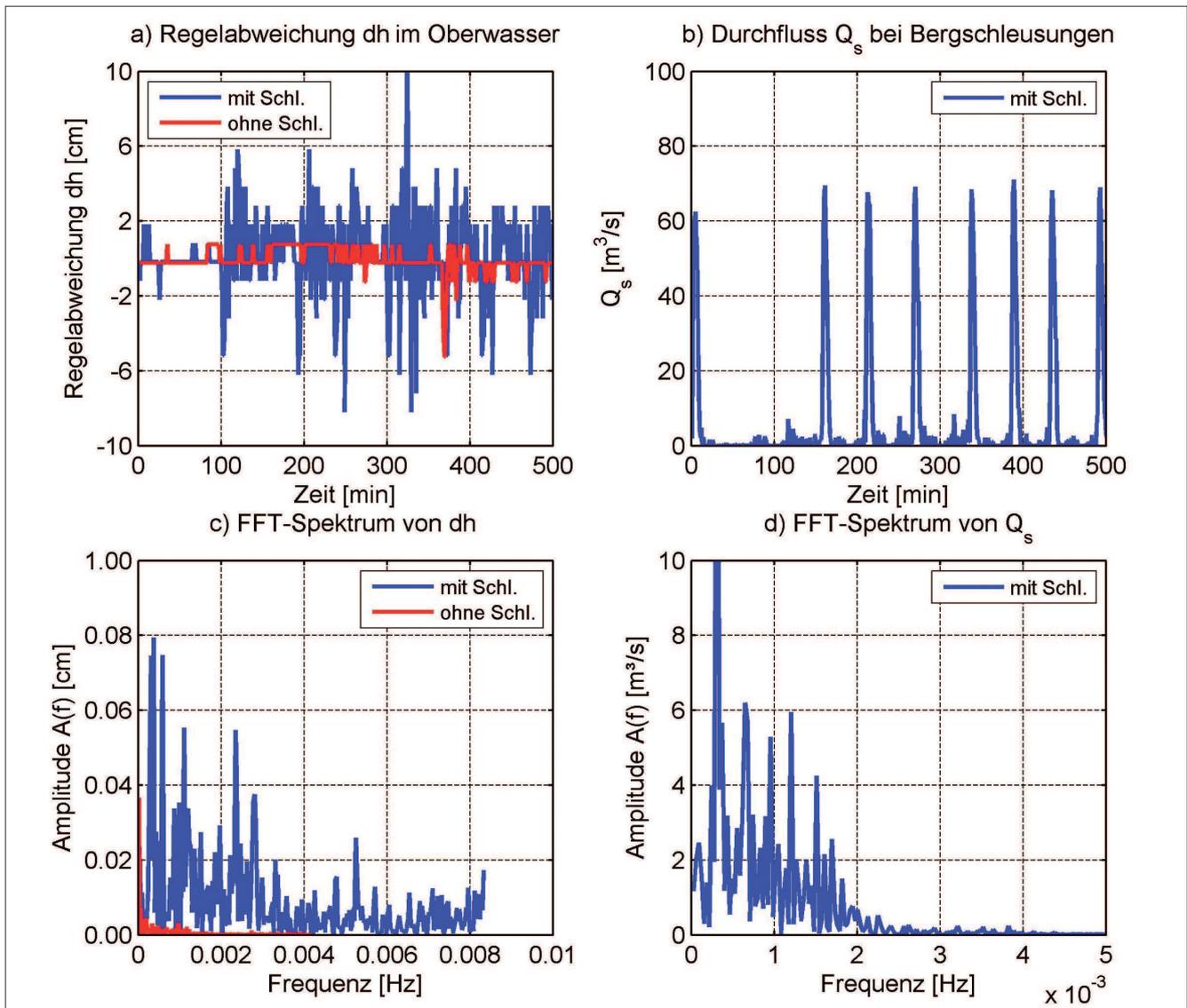


Bild 1: a) Vergleich der Schwankungen im Oberwasser der Moselstaustufe Detzem am 22. Nov. 2007, 16:00 bis 23:00 Uhr mit Schleusenbetrieb und am 14. Juni 2008, 9:00 bis 17:00 Uhr ohne Schleusenbetrieb; b) Abgabe für die Bergschleusungen; c) Frequenzspektren zu Bild 1a); d) Frequenzspektrum zu Bild 1b)

Figure 1: a) Comparison of variations in the headwater of the Mosel barrage at Detzem on Nov. 22, 2007, 16.00 to 3.00 o'clock with lock operations and on June 14, 2008, 9.00 to 17.00 o'clock without lock operation; b) Discharge through lock; c) Frequency spectrum to Figure 1a); d) Frequency spectrum to Figure 1b)

Die Dynamik in einer Stauhaltung sei im Folgenden exemplarisch am Beispiel der Moselstauhaltung Detzem dargestellt, die 29,3 km lang ist und je nach Abfluss eine Wellenlaufzeit zwischen 90 und 110 Minuten aufweist. Bild 1a zeigt einen Vergleich der Wasserspiegelschwankungen um das Stauziel (Regelabweichung), während eines normalen Schleusenbetriebs und an einem Tag, an dem auf Grund von Instandsetzungs- und Modernisierungsarbeiten kein durchgehender Schiffsverkehr auf der Mosel stattfand. Es wird deutlich, dass Schwall und Sunk durch den Schleusenbetrieb Wasserspiegelschwankungen von $\pm 12/8$ cm verursachen gegenüber $\pm 2/5$ cm während der Schifffahrtssperre. In beiden Zeiträumen waren die Zuflussschwankungen gering. In Bild 1b sind für denselben Zeitraum die zusätzliche Abgabe für die Bergschleusungen dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass acht Bergschleusungen durchgeführt wurden, was einer durchschnittlichen Wiederholungszeit von 50 Minuten entspricht. Hierzu ist anzumerken, dass die Abgabe aus der Wasserstandsänderung in der Schleusenkammer berechnet wurde, was die kleineren Schwankungen in Bild 1b erklärt.

Die Bilder 1c und 1d zeigen die zugehörigen Frequenzspektren, die über eine schnelle Fourier-Transformation ermittelt wurden. Das Frequenzspektrum der Bergschleusungen (siehe Bild 1d) weist dominierende Frequenzen im Bereich $3 \div 4 \cdot 10^{-4}$ Hz auf, was – wie zu erwarten – der durchschnittlichen Schleusungswiederholungszeit entspricht. Im selben Frequenzbereich liegen die dominierenden Frequenzen bei der Regelabweichung (siehe Bild 1c), allerdings können hier auch größere Amplituden bei höheren Frequenzen bis etwa $3 \cdot 10^{-3}$ Hz festgestellt werden, die durch die Schifffahrt erzeugt werden. Das Frequenzspektrum ist Basis für den Filterentwurf, bei dem man sich darauf konzentriert, welche Teile eines Frequenzspektrums durchgelassen werden (Durchlassbereich) und welche nicht (Sperrbereich).

2 Filtermöglichkeiten

Filter options

2.1 Eingangssignale und Messverfahren

Input signals and measuring methods

Bei den Eingangssignalen, die für eine automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung einer Staustufe zur Ver-

fügung stehen, handelt es sich in den meisten Fällen um Wasserstände, die direkt als Regelgröße oder indirekt als Störgröße, über eine Umrechnung mit Hilfe einer Wasserstands-Abfluss-Beziehung (Schlüsselkurve), in einer Regelung berücksichtigt werden. In jüngster Zeit gewinnen ADCP-Messungen (Acoustic Doppler Current Profiler) an Bedeutung, bei denen die Strömungsgeschwindigkeiten mit Hilfe eines Aktivsonars bestimmt werden. Dabei werden in Richtung der Gewässersohle Schallsignale ausgesendet, die von den Schwebstoffen (vorwiegend Plankton) reflektiert und von der ADCP-Sonde als Echos empfangen werden. Je nach Bauart und Konfiguration des Geräts kann die Geschwindigkeitsverteilung in verschiedenen Tiefen gemessen und über den Messquerschnitt der Abfluss bestimmt werden. Dieses Messverfahren ist insbesondere an den Pegelstandorten von Bedeutung, bei denen im unteren Abflussspektrum infolge des Rückstaus kein eindeutiger Zusammenhang mehr zwischen Wasserstand und Abfluss vorhanden ist.

2.2 Filtertypen

Types of filters

Filter lassen sich nach mehreren Kriterien klassifizieren, zum Beispiel nach Komplexität, Struktur oder Berechnungsmethode. Analogfilter verarbeiten Signale zeit- und amplitudenkontinuierlich, während die Verarbeitung bei Digitalfiltern zeit- und wertdiskret erfolgt. Analog- und Digitalfilter unterscheiden sich grundsätzlich im Aufbau, obwohl sie beide einen bestimmten Frequenzbereich „herausfiltern“ und alles andere „unterdrücken“.

Karrenberg (2009) beschreibt den Unterschied sehr treffend:

- Ein analoges Filter ist eine meist mit Operationsverstärkern sowie diskreten Bauelementen wie Widerständen, Kondensatoren aufgebaute Schaltung („Hardware“).
- Demgegenüber ist ein digitales Filter durchweg virtueller Natur, nämlich ein Programm („Software“), welches aus einer dem Eingangssignal entsprechenden Zahlenkette eine andere Zahlenkette berechnet, die dem gefilterten Signal entspricht.

In zunehmendem Maße ersetzen digitale Filter in Kombination mit Analog-Digital-Umsetzern und Digital-Analog-Umsetzern (A/D- bzw. D/A-Wandler) die früher aus-

schließlich analog realisierten Filterstrukturen. Dabei wird das kontinuierliche Signal abgetastet und in ein diskretes Signal überführt bzw. umgekehrt das digitale Signal in ein analoges Signal umgesetzt. So wird heute beispielsweise ein klassisches analoges Filter wie das Tiefpassfilter in den meisten Fällen als digitales Filter realisiert. Oder anders ausgedrückt: Aus dem zeitkontinuierlichen wurde ein zeitdiskretes Filter. Das hat den Vorteil, dass die bei analogen Bauelementen auftretende Ungenauigkeit und Temperaturabhängigkeit keinen Einfluss mehr auf die Güte des Filters hat (Karrenberg, 2009). Auf Grund ihrer Verbreitung handelt es sich bei den im Folgenden beschriebenen Filtertypen ausschließlich um digitale Filter.

Nach Arnold (2005) kann bei Filtern zwischen folgenden Standardtypen unterschieden werden:

- Ein **Tiefpassfilter** schwächt die hohen Frequenzen bis zu einer Durchlassfrequenz f_D und lässt alle tieferen Frequenzen praktisch ohne Abschwächung passieren.
- Im Gegensatz dazu schwächt ein **Hochpassfilter** die tiefen Frequenzen bis zu der Durchlassfrequenz f_D , während alle höheren Frequenzen durchgelassen werden.
- Ein **Bandpassfilter** schwächt alle Frequenzen außerhalb eines Frequenzintervalls ab, welches durch zwei Durchlassfrequenzen $f_{D,1}$ und $f_{D,2}$ beschrieben wird.
- Ein **Bandsperrfilter** stellt die Umkehrung des Bandfilters dar: Nur Frequenzen innerhalb eines Frequenzintervalls, das durch zwei Durchlassfrequenzen $f_{D,1}$ und $f_{D,2}$ festgelegt ist, werden abgeschwächt.

Die maximal zulässigen Abweichungen vom Wunschverlauf δ_D und δ_S werden Durchlass- bzw. Sperrtoleranz genannt. Die zugehörigen Eckfrequenzen f_D und f_S werden als Durchlass- und Sperrfrequenz bezeichnet. Durch f_D und f_S wird der Frequenzbereich der Filter (s. Bild 2) in drei Bereiche unterteilt:

$f < f_D$ bzw. $f > f_D$	Durchlassbereich lässt Frequenzkomponenten unbeeinflusst durch (Verstärkung ≈ 1)
$f < f_S$ bzw. $f > f_S$	Sperrbereich unterdrückt Frequenzkomponenten
$f_D < f < f_S$ bzw. $f_S < f < f_D$	Übergangsbereich

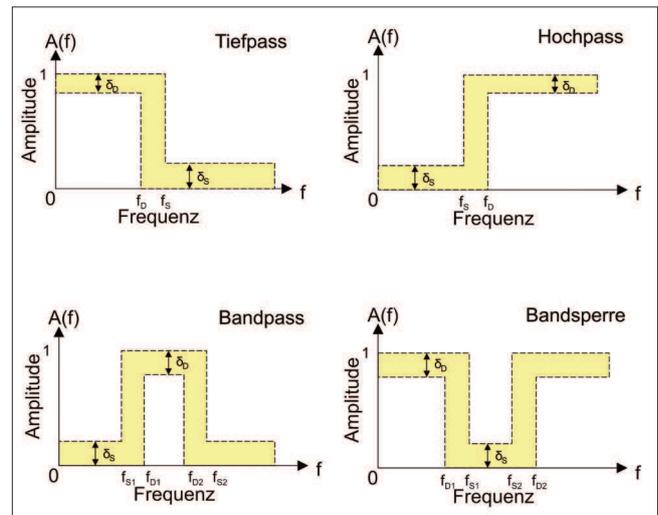


Bild 2: Toleranzschema eines Tiefpass-, Hochpass-, Bandpass- und Bandsperrfilters

Figure 2: Tolerance scheme of a lowpass, highpass, bandpass and bandstop filter

Im Allgemeinen gilt, je enger der Übergangsbereich ist, desto höher ist die Ordnung der Filter. Sollen die ungewünschten Frequenzkomponenten stärker unterdrückt werden, nimmt die Ordnung der Filter ebenfalls zu. Außer den oben erwähnten vier klassischen Filtertypen gibt es noch weitere Filter, wie z. B. den Differentiator, der ein ähnliches Verhalten wie ein Hochpassfilter aufweist, den Hilbert-Transformator sowie den Allpassfilter, die in der Nachrichtentechnik zur Phasenentzerrung eingesetzt werden.

Digitale Filter lassen sich als zeitdiskrete LTI-Systeme (Linear time-invariant) mit einer rationalen Übertragungsfunktion (Gleichung (1)) oder mit einer Differenzengleichung (Gleichung (2)) beschreiben. Linear bedeutet in diesem Zusammenhang, dass jede Summe von beliebig vielen Eingangssignalen zu einer dazu proportionalen Summe von Ausgangssignalen führt und damit das Superpositionsprinzip gilt. Zeitinvariant bedeutet, dass eine beliebige Zeitverschiebung des Eingangssignals zur selben Zeitverschiebung des Ausgangssignals führt. Hydrologen und Wasserbauingenieuren sind die LTI-Systeme wahrscheinlich besser bekannt unter dem Begriff der Einheitsganglinie (vgl. Schmitt-Heiderich und Gebhardt, 2012, in diesem Heft).

$$H(z) = \frac{y(z)}{x(z)} = \frac{b_0 + b_1 z^{-1} + \dots + b_N z^{-N}}{1 + a_1 z^{-1} + \dots + a_M z^{-M}} \quad (1)$$

Gleichung (1) beschreibt das Übertragungsverhalten im z-Bereich, wobei $x(z)$ das Eingangs- bzw. $y(z)$ das Ausgangssignal sowie N bzw. M die Ordnung des Filters be-

zeichnet. Alternativ können digitale Filter auch über die allgemeine Differenzengleichung definiert werden (Kiencke und Jäkel, 2008):

$$y(n) = \sum_{k=0}^M b_k \cdot x(n-k) - \sum_{k=1}^N a_k \cdot y(n-k) \quad (2)$$

In Gleichung (2) wird der n-te Ausgangswert $y(n)$ als gewichtete Summe vergangener Eingangs- und Ausgangswerte berechnet. Sind alle a_k Koeffizienten gleich Null, wird das digitale Filter als nichtrekursives oder als FIR-Filter (finite impulse response) bezeichnet. Im anderen Fall spricht man von einem rekursiven Filter bzw. einem IIR-Filter (infinite impulse response). Ein Kriterium zur Unterscheidung der FIR-Filter und IIR-Filter ist, ob berechnete Ausgangswerte vergangener Zeitschritte „weiterverwendet“ werden oder nicht. Für FIR-Filter werden die Ausgangswerte nicht verwendet, d.h. das Filter ist ohne Rückkopplung. Für IIR-Filter hingegen werden die vorangegangenen Ausgangswerte verwendet, um den neuen Ausgangswert zu berechnen. Auf Grund dieser Rückkopplung können IIR-Filter instabil werden, während FIR-Filter grundsätzlich stabil sind. Der wesentliche Vorteil von IIR-Filtern liegt darin, dass sich mit einer geringeren Ordnung höhere Filtergüten erzielen lassen.

2.3 Das Tiefpassfilter

Low-pass filter

Der am häufigsten eingesetzte Filtertyp im Zusammenhang mit der ASR ist das PT1-Glied bzw. Tiefpassfilter, welches ein Übertragungsverhalten mit einer Verzögerung 1. Ordnung aufweist. Im Zeitbereich lässt sich ein Tiefpassfilter durch folgende Differenzialgleichung beschreiben:

$$T \cdot \dot{y}(t) + y(t) = K \cdot x(t) \quad (3)$$

mit:

$x(t)$	Eingangssignal
$y(t)$	Ausgangssignal
K	Übertragungskonstante bzw. Verstärkungsfaktor
T	Zeitkonstante

In der digitalen Signalverarbeitung wird Gleichung (3) als folgende Differenzengleichung mit der Abtastrate Δt verwendet.

$$T \cdot \frac{y_n - y_{n-1}}{\Delta t} + y_n = K \cdot x_n \quad (4)$$

Durch entsprechende Umformung erhält man:

$$y_n = \frac{1}{\frac{T}{\Delta t} + 1} \left[K \cdot x_n + \frac{T}{\Delta t} \cdot y_{n-1} \right] \quad (5)$$

Oder anders ausgedrückt:

$$y_n = b_1 \cdot x_n + a_1 \cdot y_{n-1} \quad (6)$$

Im Vergleich zu Gleichung (2) wird hiermit deutlich, dass ein digitales PT1-Glied einem IIR-Filter 1. Ordnung entspricht.

Zu einer anderen Darstellung der Filterfunktion gelangt man, indem die Folge

$$e^x = \left(1 + \frac{x}{n}\right)^n \quad (7)$$

als Definition für die Exponentialfunktion mit: $n = \frac{T}{\Delta t}$ verwendet wird.

Unter Verwendung der Gleichungen (4) und (5) gelangt man damit zu folgender Darstellung:

$$y_n = K \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Delta t}{T}}\right) \cdot u_n + e^{-\frac{\Delta t}{T}} \cdot y_{n-1} \quad (8)$$

Eine gute Näherung für Gleichung (8) bildet folgende Funktion:

$$y_n = K \cdot \frac{T}{\Delta t} \cdot x_n + \left(1 - \frac{T}{\Delta t}\right) \cdot y_{n-1} \quad (9)$$

Die beiden letztgenannten Funktionen stehen als Simulink-Blöcke in der BAW-Bibliothek zur Staufensimulation zur Verfügung (The MathWorks GmbH, 2004).

3 Filterentwurf

Filter design

Aufgabe des Filterentwurfs ist die Festlegung des Filtertyps, die Bestimmung der Ordnung und die Ermittlung der Filterkoeffizienten. Die Entscheidung, welche Frequenzanteile relevant für die Regelung sind, bestimmt den Filtertyp wie z.B. Tiefpass, Hochpass, Bandpass oder Bandsperrfilter. Für den Filterentwurf gibt es verschiedene Methoden, wie sie z.B. in von Grüningen (2008) beschrieben werden.

Die im Folgenden beschriebene Vorgehensweise konzentriert sich auf die Methoden, die MATLAB & Simulink mit dem Filter Design & Analysis Tool (FDA-Tool) zur Verfügung stellt. Das FDA-Tool ist eine grafische Benutzeroberfläche innerhalb der Signal Processing Toolbox,

die eine Filter Sammlung auf Industriestandards basierender Algorithmen für die Verarbeitung analoger und digitaler Signale beinhaltet (siehe Bild 3). Das FDA-Tool bietet Zugriff auf die meisten FIR- und IIR-Filterentwurfsmethoden in der Toolbox (BAW, 2010).

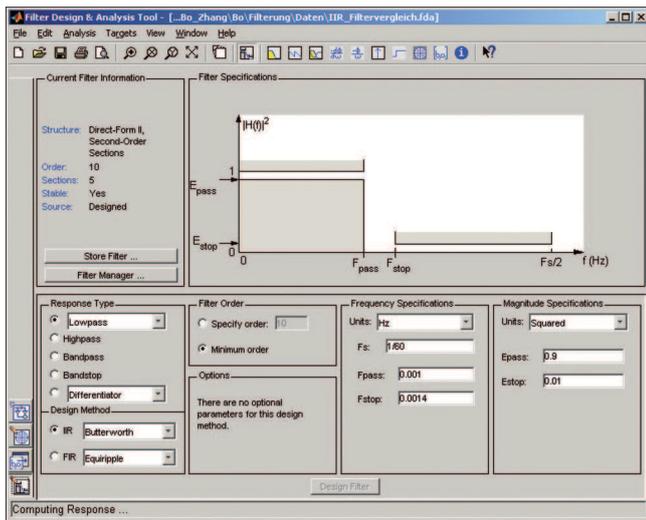


Bild 3: Grafische Benutzeroberfläche der Filter Design & Analysis Tool (FDA-Tool) der Signal Processing Toolbox™ von MATLAB®

Figure 3: Graphical user interface of the Filter Design & Analysis Tool (Tool FDA) of the Signal Processing Toolbox™ MATLAB®

3.1 Analyse der Wasserstandsschwankungen im Oberwasser einer Staustufe

Analysis of the variations in the headwater level of a barrage

Der Filterentwurf wird beispielhaft an der automatisierten Wehranlage Wendisch-Rietz am Beginn der Storkower Gewässer demonstriert. Über das Wehr erfolgt die Abfluss- und Stauzielregulierung für das Einzugsgebiet des Scharmützelsees. In Bild 4 ist ein Ausschnitt einer Ganglinie des Oberwasserstands zwischen dem 3. und 17. August 2007 im 1-min-Messzyklus dargestellt. Es wird deutlich, dass die Wasserstandsschwankungen ± 5 cm betragen können, während außerhalb der Schleusenbetriebszeiten praktisch keine Schwankungen festzustellen sind (< 1 cm). Das zugehörige Frequenzspektrum weist eine dominierende Frequenz bei etwa $1,8 \cdot 10^{-3}$ Hz auf, was einer Periodendauer von etwa 560 s entspricht.

3.2 Filterentwurf für den Oberwasserstand

Filter design for headwater level

Der Messwert im Oberwasser soll über zwei PT1-Glieder (Tiefpassfilter) geglättet werden, wobei das zweite PT1-Glied nur bei Schleusungen hinzugeschaltet wird. Voraussetzung ist dabei die Bereitstellung eines Schleusungssignals. Das erste PT1-Glied glättet die Messwerte im schleusungsfreien Betrieb, während das zweite PT1-Glied die Wasserstandsschwankungen infolge der Schleusungen dämpft, sodass der Regler nicht darauf reagiert. Für die beiden PT1-Glieder wurden Filterzeiten von $T_1 = 600$ s bzw. $T_2 = 1800$ s empfohlen (BAW, 2008).

Aus Bild 5 a und Bild 5 b ist der Einfluss der zwei PT1-Filter auf den Oberwasserstand zu erkennen: Bild 5 a zeigt das Frequenzspektrum des Ausgangssignals und des gefilterten Signals sowie den Amplitudengang der zwei PT1-Filter, während in Bild 5 b der Einfluss im Zeitbereich dargestellt ist. Aus dem Amplitudengang in Bild 5 a wird deutlich, dass der Übergangsbereich, also der Bereich, in dem das Ausgangssignal teilweise gedämpft wird, sehr breit ist ($0 < |A(f)| < 2,5 \cdot 10^{-3}$ Hz) und praktisch kein Durchlassbereich ($|A(f)| = 1$) besteht. Das führt zu einem Informationsverlust im Übergangsbereich, da (ungewollt) auch Wasserstandsschwankungen unterhalb der dominierenden Frequenz von etwa $1,8 \cdot 10^{-3}$ Hz geglättet werden.

Als Alternative zu dem oben beschriebenen Filterkonzept wurden ein FIR- und ein IIR-Filter entworfen, deren Parameter in Tabelle 1 zusammengestellt sind. Der Einfluss auf das Frequenzspektrum und das Ausgangssignal im Zeitbereich ist in Bild 5 c bis 5 f zu erkennen. Im Vergleich zu den in Reihe geschalteten PT1-Filtern kann Folgendes festgestellt werden:

- Sowohl beim IIR-Filter als auch beim FIR-Filter ist die Flankensteilheit des Übergangsbereiches größer und damit Sperr- und Durchlassbereich schärfer voneinander abgetrennt. Das bedeutet, dass bis zur Durchlassfrequenz f_D (engl. f_{pass}) kein Informationsverlust vorhanden ist. Im Vergleich der Frequenzspektren ist zu erkennen, dass die kleineren Frequenzen dadurch (nahezu) unverändert bleiben. Die Dämpfung des Oberwasserstandes ist etwas geringer als bei den PT1-Filtern.
- Die Filterordnung (Aufwand) ist abhängig von der Steilheit im Übergangsbereich: Um die gleiche Steil-

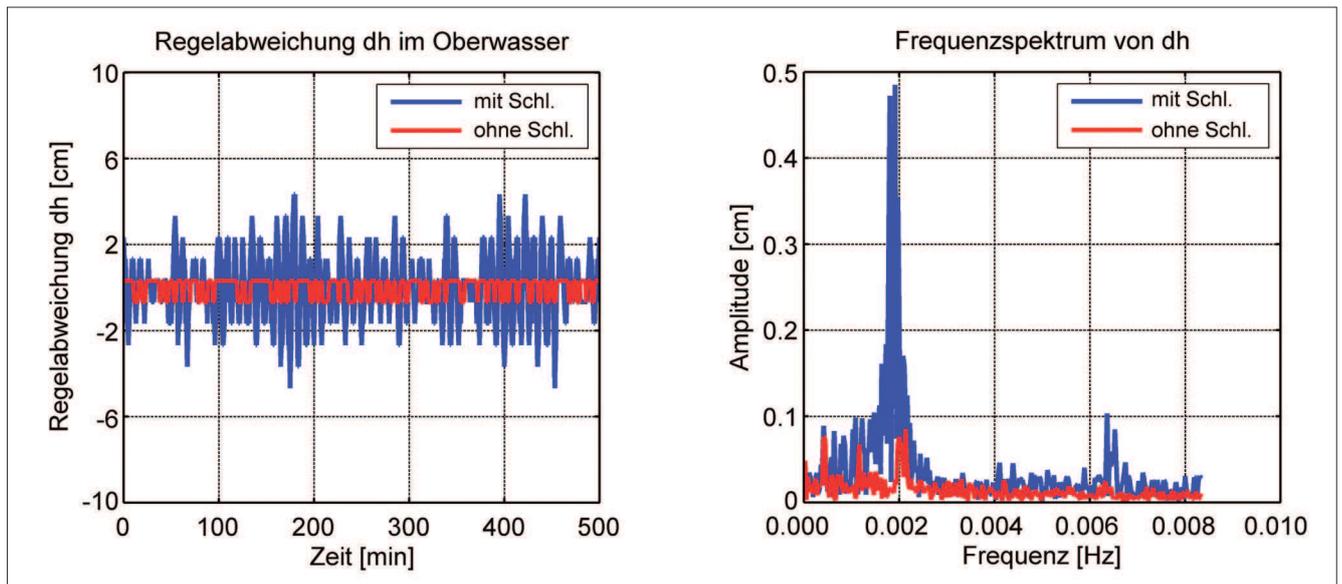


Bild 4: Vergleich der Schwankungen im Oberwasser der Wehranlage Wendisch-Rietz im Zeitraum 3. bis 17. August 2007 (links) in und außerhalb der Schleusenbetriebszeiten (7:00 bis 20:00 Uhr); Vergleich der zugehörigen Frequenzspektren (rechts)

Figure 4: Comparison of variations in the headwater of the Wendisch-Rietz weir in the period 3rd to 17th August 2007 (left) in and outside of the lock operating hours (7:00 to 20:00 o'clock); Comparison of the corresponding frequency spectra (right)

heit zu erreichen, benötigt der FIR-Filter aber eine 10-fach höhere Ordnung als der IIR-Filter. Die daraus resultierenden Rechenzeiten machen den so parametrisierten FIR-Filter für die Praxis untauglich.

- Gegenüber dem IIR-Filter weist der FIR-Filter im Amplitudengang $|A(f)|$ Überschinger (Rippel) im Durchlass- und Sperrbereich auf, die das Resultat der Nullstellen in der Übertragungsfunktion $H(z)$ sind (Werner, 2006 oder Meyer, 2002).

Im vorliegenden Fall wäre der IIR-Filter eine gute Alternative zu den in Reihe geschalteten PT1-Filtern. Grundsätzlich müssen aber IIR-Filter als rekursive Filter immer auf Stabilität geprüft werden. Dies kann durch die in der Signaltechnik bekannten Methoden zum optimierten

Filterentwurf erfolgen. Hinweise dazu finden sich u. a. in Werner (2006) oder Meyer (2002).

3.3 Unsicherheiten bei der Zuflussermittlung *Uncertainties in determining the inflow*

Wenn der Zufluss in eine Stauhaltung nicht direkt gemessen wird, beispielsweise über eine ADCP-Messeinrichtung, oder indirekt über die Turbinen- und Wehrkennlinien des Oberlieggers bestimmt werden kann, erfolgt die Zuflussermittlung noch in vielen Fällen über kontinuierliche Wasserstandsmessungen und eine Pegelschlüsselkurve am Stauhaltungsbeginn. Schlüsselkurven geben für den gesamten Messbereich eines

Filtertyp	Ordnung	Frequency Specifications		Magnitude Specifications	
		F_{pass}	F_{stop}	D_{pass}	D_{stop}
FIR	N = 111	$F_{\text{pass}} = 0,001$	$F_{\text{stop}} = 0,0014$	$D_{\text{pass}} = 0,001$	$D_{\text{stop}} = 0,08$
IIR	N = 10	$F_{\text{pass}} = 0,001$	$F_{\text{stop}} = 0,0014$	$E_{\text{pass}} = 0,9$	$E_{\text{stop}} = 0,01$

Tabelle 1: Parametrisierung für den FIR- und den IIR-Filter im Filter Design & Analysis Tool (Bezeichnungen entsprechend Bild 3)
Table 1: Parameterisation for the FIR and IIR filter in the Filter Design & Analysis Tool (terminology as used in Figure 3)

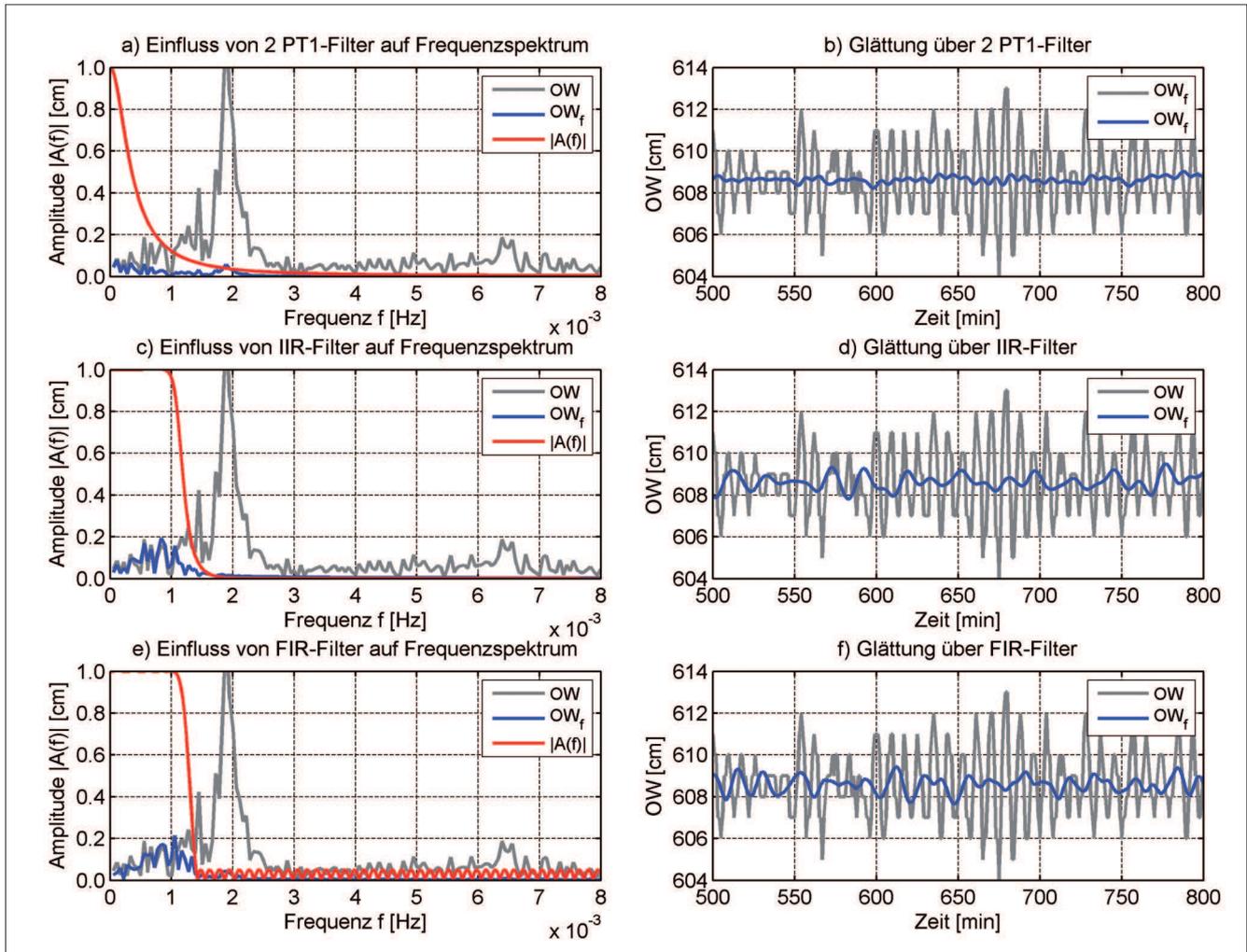


Bild 5: Einfluss unterschiedlicher Filtertypen auf das Frequenzspektrum und das Ausgangssignal im Zeitbereich: a, b) zwei PT1-Filter in Reihe geschaltet; c, d) IIR-Filter; e, f) FIR-Filter

Figure 5: Influence of different filter types on the frequency spectrum and the output signal in the time domain: a, b) two PT1 filters in series c, d) IIR filter, e, f) FIR filter

Pegels das Verhältnis von Wasserstand zu Abfluss in diesem Gewässerabschnitt an. Sie lassen sich am sichersten ableiten, indem über den gesamten Abflussbereich Messungen der Fließgeschwindigkeit durchgeführt werden, aus denen sich dann die Abflüsse relativ genau berechnen lassen. Liegt der Pegel allerdings in der Stauwurzel eines Gewässers, dann liefert die Schlüsselkurve im unteren Abflussspektrum keine eindeutigen Abflüsse mehr.

In Bild 6 ist die Schlüsselkurve des Pegel Perls dargestellt, der für die Zuflussermittlung des Reglers an der Moselstaustufe Palzem/Stadtbredimus verwendet wird. Hier zeigt sich, dass für Wasserstände unter 250 cm entsprechend einem Abfluss von etwa 150 m³/s kein Abfluss mehr angegeben werden kann. Der Vergleich zum mittleren Abfluss MQ = 170 m³/s (Busch, 1995) macht

deutlich, dass über zwei Drittel eines Jahres keine zuverlässigen Abflüsse vorliegen würden, was die Regelgüte erheblich verschlechtert, da der Zufluss direkt als Steuerungsanteil weitergegeben wird (vgl. Wohlfart und Gebhardt, 2012, in diesem Heft). Eine Möglichkeit besteht darin, die Schlüsselkurve mit einem hydraulisch-numerischen Modell, das zuvor an den vorhandenen Abflussmessungen kalibriert wurde, zu extrapolieren (siehe Bild 6). Aus der Extrapolation ist aber auch zu erkennen, dass sich kleine Wasserstandsschwankungen in großen Abflussschwankungen bemerkbar machen. Im konkreten Fall wird eine ADCP-Messeinrichtung aufgebaut und redundant der Abfluss des Oberliegertals als Eingangssignal aufgeschaltet.

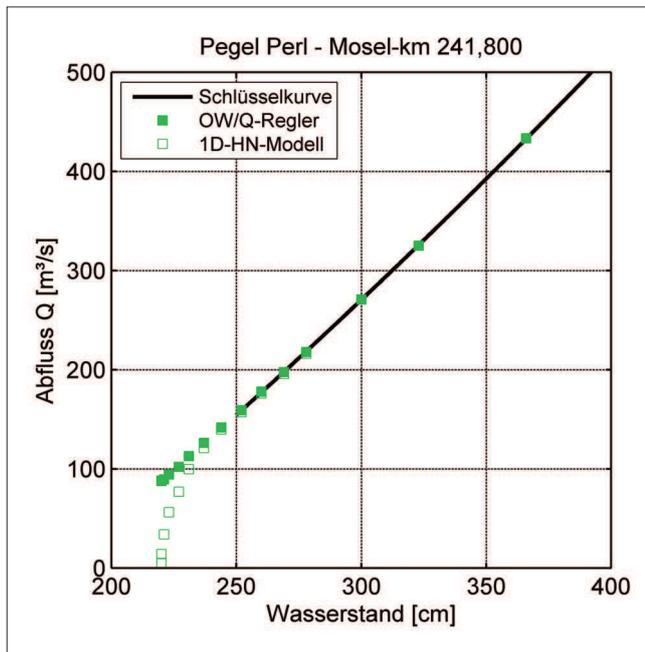


Bild 6: Schlüsselkurve des Pegel Perls an der Mosel mit einem Extrapolationsbereich aus einem hydraulisch-numerischen Modell

Figure 6: Stage-discharge-relation of the Perl water gauge on the River Mosel with an extrapolation range based on calculations using a hydraulic-numeric model

3.4 Filterentwurf für den Zufluss Filter design for the inflow

Der Filterentwurf zur Glättung des Zuflusses hat einen anderen Charakter als zur Glättung des Oberwasserstandes, da der Zufluss als Störgröße zeitversetzt um die Retentionszeit als Steuerungsanteil berücksichtigt wird (vgl. Schmitt-Heiderich und Gebhardt, 2012, in diesem Heft). Üblicherweise wird die Retentionszeit dabei in eine Totzeit und eine Reihenschaltung von zwei PT1-Gliedern aufgeteilt, die einen geglätteten Ausgang bei einem mit Schwankungen überlagerten Eingangssignal bewirken (Gebhardt et al., 2010).

Die Zuflussschwankungen treten bei niedrigeren Frequenzen als schiffs- oder windinduzierte Wellen auf und haben hydrologische oder betriebliche Ursachen, wie z. B. aus Bild 7 zu erkennen ist. Daher ist es nicht erforderlich, einen Filterentwurf auf Basis eines Frequenzspektrums durchzuführen mit klar getrenntem Durchlass- und Sperrbereich, vielmehr geht es darum, die Retentionswirkung in dem gestauten Gewässerabschnitt durch eine entsprechende Parametrisierung der Störgrößenaufschaltung vereinfacht abzubilden. Dabei

muss berücksichtigt werden, dass Filter nicht nur glätten, sondern bei einer kontinuierlichen Veränderung des Zuflusses auch eine Phasenverschiebung verursachen. Bei einem PT1-Filter entspricht die Phasenverschiebung dann in etwa der Filterzeit.

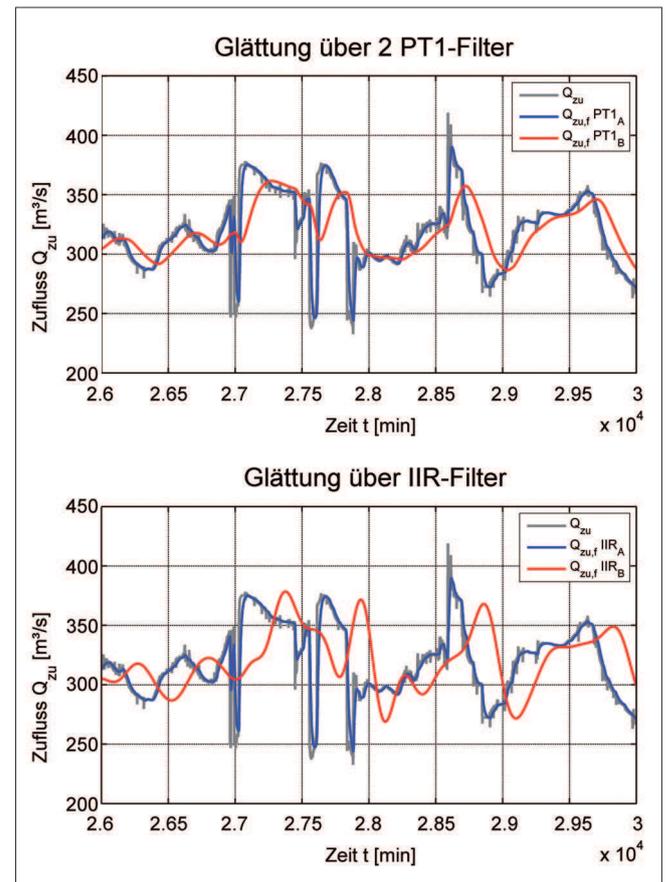


Bild 7: Glättung einer Zuflussganglinie: über zwei in Reihe geschaltete PT1-Filter (oben) und über einen IIR-Filter (unten)

Figure 7: Smoothing of an inflow hydrograph: two PT1-filters in series (top) and one IIR filter (below)

Als Alternative kommen hier auch digitale Filter höherer Ordnung in Betracht, wie z. B. ein IIR-Filter, allerdings ist dadurch kein signifikanter Vorteil zu erwarten, da es eher um die Abbildung der Retentionswirkung als um die Trennung von Signalanteilen geht. In Bild 7 sind die geglätteten Zuflussganglinien mit zwei PT1-Gliedern und einem IIR-Filter mit jeweils zwei unterschiedlichen Parametrisierungen dargestellt.

4 Eigene Ergebnisse im Vergleich zum Stand der Wissenschaft

Own results in comparison to the state of science

Im Vergleich zu anderen wasserbaulichen Themen, wie Flussbau, Bauwerkshydraulik, Geschiebetransport oder numerische Modellierung ist die automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung in der Wasserbauliteratur eher ein Randthema. Der Einfluss der Messgrößen auf die Regelgüte und die Möglichkeiten zur Filterung werden darin, wenn überhaupt, nur am Rande erwähnt.

Theobald (1999) untersuchte mit Hilfe von 1D-HN-Untersuchungen den Einfluss der Erfassungsgenauigkeit des Durchflusses auf die Abflussregelung und gibt einen Vorschlag zur Behandlung von Schleusungsvorgängen, entweder durch eine entsprechende Dämpfung der gemessenen Wasserstände mit Verzögerungsgliedern oder durch eine kurzfristige Abschaltung der Regelung. Das Abschalten der Regelung ist nach Ansicht der Autoren auf Grund der (Neu-)Initialisierung des Reglers eher kritisch und wenig praktikabel.

Detering (2003) diskutiert eine andere Möglichkeit, den Pegelwert bei Schleusungsvorgängen während eines Schleusungsvorgangs für mehrere Minuten „einzufrieren“ und führt als Nachteil an, dass damit durch die Dämpfung auch ein Zeitverzug beim echten Auftreten einer Messwertänderung verbunden ist. Als Verbesserung sieht Detering (2003) perspektivisch den Einsatz eines Kalman-Filters, das auch zur Glättung, Filterung und Vorhersage von Werten eingesetzt werden könnte. Das Kalman-Filter ist zwar ein weit verbreiteter Algorithmus zur Zustandsschätzung linearer und nichtlinearer Systeme (Kalman, 1960), allerdings wird sein Einsatz nach Ansicht der Autoren auf Grund seiner Komplexität und der Voraussetzung, für die Stauhaltung ein Zustandsraummodell zu erstellen, als eher schwierig gesehen.

Nach eigenen Recherchen finden sich in der Literatur zur Wasserbewirtschaftung von Stauhaltungen oder Bewässerungskanälen keine weiteren Angaben zum Filterentwurf. Bei den beschriebenen klassischen regelungstechnischen Verfahren oder modell-prädiktiven Regelungsansätzen werden bereits geglättete Messwerte vorausgesetzt. Daher muss für dieses umfangreiche Thema auf die Literatur anderer Ingenieursdisziplinen,

z.B. der Nachrichten-, Elektro- und Informationstechnik, verwiesen werden (von Grüningen (2008), Karrenberg (2009), Meyer (2002), Werner (2008)). Der Beitrag soll daher eine Lücke schließen und Hinweise für die Auswahl und den Entwurf von Filtern geben, die beim automatisierten Betrieb von Stauhaltungsketten zum Einsatz kommen.

5 Schlussfolgerungen

Conclusions

Digitale Filter sind Stand der Technik und bieten viele Vorteile: Es treten keine Schwankungen durch Toleranzen oder Alterung der Bauteile auf wie bei den herkömmlichen Analogfiltern. Es ist kein manueller Abgleich in der Fertigung notwendig, woraus eine raschere Endprüfung der Geräte resultiert. Es sind Filterfunktionen möglich, die mit Analogfiltern nur schwer oder gar nicht realisierbar sind. Es sind aber nicht nur diese Vorteile, die in den letzten Jahren zu einem verstärkten Einsatz von Digitalfiltern führten, sondern die rasante Entwicklung der Computertechnologie. Digitalfilter waren aufwändiger in der Programmierung und rechenintensiver in der Anwendung. Software-Tools erlauben aber heute einen komfortablen Filterentwurf, der Programmierungsaufwand wird über eine automatische Code-Generierung kompensiert und die Hardware der Zielplattformen ist deutlich leistungsfähiger. Dies gilt für die Nachrichtentechnik sowie die Elektro- und Informationstechnik.

Am Beispiel der Filterung eines Oberwasserstandes wurde gezeigt, dass ein Digitalfilter Vorteile bietet, da der Übergangsbereich kleiner als beim häufig eingesetzten PT1-Filter ist. Dadurch können Frequenzen besser selektiert und durchgelassen, andere hingegen gesperrt werden, sodass ausschließlich die für die Regelung relevanten und eher niederfrequenten Wasserstandsänderungen ungedämpft am Reglereingang anliegen. Auf Grund der geringeren Ordnung haben IIR-Filter hier Vorteile gegenüber FIR-Filtern, wobei sorgfältig auf die Stabilität der rekursiven Filter geachtet werden muss.

Bei der Glättung von Zuflussignalen hingegen bieten digitale Filter höherer Ordnung keine wesentlichen Vorteile. Die hydrologisch oder betrieblich bedingten Schwankungen erfolgen im Verhältnis zu dem üblichen

Einsatzbereich der Digitalfilter eher langsam. Eine Selektion von Frequenzanteilen ist nicht erforderlich, vielmehr geht es darum, die Retentionswirkung, also die Abflussvergleichmäßigung auf der Strecke, vereinfacht abzubilden. Sowohl Analog- als auch Digitalfilter weisen eine Phasenverschiebung auf, die beim zeitversetzten Aufschalten auf den Reglerausgang über eine Anpassung der Totzeit berücksichtigt werden muss. In der Summe sind Digitalfilter sicherlich eine gleichwertige Alternative zu den bisher eingesetzten Analogfiltern, wie z. B. einem PT1-Filter, allerdings ist davon keine signifikante Erhöhung der Filtergüte zu erwarten.

6 Literatur *References*

- Arnold, D. (2005): Seminar Digitale Signalverarbeitung, Thema: Digitale Filter, Universität Koblenz-Landau.
- Bundesanstalt für Wasserbau (2004): Grundlagen zur Bemessung von Böschungs- und Sohlensicherungen an Binnenwasserstraßen (GBB), Mitteilungsblatt der BAW Nr. 87, Karlsruhe.
- Bundesanstalt für Wasserbau (2008): Gutachten über die Abfluss- und Stauzielregelung der Wehranlage Wendisch Rietz, unveröffentlicht.
- Bundesanstalt für Wasserbau (2010): Bericht über den Entwurf von Digitalfiltern mit Hilfe von MATLAB & Simulink, unveröffentlicht.
- Busch, N. (1995): Niederschlag und Abflusssituation im Moselgebiet. Mitteilungen der Bundesanstalt für Gewässerkunde, Nr. 12, Koblenz, S.10-23.
- Detering, M. (2003): Modellgestützte Regelung von Stauhaltungssystemen und Laufwasserkraftanlagen. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen.
- Gebhardt, M, Schmitt-Heiderich, P., Wohlfart, S. (2010): Automated operation of chains of barrages – development of controller algorithms with the use of model-based design. In: Proceedings of River Flow 2010 – International Conference on Fluvial Hydraulics, Braunschweig, 8. bis 10. September 2010, S.1399-1406.
- Kalman, R. E. (1960): A new approach to linear filtering and prediction problems. Trans. ASME, Series D, J. Basic Eng. 82(3), 35-45.
- Karrenberg, U. (2009): Signale – Prozesse – Systeme: Eine multimediale und interaktive Einführung in die Signalverarbeitung. Springer, Berlin.
- Kiencke, U., Jäkel, H. (2008): Signale und Systeme. Oldenbourg Wissenschaftsverlag, korrigierte Auflage.
- Meyer, M. (2002): Grundlagen der Informationstechnik: Signale, Systeme und Filter. Vieweg Verlag, 1. Auflage.
- Schmitt-Heiderich, P., Gebhardt, M. (2012): Der Einfluss der Regelstrecke Stauhaltung auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR). In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 81-98.
- Partenscky, H.-W. (1986): Binnenverkehrswasserbau, Schleusenanlagen. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York Tokyo.
- The MathWorks GmbH (2004): Aufbau einer Simulink-Bibliothek für die Simulation automatisierter Staustufen im Auftrag der Bundesanstalt für Wasserbau.
- Theobald, S. (1998): Numerische Simulation von Staustufenketten mit automatisiertem Betrieb. Universität Karlsruhe.
- Von Grüningen, D. Ch. (2008): Digitale Signalverarbeitung: mit einer Einführung in die kontinuierlichen Signale und Systeme. Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 4. Auflage.
- Werner, M. (2006): Digitale Signalverarbeitung mit MATLAB®. Grundkurs mit 16 ausführlichen Versuchen, Vieweg+Teubner Verlag, 3. Auflage.

Automatisierung der Abfluss- und Stauzielregelung durch Model-Based Design und automatische Codegenerierung

Automation of the Discharge and Water Level Control by Using Model-Based Design and Automated Code Generation

Dipl.-Ing. Sven Wohlfart, Dr.-Ing. Michael Gebhardt, Bundesanstalt für Wasserbau

Model Based Design wird heute in vielen Bereichen der Softwareentwicklung eingesetzt und ersetzt zunehmend den klassischen Ansatz bei der Programmierung von Algorithmen. Neben den Vorteilen der Zeitersparnis und Produktivitätserhöhung wird das gemeinsame Werken verschiedener Arbeitsfelder ermöglicht und die Entwicklungsschritte werden auf ein strukturiertes Modell zentralisiert. Bei der Regelungsstruktur für die Abfluss- und Stauzielregelung können Elemente wiederverwendet werden, was zu einer Modellvereinfachung und zur Reduzierung der Entwicklungszeit führt. Das modulare und hierarchische Vorgehen bei der Entwicklung wird bei der Portierung auf eine Zielplattform durch die automatische Codegenerierung ergänzt. Anhand von spezifischen Portierungs-Schablonen können unterschiedliche Zielplattformen (PC, SPS) parametrisiert und ausgewählt werden. Die Implementierung von Code wird dadurch standardisiert und nachweislich protokolliert.

Nowadays model-based design is used in many areas of software development and is increasingly replacing the traditional approach in the programming of algorithms. Besides the advantages of saving time and increasing productivity, the joint effect of various fields of work is furthered, and the development steps are centralized on a structured model. In the control structure for the discharge and water level control elements can be reused resulting in a model simplification and reduction of development time. The modular and hierarchical approach to the development is enhanced in the porting to a target platform by automatic code generation. Based on specific porting templates different target platforms (PC, PLC) can be parameterized and selected. The implementation of this code is thus standardized and documented demonstrably.

1 Entwicklung von Reglern für die Abfluss- und Stauzielregelung in der BAW

Development of control structures for automated discharge and water level control in the BAW

Die Entwicklung und Parametrisierung von Reglern für die automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung ist seit mehreren Jahren ein Arbeitsfeld in der BAW. Bis zum Jahr 2004 wurden Werkzeuge eingesetzt, die das Erstellen von Programmen unter verschiedenen Betriebssystemen mit Hilfe der Programmiersprachen C und C++ ermöglichten. So wurden ausführbare Programme entwickelt, die den Regler, die Regelstrecke und das Bauwerk enthalten und deren Komponenten fest miteinander verbunden waren. Bei der Umsetzung der Entwicklung auf eine speicherprogrammierbare Steuerung (SPS) wurde der Regelungsalgorithmus als lesbare Datei ausgelagert. Letztlich musste eine externe Firma den Code in das spezielle Format einer SPS aufwändig umschreiben.

Die Regelungsstruktur für die ASR an den Stauhaltungen der Mosel konnte mit der beschriebenen Vorgehensweise erfolgreich umgesetzt werden. In der Projektbearbeitung erwies sich jedoch der Aufbau, Umbau und kontinuierliche Test unterschiedlicher Konfigurationen als äußerst zeitaufwändig und arbeitsintensiv. Nach einer Recherche zu alternativen Vorgehensweisen wurde die Software MATLAB und Simulink von The Mathworks als Entwicklungsumgebung evaluiert und ausgewählt. Dieser Beitrag soll die aktuelle Vorgehensweise bei der Reglerentwicklung darlegen und Wege aufzeigen, die sich durch die automatisierte Portierung von Code auf unterschiedliche Zielplattformen ergeben.

2 Modellbasierter Entwurf von Regelungsstrukturen

Model-based design of control structures

Die bisherige Vorgehensweise bei Entwurf und Übertragung eines Reglers auf eine Zielplattform war geprägt durch textbasierte Werkzeuge und im Ablauf prozedural, d. h. Daten und Funktionen (Prozeduren) waren nicht voneinander abhängig und konnten in der Programmierung nicht wieder verwendet werden. Dies ist grundsätzlich nicht als Nachteil zu sehen, da die Ausführungsvorschrift auf einer Zielplattform, die beispielsweise eine SPS darstellt, ebenfalls diesem Schema folgt. Bei der Entwicklung von Regelungsstrukturen, die eine Allgemeingültigkeit auf einer Vielzahl von Zielsystemen haben sollen und deren Zuverlässigkeit anhand von Simulationsrechnungen nachgewiesen werden muss, ist diese Vorgehensweise jedoch weniger geeignet.

In den letzten Jahren haben sich kommerzielle und frei verfügbare Werkzeuge bei der Reglerentwicklung bewährt, die den gesamten Entwicklungsvorgang vom Entwurf bis zur Realisation abbilden können. MATLAB gilt im Bereich der Ingenieurwissenschaften als leistungsfähiges Programm für wissenschaftlich-technische Berechnungen. Simulink, eine Erweiterung zu MATLAB, dient der Modellierung und Simulation dynamischer Systeme. Die Handhabung von umfangreichen Matrizen und Vektoren erfolgt mit einer speziellen Programmiersprache, während die Durchführung einer Simulation von dem grafischen Modellaufbau und der Interaktion in der Simulationsumgebung Simulink geprägt ist. Die Kopplung von MATLAB und Simulink ist modular und schließt eine Vielzahl von Erweiterungen, sogenannte Toolboxen, mit ein.

Mit MATLAB und Simulink wird der Prozess der Reglerentwicklung in Form von Simulink-Modellen mathematisch abstrahiert, in Simulationsläufen validiert und schließlich exportiert. Die Vorgehensweise wird Model-Based Design genannt. Standardisierte Blockschaltbilder mit hinterlegter Funktionalität werden über eine grafische Benutzeroberfläche aus einer Bibliothek entnommen und miteinander verbunden. Zusätzlich ist der Funktionsumfang durch die Nutzung von eigenen Blockschaltbild-Bibliotheken erweiterbar. Durch die Kopplung der einzelnen Blockschaltbilder über Verbindungslinien und Definition der jeweiligen Ein- und

Ausgänge entstehen letztlich ausführbare Modellstrukturen. Diese können dann z. B. das reale Verhalten eines Stellorgans oder eines Filters wiedergeben.

Durch den Einsatz des Model-Based Designs werden einzelne Vorgänge bei der Entwicklung vereinheitlicht und in einem Systemmodell fokussiert, welches dann für verschiedene Simulationsmodi (Offline, Realtime) genutzt werden kann. Ein weiterer Vorteil liegt in der Durchgängigkeit innerhalb dieses Systemmodells, von der Spezifikation der Anforderungen an das Modell über die Softwareentwicklung, die Fehleranalyse und Fehlerbehebung bis zum modellbasierten Test der Entwicklung in der Simulation. Grafisch ist dies durch den Kreislauf in Bild 1 dargestellt, in dessen Mitte die Verbindung der einzelnen (Teil-)Modelle als vernetztes Gesamt-(System-)Modell ersichtlich ist.

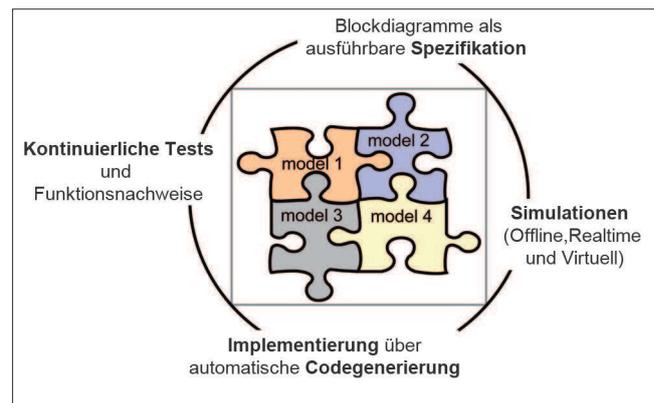


Bild 1: Das Systemmodell bei der modellbasierten Entwicklung

Figure 1: *The system model in model-based design*

Innerhalb dieses Systemmodells ist bestehender Programmcode aus unterschiedlichen Quellen leicht integrierbar und erhöht durch die Modularisierung dessen Wiederverwendbarkeit.

Der zeitliche Verlauf während des Entwicklungsprozesses wird häufig in Form eines V-Diagrammes dargestellt (siehe Bild 2). Die einzelnen Stufen bei der Modellentwicklung stehen nach Art ihrer Abstraktionsebene auf der linken Seite des V, während auf der rechten die Modellumsetzung, der Test auf der Hardware und der abschließende Betrieb stehen. Im Übergangsbereich zwischen validiertem Simulationsmodell und dem Modell, das auf der Zielplattform laufen soll, steht der Portierungsvorgang durch die automatische Codegenerierung. Die Entwicklungsstufen auf beiden Seiten des V

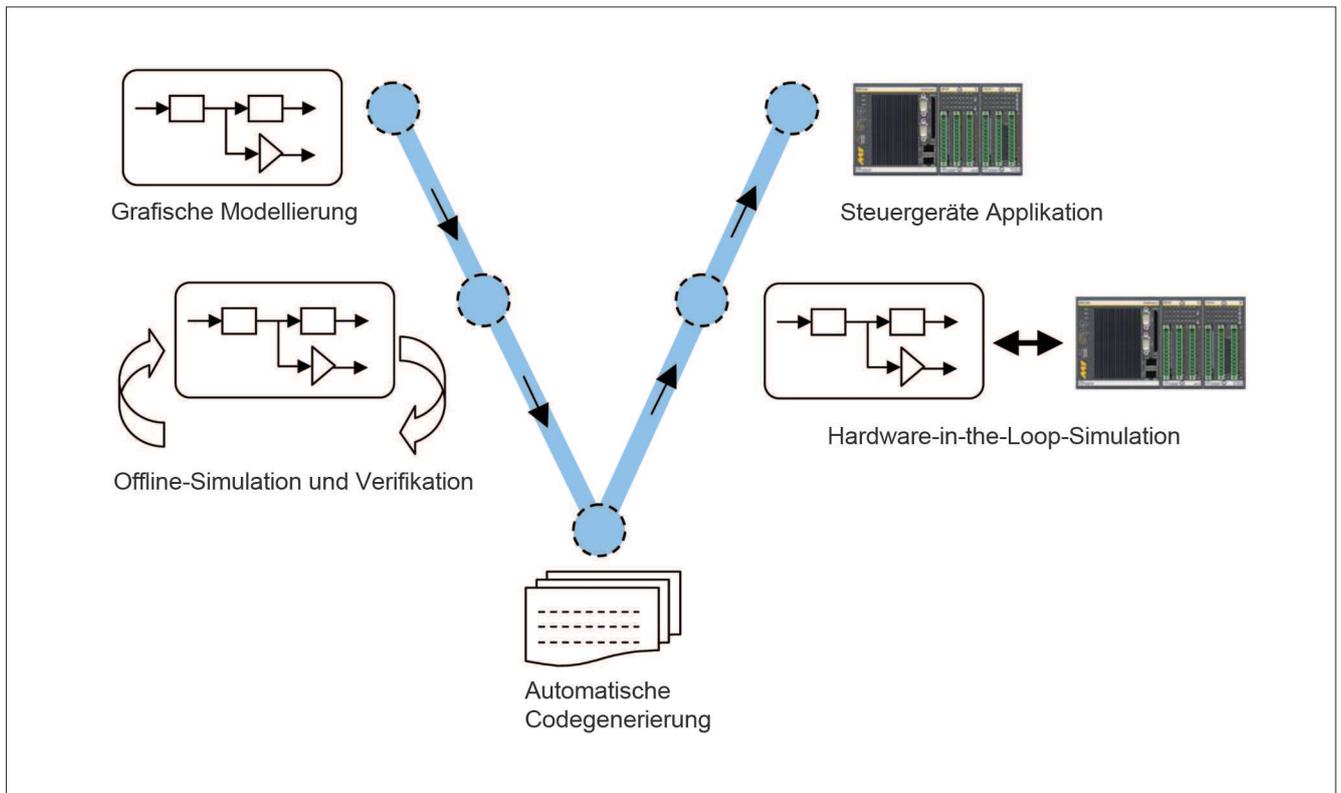


Bild 2: Stufen bei der Modellentwicklung, V-Diagramm
 Figure 2: Stages of model development, V-diagram

müssen miteinander abgeglichen werden. Dazu werden Ergebnisse aus Simulationen den Berechnungen auf der Zielhardware gegenübergestellt. Das Vorgehen kann man sich als einen iterativen Prozess vorstellen, der am Ende die Implementierung und den Betrieb auf der Zielplattform mit den ursprünglichen Erfordernissen zu Beginn der Entwicklung vergleicht. Der zeitliche Vorteil gegenüber herkömmlichen Vorgehensweisen ergibt sich aus der Nutzung eines gemeinsamen Modells zur Simulation und Umsetzung, das sich nur durch Anpassungen und Erweiterungen für die bestimmte Zielplattform unterscheidet.

3 Automatische Code-Generierung *Automated code generation*

Model-Based Design in der Entwicklung einzusetzen birgt Zeitvorteile gegenüber herkömmlichen Vorgehensweisen. Die Codegenerierung aus dem erstellten Systemmodell automatisiert ablaufen zu lassen, stellt einen weiteren Schritt dar, den Entwicklungsprozess zu beschleunigen und Kosten einzusparen. Das Verhalten des Systemmodells muss anhand einer Vielzahl von Si-

mulationsläufen überprüft werden. Das Einbinden des Prozesses der automatischen Codegenerierung sollte daher schon frühzeitig in der Entwicklungsphase erfolgen. Die BAW setzt dazu den Real Time Workshop (RTW) ein, der eine Erweiterung (Toolbox) zu MATLAB und Simulink ist. Das Systemmodell (*.mdl unter Simulink) wird in einem ersten Zwischenschritt analysiert und dann von automatisch ablaufenden Routinen in die Programmiersprache C übersetzt. Diese Vorgehensweise ist nötig, damit der spätere Zielcode standardisiert über einen Compiler erzeugt werden kann (siehe Bild 3).

Bei der automatischen Codegenerierung wird unterschieden zwischen Code, der auf dem Entwicklungsrechner lauffähig ist, und Code, der für eine ausgewählte Zielhardware bestimmt ist. Der Ablauf der Codegenerierung ist ähnlich und orientiert sich an vordefinierten Schablonen (Targets). Die Konfigurationsparameter für das Systemmodell müssen jedoch spezifisch angepasst werden. In der Simulationsumgebung auf einem PC ist beispielsweise die Art des Gleichungslösers – zeitlich diskret oder zeitkontinuierlich – frei wählbar, während auf einer Zielhardware, wie die einer SPS, immer ein zeitlich diskretes System vorliegen muss.

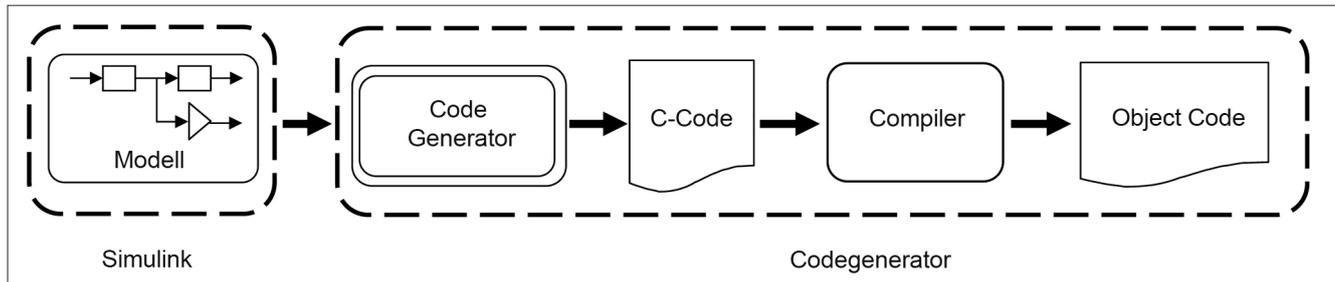


Bild 3: Ablaufschema bei der Codegenerierung

Figure 3: Flow chart of the code generation

Das Testumfeld der Codegenerierung während der modellbasierten Entwicklung wird in drei Bereiche unterteilt: Software in the Loop (SiL) steht für den Test der Entwicklung unter den selben Randbedingungen wie bei der Simulation, Hardware in the Loop (HiL) für den Test direkt auf der Zielhardware und Process(or) in the Loop (PiL) für den Test in der Simulation mit den Vorgaben der entsprechenden Zielhardware.

Software in the Loop beschreibt die Methode, bei der das Modell einer Softwareentwicklung in einer Schleife mit der Entwicklungsumgebung betrieben wird (siehe Bild 4). Dadurch wird ein Test der Entwicklung, welche auch auf einer zukünftigen Hardware lauffähig sein soll, innerhalb der Entwicklungsumgebung ermöglicht. In Bild 4 sind zwei gestrichelte Elemente zu erkennen, die Teile des Systemmodells darstellen. Das linke Element entspricht einem Modell, welches unter Simulink erstellt wurde, das rechte Element wurde mit dem Real Time Workshop generiert. Dieser Code wurde dann als sogenannte S-Funktion (System-Funktion) unter Simulink implementiert und mit dem Systemmodell verbunden (rote Linien). Die Ein- und Ausgänge entsprechen dem linken ausgelagerten Teilmodell. In der Simulationsumgebung wird nun das Laufzeitverhalten beider Modelle (Simulink Modell gegenüber S-Funktion) überprüft, abgespeichert und visualisiert.

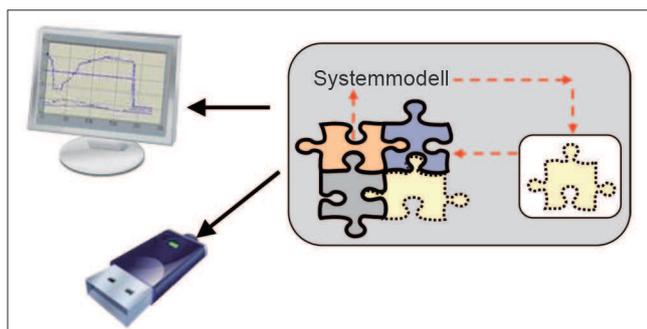


Bild 4: Codegenerierung SiL

Figure 4: Code generation SiL

Im Gegensatz dazu dient Hardware in the Loop (HiL) als erweitertes Testverfahren, da hierbei das Modell der Software – umgewandelt in Hardware-spezifischen Code – extern auf der Hardware bzw. dem Steuergerät lauffähig sein muss. Der HiL-Simulator innerhalb des Systemmodells in Bild 5, der beispielsweise ein Stauhaltungsmodell darstellt, wird zusammen mit dem generierten Regelungsalgorithmus, der auf der Zielhardware implementiert ist, in einer Schleife betrieben. Dies wird auch als Closed Loop Simulation bezeichnet. Der Regelungsalgorithmus läuft autark auf der Hardware und erhält Daten von der Simulationsumgebung und/oder von externen Schnittstellen. Die Kopplung der Systeme wird über die standardisierte OPC-Schnittstelle realisiert. Dadurch ist über das LAN-Netzwerk ein direkter Zugriff auf die Variablen möglich, die allerdings für den Datenaustausch auf dem OPC-Server angelegt sein müssen. Die Taktrate, Speichergröße und Dimensionen von Variablen müssen im Vorfeld berücksichtigt und angepasst werden. Das Modell der Stauhaltung muss ebenfalls zyklisch mit einer festen Abtastrate berechnet werden.

Durch die Echtzeitberechnung ist sichergestellt, dass das zeitliche Verhalten der Ein- und Ausgangsgrößen des Simulators denen der realen Komponente des Reglers auf der Zielhardware entspricht. Mit einem HiL-System können Funktionen und Komponenten reproduzierbar getestet werden. Auch Grenzwertbetrachtungen, die in der Realität nicht möglich wären, wie z. B. das Leerlaufenlassen einer Stauhaltung oder eine unterschiedliche Beaufschlagung der Wehrverschlüsse, können damit durchgeführt werden. Insgesamt wird durch die Hardware in the Loop Simulation eine größere Bandbreite an Testläufen und zielgerichtete Prüfung des generierten Codes erreicht.

Process(or) in the Loop (PiL) stellt eine Kombination beider Verfahren SiL und HiL dar, bei dem der kompilierte hardware-spezifische Code, mit allen Einschränkungen

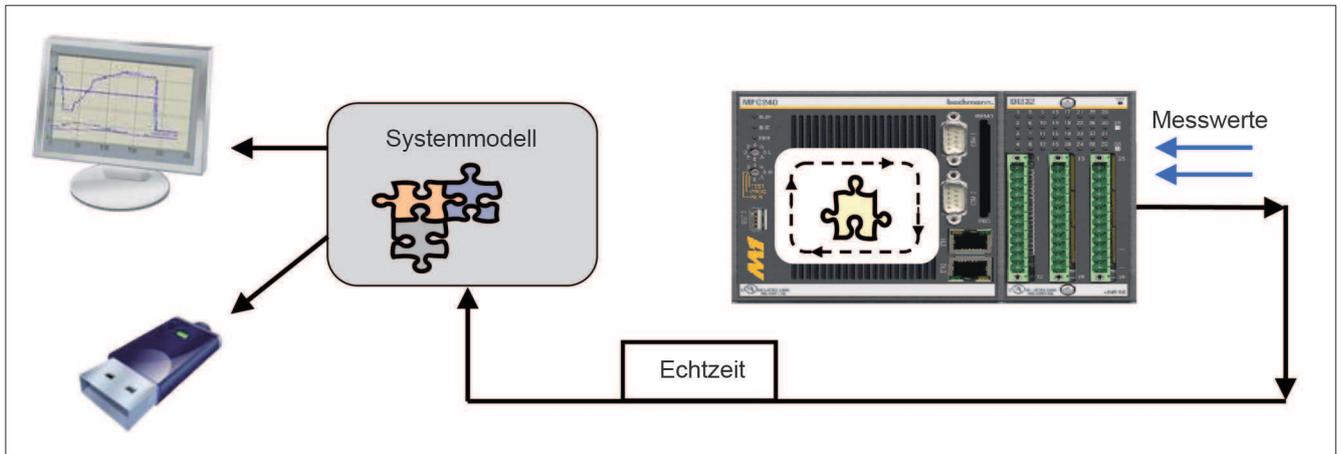


Bild 5: Codegenerierung HiL
 Figure 5: Code generation HiL

der späteren Hardware, als Modell in die Simulationsumgebung eingebettet wird. Die Laufzeitcharakteristik entspricht dem jeweiligen Hardwarependant. Weiterhin können erweiterte, beispielsweise beschleunigte Testzyklen durchgeführt werden, die sonst durch Hardwarespezifikationen (Taktzeiten) nicht möglich sind. PiL ist zum Zeitpunkt des Erscheinens dieser BAWMitteilungen beschränkt auf vier Hardwarespezifikationen (32-bit x86, embedded und compatible Systems), unter denen eine SPS nicht erfasst ist.

Die Vorteile der automatischen Codegenerierung liegen im zusammenhängenden und übergreifenden Prozess, der stets in der Entwicklungsumgebung mit eingebunden ist. Dadurch wird die spätere Umsetzung und Erfolgskontrolle vereinfacht und Hindernisse bei der Portierung früh erkannt. Die Dokumentation und

die Abnahme der implementierten Funktionen auf der Zielhardware sind durch die Beschreibung des Systemmodells dargelegt. Eine Unterteilung des Systemmodells in Modellbereiche, die ausgelagert werden und aus denen Code generiert werden soll, und Teilmodelle, die nur für die Simulation notwendig sind, wie z.B. die Regelstrecke, sind einfach realisierbar (Environment Controller). Unabdingbare Voraussetzung für eine erfolgreiche Umsetzung ist die präzise Definition und Einhaltung von Schnittstellen. Änderungen in der Regelungsstruktur oder der Austausch von Hardware, wie in Bild 6 dargestellt, erfordern keine Programmierung, da Konfigurationen der Codegenerierung für verschiedene Zielplattformen (PC, SPS...) austausch- und wieder verwendbar sind.

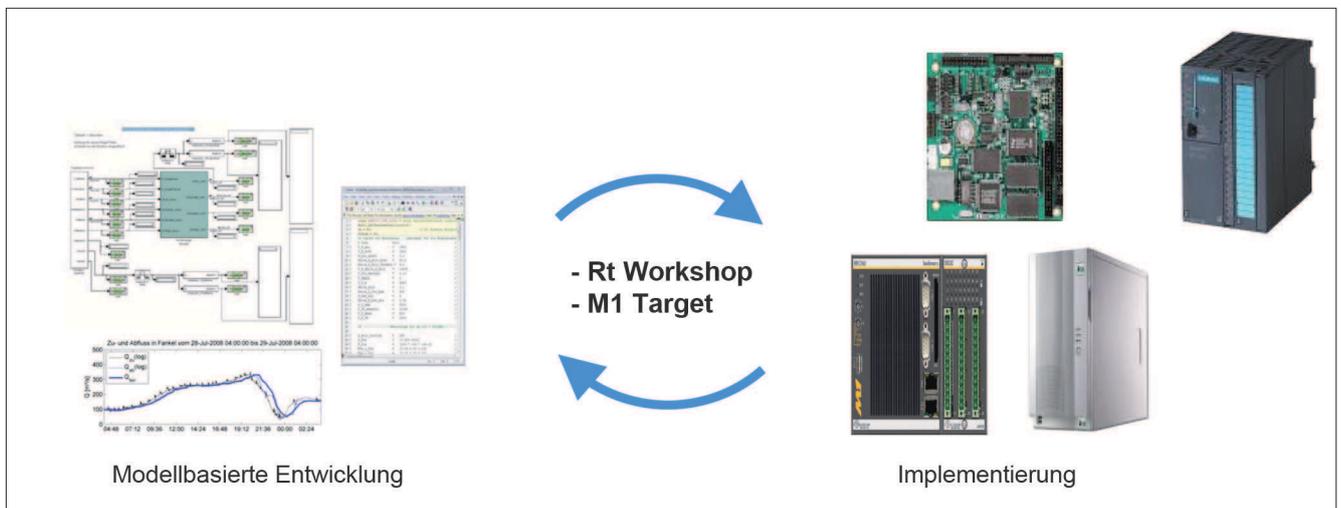


Bild 6: Codegenerierung für verschiedene Zielplattformen
 Figure 6: Code generation for different target platforms

4 Test der Entwicklung und Codegenerierung an einem BAW-Labormodell

Test development and code generation in a laboratory model of BAW

Zur praxisnahen Präsentation von Model-Based Design und automatischer Codegenerierung wurde ein geregeltes Mehrbehältersystem in der BAW aufgebaut und in einer Hardware in the Loop Schleife betrieben (Bild 7a). Dabei sind drei Behälter über ein Rohrleitungssystem und zwei motorgesteuerte Kugelhähne miteinander verbunden. Die Wasserstände in den Becken werden durch Ultraschallsonden gemessen. Eine Pumpe hinter dem Ablaufbehälter fördert Wasser zurück in den oberen Behälter und schließt den Kreislauf. Regelungsziel ist, den Wasserstand im vorderen Behälter auf einem vorgegebenen Sollwert zu halten. Die Störung des Systems erfolgt einerseits über den unsteady Zufluss, der sich aus der schwankenden Druckhöhe ergibt, und andererseits über Vorgaben zur Öffnungsweite des Kugelhahnes am oberen Behälter. Der Regelungseingriff wird über den Stellantrieb am vorderen Behälter durchgeführt, der die

Abflussvorgabe aus dem Behälter definiert. Der Ist-Wasserstand wird über Drucksonden kontinuierlich erfasst. Bis auf die Pumpenansteuerung werden alle Aktoren analog über eine SPS angeschlossen.

Zum Beschaffungszeitpunkt der Komponenten für das Mehrbehältersystems gab es nur einen Hersteller von speicherprogrammierbaren Steuerungen, der die direkte Kopplung einer SPS mit der automatischen Codegenerierung aus Simulink liefern konnte. Inzwischen sind weitere Hersteller hinzugekommen, deren Anbindung an die Entwicklungsumgebung noch zu prüfen ist. Das Systemmodell in Bild 7c wurde aus Einzelmodellen für die drei Behälter, einem Modell für Pumpe und Ultraschallsonden sowie dem Reglermodell erstellt. Letzteres enthält eine Auswahl für drei Reglertypen, einen 2-Punkt-Regler und zwei PI-Regler, jeweils mit und ohne Empfindlichkeitsschwelle, wie sie auch in der WSV Anwendung finden.

Für den Test innerhalb der Simulationsumgebung (SiL) wurde das Reglermodell mit den Vorgaben für das Zielsystem Windows codegeneriert und als S-Function in

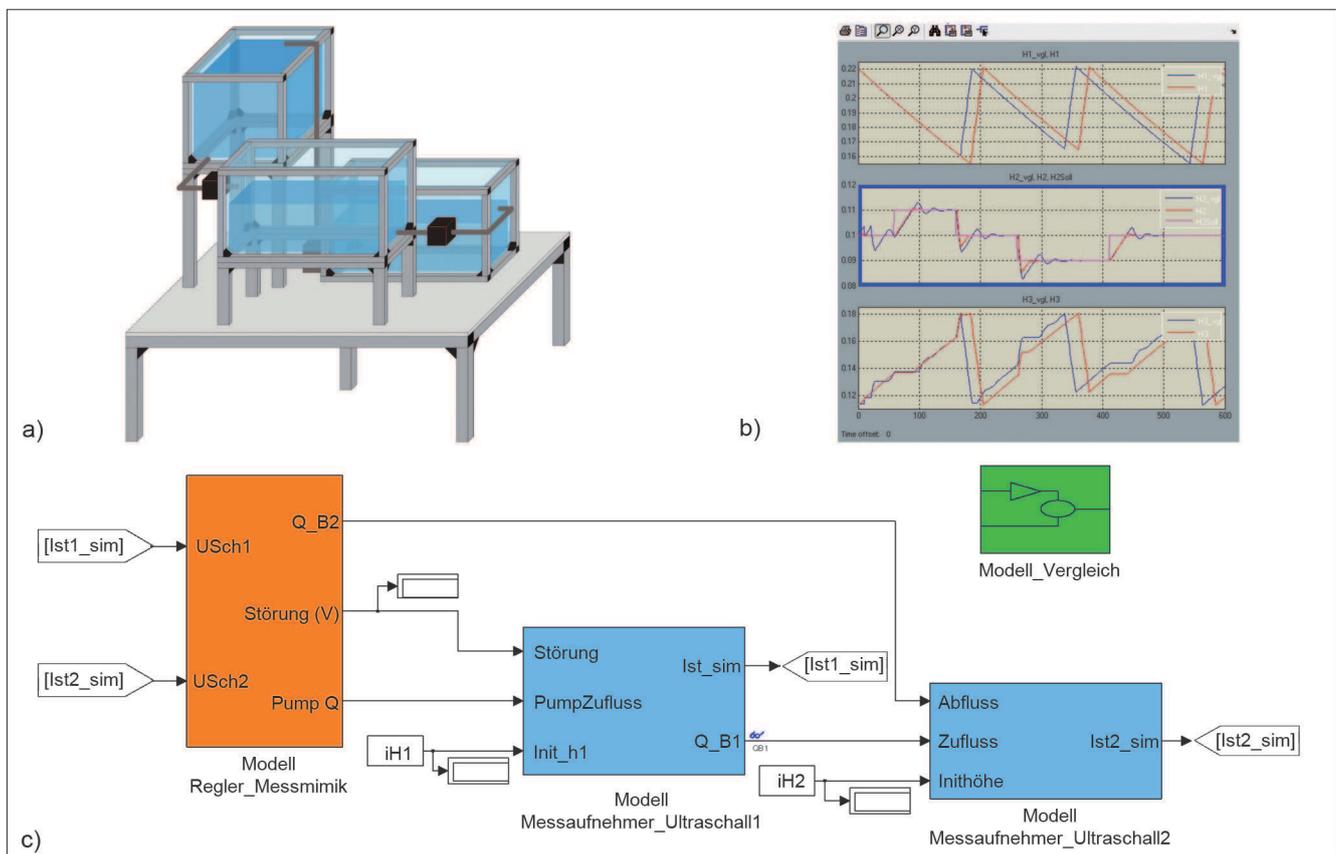


Bild 7: Labormodellskizze (a) , Modellergebnisse (b), Modellstruktur (c)
 Figure 7: Laboratory model diagram (a), model results (b), model structure (c)

die Simulationsumgebung eingebunden. Eine Überprüfung der S-Function ergab dieselben Simulationsergebnisse wie mit dem Original-Reglermodell, was auf die genaue Interpretation der Modellkomponenten während der Codegenerierung des Reglermodells schließen lässt. Diese wurden ausschließlich aus standardisierten Elementen der Simulink-Bibliothek gebildet.

Für die Hardware in the Loop Simulation wurde die Konfiguration unter Simulink angepasst, ein zeitlich diskreter Gleichungslöser (Solver) mit einer Abtastrate in Echtzeit ausgewählt und alle Datentypen einheitlich auf Single Precision eingestellt. Zwischen den einzelnen Modellen im Systemmodell sind keine Taktunterschiede vorhanden, es gilt überall der Systemtakt von einer Sekunde. Der Datenaustausch zwischen Simulationsmodell und Reglermodell auf der SPS wurde mit SVI Variablen (herstellereigenes Format) über das Lan-Netzwerk (TCP/IP) realisiert. Dadurch erübrigt sich ein separater OPC Server, wie er sonst üblicherweise eingesetzt wird. Die Ergebnisse aus Simulation und Hardware in the Loop können daher auch in Echtzeit über die Visualisierung in Simulink-Graphen (Scopes) dargestellt und miteinander verglichen werden. Für die Codegenerierung müssen die Komponenten der SPS definiert und deklariert werden. Neben dem Analog- und Digitalmodul sind das die Netzwerk- und die CPU-Einheit. Die Definition des Wertebereiches der Ein- und Ausgabvariablen wird in der Konfiguration der digitalen und analogen Hardwaremodule gesetzt. Die Parameter sind als eigenständige Modellbibliotheken in Simulink hinterlegt und werden während der Simulation ausgewertet bzw. im Fall der Codegenerierung im ausgelagerten Code gesetzt. Der Aufbau der Datenkommunikation mit IP-Adressbereich, Portkonfiguration, Speicherbereich und Modulname wird im Real Time Workshop gesetzt, während die CPU-Einheit vorkonfiguriert aus vorgegebenen Hardwarebausteinen entnommen werden kann.

Der Start der Codegenerierung aus Simulink führt zu einer Textausgabe im MATLAB Fenster, die über den Fortgang der Codegenerierung informiert und bei Fehlern ein Protokoll zur Fehlersuche generiert. Der jeweilige Abschnitt, der bei der Codegenerierung zu Fehlern geführt hat, wird im Systemmodell farblich markiert. Läuft der Prozess der Codegenerierung ohne Fehler durch, wird ein Modul für die SPS (m-File) auf dem Simulationsrechner erstellt, automatisch über das Netzwerk auf die SPS kopiert, mit vorgegebenen Werten initialisiert und

gestartet. Das Modul läuft dann als eigenständiger Prozess autark auf der SPS und kann über das Netzwerk aus der Simulationsumgebung angesprochen werden.

Bild 7b zeigt den Vergleich der Ganglinien von Simulation (blau) und HiL (rot) für den Füllstand in den drei Behältern: Es ist zu erkennen, dass der zeitliche Verlauf zwar sehr ähnlich ist, die Absolutwerte sich aber unterscheiden. Nach einer gewissen Zeit stellt sich eine Differenz (Offset) zwischen Simulation und HiL ein. Dies ist auf die Trägheit der Stellantriebe und der Pumpe zurückzuführen, die in der Simulation idealisiert wurden. Zugleich müssen die Füllstände und Randbedingungen zum Startzeitpunkt exakt denen in der Simulation entsprechen. Beim Ansprechen der genannten Aktoren ergibt sich ein zeitlicher Versatz, der über die dargestellte Zeitspanne nicht abklingen kann und bis zum Ende bestehen bleibt. Der Wasserstand im mittleren Behälter wird auch bei spontanen Wasserstandsänderungen (Sprünge im Verlauf, mittleres Diagramm) wieder auf den Sollwert zurückgeführt.

Die Untersuchungen an dem Testmodell zeigen, dass die automatische Codegenerierung gut funktioniert und das charakteristische Verhalten des hinterlegten PI-Reglers, dessen Parametrisierung in Simulationen ermittelt wurde, erfolgreich reproduziert werden konnte.

5 Entwicklung und Codegenerierung für einen Koordinator an der Mosel

Development and code generation of a coordinator at the River Moselle

Durch die Erfahrungen aus dem Betrieb des Mehrbehältersystems konnten grundsätzliche Fragen zur Anbindung einer Steuerung an die Simulationsumgebung und die Portierung von einfachen Regelungsstrukturen geklärt werden. Eine erste praktische Umsetzung des Model-Based Design soll mit einem übergeordneten Regler (Koordinator) für die obere Mosel erfolgen. Hier wurde die BAW beauftragt, die Implementierung eines Modells zur übergeordneten Bewirtschaftung von drei Stauhaltungen zu realisieren. Anhand einer Abflussvorhersage aus Pegelaufzeichnungen oberstrom und anschließender Optimierungsstrategie sollen die vorhandenen lokalen Regler geführt und die Abflussvergleichmäßigkeit verbessert werden. Das Modell des Koordinators ist in einem Forschungsprojekt mit der

Universität Kassel entstanden und wurde der BAW als Simulink-Modell übergeben (Theobald, 2008). Für die Implementierung des Koordinators auf einer SPS mussten einzelne Modelle angepasst und überarbeitet werden. Im Wesentlichen betraf dies die Modelle zur Abflussvorhersage und zur Bestimmung des idealen Abflusses. Weiterhin mussten Änderungen bzw. Ergänzungen bei der Taktung, Modularisierung und Schnittstellendeklaration für die Datenanbindung an die lokale Regelung durchgeführt werden. Das Systemmodell des Koordinators gliedert sich in folgende vier Teil-Modelle:

- Modell zur Datenerfassung und Vorhersage (Vorhersagemodell)
- Modell zur Berechnung eines idealen Abflusses (Regressionsmodell)
- Koordinatormodell zur optimierten Abfluss- und Wasserstandsberechnung
- Modell zur Stauzielbildung und Abgleich mit der lokalen Regelung

Das Modell zur Datenerfassung und Vorhersage (Bild 8a) enthält lesende und schreibende Blöcke zur Messwerterfassung und eine Übertragungsfunktion mit zeitlicher Verschiebung und Offsetbestimmung bezüglich eines Referenzpegels. Die Abflussvorhersage soll auch dann weiterhin Werte liefern, wenn der Koordinator abgeschaltet werden muss oder ausfällt. Ein Grund

hierfür ist die Initialisierungszeit, die sich auf einen Zeitabschnitt für die Abflussvorhersage und einen für die internen Berechnungen im Koordinator aufteilt und in der Folge zu lange dauert. So würden bei einer kurzen Unterbrechung des Koordinators Zeitfenster von mehr als 10 Stunden entstehen, da die Speicherregister innerhalb der Modelle mit Messwerten bzw. Berechnungsergebnissen wieder gefüllt werden müssen, bevor eine erneute Sollwertvorgabe durch den Koordinator erfolgen kann. Das Modell zur Abflussvorhersage wurde daher als autarkes Simulink-Modell mit einer direkten Datenschnittstelle zum verbleibenden Koordinatormodell aufgebaut.

Das Modell zur Berechnung eines idealen Abflusses (Bild 8a), ist in der Simulationsumgebung als separate skriptgesteuerte Anwendung (Präprozessor) realisiert worden. Vor einem Simulationslauf werden Datensätze für jede einzelne Stauhaltung generiert und abgespeichert. Diese stehen dem Koordinatormodell während der Simulation in Simulink als Eingangsdaten für weitere Berechnungen zur Verfügung. Für die Implementierung konnte diese Vorgehensweise nicht weiter verfolgt werden, da im Onlinebetrieb zu jedem Zeitpunkt Datensätze auflaufen und zyklisch ausgewertet werden müssen. Bei dem Versuch, das Modell zur Berechnung eines idealen Abflusses umzusetzen, ergaben sich Fehler bei der Codegenerierung mit dem RTW. Die (Regressions-)

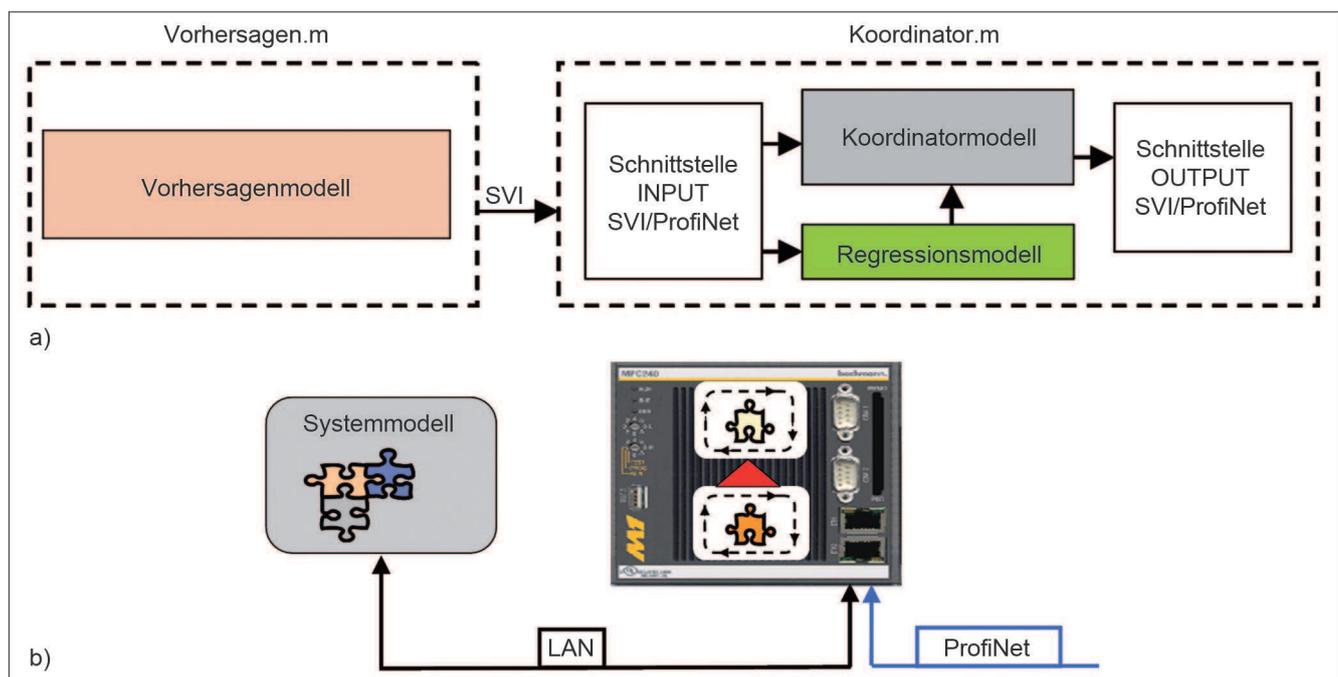


Bild 8: Modelle (a) und Module (b) des Koordinators
 Figure 8: Models (a) and modules (b) of the coordinator

Berechnung nutzt im Optimierungsalgorithmus zur Berechnung von Abweichungen die Funktion lsqnonlin (nonlinear least Squares), die nicht auf einer SPS implementiert werden kann (RTW-Hilfe, Mathworks R2009b). Nach einer Analyse des hinterlegten Algorithmus' wurde unter Simulink ein Modell mit entsprechender Funktionalität aus Standard-Blockschaltbildern neu erstellt.

Das Bild 8 zeigt den Aufbau und die interne Datenkommunikation des gesamten Koordinatormodells. Als Schnittstelle wird das herstellerspezifische SVI (Standard Variable Interface) eingesetzt, das zwischen Client und Server unterscheidet und damit die Rangfolge der Abarbeitung von Zugriffen definiert. Die Berechnungsschritte im Koordinatormodell sind nicht einheitlich und erfolgen in einer Taktrate von einer Sekunde bis 15 Minuten. Um die Synchronität zwischen den einzelnen Rechenläufen zu gewährleisten, kommen sogenannte Rate Transition-Blöcke zum Einsatz. Dadurch werden Signale, die in Echtzeit auflaufen, für die weitere Berechnung im 1 min oder 15 min-Takt aufbereitet und umgekehrt. Zur besseren Übersicht werden die verschiedenen Taktzyklen unter Simulink für den Nutzer farblich gekennzeichnet.

Bei der Umsetzung auf eine SPS von Bachmann konnten die Konfigurationseinstellungen aus dem Laborbetrieb übernommen werden. Bei der Codegenerierung mit dem RTW (M1-Target) werden die beiden Modelle, Koordinator und Vorhersage, als m-Module gespeichert. Durch die Festlegung der Datenschnittstelle als Client und Server müssen die Module entsprechend dieser Reihenfolge auf der SPS abgelegt und gestartet werden. Dies ist grafisch in Bild 8b durch die zwei Module auf der SPS dargestellt. Die Kommunikation mit den unterhalb des Koordinators liegenden Steuerungen von Siemens ist über eine echtzeitfähige Anbindung mittels ProfiNet(RT) realisiert. In Bild 9 ist die Datenkommunikation zwischen Koordinator und lokalen Reglern dargestellt. Die Vernetzung über das ProfiNet-Netzwerk wurde von einer externen Firma nach Vorgaben eines Signalplanes zur Datenkommunikation aufgestellt und in der SPS hinterlegt. Die Schnittstelle ProfiNet nutzt im Unterschied zu ProfiBus den Datenaustausch über Netzkabel. In einem Netzwerk-Protokoll werden die Austauschvariablen und deren Wertebereiche für die Übertragung definiert. Dadurch sind Hardwarekomponenten von unterschiedlichen Anbietern störungsfrei über weite Strecken anzubinden. Bei Ausfall des

Koordinators entfallen die optimierten Vorgaben aus der koordinierten Bewirtschaftung und die lokalen Regler führen das Stauziel nach den Zufluss- und Wasserstandsdaten der jeweiligen Stauhaltung weiter.

Die Entwicklung des Koordinators ist auf einer Bachmann SPS (MX 213) an der Staustufe Trier implementiert und läuft stabil im Testbetrieb. Sollwertänderungen, die vom Koordinator für die lokalen Regler ermittelt wurden, konnten bisher allerdings noch nicht umgesetzt werden, da hierfür noch eine Abflussmeseinrichtung am Pegel Perl in Betrieb genommen werden muss.

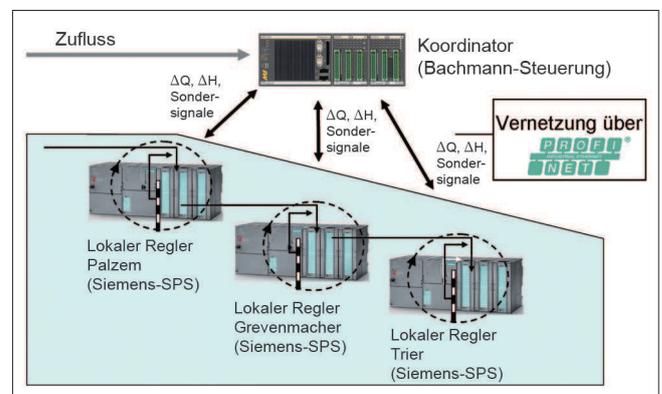


Bild 9: Projektbeispiel Koordinator, Datenkommunikation und Aufbau

Figure 9: Project example of coordinator, data communications and structure

6 Weiterentwicklung der automatischen Codegenerierung

Further development of automatic code generation

Mit dem Einsatz der automatischen Codegenerierung bei der Implementierung konnte eine Vorgehensweise aufgezeigt werden, die aus einem Systemmodell heraus ausführbare Programme für PC-Systeme und eine SPS von Bachmann generiert. Einschränkungen bestehen zum einen durch den eingesetzten Codegenerator (RTW), zum anderen durch die SPS-Hersteller, die zu ihrer Hardware eigene Programmierwerkzeuge zur Verfügung stellen müssen. Durch den vermehrten Einsatz des Model-Based Design in der Entwicklung und gleichzeitiger Steigerung der Rechenleistung einer SPS werden die Anwendungen, die auf diesen Systemen laufen, immer komplexer. Die Durchsicht des erstellten Codes nach Fehlern (Code-Review) zur Qualitätsverbesserung

oder aus sicherheitstechnischen Gründen wird zunehmend zeitintensiver und führt zu zusätzlichen Kosten.

In der WSV werden weitestgehend speicherprogrammierbare Steuerungen der Firma Siemens eingesetzt. Allerdings wurden diese Steuerungen, aber auch die anderer SPS-Hersteller, wie Beckhoff oder B&R, bisher nicht bei der automatischen Codegenerierung unterstützt. Seit dem Jahr 2011 ist jedoch die Anzahl an verfügbaren Herstellern durch einen neuen Codegenerator (Simulink PLC Coder) erweitert worden. Die Vorgehensweise bei der Codegenerierung ist hier allgemeiner gehalten als die oben beschriebene Lösung von Bachmann. Beim Simulink PLC Coder wird als Austauschformat für alle Plattformen strukturierter Text (ST) eingesetzt. ST ist eine Hochsprache bei der Programmierung einer SPS und wird von den Herstellern schon länger in Editoren wie z. B. Step7 (SCL) oder CoDeSys eingesetzt. Der Sprachumfang von ST ist in der Norm IEC 61131-3 als eine von fünf Programmiersprachen festgelegt. Model-

le in Simulink werden entsprechend dieser Vorgaben zu ST codegeneriert. Da der strukturierte Aufbau in ST vorgeschrieben ist, wird die Fehleranfälligkeit bei der Umsetzung reduziert. Der generierte Code in ST muss jedoch in einem Zwischenschritt in die Entwicklungsumgebung des Hardwareherstellers eingeladen werden und kann erst dann in der SPS implementiert werden. Ein direkter Zugriff aus der Simulationsumgebung auf die Zielplattform und damit auf den generierten Code (wie durch das M1-Target) ist nicht möglich.

Einen anderen Weg der Codegenerierung beschreibt Bayrak et al. (2007): Dieser Codegenerator setzt auf die Programmiersprache CFC (Continuous Function Chart) auf, die bisher in keiner Norm definiert ist, jedoch weit verbreitet ist. Die Modelldatei eines Simulink-Modells (*.mdl) wird in den Codegenerator geladen, analysiert und in ein spezielles XML-Format (Extensible Markup Language, lesbare ASCII Datei) konvertiert. Dabei bleibt die Information zur Modellstruktur und die grafisch kor-

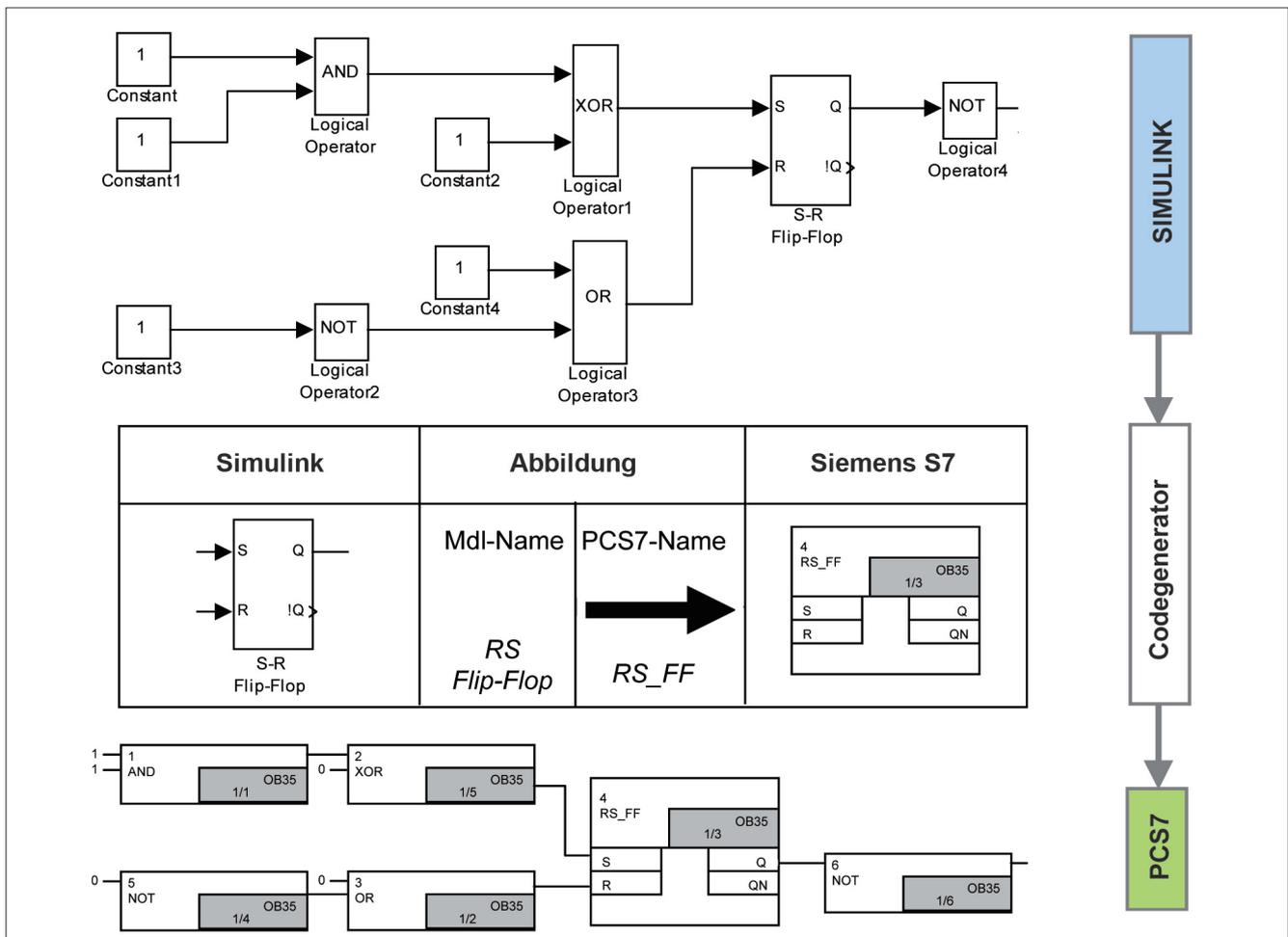


Bild 10: CFC-Codegenerator: Ablaufplan der Codegenerierung
 Figure 10: CFC code generator: flow chart of code generation

rekte Abbildung und Positionierung des zu Grunde liegenden Systemmodells weitestgehend erhalten. Die im Modell verwendeten Simulink Blockdiagramme werden in entsprechende CFC-Funktionsbausteine transformiert. Zusätzlich können SPS-eigene (Funktions-) Bausteine in einer anwenderspezifischen Bibliothek unter Simulink eingebunden werden. Ein wesentlicher Vorteil liegt in der Lesbarkeit des generierten Codes, da die Fehlersuche innerhalb eines textuellen Codes mit zunehmender Codelänge und Vielschichtigkeit schwieriger wird. Die Analyse einer grafischen Struktur in CFC, in der hauptsächlich Parameter zu festgelegten Funktionsblöcken verändert werden müssen, hat hier Vorteile. In Bild 10 ist der Ablaufplan für den Codegenerator nach Bayrak und Vogel-Heuser dargestellt. An oberster Stelle ist ein einfaches Simulink-Modell dargestellt, in der Mitte der Prozess der Transformierung eines Simulink Blockschaltbildes (RS FlipFlop) zu einem Siemens S7 Baustein und zuletzt das Ergebnis der Codegenerierung in der Struktur des Prozessleitsystems Simatic PCS 7 von Siemens. Der Codegenerator ist in einem Forschungsvorhaben entstanden und befindet sich zurzeit noch in der Testphase.

dellgetriebene Software-Entwicklung – MDA und MDSO in der Praxis. entwickler.press, Paderborn.

Rupprecht, R., Theobald, S., Nestmann, F. (2005): HN-Modellierung und Abflussvorhersage der oberen Mosel im Auftrag der Bundesanstalt für Wasserbau. Institut für Wasser und Gewässerentwicklung, Bereich Wasserwirtschaft und Kulturtechnik, Universität Karlsruhe, unveröffentlicht.

Theobald, S. (2008): Forschungsprojekt: Koordinator Obere Mosel im Auftrag der Bundesanstalt für Wasserbau. Fachgebiet Wasserbau und Wasserwirtschaft, Universität Kassel, unveröffentlicht.

The MathWorks GmbH (2004): Aufbau einer Simulink-Bibliothek für die Simulation automatisierter Staustufen im Auftrag der Bundesanstalt für Wasserbau.

7 Literatur *References*

Bayrak, G., Vogel-Heuser, B. (2010): Model-Based Development Concept for Hybrid Systems to Support Process Engineers in Thermo-Mechanical Process Development. In: International IFAC Workshop on PDeS, Pszczyna, S. 179-184.

Bayrak, G., Wannagat, A., Vogel-Heuser, B. (2007): Echtzeit- und Regelungstechnische Aspekte bei der automatischen Transformation zwischen Matlab/Simulink und SPS-basierten Steuerungen. Echtzeit und Mobilität, Springer-Verlag, S. 42-48.

Gebhardt, M., Schmitt-Heiderich, P., Wohlfahrt, S. (2010): Automated operation of chains of barrages – development of controller algorithms with the use of model-based design. In: Proceedings of River Flow 2010, International Conference on Fluvial Hydraulics, Braunschweig, 8. bis 10. September 2010, S. 1399-1406.

Pietek, G., Trompeter, J., Beltran, J., Holzer, B., Kamann, T., Kloss, M., Mork, S., Niehues, B., Thoms, K. (2007): Mo-

Verfahren zur Parametrisierung von PI-Reglern einer automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung

Method for the Parameterisation of the PI Controllers for Automated Discharge and Water Level Control

Dr.-Ing. Peter Schmitt-Heiderich, M. Eng. Fabian Belzner, Bundesanstalt für Wasserbau

In diesem Beitrag wird ein datenbankgestütztes Verfahren zur Dimensionierung der Wasserstandsregler der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung vorgestellt, die üblicherweise als PI-Regler realisiert werden. Es wird gezeigt, dass eine mathematische Optimierung der Reglerparameter hier weniger geeignet ist, da bei jedem Ziel mehrere Parameterkombinationen zu einer vergleichbaren Zielerfüllung führen. Mit Hilfe der datenbankgestützten Parametrisierung können hingegen beliebige Kriterien (Ziele) berücksichtigt und über eine Bewertung des untersuchten Reglerparameterraumes brauchbare Parameter identifiziert werden. Diese Vorgehensweise ist standardisiert und damit auf beliebige staugeregelte Gewässer übertragbar.

Zusätzlich zur standardisierten Vorgehensweise sind weiterhin individuelle Betrachtungen und Untersuchungsmethoden anzuwenden, mit denen die Regelung verbessert werden kann, wenn die Stauhaltung Besonderheiten aufweist. Dies wird am Beispiel einer Mischwassereinleitung aus dem Stuttgarter Stadtgebiet in die Neckarstauhaltung Hofen gezeigt.

In this article, we will discuss a database-assisted method for the dimensioning of water level controllers for automated discharge and water level control, which are usually implemented in the form of PI controllers. We will show that a mathematical optimisation of the control parameters is less suitable in this case, as for each target several combinations of parameters may lead to a similar target result. With the help of database-assisted parameterisation, on the other hand, random criteria (targets) can be allowed for and usable parameters identified by means of an evaluation of the control parameter range that has been studied. This approach is standardised and so can also be applied to any impounded body of water.

In addition to the standardised approach, individual

considerations and study methods should be applied that can contribute to improving the control if the impoundment has any special features. This is shown using the example of the combined sewer inflow from the Stuttgart urban area into the impounded section of the Neckar at Hofen.

1 Parameter des OW/Q-Reglers *Parameters of the OW/Q controller*

Die Aufgabe der Dimensionierung des Wasserhaushaltreglers (OW/Q-Regler) beschränkt sich nicht nur auf die Bereitstellung des Parametersatzes, sondern beinhaltet auch die Implementierung des Regelalgorithmus auf einer Zielplattform, die Inbetriebnahme sowie die Betreuung des Wirkbetriebes. Diese erweiterten Fragestellungen werden in den Beiträgen von Wohlfart und Gebhardt (2012) und Gebhardt und Wohlfart (2012) in diesen BAWMitteilungen aufgegriffen. Der vorliegende Beitrag konzentriert sich auf die Parametrisierung des Wasserstandsreglers, der üblicherweise als PI-Regler realisiert wird und den OW-Anteil des OW/Q Reglers beschreibt. Unbeachtet bleiben hierbei die Anforderungen an Hardware, Schnittstellendefinitionen, Übertragungstechnik, Datensicherheit, Datenkonsistenz und Visualisierung der maßgebenden Prozesse auf der Leitstandsebene.

Für einen Wasserhaushalts- bzw. OW/Q-Regler sind durch die BAW folgende Teilalgorithmen zu entwerfen und zu parametrisieren:

- Filterdesign
- Störgrößenaufschaltung (Q-Anteil des OW/Q-Reglers)
- Wasserstandsreger: PI-Regler (OW-Anteil des OW/Q-Reglers)
- Sollwertbildung (Abflussabhängigkeit des Stauzieles)

- Sonderfallbetrachtung (Turbinenschnellschluss, Schleusen, Mischwassereinleitungen etc.)

Alle Teilalgorithmen tragen das Potenzial in sich, die Wasserhaushaltsregelung zu destabilisieren und bei fehlerhafter Auslegung den Wasserstand in der Regelstrecke zum Schwingen anzuregen. Die gleichzeitige Dimensionierung aller Parameter ist nicht zielführend, da ungünstig gewählte Parameter durch Überlagerungseffekte zufällig zu einem guten Regelungsverhalten führen können. Filter, Störgrößenaufschaltung, PI-Regler und Sollwertbildung müssen daher unabhängig voneinander dimensioniert und auf Stabilität überprüft werden.

Bei abflussabhängigen Stauzielen kann der Sollwert bei Überschreitung eines Abflussschwellenwertes nicht schlagartig auf das neue Stauziel gesetzt werden, sondern muss mit einem vorgegebenen Gradienten kontinuierlich nachgeführt werden. Das Stauziel an den Moselstauhaltungen wird beispielsweise um 20 cm abgesenkt, wenn der Gesamtabfluss 400 m³/s übersteigt. Hierbei wird das Stauziel mit einer Geschwindigkeit von 10 cm/h abgesenkt. Für die Moselstauhaltung Müden wird dies exemplarisch am Hochwasser vom März 1995 in BAW (2004) aufgezeigt.

Die Dimensionierung der Störgrößenaufschaltung und der Filter wird in zwei Beiträgen in diesen BAWMitteilungen ausführlich erläutert (Schmitt-Heiderich und Gebhardt, 2012; Gebhardt et al., 2012). In diesem Kontext können daher Steuerungsanteil und Filter als parametrisiert vorausgesetzt werden.

Die für den Wasserhaushaltsregler noch fehlenden Parameter des PI-Reglers werden unabhängig vom Steuerungsanteil ermittelt. Die Messfilter sind zwar aktiv, jedoch von untergeordneter Bedeutung, da schiffs- und windinduzierte Wellen im 1D-HN-Modell nicht berücksichtigt werden.

In Abschnitt 2 wird ein standardisiertes Verfahren beschrieben, mit dem die Parametrisierung des PI-Reglers erfolgt und welches für die meisten Stauhaltungen angewandt werden kann. Die beschriebene Methode muss nur noch um Sonderfallbetrachtungen erweitert werden, wenn es die speziellen örtlichen Gegebenheiten und Restriktionen erfordern. Eine solche ergänzende Untersuchung zur Parametrisierung des PI-Reglers

wird in Abschnitt 3 beschrieben, die den Sonderfall einer Mischwassereinleitung in die Neckarstauhaltung Hofen behandelt.

2 Bestimmung der Reglerparameter (OW-Anteil)

Determination of controller parameters (OW proportion)

2.1 PI-Regler

PI controller

In den meisten Fällen nutzt man für die Wasserstandsregelung einen proportional-integral wirkenden (PI-) Regler, dessen Proportionalanteil über die Konstante k_p verstärkt wird, die man auch als Kreisverstärkung k_R bezeichnet. Der Integralanteil wird über die Konstante k_I oder über die Nachstellzeit T_N mit dem Quotienten k_R/T_N bestimmt (Gl. 1). Gegenüber einem P-Regler hat die Kombination aus Proportional- und Integralanteil den Vorteil, dass keine bleibende Regelabweichung verbleibt und der Wasserstand immer wieder auf den Sollwert zurückgeführt wird.

$$\begin{aligned} Q_{PI}(t) &= k_p \cdot \Delta H(t) + k_I \cdot \int_0^t \Delta H(t) \cdot dt \\ &= k_R \cdot \left[\Delta H(t) + \frac{1}{T_N} \cdot \int_0^t \Delta H(t) \cdot dt \right] \quad (1) \end{aligned}$$

Q_{PI}	[m ³ /s]	Abflussgröße aus dem PI-Regelalgorithmus
ΔH	[m]	Regelabweichung ($H_{Soll} - H$)
H_{Soll}	[m]	Sollwasserstand
H	[m]	Istwasserstand
k_R, k_P	[m ² /s]	Reglerparameter ($k_R = k_P$)
k_I	[m ² /s ²]	Reglerparameter
T_N	[s]	Nachstellzeit ($T_N = k_P / k_I$)

Auf Grund ihrer Anschaulichkeit wird häufig die Nachstellzeit T_N als Reglerparameter für den Integralanteil genutzt, woraus sich eine Abhängigkeit vom Proportionalanteil ergibt. Die Nachstellzeit entspricht dann genau der Zeit, die benötigt wird, bis der Integral- dem Proportionalanteil entspricht, wenn die Regelabweichung ΔH konstant ist. Der PI-Regler ist im Vergleich zum reinen I-Regler um die Nachstellzeit schneller. Eine

große Nachstellzeit führt zu einer langsamen Reaktion des Integralanteils und umgekehrt.

2.2 Datenbank-gestützte Simulation von Reglervarianten

Database-assisted simulation of control variants

Da der PI-Regler rückkoppelnd auf die Regelstrecke wirkt, ist die Wirkung der Reglerparameter k_R und T_N abhängig von der Regelstrecke, den Stellorganen und dem Abfluss. Auf Grund des nichtlinearen Verhaltens der Regelstrecke und der Regelorgane können k_R und T_N nicht analytisch bestimmt werden. Da eine Transformation in den Bildbereich nur unter großen Einschränkungen möglich ist (Arnold et al., 2012, in diesem Heft), müssen die Parameter k_R und T_N durch Simulationsrechnungen ermittelt werden.

Eine inverse Modellierung ist nicht möglich, wie in Abschnitt 2.4 erläutert wird (vgl. auch Schmitt-Heiderich 2009 und Gebhardt et al. 2010). Sowohl die Existenz konkurrierender Ziele, die deutlich voneinander abweichende Reglerparameter erfordern, als auch die fehlende eindeutige Beschreibbarkeit des Zieles machen eine mathematische Optimierung sehr schwierig. Die systematische Analyse möglicher Parameterkombinationen von k_R und T_N stellt hier eine Alternative zur mathematischen Optimierung dar, da die Rechnerleistungen heute nicht mehr limitierend sind.

Die Steuerung und Analyse zahlreicher Berechnungsvarianten erfordert eine Verwaltungsebene, aus der die Rechenläufe initialisiert und die Ergebnisse abgespeichert werden. Diese Verwaltungsebene wurde von der BAW in Form einer Datenbank realisiert und umfasst folgende Arbeitsschritte:

Schritt 1: Datenmanagement

Die Ermittlung günstiger Reglerparameter erfordert das Management einiger tausend Berechnungsvarianten. Hierfür wurde in der BAW ein datenbankgestütztes Verfahren entwickelt, bei dem die frei verfügbare Datenbank SQLite (www.sqlite.org) eingesetzt wird, für die eine Matlab-Schnittstelle „mksqlite“ als „public domain Software“ verfügbar ist (<http://developer.berlios.de/projects/mksqlite/>).

Schritt 2: Definition des Parameterraums

Der Parameterraum aus Kreisverstärkung und Nachstellzeit definiert ein Raster aus möglichen Parameterkombinationen. Beispielsweise wurden für die Untersuchung der Neckarstaustufe Hofen 17 unterschiedliche Proportionalanteile k_R mit 17 unterschiedlichen Nachstellzeiten T_N kombiniert. Damit ergaben sich $17 \times 17 = 289$ Parametersätze pro Abflusssituation, was einer Simulationszeit von etwa 4,6 Jahren entspricht, da nach Bild 1 jeder Parametersatz mit einer Simulationszeit von sechs Tagen im Modell getestet wird.

Schritt 3: Simulation des Regelverhaltens

Ausgehend von einer gegebenen Abflusssituation (Basisabfluss) werden Störungen im Zufluss derart eingebracht, dass unterschiedliche Sprünge um den Basisabfluss entstehen. Bild 1A (blaue Linie) zeigt eine so generierte Zuflussganglinie um einen Basisabfluss von $100 \text{ m}^3/\text{s}$, die dem HN-Modell als Zuflussrandbedingung vorgegeben wird. Die Abflussrandbedingung am unteren Rand der Regelstrecke wird durch den Regler in jedem Zeitschritt neu ermittelt. Des Weiteren sind in Bild 1A die Reaktionen von unterschiedlich parametrisierten Reglern dargestellt. Die resultierenden Wasserstände sowie der Sollwasserstand sind in Bild 1B zu erkennen. Im Vergleich wird deutlich, dass der Regler mit $k_R = 600 \text{ m}^2/\text{s}$ die geringsten Regelabweichungen aufweist, was allerdings auch zu einer großen Anzahl von Stellbefehlen und einem unruhigen Abflussverhalten führt.

Eine instabile Regelung verstärkt die Wasserstands- und Abflussschwankungen und kann einen Berechnungsabbruch provozieren, da durch starke Schwankungen der Wasserstände und der Abflüsse numerisch instabile Zustände entstehen können. Parametersätze, die einen Berechnungsabbruch bewirken, werden für den entsprechenden Basisfluss als ungeeignet bewertet.

Schritt 4: Variation der Randbedingung

Da die Regelung alle Abflusssituationen beherrschen soll, müssen die Berechnungen für zahlreiche hydrologische Situationen (Basisabflüsse) wiederholt werden. Bei 20 untersuchten Basisabflüssen ergeben sich für das Beispiel Hofen 5780 Berechnungsvarianten oder etwa 92 Jahre Simulationszeit.

Schritt 5: Batch Processing

Die bei der Initialisierung der Datenbank festgelegten Reglerparameter und Abflussrandbedingungen werden

über ein „batch processing“ systematisch abgearbeitet. „Batch processing“ bedeutet das Ausführen einer Reihe von (unterschiedlichen) Programmen ohne menschliche Interaktion. Hierunter fällt die Initialisierung der Simulation, das Starten der Simulation, die Kontrolle des Ablaufs sowie die Speicherung und Auswertung der relevanten Daten in der Datenbank.

Schritt 6: Einfluss der Stellorgane

Sind die Stellgeschwindigkeiten nicht sicher bestimmbar, wegeabhängig oder ist die Bauwerkscharakteristik gänzlich unbekannt, werden die Arbeitsschritte 3 bis 5 bei geänderter Bauwerkscharakteristik wiederholt, um deren Einfluss auf die Reglerparameter bewerten zu können.

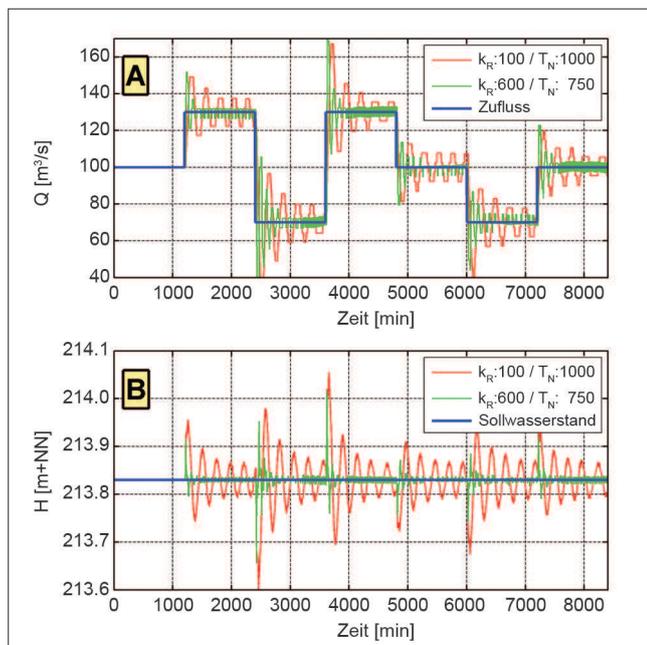


Bild 1: Ganglinien der Zu- und Abflüsse (A) und Wasserstände (B) infolge unterschiedlich parametrisierter Regler

Figure 1: Hydrographs of in- and outflow (A) and upstream water level (B) due to differently parameterised controllers

Entsprechend dem oben beschriebenen Verfahren werden die Ergebnisse aller stabil arbeitenden Reglervarianten, im Wesentlichen die Ganglinien von Zu- und Abfluss, die Wasserstandsganglinie am Referenzpegel sowie die Stellschritte der Stellglieder, in der Datenbank gespeichert. Ziel bei der weiteren Analyse ist es, die Regelgüte mit einer einheitlichen Vorgehensweise unter Berücksichtigung verschiedener Kriterien zu bewerten. Die Analyse erfolgt dabei abflussabhängig.

2.3 Festlegung der Bewertungskriterien

Definition of evaluation criteria

Im Rahmen der ASR kann eine Vielzahl an Bewertungskriterien angewandt werden, wobei die mathematische Formulierung für ein Kriterium nicht immer eindeutig ist. Dies wird am Beispiel des Vergleichs von Soll- und Istwasserstand in Gleichung (2) deutlich: Die Regelabweichung ΔH kann hier beispielsweise quadratisch (A), betragslinear (B), zeitgewichtet quadratisch (C) oder zeitgewichtet betragslinear (D) erfolgen, wobei weitere Kriterien definiert werden können. So kann ΔH beispielsweise über eine vierte Potenz gewichtet werden, womit größere Abweichungen stärker berücksichtigt werden. Wenn eine Regelung schnell arbeiten soll, können zeitlich später auftretende Abweichungen mit $t^{0.5}$, t , t^2 etc. gewichtet werden. Die unterschiedlichen Formulierungen der Zielfunktionen führen in der Regel auch zu einer Änderung der Bewertung.

$$A: Q_R = \int_{t=0}^{\infty} \Delta H^2(t) \cdot dt$$

$$B: Q_R = \int_{t=0}^{\infty} |\Delta H(t)| \cdot dt$$

$$C: Q_R = \int_{t=0}^{\infty} t \cdot \Delta H^2(t) \cdot dt \quad (2)$$

$$D: Q_R = \int_{t=0}^{\infty} t \cdot |\Delta H(t)| \cdot dt$$

Weitere Kriterien für den Wasserstand H sowie den Abfluss Q können wie folgt definiert werden:

- H: Anzahl der Nulldurchgänge (Schwingungsanregung durch häufigen Vorzeichenwechsel)
- H: Wahrscheinlichkeit des Überschreitens der oberen Stauzieltoleranz (Gefahr von Brückenanfahrungen)
- H: Wahrscheinlichkeit des Unterschreitens der unteren Stauzieltoleranz (Gefahr von Grundberührungen)
- Q: Anzahl der Stellbefehle (Bauwerksverschleiß)
- Q: Abweichung des Bauwerksabflusses gegenüber dem um die Laufzeit verschobenen Zufluss entsprechend der Gleichungen (2)
- Q: Anzahl der Über- bzw. Unterschwinger gegenüber dem zeitversetzten Zufluss (Vorzeichenwechsel)
- Q: Abflussmaximum (Überschwinger)

- Q: Abflussminimum (Unterschwinger)
- etc.

Ziele, die zueinander in Konkurrenz stehen, lassen sich nicht gleichzeitig optimal erfüllen, sodass vorab mit den Beteiligten eine Zielauswahl erfolgt und deren Anteile (Wichtung) für eine Gesamtbeurteilung festgelegt werden. Dabei sollten zur Wahrung der Übersicht möglichst wenige Ziele definiert werden, die sich aus den Anforderungen der untersuchten Fließstrecke und der vorhandenen Stellorgane ergeben. Ist beispielsweise die Gefahr von Brückenanfahrungen unkritisch, sollte die Stauzielüberschreitung nicht oder nur gering gewichtet werden. Schließlich ist der Erfüllungsgrad des Einzelziels zu bewerten und die Einzelbewertungen zu einer Gesamtbewertung zusammenzuführen.

2.4 Abflussabhängige Bewertung

Discharge-related evaluation

Die Bewertung der Regelgüte erfolgt in der Form, dass die Zeitreihen für jeden betrachteten Basisabfluss entsprechend den geforderten Kriterien analysiert und bewertet werden. Anschließend werden die Bewertungen der Einzelziele in Isolinien darstellungen in Abhängigkeit von den Regelparametern Kreisverstärkung k_R und Nachstellzeit T_N aufgetragen und auf den Wertebereich 0 bis 10 normiert (vgl. Bild 2). Sofern die Bewertungen des Wasserstandes oder des Abflusses aus mehreren Kriterien gebildet werden, sind diese jeweils

zu einer Teilbewertung zusammenzufassen, aus der letztendlich die abflussabhängige Gesamtbewertung abgeleitet werden kann.

In Bild 2 sind exemplarisch für einen Basisabfluss von $100 \text{ m}^3/\text{s}$ die Teilbewertungen für Wasserstand (A) und Abfluss unter Berücksichtigung der Belastung des Stellorganes (B) sowie die Gesamtbewertung (C) dargestellt: Dabei bedeutet „0“ (blau), dass ein Ziel sehr gut erfüllt wird und „10“ (rot), dass es gar nicht erfüllt ist. Weiße Bereiche kennzeichnen Parameterkombinationen, die einen Berechnungsabbruch hervorrufen und in der Bewertung nicht berücksichtigt sind. Bei der Parametrisierung der Neckarstauhaltung Hofen wurden als Grundlage für die Isolinien darstellungen $17 \times 17 = 289$ Berechnungsvarianten ausgewertet. Die Teilkriterien Wasserstand (A) und Abfluss und Stellorgan (B) wurden im vorliegenden Falle gleich bewertet, wobei grundsätzlich auch andere Wichtungen denkbar sind. Dabei ist jedoch zu beachten, dass die einmal festgelegten Einzelkriterien und deren Wichtung für eine Stauhaltung nicht mehr geändert werden sollten.

Bild 2 verdeutlicht die Ziele einer OW/Q-Regelung, die zueinander in Konkurrenz stehen: Während sich bei dem Teilziel Wasserstand (A) gute Bewertungen für große Kreisverstärkungen K_R und kleine Nachstellzeiten T_N ergeben, ist es beim Teilziel Abfluss und Stellorgan (B) genau umgekehrt: Hier ergeben sich gute Bewertungen für kleine Nachstellzeiten und große Kreisverstärkungen. Daher führt der Parametersatz mit

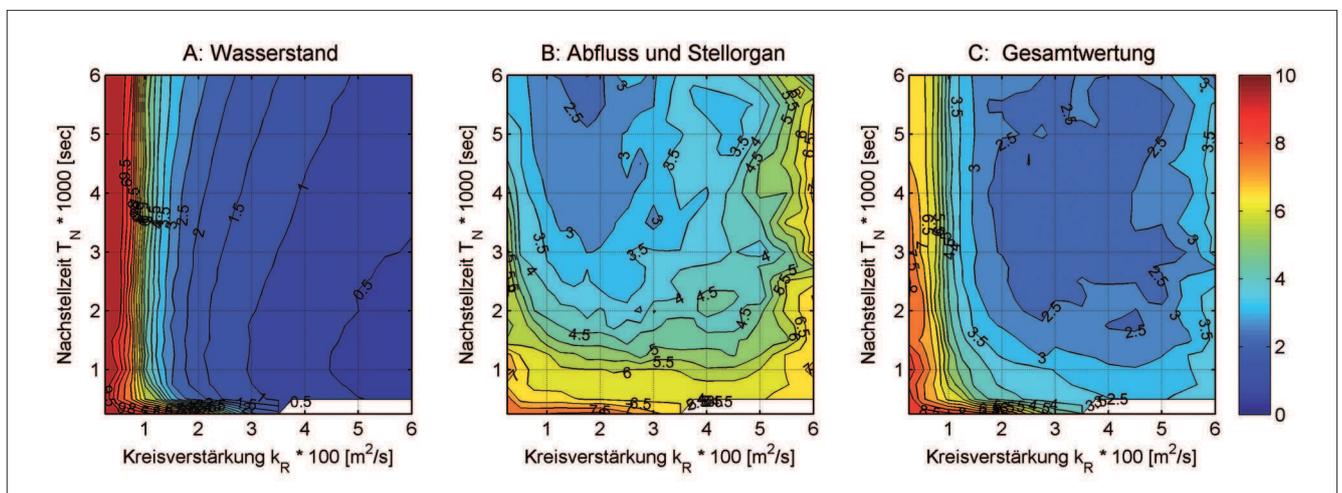


Bild 2: Bewertung für Wasserstand (A), Abfluss und Stellorgan (B) und resultierende Gesamtbewertung (C) bei einem Basisabfluss von $100 \text{ m}^3/\text{s}$

Figure 2: Evaluation of water level (A), discharge and final controlling element (B) and resulting overall assessment (C) given a base flow of $100 \text{ m}^3/\text{s}$

einer sehr guten Wasserstandsführung gleichzeitig zu einer erhöhten Belastung der Stellorgane. Dies muss für Wehre vermieden werden (Schmitt-Heiderich et al., 2012, in diesem Heft).

Eine Bewertung der Reglerparameter, wie sie in Bild 2 dargestellt ist, erfolgt intuitiv und erlaubt eine Diskussion mit allen Beteiligten auch ohne vertiefte Fachkenntnisse. Da die Wahl der Reglerparameter nicht immer eindeutig ist, sollte bei der Auswahl folgendes beachtet werden:

- Die Reglerparameter sollten nicht in der Nähe großer Gradienten (geringer Abstand der Isolinien) liegen, damit die Auswirkungen der Modellunsicherheiten minimiert werden.
- Die Isoliniendarstellungen in Bild 2 ermöglichen auch eine Sensitivitätsbetrachtung bei unsicheren Eingabegrößen. So kann beispielsweise der Einfluss der Verstellgeschwindigkeiten der Wehrverschlüsse auf die Regelgüte analysiert und bei der Festlegung der Reglerparameter berücksichtigt werden (z.B.: BAW, 2008).

Zusammenfassend zeigt Bild 3 schematisch den in Abschnitt 2 beschriebenen Ablauf bei der Bestimmung der abflussabhängigen Parameter. In einem ersten Schritt werden die relevanten Ganglinien aus einer

Vielzahl von Variantenrechnungen in einer Datenbank gespeichert (Abschnitt 2.2). Die Auswertung der unterschiedlichen Reglerparameter an Hand der in Abschnitt 2.3 beschriebenen Kriterien erlaubt es, die Regelgüte zu bewerten und die Reglerparameter k_R und T_N abflussabhängig festzulegen.

Die Individualität einer Stauhaltung im Regelkreis wird durch das HN-Modell der Regelstrecke, das Bauwerksmodell und das Modell der Leittechnik beschrieben. Die vorgestellte Vorgehensweise deckt den Normalbetrieb und damit den größten Anteil der Betriebstage pro Jahr ab. Unabhängig davon gibt es aber Sondersituationen, die weiterhin in Detailuntersuchungen analysiert werden, wie z. B.:

- Turbinenschnellschluss
- Umschalten von Kraftwerk- auf Wehrabfluss; gemeinsamer Betrieb zur Stauregelung
- Umschalten von Wehr- auf Kraftwerkabfluss
- historische Hochwassersituationen
- Schleusungen in Niedrigwasserzeiten
- Ermittlung von kritischen Schleusungszeiten
- Mischwassereinleitungen

Der Untersuchungsaufwand hängt vom individuellen Charakter jeder Stauhaltung ab und entzieht sich einer schematischen Bearbeitung.

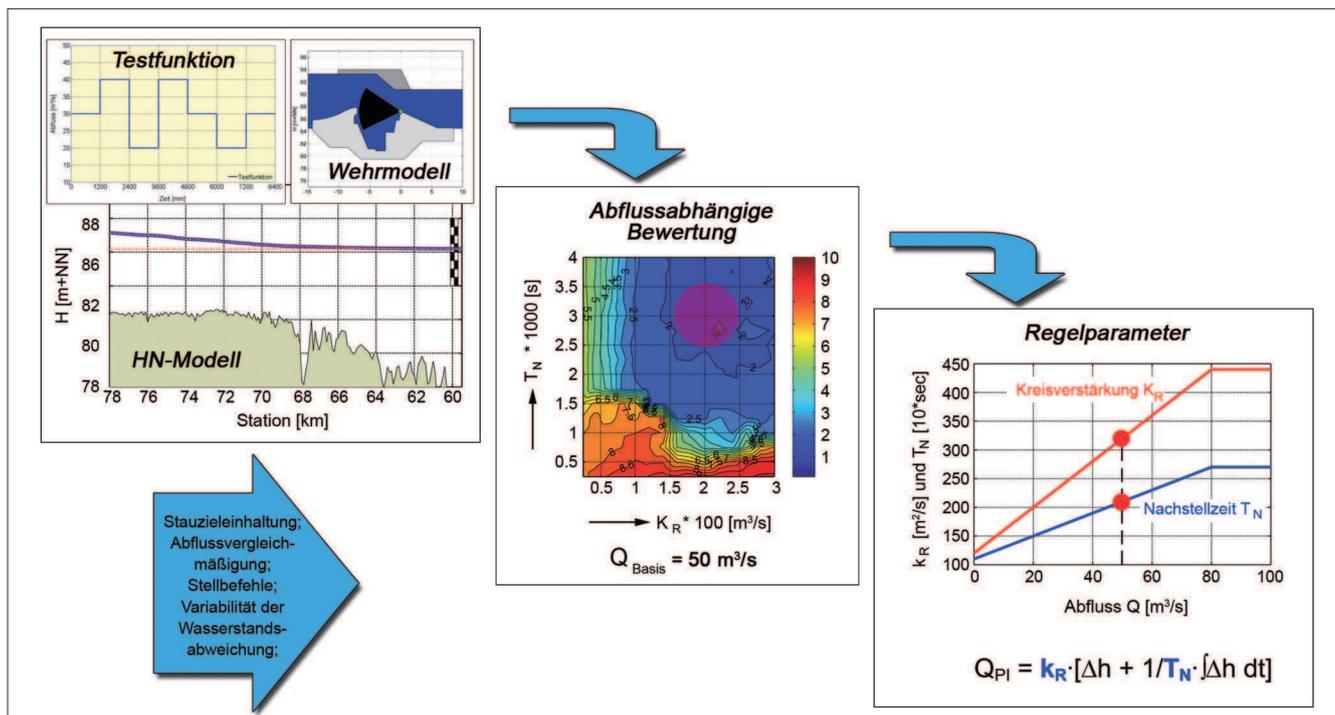


Bild 3: Ablaufdiagramm zur Bestimmung der abflussabhängigen Reglerparameter
 Figure 3: Flowchart for determining the discharge-dependent control parameters

3 Adaption der Reglerparameter im Sonderfall einer Mischwassereinleitung

Adaptation of control parameters in the exceptional case of a combined sewer inflow

Exemplarisch für eine Sondersituation wird die Mischwassereinleitung aus dem Stadtgebiet von Stuttgart auf die Stauregelung betrachtet. Dies wird am Beispiel der Neckarstauhaltung Hofen erläutert, für die die Reglerparameter entsprechend dem in Kapitel 2 beschriebenen Verfahren bestimmt wurden. Eine Adaption des Wasserstandsreglers ermöglicht es, diese Sondersituation in der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung zu berücksichtigen.

3.1 Lagebeschreibung

Description of the location

Die urbanen Einzugsgebiete Deutschlands werden i. d. R. künstlich entwässert, d. h. Niederschlagswasser wird über ein Misch- oder ein Regenwassernetz abgeleitet. Im Gegensatz zu natürlichen Einzugsgebieten gelangt das Wasser von der Oberfläche schnell in den

Kanal, wo es rasch abtransportiert wird, sodass wenig Retention in der Fläche stattfindet. Da die Kapazitäten von Kanalnetzen und angeschlossenen Kläranlagen begrenzt sind, müssen diese Wassermengen an geeigneten Stellen in die Fließgewässer entlastet werden. Diese kurzzeitigen Entlastungen können ein Vielfaches des aktuellen Gewässerabflusses betragen, was am Beispiel der Neckarstauhaltung Hofen im Stadtgebiet von Stuttgart gezeigt wird.

Die Länge des Stuttgarter Kanalnetzes beträgt etwa 1700 km. Es handelt sich dabei um ein Mischwassernetz, d. h. Schmutz- und Regenwasser werden im gleichen Kanal abgeleitet. Insgesamt liegen für das Stuttgarter Kanalnetz wasserrechtliche Einleitgenehmigungen in den Neckar von über 330 m³/s vor. Für die Stauhaltung Hofen bestehen Einleitgenehmigungen von 220 m³/s. Größter Einleiter ist dabei der Nesenbach mit einer genehmigten Einleitung in Höhe von 130 m³/s. Da der Nesenbach nahezu kein natürliches Einzugsgebiet aufweist, wirkt er wie ein Mischwassersammler, der über das Regenüberlaufbecken (RÜB) Schwanenplatz unterhalb der Wehranlage Cannstatt in die Stauhaltung Hofen entlastet. Das befestigte urbane Einzugsgebiet (A_{red}) des Nesenbaches umfasst etwa 20 km² und der 12,5 km lange Hauptsammler fällt von etwa 460 m+NN



Bild 4: Unterwasser des Wehres Cannstatt mit Einleitungsbauwerk des RÜB Schwanenplatz

Figure 4: Weir Cannstatt: View from downstream with inflow structure of the rainflood basin "Schwanenplatz"

auf 220 m+NN ab. Bei einem lokalen Starkregenereignis hält das RÜB Schwanenplatz ein Abflussvolumen von 18.000 m³ zurück. In Bild 4 ist das Einleitungsbauwerk des RÜB Schwanenplatz unterhalb der Wehranlage Cannstatt dargestellt.

Im Juli 2009 und Juli 2010 trafen schwere Unwetter auf das Stuttgarter Stadtgebiet. Die Stauverantwortung lag in diesen Monaten bei den Kraftwerksbetreibern, da der Abfluss im Neckar nur etwa 30 m³/s betrug, was deutlich kleiner ist als die Leistungsfähigkeit des Kraftwerks (60 m³/s). WSV und Kraftwerksbetreiber können im operativen Betrieb nicht auf die Starkniederschlagsereignisse reagieren, da weder der Leitwarte in Rockenau noch dem Personal der Stauanlage Hofen Informationen über die Mischwassereinleitung vorliegen. Eine solche „unbekannte“ Störgröße, die ein Vielfaches des Neckarabflusses betragen kann, stellt erhebliche Probleme für eine Wasserstandsregelung dar. Die BAW nahm dies zum Anlass, die Auswirkungen solcher Mischwassereinleitungen exemplarisch am größten Einleiter, dem Nesenbach, in einer Masterarbeit untersuchen zu lassen (Belzner, 2011).

3.2 Auswirkung der Mischwasserentlastung auf die Regelung der Stauhaltung Hofen

Effect of combined sewer overflows on the control of the Hofen impoundment

Das Stuttgarter Kanalnetz wird momentan von unterschiedlichen Ingenieurbüros hydrodynamisch berechnet, jedoch liegt noch keine Niederschlags-Abflussberechnung für das Einzugsgebiet des Nesenbaches vor. Zur Abschätzung des Entlastungsverhaltens wurde ein hydrologisches Modell für das urbane Einzugsgebiet des Nesenbaches erstellt, das mit Blockniederschlägen belastet wurde, die nach KOSTRA (DWD 2005) für unterschiedliche Jährlichkeiten ermittelt wurden. Daraus ergaben sich Größe und Dauer der Mischwassereinleitung in das Unterwasser der Stauanlage Cannstatt in Abhängigkeit der Jährlichkeit T [a] und Niederschlagsdauer D [min]. Bild 5 zeigt den zeitlichen Verlauf der Mischwassereinleitung in den Neckar exemplarisch für einstündige Niederschlagsereignisse in Abhängigkeit der Wiederkehrzeiten T . Der Niederschlag beginnt zum Zeitpunkt $t = 0$ min. Die Abbildung zeigt, dass es etwa 30 Minuten nach Niederschlagsbeginn zur Mischwasserentlastung in den Neckar kommt. Die

Mischwasserentlastung erreicht innerhalb von 60 bis 90 Minuten nach Niederschlagsbeginn ihr Maximum. Mit zunehmender Wiederkehrzeit steigt die Größe der Mischwassereinleitung an und erreicht einen rechnerischen Spitzenwert von 130 m³/s. In Folge eines 60-minütigen Niederschlags mit einer Jährlichkeit von $T=1a$ werden etwa 300.000 m³ Mischwasser in die Stauhaltung Hofen entlastet, bei einer Jährlichkeit $T=10a$ sind es 600.000 m³. Es wird deutlich, dass auch häufig wiederkehrende Niederschlagsereignisse die Neckarstauhaltung Hofen mit hohen Mischwassereinleitungen belasten.

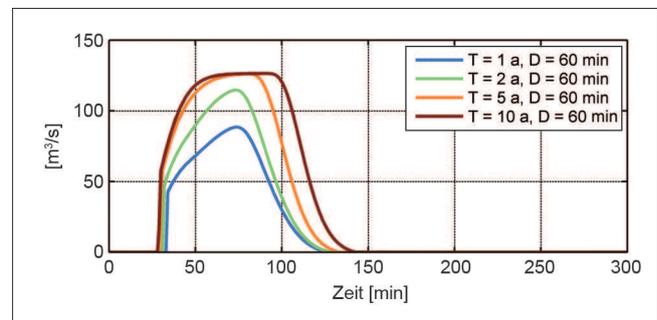


Bild 5: Größe und Dauer der zu erwartenden Mischwassereinleitung in Abhängigkeit der Niederschlagsdauer D [min] und Jährlichkeit T [a]

Figure 5: Size and duration of the expected combined sewage discharge as a function of rainfall duration D [min] and return period T [a]

Ein für die Stauhaltung Hofen erstelltes 1D-HN Modell wurde entsprechend des in Kapitel 2 beschriebenen Vorgehens parametrisiert. Die Parameter der Störgrößenaufschaltung wurden zwar ermittelt, bleiben jedoch bei der vorliegenden Fragestellung ohne Einfluss, da die Mischwasserentlastungsmengen als Zuflussgrößen der Regelung nicht bekannt sind. Der PI-Regler reagiert somit erst auf die Mischwassereinleitungen aus dem Nesenbach, wenn diese sich in einem Wasserstandsanstieg am Regelungspegel im Oberwasser der Staustufe Hofen bemerkbar machen. In Bild 6 sind die Wasserstandsverläufe im Oberwasser der Staustufe Hofen als Reaktion auf einstündige Mischwassereinleitungen mit Jährlichkeiten von ein und zehn Jahren dargestellt. Der Zufluss vom Oberlieger (Cannstatt) in die Stauhaltung Hofen wurde für die Berechnungen konstant mit 50 m³/s angenommen.

In Folge der Mischwassereinleitung durch den Nesenbach kommt es etwa 50 min nach Niederschlagsbeginn zu einem Anstieg des Oberwasserpegels der Staustufe

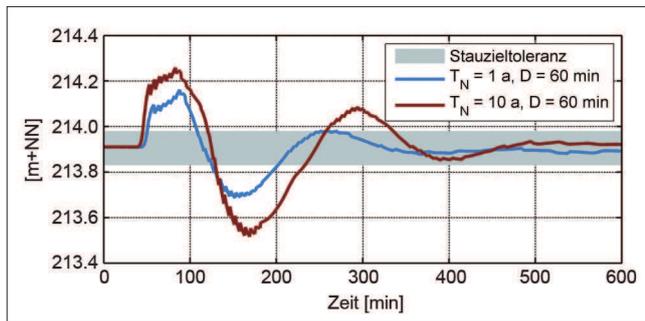


Bild 6: Oberwasserstand der Staustufe Hofen in Folge von Mischwassereinleitungen aus dem Nesenbach

Figure 6: Upstream water level at the Hofen weir as a result of the combined sewage discharge from the river Nesenbach

Hofen mit einer maximalen Stauzielüberschreitung von 25 cm (Bild 6). Auf diese Regelabweichung reagiert der Regler mit einer Erhöhung des Soll-Abflusses, die deutlich über dem Zuflussanstieg liegt (Bild 7). Die anfänglich hohe Regelabweichung bewirkt ein starkes Anwachsen des Integralanteiles, der bei Ende der Mischwassereinleitung weiter anwächst, bis er nach Unterschreiten des Stauziels langsam abgebaut wird. Der hohe Integralanteil fordert auch nach dem Ende der Mischwassereinleitung einen hohen Sollabfluss, was zu einer Stauzielunterschreitung (Unterschwinger) führt. Diese Stauzielunterschreitung ist betragsmäßig sogar größer als die vorangehende Überschreitung (maximal 30 cm nach Bild 6). Der Regler reagiert darauf mit einer drastischen Abflussreduzierung, was in der Praxis zu einer Kraftwerksabschaltung über einen Zeitraum von etwa einer Stunde geführt hätte (Bild 7).

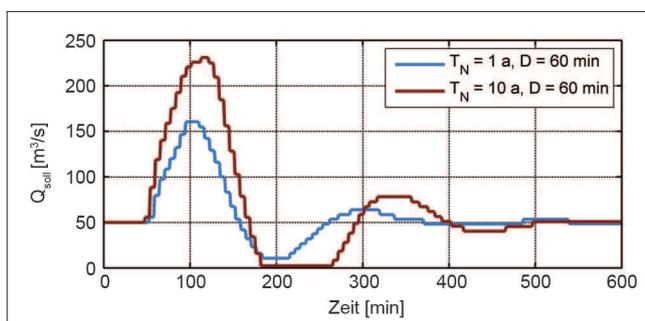


Bild 7: Abfluss über die Staustufe Hofen in Folge von Mischwassereinleitungen aus dem Nesenbach

Figure 7: Discharge over the Hofen weir as a result of the combined sewage discharge from the river Nesenbach

Der Vergleich von Bild 5 und Bild 7 verdeutlicht, dass die Abflussschwankungen durch die Wasserstandsregelung der Staustufe Hofen verstärkt werden. Die Mischwassereinleitung von maximal 130 m³/s wird in

der Spitze um etwa 50 m³/s erhöht, wodurch eine Stauzielunterschreitung von etwa 30 cm hervorgerufen und ein Kraftwerksstillstand provoziert wird. Es besteht die Gefahr, dass diese Abflussschwankungen in der Stauhaltungskette weiter verstärkt werden. Daher muss diese Regelungssituation als nicht zufriedenstellend bezeichnet werden.

3.3 Verbesserung der Regelungssituation Improvement of the control situation

Eine Verbesserung der Regelung kann nur dann erreicht werden, wenn der lokale Regler über die Mischwasserentlastung „informiert“ ist und die Regelungsstrategie entsprechend angepasst wird. Folgende Optionen sind denkbar: Da das RÜB Schwanenplatz vom TBA Stuttgart messtechnisch überwacht wird und damit der Zeitpunkt des Entlastungsbeginns bekannt ist, könnte diese Information perspektivisch dem Regler zur Verfügung gestellt werden. Des Weiteren sieht der Standard PI-Regler, wie er an der Mosel für die ASR entwickelt wurde, eine Empfindlichkeitslamelle mit einer oberen und einer unteren Grenze x_o und x_u vor, innerhalb der geänderte Reglerparameter angesetzt werden können (Bild 8).

Die Stauzielunterschreitung nach Bild 6 resultiert aus dem Integralanteil, der in Folge der Stauzielüberschreitung aufgebaut und erst bei Stauzielunterschreitung wieder langsam abgebaut wird. Dem kann beispielsweise durch eine schrittweise Erhöhung der oberen Empfindlichkeitsgrenze x_o auf einen Wert von ca. 40 cm begegnet werden, die durch den Beginn der Mischwasserentlastung ausgelöst wird. Die Nachstellzeit T_{NE} innerhalb der Empfindlichkeitslamelle wird dabei so groß gewählt ($T_{NE} \rightarrow \infty$), dass der Regler bei Stauzielüberschreitung als reiner P-Regler arbeitet. Infolgedessen entsteht kein Integralanteil und das Unterschwingen wird vermieden. Allerdings entsteht ein gegenüber Bild 6 geringfügig größerer Überstau. Eine zusätzliche Erhöhung der Kreisverstärkung k_{RE} kompensiert den Überstau teilweise, sodass sich die Wasserstände nach Bild 9 einstellen.

Bild 9 zeigt die Wasserstandsverläufe im Oberwasser der Staustufe Hofen in Folge der Mischwasserentlastung aus dem Nesenbach mit und ohne Anpassung der Reglerparameter. Es entstehen weiterhin Stauzielüber-

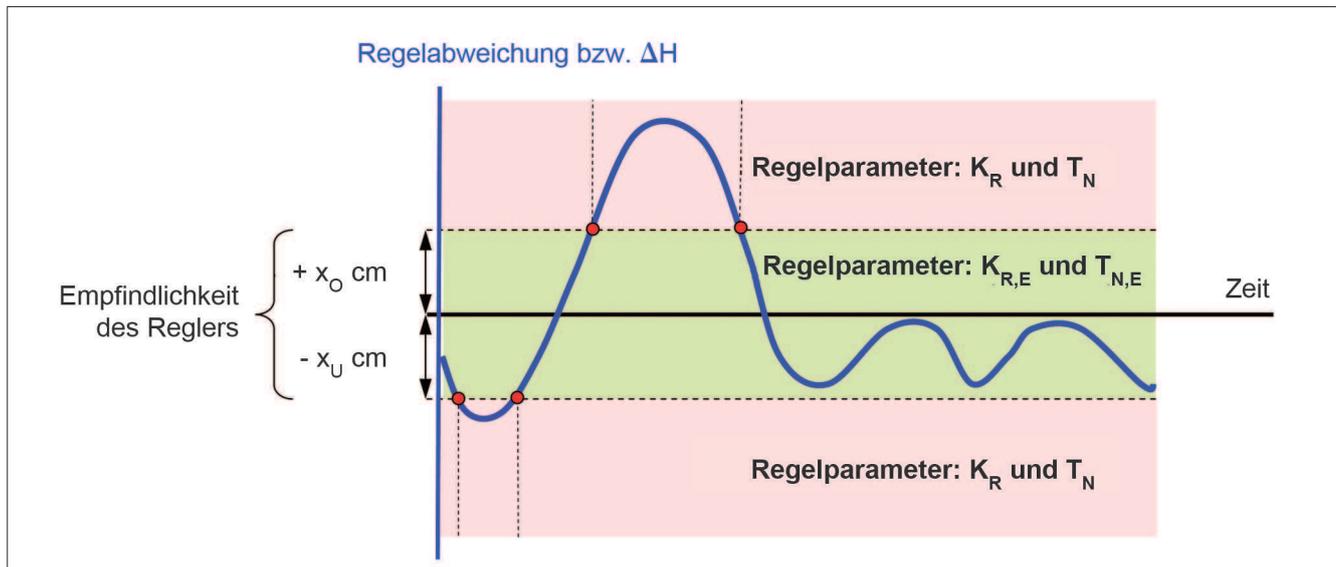


Bild 8: Schema der Regelabweichung mit Unempfindlichkeitslamelle

Figure 8: Diagram of the control deviation with sensitivity range

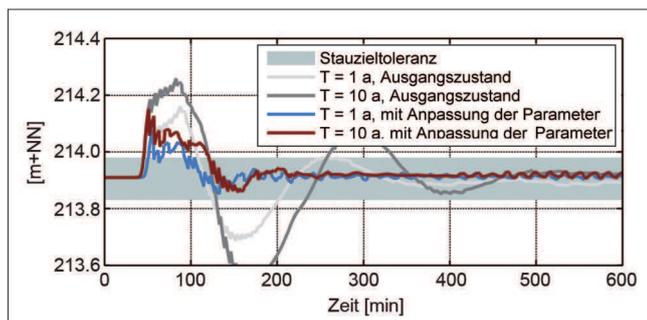


Bild 9: Verlauf des Wasserspiegels im Oberwasser der Staustufe Hofen bei Veränderung der Reglerparameter

Figure 9: Hydrograph of the upstream water level of the Hofen weir at different control parameters

schreitungen, eine darauf folgende Stauzielunter-schreitung wird jedoch vollständig vermieden. Sobald der Wasserstand das Stauziel wieder erreicht, kann die obere Empfindlichkeitsgrenze auf den ursprünglichen Wert zurückgeführt werden, sodass der Regler mit den Parametern weiterarbeitet, die für die hydrologisch bedingten „normalen“ Abflussschwankungen gewählt wurden.

Damit der Wasserstand entsprechend Bild 9 in einem engen Band gehalten wird, muss die Mischwassereinleitung zum Unterlieger „durchgereicht“ werden. Problematisch ist hierbei, dass dieser Effekt über die Stauhaltungskette verstärkt werden kann. Eine Dämpfung auf der Strecke kann hier nur über eine koordinierte Bewirtschaftung mehrerer Stauhaltungen erreicht werden.

Ein Vorteil der oben beschriebenen Regelungsstrategie ist es, dass einer Stauzielverletzung infolge eines unbekanntem Zuflusses begegnet werden kann, ohne dass dessen Größe und Verlauf bekannt sind. Einzig die Information über den Beginn der Zuflussänderung ist erforderlich. Stauzielunterschreitungen werden damit vollständig vermieden. Stauzielüberschreitungen müssen jedoch teilweise hingenommen werden, sodass dieses Verfahren besonders für Fließstrecken geeignet ist, auf denen für Schiffe keine Gefahr von Brückenberührungen besteht und die Gefahr von Grundberührungen besonders kritisch zu bewerten ist.

Vor einer Umsetzung ist zu prüfen, ob die Stellorgane in der Lage sind, die durch die alleinige Wirkung der Kreisverstärkung entstehenden Sollwertvorgaben umzusetzen, da die Anzahl der Stellschritte insgesamt erhöht wird. Des Weiteren ist zu prüfen, wie diese Regelungsstrategie auf eine Fehlauflösung reagiert und es besteht Untersuchungsbedarf bezüglich der Parametrisierung der Empfindlichkeitsschwelle: In welchen Grenzen kann eine Änderung des P-Anteiles erfolgen und mit welcher Geschwindigkeit können die Empfindlichkeitsgrenzen des Reglers geändert werden?

4 Literatur *References*

Arnold, E., Schmitt-Heiderich, P., Sawodny, O. (2012): Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) – Stand von Wissenschaft und Technik. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 23-64.

Belzner, F. (2011): Einfluss der Mischwassereinleitung der Stadt Stuttgart bei sommerlichen Starkregenereignissen auf die Abfluss- und Stauzielregelung am Neckar. Masterthesis an der Hochschule Karlsruhe in Zusammenarbeit mit der BAW, WS 2011/2012.

Bundesanstalt für Wasserbau (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.

Bundesanstalt für Wasserbau (2008): Entwicklung und Simulation von Regelungsalgorithmen am Beispiel von Staustufen an Neckar und Mosel. In: Tätigkeitsbericht der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW), Wasserbau im Binnenbereich, S. 60-64.

Deutscher Wetterdienst (2005): Fortschreibungsbericht KOSTRA-DWD-2000. Starkniederschlagshöhen für Deutschland (1951 -2000). Offenbach am Main.

Gebhardt, M., Schmitt-Heiderich, P., Wohlfart, S. (2010): Automated operation of chains of barrages – development of controller algorithms with the use of model-based design. In: Proceedings of River Flow 2010 – International Conference on Fluvial Hydraulics, Braunschweig, 8. bis 10. September 2010, S. 1399-1406.

Gebhardt, M., Schmitt-Heiderich, P., Zhang, B. (2012): Einfluss von Messgrößen auf die Regelgüte und Möglichkeiten zur Filterung relevanter Informationen. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 99-110.

Gebhardt, M., Wohlfart, S. (2012): Die automatische Regelung einer Stauhaltungskette – Von den Voruntersuchungen bis zur Inbetriebnahme der automatisierten Moselstaustufen. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 135-144.

Schmitt-Heiderich, P. (2009): Modellgestützte Festlegung von Regelungsparametern. BAW-Brief Nr. 1, Juni 2009, www.baw.de.

Schmitt-Heiderich, P., Gebhardt, M. (2012): Der Einfluss der Regelstrecke Stauhaltung auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR). In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 81-98.

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.

Wohlfart, S., Gebhardt, M. (2012): Automatisierung der Abfluss- und Stauzielregelung durch Model-Based Design und automatische Codegenerierung. In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 111-122.

Die automatische Regelung einer Stauhaltungskette – Von den Voruntersuchungen bis zur Inbetriebnahme der automatisierten Moselstaustufen

The Automatic Control of a Chain of Barrages – from Preliminary Studies to System Start-up of the Automated Moselle Barrages

Dr.-Ing. Michael Gebhardt, Dipl.-Ing. Sven Wohlfart, Bundesanstalt für Wasserbau

Bei der Erneuerung der elektro-, regel- und maschinenbautechnischen Komponenten der zwölf Wehranlagen an der Mosel wurde auch der bisherige Metrawatt-Regler durch eine moderne Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) ersetzt. Die Automatisierung der Wehre erfolgte mit dem Ziel, das Schichtpersonal zu entlasten und die Qualität der Abfluss- und Stauzielregelung zu verbessern. Heute sind bis auf die Staustufe Koblenz alle Moselstaustufen modernisiert und mit lokalen Reglern ausgestattet, die von der BAW mitentwickelt und modellbasiert parametrisiert wurden. Der Beitrag beschreibt die zweischichtige Regelungsstruktur für die koordinierte Bewirtschaftung der Stauhaltungskette, zeigt die Entwicklung der gemeinsamen Regelung von Kraftwerk und Wehr und analysiert die bisherigen Betriebserfahrungen.

As part of the renewal of the drive machinery, the technical equipment of twelve weirs has been replaced. In this course, the current water level controller was replaced with a modern discharge and water level control system. The automation of the weirs was aimed at supporting the shift personnel and improving the quality of water management. Today, all weirs, except Koblenz, have been modernized and equipped with local controllers, which were developed and parameterized by the Federal Waterways Engineering and Research Institute (Bundesanstalt für Wasserbau, BAW). This article describes the multi-layer control strategy for the coordinated management of a chain of impoundments. Furthermore it shows the development leading to the joint control of the power plant and weir and analyses the previous experience with automatic mode.

1 Die Entwicklung zur Automatisierung der Moselstaustufen

The development leading to automation of the Moselle barrages

1964 wurde die Mosel als Großschifffahrtsstraße offiziell eingeweiht und stellt seitdem mit einem jährlichen Güteraufkommen von bis zu 14,3 Mio. t (Moselkommission, 2011) einen wichtigen Transportweg vom Rhein bis zu den Moselanrainern Luxemburg und Frankreich dar (Bild 1). 30 Jahre nach der Eröffnung mussten die maschinen- und elektrotechnischen Anlagen an den Schleusen und Wehren der 12 Moselstufen ersetzt werden. In den Jahren 1999 bis 2001 wurden zunächst prototypisch an der Staustufe Detzem die elektro-, regel- und maschinenbautechnischen Komponenten erneuert, zu denen auch der Ersatz des bisherigen analogen Metrawatt-Reglers zählte. Das bisherige Bewirtschaftungskonzept, welches auf einer reinen Wasserstandsregelung beruht, wurde durch eine automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) ersetzt.

Die Erarbeitung des Grundkonzepts für die ASR Mosel erfolgte in Kooperation mit dem Institut für Automatisierungstechnik der Technischen Universität Ilmenau und dem Fraunhofer Institut für Informations- und Datenverarbeitung, Anwenderzentrum Ilmenau (BAW, 2002). Auf Grundlage der Untersuchungen und Ergebnisse an der Pilotanlage in Detzem wurde die BAW beauftragt, die lokalen Regler aller Stauhaltungen zu parametrisieren, zu optimieren und zu begutachten. Bis auf die Staustufe Koblenz sind zwischenzeitlich alle Moselstaustufen automatisiert. Die Staustufen bestehen aus einem Kraftwerk, einer bzw. zwei Großschifffahrtsschleusen, einer Kleinschifffahrtsschleuse und einem Wehr mit Sektorverschlüssen: Die Wehre Palzem und Grevenmacher besitzen jeweils zwei, die Wehre von Trier bis Lehmen

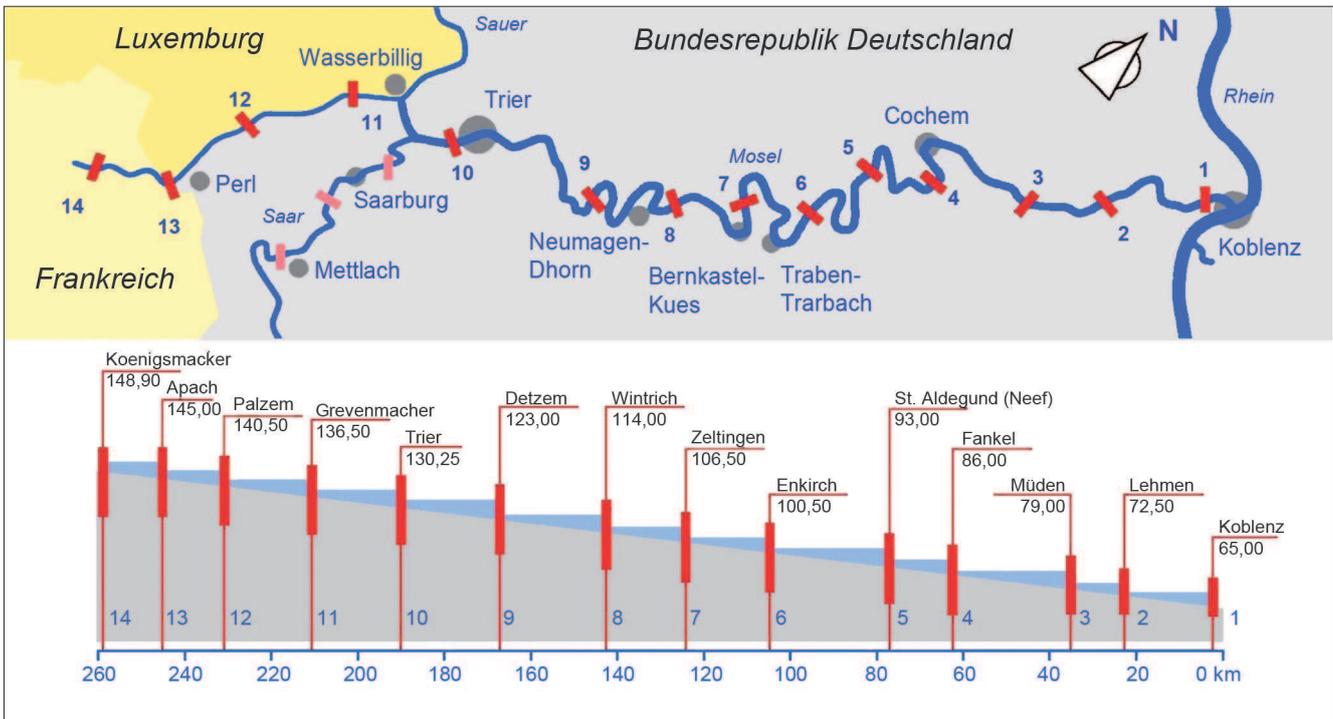


Bild 1: Übersicht und Längsschnitt der Moselstauhaltungen (RWE Power, 2011)
 Figure 1: Overview and longitudinal section of the Moselle impoundments (RWE Power, 2011)

jeweils drei Wehrverschlüsse. Exemplarisch ist in Bild 2 die Staustufe Fankel dargestellt. Die Staustufe hat eine Fallhöhe von etwa 7 m: Sie besteht aus einem Kraftwerk mit einer Leistung von 20 MW bei einer Ausbaumwassermenge von 400 m³/s, einem dreifeldrigen Wehr mit 40 m breiten und 5,90 m hohen Sektorverschlüssen sowie einer 12 m breiten Schleusenkammer mit einer Nutzlänge von 170 m.

Eine Besonderheit der Mosel gegenüber anderen Wasserstraßen sind die abflussabhängigen Stauziele, die ebenfalls als „Stauzielbildung“ im lokalen Regler abgebildet sind: Die Oberwasserstände werden hier mit steigendem Zufluss in der Regel in Schrittweiten von 20 cm und mit einer Geschwindigkeit von 10 cm/h um bis zu 70 cm abgestaut. Im Allgemeinen gelten Stauzieltoleranzen von ± 5 cm.



Bild 2: Die Moselstaustufe Fankel mit Kraftwerk, dreifeldrigem Sektorwehr und Schleusenkammer
 Figure 2: The Moselle barrage Fankel with power plant, weir consisting of three sector gates and ship lock

2 Ein mehrschichtiges Regelungskonzept für eine koordinierte Bewirtschaftung der Stauhaltungskette

A multi-layer control strategy for the coordinated management of a chain of impoundments

Die Staustufen sind mit lokalen Reglern (OW/Q-Regelung) ausgestattet, die auf Basis hydrodynamisch-numerischer Simulationen individuell parametrisiert wurden (Gebhardt und Schmitt-Heiderich, 2008). Allerdings lassen sich die starken Abflussschwankungen aus der französischen Mosel (zum Teil bis 300 m³/s innerhalb weniger Stunden) sowie Abflussschwankungen aus Sauer und Saar über eine automatisierte lokale Regelung nicht ausreichend kompensieren. Daher sind zwei übergeordnete Regelungen (Koordinatoren) vorgese-

hen: Für die obere Mosel bis einschließlich Trier und für die untere Mosel bis zur Mündung in den Rhein bei Koblenz. Dabei ist jeweils eine zweischichtige Regelungsstruktur geplant (Bild 3), bestehend aus lokalen OW/Q-Reglern der einzelnen Staustufen und einem modell-prädiktiven Koordinator (Arnold und Linke, 2002).

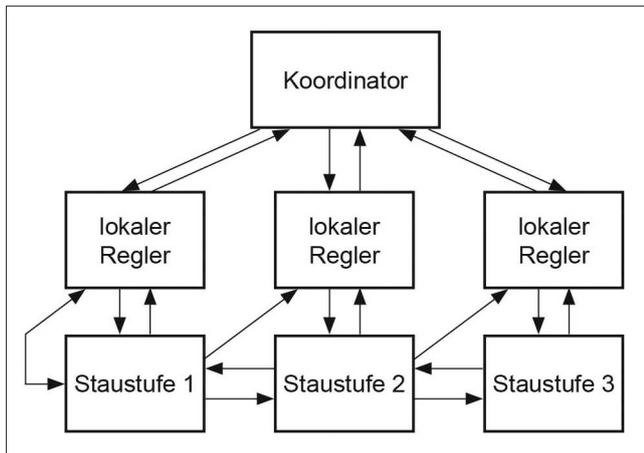


Bild 3: Zweischichtige Regelungsstruktur für die Stauhaltungskette Mosel, bestehend aus lokalen OW/Q-Reglern der einzelnen Staustufen und modell-prädiktivem Koordinator nach Arnold und Linke (2002).

Figure 3: Two-layer control strategy for the Moselle chain of impoundments, consisting of local headwater/discharge (OW/Q) controllers of the individual barrages and a model based predictive control according to Arnold and Linke (2002).

Die Vorteile einer solchen Struktur gegenüber einer reinen lokalen Regelung bzw. einer zentralen Lösung sind:

- Eine optimierte Prozessführung des Gesamtsystems insbesondere hinsichtlich der Abflussvergleichmäßigkeit. Der Koordinator entwickelt Regelstrategien und verwendet dabei vereinfachte Modelle der Regelstrecke, um den Rechenaufwand zu begrenzen. Dies erlaubt die untergelagerte lokale Regelung, die letztendlich die Einhaltung der Sollwasserstände gewährleistet.
- Eine schnelle Reaktion der lokalen Regler auf Störungen und Modellabweichungen, die vom Koordinator nicht erfasst werden.
- Eine erhöhte Ausfallsicherheit, da die lokalen Regler auch bei Kommunikationsausfall eine zuverlässige Wasserstandsregelung gewährleisten.

Im Rahmen des Forschungsprojekts „Koordinator Obere Mosel“ wurde vom Fachgebiet Wasserbau und Wasserwirtschaft der Universität Kassel ein Koordinator entwickelt, dessen vordringlichste Aufgabe die Vergleichmäßigung des Abflusses unter Berücksichtigung

vorhandener Bewirtschaftungsvolumina ist (Theobald, 2008). Der Koordinator wurde unter MATLAB & Simulink realisiert und von der BAW so angepasst, dass er auf eine speicherprogrammierbare Steuerung portiert werden kann. Eine Inbetriebnahme ist in 2012 vorgesehen (Wohlfart und Gebhardt, 2009).

Für den Koordinator der Unteren Mosel wird auf Grund der großen Anzahl von Stauhaltungen eine neue Methode entwickelt. Der wesentliche Nachteil modell-prädiktiver Regelungsansätze ist hier der hohe Aufwand zur Implementierung und Wartung der Software sowie der online-Rechenaufwand. Im Rahmen eines Forschungsprojektes mit dem Institut für Systemdynamik der Universität Stuttgart wird hier eine neue Methode untersucht, bei der Regelungsgesetze direkt aus den Saint-Venant-Gleichungen abgeleitet werden. Durch eine sog. Modellinversion erhält man eine Berechnungsvorschrift für den Modelleingang bei Vorgabe des Modellausgangs. Der Ansatz beruht auf einer Vernachlässigung der Trägheitsterme in den Saint-Venant-Gleichungen, wie von Schmitt-Heiderich und Gebhardt (2012) in diesem Heft gezeigt wird.

3 Die Entwicklung zur gemeinsamen Regelung von Kraftwerk und Wehr *The development leading to the joint control of power plant and weir*

Aus der historischen Entwicklung heraus waren an der Mosel pro Staustufe zwei getrennte Regler für die Wasserführung verantwortlich – ein Kraftwerksregler der RWE Power und ein Wehrregler der WSV. Der WSV-Regler, ein PI (Proportional-Integral)-Regler mit Störgrößenaufschaltung (OW/Q-Regler), wurde von der BAW entwickelt und für Niedrig- bis Hochwasser parametrisiert. Durch die getrennte Wasserführung resultierten in der Vergangenheit immer wieder Unstetigkeiten in der Wasserführung, insbesondere bei der Übergabe der Stauverantwortung, bei der Reduzierung des Kraftwerksdurchflusses zur Reinigung der Rechen oder bei der Verletzung des Toleranzbandes im Kraftwerksbetrieb. Daher wurde in der Projektgruppe ASR Mosel vereinbart, die gemeinsame Führung von Wehr und Kraftwerk durch den WSV-Regler zu testen. Seit September 2007 befanden sich die Staustufen Enkirch und St. Aldegund im Probetrieb. Nach den ersten positiven Erfahrungen wurden im Juli 2008 weitere Moselstau-

stufen (Detzem, Wintrich, Zeltingen, Enkirch und Müden) in den Probetrieb mit einbezogen. Perspektivisch soll der Kraftwerksregler der RWE Power deaktiviert und der Sollabfluss direkt vom WSV-Regler übernommen werden (Bild 4).

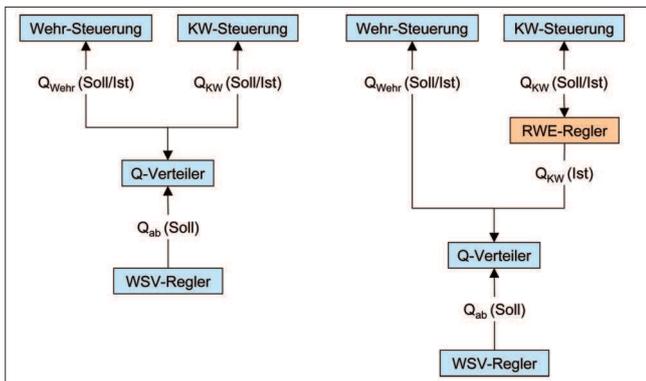


Bild 4: Bestehende (rechts) und geplante (links) Struktur der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung an den Moselstauufen mit dem Wehrregler (WSV) und dem Kraftwerksregler (RWE Power)

Figure 4: Existing (right) and planned (left) structure of the automated discharge and water level control at the Moselle barrages with the weir controller (WSV) and the power plant controller (RWE Power)

4 Bisherige Erfahrungen mit dem Automatikbetrieb

Previous experience with automatic mode

4.1 Hydrologische und betriebliche Randbedingungen während des Probetriebs

Hydrological and operational conditions during the test run

Die gemeinsame Wasserführung von Kraftwerk und Wehr begann am 25. September 2007 mit der Einbindung der neuen Struktur in die ASR der Stauhaltungen Enkirch und St. Aldegund. Dieser Probetrieb diente dazu, Erfahrungen zu sammeln und auszuwerten, um den Regler für einen zukünftigen gemeinsamen Betrieb von Kraftwerk und Wehr zu optimieren. Die ersten Betriebserfahrungen waren sehr positiv, sodass der Probetrieb am 2. Juli 2008 auf die Stauhaltungskette Detzem bis Müden ausgedehnt wurde (Gebhardt und Wohlfart, 2009).

In Bild 5 sind exemplarisch für die Staustufe St. Aldegund die wichtigsten Reglerwerte für genau zwölf Monate innerhalb des Probetriebs, zwischen dem 1. August 2007 und dem 1. August 2008, dargestellt.

- Das erste Diagramm von oben zeigt den Zu- und Abfluss der Stauhaltung. Darin ist zu sehen, dass der Zufluss zwischen etwa $30 \text{ m}^3/\text{s}$ und $1600 \text{ m}^3/\text{s}$ schwankte. Der Abfluss betrug im Mittel $355 \text{ m}^3/\text{s}$. Q_{KW} bezeichnet den Kraftwerksdurchfluss, der als Reglerwert nur in der zweiten Phase des Probetriebs vorlag.
- Im zweiten Diagramm sind der Oberwasserstand und das Toleranzband dargestellt. Zu erkennen sind mehrere Stauzielwechsel und eine maximale Absenkung von $9,20 \text{ m}$ auf $8,50 \text{ m}$ im Dezember 2007.
- Im dritten Diagramm sind der Steuerungs- und der Regelungsanteil aufgetragen. Darin ist zu erkennen, dass der Regelungsanteil im Verhältnis zum Steuerungsanteil klein ist, da er nur korrigierend wirkt. Ist der Regelungsanteil „Null“, ist das ein Zeichen dafür, dass die Anlage im Handbetrieb gefahren wurde.
- Im vierten Diagramm ist der theoretische Abfluss über die Schleusenkammer abgebildet, der über den Kammerwasserpegel und die Grundfläche der Schleuse ermittelt wurde: Positive Werte kennzeichnen eine Talschleusung, negative eine Bergschleusung.
- Markiert ist die Schifffahrtssperre im Zeitraum 13. bis 19. Juni 2007. Auffällig sind dabei die deutlich reduzierten Schwankungen im Oberwasser der Staustufe.

4.2 Einhaltung des Stauziels

Compliance with the concession water level

Vergleicht man die Regelgüte „Einhaltung des Stauziels“, so ergeben sich je nach Abfluss unterschiedliche Regelgüten. Im Hinblick auf die Jahreshauptwerte am Pegel Cochem (BfG, 2008) können in Bild 5 drei unterschiedliche Abflussmonate identifiziert werden: Der Monat Oktober 2007 ist charakteristisch für eine Niedrig- bis Mittelwasserperiode ($MNQ = 59,0 \text{ m}^3/\text{s}$) mit Abflüssen, die ausschließlich über das Kraftwerk abgeführt werden. Der Monat April 2008 ist beispielhaft für eine Mittelwasserperiode ($MQ = 315 \text{ m}^3/\text{s}$), in der der

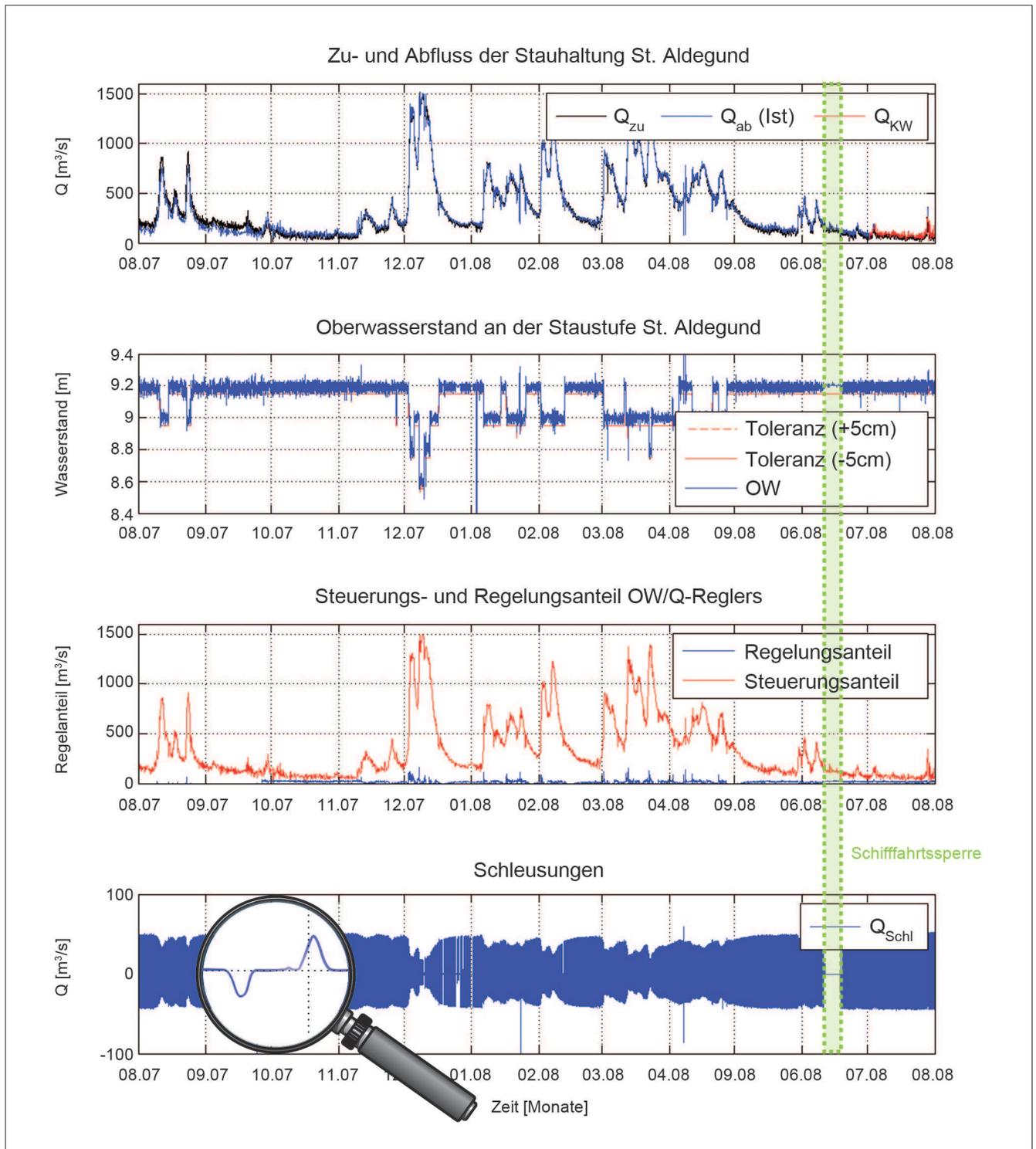


Bild 5: Reglerwerte der Staustufe St. Aldegund im Zeitraum 1. August 2007 bis 1. August 2008
 Figure 5: Controller values from the St. Aldegund barrage in the period between 1st August 2007 and 1st August 2008

Abfluss über das Kraftwerk und über maximal zwei Sektoren erfolgt, und der Monat März 2008 kennzeichnet eine Mittel- bis Hochwasserperiode ($HQ1 = 1280 \text{ m}^3/s$), in der zeitweise alle Sektoren zur Hochwasserabfuhr eingesetzt werden.

In Bild 6 ist die relative Häufigkeitsverteilung der Regelabweichung im Oberwasser der Staustufe St. Aldegund für die drei ausgewählten Monate dargestellt. Die Häufigkeitsverteilungen zeigen, dass das Stauziel in den betrachteten Monaten nahezu vollständig in der vorgegebenen Stauzieltoleranz von $\pm 5 \text{ cm}$ gehalten wird.

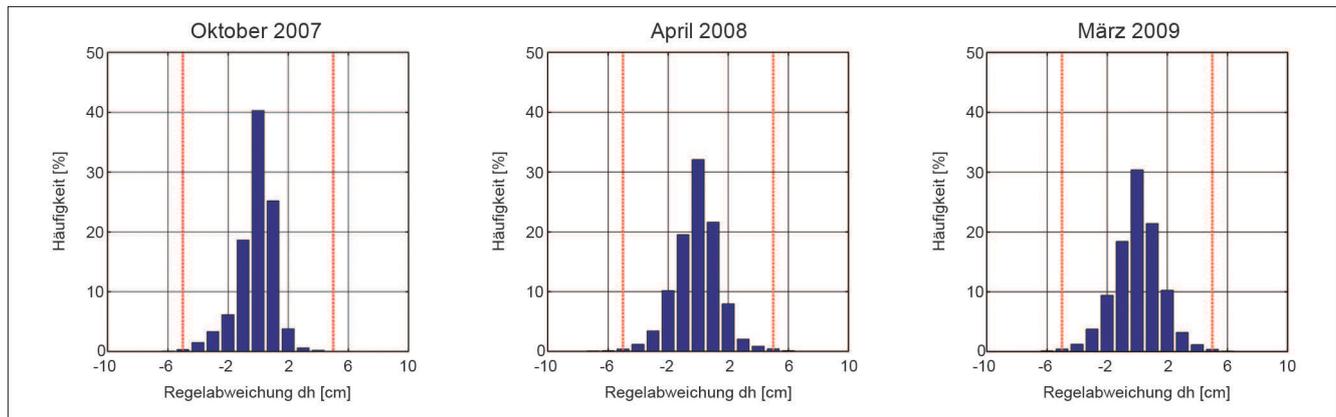


Bild 6: Stauzieleinhaltung in St. Aldegund – Häufigkeitsverteilung der Regelabweichungen (1 min-Werte) für die Monate Oktober 2007 ($Q = 20 \div 220 \text{ m}^3/\text{s}$), April 2008 ($Q = 290 \div 820 \text{ m}^3/\text{s}$) und März 2008 ($Q = 300 \div 1350 \text{ m}^3/\text{s}$)

Figure 6: Compliance with concession water levels at St. Aldegund – frequency distribution of control deviations (values for 1 min) for the months October 2007 ($Q = 20 \div 220 \text{ m}^3/\text{s}$), April 2008 ($Q = 290 \div 820 \text{ m}^3/\text{s}$) and March 2008 ($Q = 300 \div 1350 \text{ m}^3/\text{s}$)

Allerdings ist die Streuung im Oktober 2007 geringer, die Stauzieltoleranz wird weniger ausgenutzt als in den beiden anderen Perioden. Der Regler reagiert viel härter als bei höheren Abflüssen. Hier macht sich der Einfluss des Stellorgans bemerkbar: Während die Turbinen jede Änderung des Sollabflusses sofort umsetzen, reagieren die Sektoren träger: Weniger und dafür größere Verstell Schritte bewirken stärkere Wasserstandsschwankungen im Oberwasser.

Der Probebetrieb hat gezeigt, dass der Regler die Stauzieltoleranzen im reinen Kraftwerksbetrieb nicht vollständig ausnutzt und das Stauziel „zu genau“ einhält. Dies ist darauf zurückzuführen, dass im untergelagerten Turbinenregler der RWE Power kein Mindestverstellschritt hinterlegt ist, wie das beim Wehr der Fall ist. Die Turbinen reagieren daher schneller auf eine Sollwertänderung als die Sektoren. Die Verwendung von Mindestverstell Schritten bedeutet eine weniger präzise Umsetzung der Abflussvorgaben des Reglers. Da dies unter Umständen höhere Abfluss- und Wasserstandsabweichungen vom Sollwert bewirkt, sollte die Auswirkung der Mindestverstell Schritte bei der Ermittlung der Parameter berücksichtigt werden. Daher werden künftig Mindestverstell Schritte im lokalen Regler hinterlegt, um die Stauzieltoleranz besser auszunutzen.

4.3 Genauigkeit bei der Zuflussermittlung *Accuracy in determining the inflow*

Der Zufluss wurde bisher über eine Schlüsselkurve aus dem Pegel im Unterwasser der oberstrom liegenden Staustufe bestimmt. Wird der Zufluss dabei überschätzt, so fließt der Stauhaltung weniger zu, als der OW/Q-Regler annimmt. Der Steuerungsanteil ist damit zu groß, der Oberwasserstand sinkt ab und es baut sich in der Folge ein korrigierender, negativer Regelungsanteil auf. Eine Unterschätzung des Zuflusses führt hingegen zum Aufbau eines positiven Regelungsanteils. Dies bleibt bei hydrologisch bedingten Zuflussänderungen ohne weitere Auswirkungen, bei schnellen Änderungen allerdings, wie beispielsweise am 28./29. Juli 2008, kann sich die Qualität der Regelung verschlechtern, da der Integralanteil des PI-Reglers erst wieder abgebaut werden muss.

Um die Qualität der ermittelten Zuflüsse zu beurteilen, wurde der in den Betriebsdaten geloggte Zu- und Abfluss der jeweiligen Stauhaltung korreliert. Dabei wurde auch die Wellenlaufzeit der Stauhaltung, die dem zeitlichen Versatz der Zeitreihen entspricht, berücksichtigt. Basis für die Korrelation waren die 1 Minute-Originalwerte. Weitere Korrelationen mit 5, 10 und 15 Minuten-Mittelwerten ergaben zwar eine geringere Streuung, allerdings ohne signifikanten Einfluss auf die ermittelte Korrelationsfunktion. In Bild 7 ist die Korrelation exemplarisch für die Stauhaltung Wintrich dargestellt, wobei als Korrelationsfunktion ein Polynom 2. Ordnung gewählt wurde (grüne Linie). Im Vergleich dazu ist die

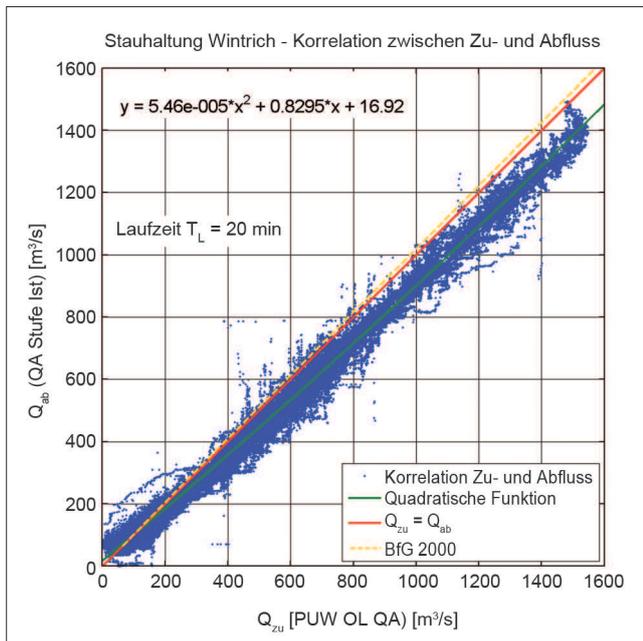


Bild 7: Korrelation zwischen Zu- und Abfluss der Stauhaltung Wintrich

Figure 7: Correlation between inflow and discharge at the Wintrich impoundment

ideale Korrelation zwischen Zu- und Abfluss abgebildet, also $Q_{zu} = Q_{ab}$, welche der Winkelhalbierenden im Diagramm entspricht (rote Linie). Stellt man diese der idealen Korrelation unter Berücksichtigung der seitlichen Zuflüsse (BfG, 2000) gegenüber (gelbe Linie), ist zu erkennen, dass der Anteil am Gesamtabfluss aus dem Zwischeneinzugsgebiet im Mittel sehr klein ist.

Bei der Gegenüberstellung wird deutlich, dass die Korrelationsfunktion mit steigendem Abfluss unterhalb der idealen Korrelation liegt, d.h. der Zufluss wird überschätzt. Das macht sich insbesondere im Bereich ab $400 \text{ m}^3/\text{s}$ bemerkbar. In der Folge wird zu viel abgegeben, der Oberwasserstand fällt ab und es baut sich ein negativer Regelungsanteil auf. Die Korrelationsanalysen ergaben, dass an anderen Stauhaltungen der Zufluss sowohl über- als auch unterschätzt wird. Zur Kontrolle wurden zusätzliche Korrelationen zwischen dem Abfluss einer Stauhaltung und dem über den Unterwasserpegel ermittelten Abfluss durchgeführt. Durch die geplante Aufschaltung des Abflusses vom Oberlieger anstelle der Zuflussermittlung über den Pegel im Unterwasser des Oberliegers wird sich die Qualität der Regelung in Zukunft verbessern.

4.4 Der Automatikbetrieb während außergewöhnlich starker Abflussschwankungen *The automatic mode during exceptionally large water fluctuations in discharge*

Am 28. Juli 2008 führte eine durch den Schwellbetrieb an der französischen Mosel verursachte Abflussschwankung zu einer zeitweisen Unterschreitung des hydrostatischen Staus und zum Abschalten der Turbinen. Dabei stellte sich die Frage, welchen Einfluss die automatische Abfluss- und Stauzielregelung auf die Verstärkung der Amplituden hatte und welche Empfehlungen zur Anpassung daraus abgeleitet werden können.

Die Entwicklung der starken Abflussschwankungen ist in Bild 8 dargestellt. Dabei lässt sich Folgendes feststellen:

- In Detzem führte der Automatikbetrieb zwar zu keiner nennenswerten Erhöhung des Maximalabflusses (Anstieg von $337 \text{ m}^3/\text{s}$ auf $341 \text{ m}^3/\text{s}$), aber zu einer Reduzierung des Minimalabflusses von $50 \text{ m}^3/\text{s}$ auf $14 \text{ m}^3/\text{s}$, worauf die Turbinen abgestellt wurden und die Anlage kurzzeitig im Handbetrieb gefahren wurde.
- In Wintrich erfolgte der Abfluss zusätzlich über die Sektoren, obwohl der Abfluss unterhalb der Schluckfähigkeit der Turbinen lag. Der Automatikbetrieb bewirkte hier eine geringfügige Dämpfung des Maximalabflusses von $341 \text{ m}^3/\text{s}$ auf $318 \text{ m}^3/\text{s}$.
- In Zeltingen erfolgte der Abfluss ebenfalls über Kraftwerk und Sektoren. Der Automatikbetrieb führte hier zu einer Erhöhung des Maximalabflusses von $318 \text{ m}^3/\text{s}$ auf $351 \text{ m}^3/\text{s}$. Da im abfallenden Ast bereits auf Handbetrieb umgestellt wurde, kann die Funktionsweise des Reglers nicht beurteilt werden.
- In Enkirch erfolgte der Abfluss teilweise auch über die Sektoren. Der Automatikbetrieb wurde hier aber maßgeblich durch einen un stetigen Kraftwerksbetrieb, evtl. durch Turbinenausfall oder Rechenreinigung, beeinflusst: Der Turbinendurchfluss wurde mehrmals um mehr als $150 \text{ m}^3/\text{s}$ reduziert und die Differenzwassermenge über den Sektor 1 abgeführt. Dies bewirkte starke Abfluss- und Wasserstandsschwankungen und führte dazu, dass um 17:24 Uhr auf Handbetrieb umgestellt wurde. Somit lag kein „regulärer“ Automatikbetrieb vor, der beurteilt werden kann.

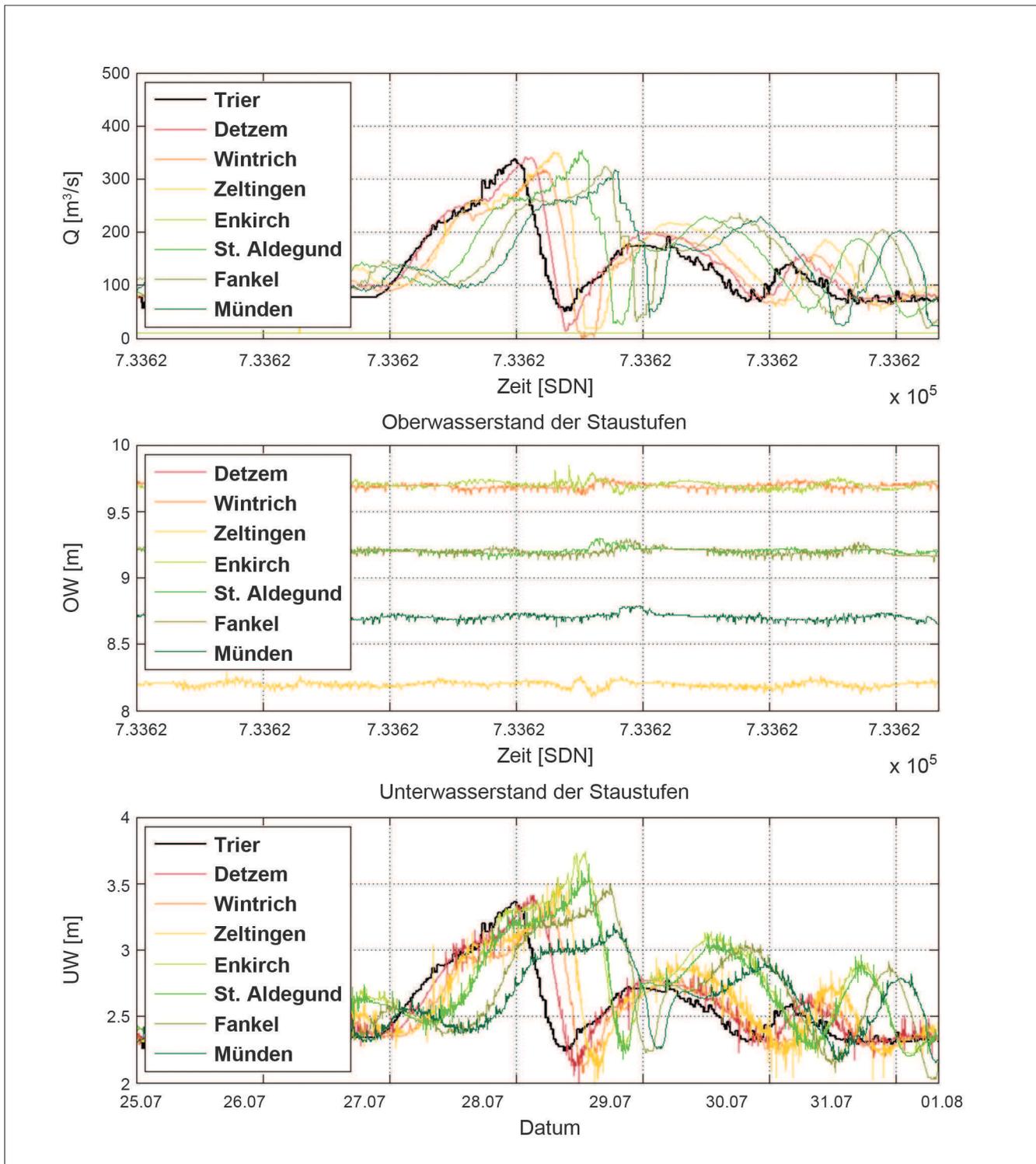


Bild 8: Abflüsse und Wasserstände in der Stauhaltungskette Detzem bis Müden vom 25. bis 31. Juli 2008
 Figure 8: Discharge and water levels in the chain of impoundments between Detzem and Müden from 25th to 31th July 2008

- Auch in St. Aldegund waren die Sektoren abgesenkt. Da bereits unmittelbar nach Erreichen des Scheitels auf Handbetrieb umgestellt wurde, kann die Funktionsweise des Reglers nicht beurteilt werden.
- Für Fankel und Müden gilt dasselbe wie für St. Aldegund, außer dass der Abfluss nur durch die Turbinen erfolgte.

Verstärkungen in der Kette konnten dabei nur an wenigen Stauhaltungen festgestellt werden, wie es zunächst der erste Eindruck vermittelte. In den Stauhaltungen, in denen sie beobachtet werden konnten, müssen die Ursachen sehr differenziert betrachtet werden: Eine Unter- bzw. Überschätzung des Zuflusses und Handeingriffe in die Automatik sind hier als wesentliche Ursachen anzuführen. Optimierungspotenzial besteht zwar theoretisch bei den abflussabhängigen Totzeiten des Steuerungsanteils, da sich die Abflussabhängigkeit bei den anthropogen verursachten Abflussschwankungen mit steilen Gradienten wie im Juli 2008 eher ungünstig auswirkt. Allerdings ist hier zu prüfen, inwieweit die geänderten Totzeiten die Qualität der Regelung bei Abflusssituationen beeinflussen, deren Abflussschwankungen aus der natürlichen Variabilität des Zuflusses resultieren (Normalbetrieb). Letztendlich aber können die extremen Abflussschwankungen aus der französischen Mosel nicht alleine mit der lokalen Regelung, sondern erst mit der Inbetriebnahme der beiden Koordinatoren vergleichmäßig werden.

5 Unterschiede zwischen Modell und Natur

Differences between model simulations and reality

Die Analyse des Probetriebs von Wehr und Kraftwerk erfolgte mit Hilfe von MATLAB & Simulink und dem HN-Verfahren CasControl (Gebhardt et al., 2010). Bei der Simulation des Probetriebs zeigte sich, dass im HN-Modell kleinere Wasserstandsschwankungen auftraten, woraus sich ein geringerer Regelungsanteil und ein etwas anderes Verhalten des Reglers im Vergleich mit der Natur ergaben. Das ist zum einen auf die idealen Verhältnisse im Modell (kein Einfluss von Schleusungen, Messungenauigkeiten, Pegelstandorten usw.) zurückzuführen, zum anderen stößt aber das verwendete 1D-HN-Verfahren hier an die Grenzen der Modellähnlichkeit. Zudem stellt sich im Modell die Frage der Genauigkeit bei der Ermittlung des Zuflusses nicht, da das Modell massenkonservativ ist und sowohl Regler als auch Regelstrecke dieselbe Zuflussinformation bekommen. Hier gibt es in der Natur an einigen Stauhaltungen Unterschiede: Zum Teil wird bei der Berechnung des Steuerungsanteils der Zufluss über- oder unterschätzt, wodurch sich ein positiver (Überschätzung) bzw. negativer Regelungsanteil (Unterschätzung) aufbaut (s. Ab-

schnitt 4.3). Durch die Rückkopplung zur Regelstrecke konnten im Modell nicht alle Ereignisse reproduziert werden. Insgesamt ist die modellbasierte Analyse aber hinreichend genau, um die Ereignisse in einer Simulation nachzuvollziehen

6 Zusammenfassung

Conclusions

Die Inbetriebnahme der Staustufe Detzem im Jahr 2001 war der Beginn der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) der Wehre an der Mosel. Ab September 2007 wurde an den Staustufen Enkirch und St. Aldegund die Wasserführung von Wehr und Kraftwerk mit einem gemeinsamen WSV-Regler getestet. Nach den ersten positiven Erfahrungen wurden im Juli 2008 weitere Moselstaustufen (Detzem, Wintrich, Zeltingen, Enkirch und Müden) in den Probetrieb miteinbezogen. Beschränkten sich die bisherigen Erfahrungen aufgrund der geteilten Wasserführung von RWE Power und WSV fast ausschließlich auf den Automatikbetrieb der Sektorwehre, so liegen heute auch Erfahrungen über das Führungsverhalten der lokalen Regler im unteren Abflussspektrum vor, wenn der Abfluss im Wesentlichen über das Kraftwerk erfolgt.

Die ersten Betriebserfahrungen sind dabei überwiegend positiv. Die lokalen Regler halten die Oberwasserstände über das gesamte regelbare Abflussspektrum innerhalb der zulässigen Stauzieltoleranzen. Im reinen Kraftwerksbetrieb wird das Stauziel allerdings „zu genau“ eingehalten. Dies ist darauf zurückzuführen, dass im untergelagerten Turbinenregler kein Mindestverstellschritt hinterlegt ist, wie das beim Wehr der Fall ist. Durch die Umsetzung eines Mindestverstellschrittes werden die Stauzieltoleranzen in Zukunft besser ausgenutzt.

In einem Fall mussten die Staustufen während des Probetriebs aus dem Automatikbetrieb genommen werden, da der Mindestdurchfluss der Turbinen unterschritten wurde. Die Analyse zeigte, dass dieser Störfall durch extreme Abflussschwankungen aus der französischen Mosel initiiert wurde, die erst mit den geplanten Koordinatoren vergleichmäßig werden können.

7 Literatur *References*

Arnold, E., Linke, H. (2002): Nonlinear model-predictive control of water level and flow for waterways. In: SIAM 50th Anniversary and 2002 Annual Meeting, Philadelphia, S. 18.

Bundesanstalt für Wasserbau (2002): Gutachten über die Abfluss- und Stauzielregelung der Staustufe Detzem (unveröffentlicht).

Bundesanstalt für Gewässerkunde (2000): Hydrographische Entwicklung der Mosel zwischen Apach und Koblenz seit Beginn der Nutzung als Wasserstraße, Literaturstudie vom Franzius-Institut der Universität Hannover und von der Bundesanstalt für Gewässerkunde in Koblenz (unveröffentlicht).

Bundesanstalt für Gewässerkunde (2008): Deutsches Gewässerkundliches Jahrbuch, Rheingebiet, Teil III, <http://dlr.bafg.de:8086/>.

Gebhardt, M., Schmitt-Heiderich, P. (2008): Entwicklung und Simulation von Regelungsalgorithmen für Stau-stufen an Bundeswasserstraßen. In: Wasserwirtschaft, Heft 6, S. 16-18.

Gebhardt, M., Wohlfart, S. (2009): Erste Erfahrungen mit der Umsetzung der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung an der Mosel. In: BAW-Brief Nr. 1, Juni 2009, S. 6-11.

Gebhardt, M., Schmitt-Heiderich, P., Wohlfart, S. (2010): Automated operation of chains of barrages – development of controller algorithms with the use of model-based design. In: Proceedings of River Flow 2010 – International Conference on Fluvial Hydraulics, Braunschweig, 8. bis 10. September 2010, S. 1399-1406.

Moselkommission (2011): Website der Moselkommission, der zwischenstaatlichen Einrichtung der drei Moselanrainerstaaten. <http://www.moselkommission.org>.

RWE Power (2011): Moselkraftwerke, Website der RWE Power. <http://www.rwe.com>.

Schmitt-Heiderich, P., Gebhardt, M. (2012): Der Einfluss der Regelstrecke Stauhaltung auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR). In: BAWMitteilungen Nr. 96, 2012, S. 81-98.

Theobald, S. (2008): Forschungsprojekt: Koordinator Obere Mosel. Fachgebiet Wasserbau und Wasserwirtschaft, Universität Kassel, Abschlussbericht (unveröffentlicht).

Wohlfart, S., Gebhardt, M. (2009): Reglerentwurf und automatische Codegenerierung. In: BAW-Brief Nr. 1, Juni 2009, S. 11-16.

Gesamtinhaltsverzeichnis aller bisher erschienenen Ausgaben

Hinweis: Die erste Zahl steht für die fortlaufende Nummerierung, die zweite Zahl für das Erscheinungsjahr, danach werden Autor und Titel des Beitrages aufgeführt.

Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Wasserbau: ISSN 0572-5801

1/53	Jambor Burghart Türk Zweck Canisius Liebs Schleiermacher Boos	Erhöhung der festen Wehrschwelle bei gleicher hydraulischer Leistung Die Verteilung der Abflußmenge über den Querschnitt Untersuchung über die Geschiebebewegung in Flüssen und Stauanlagen. Das elektro-akustische Geschiebe-Abhörverfahren Flach- und Pfahlgründungen in weichem tonigem Schluff Aus der Arbeit der Bundesanstalt Ausbau der Unteren Hunte Sicherung der Schifffahrtsrinne in der Donau im Bereich der Innmündung bei Passau Vom wasserbaulichen Versuchswesen in England
2/53	Canisius Pichl Burghart/Gehrig Davidenkoff Sagawe Zweck	Technische Entwicklung im Wasserbau Der Ortungstachygraph und seine Anwendung Beitrag zur Frage der Geschwindigkeitsverteilung in offenen Gerinnen Grundwasserzufluß zu Brunnen und Gräben Der Dehnungsmeßstreifen als Meßelement bei erd- und wasserbaulichen Modellversuchen Zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Pfählen (I)
3/54	Canisius Wehrkamp Liebs Schleiermacher Zweck Meenen	Die Bodenmechanik im Dienste des Wasserbaues Ein neues Flußprofilmeßgerät Abzweigung einer verhältnismäßigen Teilwassermenge an einem Meßwehr Gestaltung schräg angeströmter Brückenpfeiler Zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Pfählen (II) Reiseeindrücke von einem Einsatz der Bundesanstalt in Venezuela
4/54	Jambor Herr Wehrkamp Davidenkoff Zweck	Die Gestaltung von Kanalabzweigungen unter besonderer Berücksichtigung von Schwingungen im Kanal Spülvermögen bei Verschlämzung und Geschiebeablagerung in einem Wehrfeld mit höckerartig erhöhter Wehrschwelle Das Flußprofilzeichengerät von Dr. Fahrentholz Gefährdung der Stauwerke bei Unterströmung Zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Pfählen (III)
5/55	Canisius Niebuhr Schleiermacher Gehrig Poggensee	Die Bundesanstalt für Wasserbau. Ein Rückblick auf ihre Entwicklung 1948 -1955 Kritische Betrachtungen zur Frage der Modellrauigkeit (I) Wasserspiegelaufnahmen in Flußkrümmungen und Wasserspiegelquergefälle Überprüfung hydrographischer Angaben durch den Modellversuch Die Grundformel zur Bestimmung der Schleusenleistung

5/55	Zweck/Davidenkoff	Die versuchstechnischen Verfahren zur Berechnung des Netzes einer Grundwasserströmung
6/56	Schleiermacher Gehrig Wigand	Geschwindigkeits-Verlagerung in Querschnitten mittels Bühnen oder Leitwerken Messung und Berechnung von Kräften an Schiffen im Modell Verhinderung von Geschiebeablagerungen vor den unteren Schleusenvorhöfen und Staustufen
	Zweck/Davidenkoff Poggensee	Über die Zusammensetzung von Filtern Anwendung und Kritik von Rammformeln
7/56	Gehrig Zweck/Davidenkoff	Strömungsmessung mit einem Kreiszyylinder Untersuchung von Sicherungsmaßnahmen an Flußdeichen durch Modellversuche
	Schleiermacher	Einfache Darstellung des zeitlichen Ablaufes von Anschwellungen in Wasserläufen
	Niebuhr	Beitrag zur Erfassung der Räumkraft einer ungleichförmigen Strömung unter besonderer Berücksichtigung der Verhältnisse im Tidegebiet
	Davidenkoff	Angenäherte Ermittlung des Grundwasserzuflusses zu einer in einem durchlässigen Boden ausgehobenen Grube
	Liebs Jambor	Abflußbeiwerte für grasbewachsene Deiche Formgebung des Trennpfeilers in Flußkraftwerken
8/57	Yalin Davidenkoff	Die theoretische Analyse der Mechanik der Geschiebebewegung Durchsickerung durch Deiche und Erddämme (I)
9/57	Zweck/Davidenkoff Davidenkoff Schleiermacher	Auftrieb unter Wehren auf durchlässigem Grund Wirkung der Sickerströmung auf die Standsicherheit eines Erddammes (II) Versuch einer morphologischen Begründung von Rauigkeits-Beiwerten für die Berechnung des Wasserspiegel-Gefälles
	Yalin	Ermittlung des Querschnittes mit maximalem Geschiebetransportvermögen
10/58	Magens	Untersuchung der Ursachen und des Vorganges der Verschlickung der Schleusenvorhöfen zu Brunsbüttelkoog
11/58	Rubbert Gruhle Gehrig Davidenkoff	Die Vertiefung der Tideflüsse und ihre Problematik Verformungsmessungen an den Spundwänden der Schleuse Friedrichsfeld Der Verbau von Übertiefen und die Erhaltung des Fahrwassers Durchsickerung durch Deiche und Erddämme (Schluß aus 8 und 9)
12/59	Zweck/Dietrich Zweck Rubbert	Zur Ermittlung der Verteilung des Coulomb'schen Erddruckes Versuchsergebnisse über die Zusammensetzung von Filtern Die Tiderechnung als Problem der Numerischen Analysis
13/59	Zweck/Dietrich	Die Berechnung verankerter Spundwände in nicht bindigen Böden nach ROWE
	Felkel Steinfeld	Der Schwellbetrieb der Flußkraftwerke Über den Erddruck an Schacht- und Brunnenwandungen
14/60	Felkel	Walzenbucht und Ringgraben als Mittel zur Verminderung der Schwebstoffablagerungen in Flußhäfen
	Davidenkoff	Neue Forschungsarbeiten über die Konsolidierung wassergesättigter bindiger Böden

14/60	Gehrig/Herr	Beitrag zur Ermittlung des Wasserdruckes auf gekrümmte Flächen
15/60	Jambor Felkel Felkel	Lage und Gestaltung der Schleusen und ihrer Zufahrten Wasserspiegelmessungen an einer festen Wehrschwelle Gemessene Abflüsse in Gerinnen mit Weidenbewuchs
16/61	Felkel Davidenkoff Dietrich	Die Modelluntersuchungen für zehn Moselstaustufen Sickerverluste bei Durch- und Unterströmung von Deichen Schnittgrößen und Randspannungen in der Sohlfuge einer Kaimauer oder Stützmauer von rechteckigem Querschnitt
17/62	Kleinschmidt/Schröder	Sonderheft Korrosionsversuche
18/62	Felkel Vollmer Felkel Davidenkoff	Der Einsatz frei fahrender Modellschiffe beim flußbaulichen Versuch Erfahrungen an einem Tidemodell mit beweglicher Sohle und Vergleich zwischen Modell- und Naturmessungen Ein einfaches Rundbecken zum Mischen von Wasser und Koagulieren von Schmutzstoffen Über die Berechnung der Sickerverluste aus Kanälen
19/63	Zweck/Dietrich Jansen Felkel Jänke	Modellversuche mit steifen Dalben in bindigen Böden bei plötzlicher Belastung Die Neukonstruktion von Fahrstühlen für Kraftmessungen an Modellschiffen Die Neckartalplanung im Raume Heilbronn Überprüfung der Brauchbarkeit von Pfahlformeln anhand von Probebelastungen und Messungen an Stahlpfählen
20/64	Franke	Die Strömungsvorgänge bei unvollkommenen Brunnen
21/64	Naujoks Dietrich Liebs Franke	Untersuchungen zum Nachweis eines spezifischen Sättigungsgrades Zur Berechnung der Tragfähigkeit starrer Dalben in homogenen Böden Die Abschirmung von Seehäfen gegen Seegang Der Einfluß des Neigungswinkels der wasserführenden Schicht und einer partiellen Auskleidung des durchlässigen Brunnenschachtes auf die Zuflußmenge zu einem artesischen Brunnen
22/65	Rubbert Jambor Davidenkoff/Franke	Tidewellenberechnungen nach dem Universalprogramm der BAW „Anwendung zur Berechnung der Tidebewegung der Oberelbe“ Schutz der Sohle in Flüssen Untersuchung der räumlichen Sickerströmung in eine umspundete Baugrube in offenen Gewässern
23/66	Dietrich Ruck Dietz Felkel/Canisius	Modellversuche mit biegsamen langen Dalben unter wiederholten Belastungen im Sand Untersuchungen der Sandwandungsverhältnisse im Küstenbereich zwischen Stohl und Brauner Berg Einfluß der Saugschlauchbeaufschlagung bei Kaplansturbinen auf die Schiffahrtsverhältnisse im Unterwasser von Staustufen Elektronische Berechnung von Wasserspiegellagen
24/66	Völpel/Samu Schnoor	Reliefänderungen in der Tidestromrinne des Wangerooger Fahrwassers im Verlaufe einer Sturmperiode und in der darauf folgenden Periode mit ruhigeren Wetterlagen Über neue Verfahren zur Berechnung des Reflexionsdruckes von Wasserwellen auf senkrechte Wände

24/66	Zweck	Baugrunduntersuchungen mit Sonden gem. DIN 4094 mit Auswertungsmöglichkeiten
	Davidenkoff/Franke	Räumliche Sickerströmung in eine umspundete Baugrube im Grundwasser
25/67	Schnoor	Über verschiedene Verfahren zur Berechnung der Wellenangriffskräfte nicht brechender Wellen auf senkrechte Pfähle und Wände
	Davidenkoff	Dimensionierung von Brunnenfiltern
	Franke	Die Wirkungen des Wassers auf die Standsicherheit von Böschungen
	Schulz/Ruck	Die Sandwanderungsverhältnisse an der Nordküste der Insel Fehmarn zwischen Westermarkelsdorf und Puttgarden
	Lambert	Die Erscheinung der Gezeiten und ihre Erklärung
26/68	Schnoor	Über verschiedene Verfahren zur Berechnung der Wellenangriffskräfte auf senkrechte Pfähle und Wände
	Samu	Ergebnisse der Sandwanderungsuntersuchungen in der südlichen Nordsee
	Ruck	Auswirkung der geologischen Verhältnisse im Küstengebiet auf Baumaßnahmen im Wasserbau
27/68	Schäle/Kuhn/ Schröder/Hofmann	Kanal- und Schifffahrtsversuche Bamberg 1967
28/69	Jänke	Untersuchungen der Zusammendrückbarkeit und Scherfestigkeit von Sanden und Kiesen sowie der sie bestimmenden Einflüsse
	Felkel	Der Weg zum vollständigen mathematischen Flußmodell
29/69	Dietz	Kolksickerung durch Befestigungsstrecken für das Eidersiel
	Dietz	Kolksicherung am Elbewehr Geesthacht
30/70	Franke/Manzke	Zwei interessante Beispiele von den Erdbauaufgaben am Elbe-Seitenkanal
	Franke	Einige Beispiele zur Strömungsdruckwirkung des Grundwassers
	Felkel	Ideestudie über die Möglichkeiten der Verhütung von Sohlenerosionen durch Geschiebezufuhr aus der Talauflage ins Flußbett, dargestellt am Beispiel des Oberrheins
	Jurisch	Beitrag zur Verwendung von Durchflußgleichung bei Dreieck-Überfällen
	Sindern/Rohde	Zur Vorgeschichte der Abdämmung der Eider in der Linie Hundeknöll-Vollerwiek
	Harten	Abdämmung der Eider; Modellversuche im Tidemodell
	Dietz	Abdämmung der Eider; Modellversuche für das Sielbauwerk
31/72	Giese/Teichert/Vollmers	Das Tideregime der Elbe - Hydraulisches Modell mit beweglicher Sohle
	Dorer	Berechnung der nichtstationären Abflüsse in nicht-prismatischen offenen Gerinnen
	Dietz	Ausbildung von langen Pfeilern bei Schräganströmung am Beispiel der BAB-Mainbrücke Eddersheim
	Dietz	Systematische Modellversuche über die Pfeilerkolkbildung
32/72	Niebuhr	Einfluß der Seitenwände bei hydraulischen Versuchen in einer rechteckigen Glasrinne
	Ache	Ergebnisse von Sondierungen neben einem eingespülten Gründungskörper einer Leuchtbake
	Franke/Ache	Ein Verfahren zur Berechnung eingespannter gedrungener Gründungskörper
	Franke/Garbrecht/ Kiekbusch	Meßfehler infolge unvollkommener Volumenkonstanz von Porenwasserdruckgebern beim Scherversuch

32/72	Franke/Bernhard Felkel Giese	Erddruckansatz bei trogförmigen Bauwerken und Wechselwirkung zwischen Erd- und Sohldruck am Beispiel des Schiffshebewerkes Lüneburg Das Sohlenkorn des Rheins zwischen Straßburg und Bingen Fahrwasserumbildungen in der Unter- und Außenelbe
33/72	Rohde/Meyn Ruck Dietz Hein	Untersuchungen über das hydrodynamische Verhalten oberflächenmarkierten Sandes und über die Einbringmethode bei Leitstoffuntersuchungen Erfahrungen beim Präparieren von Sand für Leitstoffuntersuchungen Kolksicherung am Störsperwerk Verhalten von Rost unter nicht absolut dichten Beschichtungen bei Anlegen von kathodischem Schutz im Stahlwasserbau
34/73	Hovers	Der Einfluß von Strombauwerken auf die morphologische Entwicklung der Stromrinnen im Mündungsgebiet eines Tideflusses, untersucht am Beispiel der Außenweser
35/73	Davidenkoff Tödten Hein Jurisch Pulina Dietz List	Anwendung von Bodenfiltern im Wasserbau Beitrag zur Energiedissipation von Tosbecken im Modellversuch Sulfatangriff des Meerwassers auf Beton? Ein Beitrag zur Klärung der Frage, warum Meerwasser trotz hohen Sulfatgehaltes Beton nicht angreift Messung der Momentangeschwindigkeiten mit Hilfe der Laser-Doppler-Anemometrie Geschwindigkeitsmessungen an einer Bootsgasse Modelluntersuchung der Schleusenvorhöfen an der Rheinstaustufe Iffezheim Untersuchungen von instationär belasteten Kunststoff-Filtern für den Wasserbau
36/74	Dietz Felkel Dietz/Pulina	Hydraulische Probleme bei der Planung von Staustufen Modellversuche mit Grundswellen und Schifffahrt Wahl der Wehrverschlüsse beim Ausbau der Saar zur Schifffahrtsstraße
37/75	Tödten Schuppener Harten/Knieß Dietz	Untersuchung der Strömungsvorgänge an Buhnen Erddruckmessungen am Schiffshebewerk Lüneburg Eiderdamm – Natur- und Modellmessungen Wellenmessungen im Hafen Travemünde - Vergleich zwischen Natur und Modell
38/75	Schuppener Felkel Samu	Der Erddruck einer rolligen Hinterfüllung auf eine unverschiebliche Stützwand infolge der Verdichtung Untersuchungen der Veränderungen der Höhenlage der Sohle des Oberrheins Beitrag zur morphologischen Entwicklung der Außenjade
39/76	Dietz/Pulina	Modelluntersuchungen zur Gestaltung der Hauptbauwerke an der Rheinstaustufe Iffezheim
40/76	Dietz/Pulina Knieß Annuß/Dehm/ Hein/Schröder Dietz/Pulina Dietz	Zur Wahl des Zugsegmentes als Wehrverschluß bei Ausbau der Saar Eiderdamm – Wiederauffüllung von Baggerlöchern im Watt Korrosion an Spundwänden – Wand-Dickenmessungen mit Ultraschall Zur Problematik der Querströmungen in Vorhafenzufahrten und ihre Untersuchung im Modell Zur Frage der Nachbildung von Kolkvorgängen im Modell
41/77	Armbruster Döscher	Vergleich berechneter und gemessener Grundwasserstände am Beispiel Kehl Die Suspensionswand

41/77	Feddersen Franke/Garbrecht Franke/Schuppener Hauß Kiekbusch Ruck Sagawe Schulz	<p>Querbelastete Verankerungen</p> <p>Drei Serien von Probelastungen an Großbohrpfählen in Sand-Ziel-Methode -Ergebnisse</p> <p>Besonderheiten beim Gründungsgutachten für ein flachgegründetes off-shore-Bauwerk</p> <p>Beispiele für die Anwendung statistischer Methoden in der Bodenmechanik</p> <p>Elektrisches Messen von Volumenänderungen beim Triaxialversuch</p> <p>Sondierungen zur Erkundung unterhalb der Gewässersohle von schwimmender Arbeitsplattform</p> <p>Kraft- und Spannungsmessungen an der Containerkaje in Bremerhaven</p> <p>Überlegungen zur Führung des Nachweises der Standsicherheit in der tiefen Gleitfuge</p>
42/77	Hein Knieß Hein	<p>Untersuchung über den Korrosionsablauf an wetterfesten Stählen in Abhängigkeit von der Entfernung zum Meer</p> <p>Bemessung von Schüttstein-Deckwerken im Verkehrswasserbau; Teil I: Lose Steinschüttungen</p> <p>Zum Korrosionsverhalten von Zink in salzhaltigen Wässern</p>
43/78	Dietz Knieß	<p>Strömungsabweiser und/oder durchbrochene Trennmole als Mittel zur Verminderung der Querströmung in oberen Vorhafenzufahrten am Beispiel der neuen Mainstaustufe Krotzenburg</p> <p>Belastungen der Böschung des NOK durch Schiffsverkehr - Ergebnisse von Naturmessungen</p>
44/79	Pulina Jurisch	<p>Modelluntersuchungen für die Saarstaustufe Rehlingen</p> <p>Untersuchungen über die Abflußverhältnisse im Bereich einer Grundschwelle</p>
45/79	Dietz/Pulina Dorer/Siem Hou Lie	<p>Zur Frage des Wehrschwellenprofils beim Zugsegment</p> <p>Schwall- und Sunkberechnungen mit impliziten Differenzenverfahren</p>
46/80	Garbrecht Liebig Franke Armbruster	<p>Auswertung von Setzungsmessungen - zwei Beispiele -</p> <p>Stabilitätsuntersuchungen von Mehrfachregelkreisen an hydraulischen Modellen im wasserbaulichen Versuchswesen</p> <p>Studie zur Frage des Einflusses von Meereswellen auf die Größe des Sohlwasserdruckes unter Offshore-Flachgründungen</p> <p>Die Sickerwasserströmung im Bereich der Stauanlage Kulturwehr Kehl - Teil I: Unterströmung und Standsicherheit im Endzustand</p>
47/80	Felkel	<p>Die Geschiebezugabe als flußbauliche Lösung des Erosionsproblems des Oberrheins</p>
48/80	Giese Schulz/Feddersen/ Weichert	<p>Das Tideregime der Elbe – Hydraulisches-Modell mit beweglicher Sohle</p> <p>Zwängungskräfte infolge Sohlreibung</p>
49/81	Pulina/Voigt	<p>Hydrodynamische Belastung der Wehrverschlüsse an den Saarstufen Rehlingen, Mettlach und Schoden sowie Abflußleistungen bei spezifischen Betriebsfällen – Modelluntersuchungen</p>
50/81	Schulz Gehrig Knieß	<p>Zur Festigkeit überverdichteter Tone</p> <p>Die Berechnung des Geschiebetriebanfanges</p> <p>Schütten von Steinen unter Wasser</p>

50/81	Wulzinger	Sedimenttransport und Sohlausbildung im Tidemodell der Elbe mit beweglicher Sohle
51/82	Pulina/Voigt Kemnitz Hein/Klein	Einfluß der Randbedingungen auf die Abflußleistung unterströmter Wehrverschlüsse Beitrag zur Verringerung der Quergeschwindigkeiten im unteren Schleusenvorhafen einer Staustufe Untersuchung über den Temperatureinfluß auf das Korrosionsverhalten von ungeschütztem Stahl im Emders Hafengewässer
52/83	Pulina/Voigt Knieß	Neubau eines Wehres im Zitadellengraben Berlin-Spandau Untersuchung zum Nachweis der Wirtschaftlichkeit von Uferdeckwerken an Wasserstraßen
53/83	Knieß	Kriterien und Ansätze für die technische und wirtschaftliche Bemessung von Auskleidungen in Binnenschiffahrtskanälen
54/84	Dorer	Ähnlichkeit bei flußbaulichen Modellen
55/84	Knieß Wagner Hein Hallauer Abromeit Knieß/Köhler Kellner/Annuß/ Kretschmer	Untersuchung und Begutachtung alter Massivbauwerke an Wasserstraßen Die Untersuchung von Stahlwasserbauten Korrosion über und unter dem Wasserspiegel Grundsätzliche Betrachtungen über den Schutz und die Instandsetzung von Betonbauwerken Anwendung von geotextilen Filtern bei Uferdeckwerken von Wasserstraßen in der BRD Untersuchung gebundener Steinschüttungen auf Flexibilität, Verbundfestigkeit und Wasserdurchlässigkeit Kurzberichte über Arbeiten des Referats „Meßtechnik“
56/85	Schulz Schuppener Köhler	Die Ermittlung des Seitendrucks in überkonsolidierten Tonen mit Hilfe von Laborversuchen Verformungsmessungen im Erd- und Grundbau Modellversuche für die Dimensionierung von Deckwerken an Wasserstraßen – Stabilität loser Steinschüttungen
57/85	Armbruster Pulina/Voigt	Messungen, Inspektion und Kontrolle an Dämmen Lastbeanspruchungen langgestreckter Bauwerke in der Wasserstraße
58/86	Dorer Schulz Hallauer Eißfeldt Reiner/Schuppener Knieß	Stabilitätsformeln für lose Deckschichten von Böschungs- und Sohlenbefestigungen Kompressibilität und Porenwasserüberdruck - Bedeutung für Gewässersohlen Vergußstoffe für Uferdeckwerke Standortsicherheitsbeurteilung alter Hafenanlagen am Beispiel der Woltmann Kaje Cuxhaven Gründungsbeurteilung und Sicherung des Weserwehres in Bremen Verfahren zur Untersuchung von Spanngliedern
59/86	Samu Armbruster/Venetis Müller/Renz	Ein Beitrag zu den Sedimentationsverhältnissen im Emders Fahrwasser und Emders Hafen Der Einfluß von zeitweilig überstauten Polderflächen auf das Grundwasser Erfahrungen bei der Untersuchung von Düken und Durchlässen

59/86	Hein	Über das Korrosionsverhalten von Stahlspundwänden im Mittellandkanal
60/87	Rohde Dietz Kiekbusch Schuppener Manzke Schuppener/Eißfeldt Alberts Harten Giese Fahse Samu Jensen	25 Jahre Außenstelle Küste Untersuchungen in den Tidemodellen der Außenstelle Küste Entwicklung des Hamburger Bodenmechanischen Labors der BAW Erfahrungen mit Bodenmechanischen Laborversuchen an Klei Erd- und grundbauliche Beratung beim Bau des Elbeseitenkanals Stand sicherheitsbeurteilung der Gründungen alter Wasserbauwerke Wanddickenmessungen an Stahlspundwänden Das Staustufenmodell Weserwehr bei Bremen Aufbau eines hydraulischen Tidemodells für das Lagunengebiet von Abu Dhabi Traceruntersuchungen in der Natur Geomorphologische Untersuchungen im Bereich der Brammerbank und des Krautsander Watts in der Unterelbe Überlegung zur künftigen Entwicklung der Sturmflutwasserstände an der Nordseeküste
61/87	Teil I: Beiträge zum Ehrenkolloquium für Herrn Prof. Gehrig am 27. März 1987	
	Lohrberg Garbrecht Mosonyi Vollmers Nestmann/Bachmeier	Prof. W. Gehrig und seine Bedeutung für die Entwicklung des Modellversuchswesens in der WSV Erosion, Transport, Sedimentations-Probleme und Überlegungen im Altertum Geschiebeprobeme bei Hochdruckwasserkraftwerken Probleme bei der praktischen Berechnung des Geschiebebetriebs Anwendung von Luftmodellen im strömungsmechanischen Versuchswesen des Flußbaus
	Teil II:	
	Haferburg/Müller	Instandsetzung der Mittellandkanalbrücke 144 b über die Weser in Minden
62/88	Weichert	Kenngrößen von Bentonit-Zement-Suspensionen und ihre Bedeutung für die Eigenschaften von Dichtungswandmaterialien
63/88	40-Jahre Bundesanstalt für Wasserbau	
64/88	Rohde-Kolloquium am 9. Mai 1988	
	Keil Holz Vollmers	Zur Untersuchung von Naturvorgängen als Grundlage für Ausbau und Unterhaltung der Bundeswasserstraßen im Küstenbereich Moderne Konzepte für Tidemodelle Reflexionen über Modelle mit beweglicher Sohle
	Festakt „40 Jahre Bundesanstalt für Wasserbau“ am 8. November 1988	
	Knieß Knittel Lenk	Einführungsansprache beim Festakt zur 40 Jahr-Feier der BAW am 08.11.88 Ansprache anlässlich des 40jährigen Jubiläums der BAW in Karlsruhe am 08.11.88 Verantwortungsprobleme im Wasserbau
	Vortragsveranstaltung „Umwelt und Wasserstraßen“ am 8. November 1988	
	Zimmermann/Nestmann Schulz	Ströme und Kanäle als Ingenieurbauwerke oder gestaltete Natur Stand sicherheiten, Bemessungskriterien und Normen - Kontraindikationen eines naturnahen Flußbaus?

64/88	Lankenau	Technische Zwänge, Entwicklungen und Notwendigkeiten bei modernen Wasserstraßen
	Reinhardt	Rechtliche Zwänge, Entwicklungen und Notwendigkeiten bei modernen Wasserstraßen
	Kolb	Grundsätze der Landschaftsplanung bei der Gestaltung von Wasserstraßen
	Larsen	Notwendiges Umdenken beim Ingenieur in Ausbildung und Praxis
	Kennedy	Sediment, flood-control and navigation aspects of the Three Gorges Project, Yangtse river, China
65/89	Schröder	Auswirkung der Harmonisierung des EG-Binnenmarktes auf das Bauwesen
	Flach	Normung für das Bauwesen im Rahmen eines europäischen Binnenmarktes
	Litzner	Welche Auswirkungen haben die vorgesehenen europäischen Regelungen auf die deutschen Stahlbeton-Bestimmungen
	Hallauer	Die Entwicklung der Zusammensetzung von Beton für Wasserbauten
	Bayer	Einsatz der Betonbauweise bei Offshore-Bauwerken
	Lamprecht	Verwendung von Beton bei Wasserbauten in der Antike
	Rasmus	Entwicklung des Stahlbrückenbaus am Nord-Ostsee-Kanal (NOK)
	Roehle	Der technische Fortschritt bei der Konstruktion und betrieblichen Ausbildung von Stahlwasserbauverschlüssen
	Wagner	Untersuchung von Stahlwasserbauverschlüssen, vergleichende Auswertung und Folgerungen
66/89	Mührling	Entwicklung und Stand der Deckwerksbauweisen im Bereich der Wasser- und Schifffahrtsdirektion Mitte
	Bartnik	Entwicklung und Stand der Deckwerksbauweisen im Bereich der Wasser- und Schifffahrtsdirektion West
	Paul, W.	Deckwerksbauweisen an Rhein, Neckar, Saar
	Paul, H. J.	Deckwerke unter ausführungstechnischen Gesichtspunkten
	Möbius	Abrollen von Geotextilien unter Wasser
	Saggau	Deichschlußmaßnahme Nordstrander Bucht
	Lastrup	Dünensicherungsmaßnahmen an der dänischen Nordseeküste
	de Groot	Allgemeine Grundlagen zur Standsicherheit des Untergrundes unter Deckwerken
	Oumeraci	Zur äußeren Beanspruchung von Deckschichten
	Richwien	Seegang und Bodenmechanik - Geotechnische Versagensmechanismen von Seedeichen
	Köhler	Messungen von Porenwasserüberdrücken im Untergrund
	Bezuijen	Wasserüberdruck bei Betonsteindeckwerken
	Sparboom	Naturmaßstäbliche Untersuchungen an einem Deckwerk im Großen Wellenkanal
	Heerten	Analogiebetrachtungen von Filtern
	Hallauer	Baustoffe für Deckwerke
	Saathoff	Prüfung an Geotextilien
	Schulz	Überblick über neue nationale und internationale Empfehlungen
67/90	Hein	Zur Korrosion von Stahlspundwänden in Wasser
	Kunz	Risikoorientierte Lastkonzeption für Schiffsstoß auf Bauwerke
	Pulina/Voigt	Untersuchungen beim Umbau und Neubau von Wehranlagen an Bundeswasserstraßen
	Zimmermann	Zur Frage zulässiger Querströmungen an Bundeswasserstraßen

67/90	Tsakiris	Kombinierte Anwendung der Dezimalklassifikation und von Titelstichwörtern zur Inhaltserschließung von Dokumenten
68/91	Knieß Alf/Theurer Schulz Ehmann Hamfler Hauß Köhler/Feddersen	Erweiterte Bundesanstalt für Wasserbau Prognose zur Entwicklung des Ladungspotentials für die Binnenschifffahrt in den neuen Bundesländern Zur Mobilisierung von Bewehrungskräften in nichtbindigen Böden Bauwerksmessungen am Beispiel des Weserwehres Temperatur- und Dehnungsmessungen während der Erhärtungsphase des Betons Verwendbarkeit von Waschbergen im Verkehrswasserbau Porenwasserdruckmessungen in Böden, Mauerwerk und Beton
69/92	Ohde Themenkreise	Nachdruck seiner Veröffentlichungen zu „Bodenmechanischen Problemen“ Bodenmechanische Kennwerte, Erddruck, Standsicherheit, Sonstige Probleme und Gesamtdarstellungen
70/93	Knieß Pulina Köhler u. a. m. Kuhl Siebert Nestmann	90 Jahre Versuchsanstalt für Wasserbau Bestimmung der zulässigen Strömungsgröße für seitliche Einleitungsbauwerke an Bundeswasserstraßen Wellenamplitudenmessungen mittels videometrischer Bildverarbeitung Die Geschiebezugabe unterhalb der Staustufe Iffezheim von 1978 - 1992 Simulation von Erosion und Deposition mit grobem Geschiebe unterhalb Iffezheim Oberrheinausbau, Unterwasser Iffezheim
71/94	Nestmann/Theobald Dietz/Nestmann	Numerisches Modell zur Steuerung und Regelung einer Staustufenkette am Beispiel von Rhein und Neckar Strömungsuntersuchungen für das Eider-Sperrwerk
72/95	Vorträge zum OHDE-Kolloquium „Praktische Probleme der Baugrunddynamik“ am 14. September 1995 Fritsche Huth Holzlhöner Schuppener Palloks/Zierach Haupt Zerrenthin/Palloks Palloks/Dietrich Huber Achilles/Hebener	Modellversuche zur Bestimmung des dynamischen Verhaltens von Fundamenten Modellierung des zyklischen Materialverhaltens von Lockergestein Einfluß des Bodens beim Schiffsstoß auf Bauwerke Eine Proberammung vor einer Stützwand mit unzureichender Standsicherheit Zum Problem der Prognose von Schwingungen und Setzungen durch Pfahlrammungen mit Vibrationsrammbären Sackungen im Boden durch Erschütterungseinwirkungen Beiträge zur Prognose von Rammerschütterungen mit Hilfe von Fallversuchen Erfahrungen mit Lockerungssprengungen für das Einbringen von Spundbohlen im Mergelgestein Ein Beitrag zur Erschütterungsausbreitung bei Zügen Untersuchungen der Erschütterungsemission für den Ausbau von Straßenbahnstrecken mit angrenzender historischer Bebauung
73/95	Westendarp Dietz	Untersuchungen und Instandsetzungsmaßnahmen an den Massivbauteilen des Eidersperrwerkes Strömungsverhältnisse, Kolkbildung und Sohlensicherung am Eider-Sperrwerk

- 73/95 Heibaum** Sanierung der Kolke am Eidersperwerk - Geotechnische Stabilität von Deckwerk und Untergrund
- 74/96 Vorträge zum BAW-Kolloquium „Flußbauliche Untersuchungen zur Stabilisierung der Erosionsstrecke der Elbe“ am 9. März 1995**
- Faist** Langfristige Wasserspiegelsenkungen und Grundsätze der Strombaumaßnahmen in der Erosionsstrecke der Elbe
- Glazik** Flußmorphologische Bewertung der Erosionsstrecke der Elbe unterhalb von Mühlberg
- Faulhaber Schmidt** Flußbauliche Analyse und Bewertung der Erosionsstrecke der Elbe Ergebnisse neuerer Untersuchungen zu Gewässersohle und Feststofftransport in der Erosionsstrecke
- Alexy** Hydronumerische Untersuchungen zur Felsabgrabung und zum Einbau von Grundswellen in der Elbe bei Torgau
- Fuehrer Schoßig** Untersuchungen der Einsinktiefe von Bergfahrern im Stromabschnitt Torgau Sohlenstabilisierung der Elbe km 154,62 - 155,70 im Bereich der Torgauer Brücken – praktische Durchführung -
- Kühne** Sohleninstandsetzung im Stromabschnitt Klöden (El-km 188,8 - km 192,2)
- 75/97 Abromeit** Ermittlung technisch gleichwertiger Deckwerke an Wasserstraßen und im Küstenbereich in Abhängigkeit von der Trockenrohddichte der verwendeten Wasserbausteine
- Alberts/Heeling** Wanddickenmessungen an korrodierten Stahlspundwänden - Statistische Datenauswertung zur Abschätzung der maximalen Abrostung -
- Köhler** Porenwasserdruckausbreitung im Boden, Messverfahren und Berechnungsansätze
- 76/97 Vorträge zum BAW-Kolloquium zur Verabschiedung von LBDiR a. D. Prof. Dr.-Ing. Schulz und zur Amtseinführung von LBDiR Dr.-Ing. B. Schuppener am 18. Oktober 1996**
- Krause Schwieger** Ansprache anlässlich der Verabschiedung von Prof. Dr.-Ing. Schulz Monitoringsystem zur Überwachung der Fugendichtigkeit an der Schleuse Uelzen
- Köhler** Boden und Wasser - Druck und Strömung
- Armbruster-Veneti** Leckageortung an Bauwerken der WSV mittels thermischer Messungen
- Schulz** Rückblick auf 23 Jahre Geotechnik in der BAW
- Schuppener** Gedanken zu den zukünftigen Aufgaben der Geotechnik in der BAW
- 77/98 Armbruster-Veneti et al. Fuehrer** Das Schawan-Wehr in Karelien - Zustand und Lebensdauer Untersuchungen zur hydraulischen Beanspruchung der Wasserstraßen durch die Schifffahrt
- Jurisch** Untersuchung der Genauigkeiten von Tachymeter- und DGPS-Ortungen zur Ermittlung hydraulischer und hydrologischer Daten in Flüssen
- Lasar/Voigt** Gestaltung des Allerentlastungsbauwerkes I am MLK
- 78/98 50 Jahre Bundesanstalt für Wasserbau**
- 79/98 Vorträge zum gemeinsamen Kolloquium von BAW und BfG „Eisbildung und Eisauflauf auf Binnenwasserstraßen“ am 26. Mai 1998**
- Heinz Barjenbruch** Konzeptionelle Überlegungen zur Nutzung der Wasserstraßen bei Eis Wärmehaushalt von Kanälen

79/98	<p>Klüssendorf-Mediger Brydda</p> <p>Busch</p> <p>Voß</p> <p>Rupp</p> <p>Kaschubowski</p> <p>Sachs</p> <p>Alexy</p> <p>Alexy</p>	<p>Prognose von Eiserscheinungen auf ostdeutschen Wasserstraßen Chancen eines garantierten Ganzjahresverkehrs auf mitteleuropäischen Kanälen</p> <p>Eissituation an den Wasserstraßen der WSD Süd</p> <p>Eisbildung und Eisauflauf auf den Binnenwasserstraßen der WSD Ost</p> <p>Eisbrechende Fahrzeuge und deren Einsatzmöglichkeiten bei Eisbedeckung</p> <p>Eisfreihaltung mit Luftsprudelanlagen</p> <p>Tauchmotorpropellerpumpen zur Eisfreihaltung von Stemmtoren</p> <p>Eisdruck auf Kanalbrücken</p> <p>Optimierung der Eisabführung an Brücken</p>
80/99	<p>Vorträge zum BAW-Kolloquium „Donauausbau Straubing-Vilshofen / vertiefte Untersuchungen“ am 14. Oktober 1999</p> <p>Kirchdörfer</p> <p>Hochschopf</p> <p>Jurisch/Orlovius Strobl</p> <p>Zöllner</p> <p>Neuner</p> <p>Nestmann Kellermann</p> <p>Söhngen Roßbach/Kaupfert</p>	<p>Donauausbau Straubing - Vilshofen - vertiefte Untersuchungen - Ziele, Varianten, Organisationsstruktur</p> <p>Donauausbau Straubing - Vilshofen - vertiefte Untersuchungen - Baumaßnahmen Naturversuch Sohlendeckwerk</p> <p>Durchführung und Rohdatenauswertung</p> <p>Steinschlaguntersuchungen zur Ermittlung vertikaler Sicherheitsabstände in der Schifffahrt</p> <p>Fahrdynamische Untersuchungen der Versuchsanstalt für Binnenschiffbau e. V., Duisburg, zum Donauausbau Straubing - Vilshofen</p> <p>Untersuchungen zu den horizontalen Sicherheitsabständen in einem mit Buhnen geregelten Flussabschnitt</p> <p>Luftmodelluntersuchungen zu Kolkverbaumaßnahmen</p> <p>Donauausbau Straubing - Vilshofen - vertiefte Untersuchungen - 1D-Modellverfahren - Modelltechnik, 3D-Untersuchungen, Buhnen, flussmorphologische Änderungen</p> <p>Fahrdynamische Modelluntersuchungen</p> <p>Physikalischer Modellversuch Isarmündung</p>
81/00	<p>Dienststelle Ilmenau</p> <p>Beuke</p> <p>Siebels</p> <p>KSP Engel und Zimmermann Architekten</p> <p>Siebels</p> <p>Paul</p> <p>Bruns</p> <p>Bruns</p> <p>Fleischer</p> <p>Palloks</p> <p>Palloks</p>	<p>Festvortrag - Bauinformatik als Verbundstelle zwischen Bauingenieurwesen und Informatik</p> <p>Wie kam es zum Standort Ilmenau</p> <p>Neubau der Dienststelle der Bundesanstalt für Wasserbau in Ilmenau</p> <p>Kunstwettbewerb für den Neubau der Dienststelle der Bundesanstalt für Wasserbau in Ilmenau</p> <p>Erwartungen der WSV an die BAW-Dienststelle in Ilmenau</p> <p>Informations- und Kommunikationstechnik - Perspektiven und Visionen - Zur Geschichte der Datenverarbeitung in der BAW</p> <p>Zur Begutachtung der Standsicherheit alter, massiver Verkehrswasserbauten</p> <p>Die Entwicklung der Aufgaben des Referats Baugrunddynamik (BD)</p> <p>Bericht über das BAW - Kolloquium „Setzungen durch Bodenschwingungen“ in der Außenstelle Berlin am 29. September 1999</p>

82/00	<p>Oebius</p> <p>Zöllner</p> <p>Rieck/Abdel-Maksoud/ Hellwig</p> <p>Fuehrer/Pagel</p> <p>Willamowski</p> <p>Söhngen/Heer</p> <p>Abromeit</p> <p>Alexy</p> <p>Faulhaber</p> <p>Hentschel/Kauther</p> <p>Gladkow/Söhngen</p> <p>Glazik</p>	<p>Charakterisierung der Einflussgrößen Schiffsumströmung und Propellerstrahl auf die Wasserstraßen</p> <p>Schiffbauliche Maßnahmen zur Reduzierung der Sohlbeanspruchung</p> <p>Numerische Berechnung der induzierten Geschwindigkeiten eines Binnenschiffes im Flussbett bei Bergfahrt</p> <p>Formparameter- und Tiefgangseinflüsse auf die erreichbare Schiffsgeschwindigkeit und schiffsinduzierte Sohlströmung im allseitig begrenzten Fahrwasser – Ergebnisse der 3D-Modellierung der Schiffsumströmung nach FANKAN</p> <p>Anwendung hydraulischer und fahrdynamischer Bewertungskriterien zur Beurteilung der Befahrbarkeit von Flüssen am Beispiel der Unteren Saale</p> <p>Einfluss des mittleren Rückströmungsfeldes auf den Geschiebetransport am Beispiel des Rheins bei Westhoven</p> <p>Deckwerksschäden durch Verockerung des geotextilen Filters und Sanierungsmethode</p> <p>Ermittlung der Kolk-tiefen und der erforderlichen Sohlenbefestigung im Bereich einer Brückenbaustelle in der Elbe</p> <p>Veränderung von hydraulischen Parametern der Elbe in den letzten 100 Jahren</p> <p>Hochgeschwindigkeitsvideokamera im wasserbaulichen und geotechnischen Versuchswesen</p> <p>Modellierung des Geschiebetransports mit unterschiedlicher Korngröße in Flüssen</p> <p>Historische Entwicklung des wasserbaulichen Modellversuchswesens in den Versuchsanstalten Berlin-Karlshorst und Potsdam</p>
83/01	<p>Aster</p> <p>Hermening</p> <p>Kunz/Bödefeld</p> <p>Westendarp</p> <p>Strobl/Wildner</p> <p>Meinhold</p> <p>Binder</p> <p>Beuke</p>	<p>Vorträge zum BAW-Kolloquium „Instandhaltung der Wasserbauwerke - eine Kernaufgabe der WSV?“, Abschiedskolloquium für Herrn LBDir R. Wagner am 22. März 2001</p> <p>Bauwerksinstandsetzung und Kernaufgaben - Ein Widerspruch?</p> <p>Anforderungen der WSV an die BAW bezüglich der Beratung bei der Instandhaltung der Anlagen</p> <p>Von der Bauwerksinspektion zum Bauwerksmanagement</p> <p>Betoninstandsetzung - Neue Anforderungen und Entwicklungen</p> <p>Injektion mit hydraulischem Bindemittel im porösen Massenbeton</p> <p>Instandsetzungsmöglichkeiten und -grenzen für Stahlwasserbauten</p> <p>Arbeits- und Umweltschutz bei Korrosionsschutzarbeiten</p> <p>Gestalterische Aspekte bei der Modernisierung der Schleuse Woltersdorf</p>
84/02	<p>Butow</p> <p>Armbruster</p> <p>Kljujew</p> <p>Ogarjow/Koblew</p> <p>Radionow</p>	<p>10 Jahre deutsch-russische Kooperation im Bereich der Binnenwasserstraßen 1991-2001, Vorträge aus Symposien 9. September 2001 in Sankt Petersburg und 11. Dezember 2001 in Karlsruhe (in deutscher und russischer Sprache)</p> <p>Zusammenarbeit der Sankt-Petersburger Staatlichen Universität für Wasserkommunikationen mit der Bundesanstalt für Wasserbau</p> <p>Ausgewählte Aspekte der Zusammenarbeit auf dem Gebiet der Geotechnik</p> <p>Deformationen der Schleusen-kammerwände an der Wolga-Ostsee-Wasserstraße</p> <p>Zustand und Entwicklungsperspektiven der Kaspischer-Schwarzmeer-Wasserstraße</p> <p>Rekonstruktion des Moskau-Kanals</p>

- 84/02**
- Bödefeld** Auswertung der Bauwerksinspektion
Dettmann/Zentgraf Pegelabhängige Fahrspurberechnung in fließenden Gewässern
Kemnitz Modellierung des Geschiebetransports in Flüssen
Kemnitz Untersuchung von Schleusenfüllsystemen am Beispiel der neuen Hafenschleuse Magdeburg
Lausen Numerische 3D-Simulation der Moselstaustufe Lehmen
Odenwald Prüfung und Beurteilung der Baugrubenabdichtung für den Schleusenneubau Uelzen II im Elbe-Seitenkanal
Paul Donauausbau Straubing - Vilshofen
Stenglein Unterhaltungskonzept für den freifließenden Rhein
- 85/02**
- Oberflächendichtungen an Sohle und Böschung von Wasserstraßen**
Empfehlungen zur Anwendung von Oberflächendichtungen an Sohle und Böschung von Wasserstraßen
Kolke an Gründungen / Scour of Foundations - Workshop 5 der XV. Internationalen Tagung über Bodenmechanik und Geotechnik in Istanbul im August 2001 (in deutscher und englischer Sprache)
- Annandale et al.** Fallstudien zur Kolkbildung / Scour Case Studies
Heibaum Geotechnische Aspekte von Kolkentwicklung und Kolkenschutz / Geotechnical Parameters of Scouring and Scour Countermeasures
Richardson et al. Praktische Berechnungen zu Kolken an Brücken in den USA / United States Practice for Bridge Scour Analysis
- Schiffbautechnisches Kolloquium der Bundesanstalt für Wasserbau am 24./25. April 2002**
- Bielke** Funktionale Leistungsbeschreibung bei der Ausschreibung von Wasserfahrzeugen
Dobinsky/Sosna Einsatz dieselelektrischer Schiffsantriebe
Lenkeit/Stryi Modernisierung der Fähren entlang des NOK
Stumpe Verlängerung MzS MELLUM
Garber Entwicklung eines Sandhobels
Claußen Entwicklung und Einsatz von flachgehenden Aufsichts- und Arbeitsschiffen (Typ Spatz)
Kühnlein Modellversuchswesen im Schiffbau
Germer Antifouling (TBT-Alternativen)
Christiansen Umweltverträgliche Schmierstoffe und Hydrauliköle
Hoffmann Fächerlot- und Sonarsysteme
Preuß Einsatz von AIS/VDR an Bord
- 86/03**
- Themenschwerpunkt: Wasserbau im Küstenbereich**
- Jürges/Winkel** Ein Beitrag zur Tidedynamik der Unterems
Lang Ein Beitrag zur Tidedynamik der Innenjade und des Jadebusens
Schüttrumpf/Kahlfeld Hydraulische Wirkungsweise des JadeWeserPorts
Schubert/Rahlf Hydrodynamik des Weserästuars
Boehlich Tidedynamik der Elbe
Seiß/Plüß Tideverhältnisse in der Deutschen Bucht
Winkel Das morphologische System des Warnow-Ästuars
Rudolph Sturmfluten in den deutschen Ästuaren
Liebethuth/Eißfeldt Untersuchungen zur Nautischen Sohle
Uliczka/Kondziella Dynamisches Fahrverhalten extrem großer Containerschiffe unter Flachwasserbedingungen

86/03	Bielke/Siebeneicher Heyer Lang Weilbeer Malcherek Vierfuss	Entwicklung, Planung und Neubau von Wasserfahrzeugen Zur Bedeutung mathematischer Modelle im Küstenwasserbau Analyse von HN-Modell-Ergebnissen im Tidegebiet Zur dreidimensionalen Simulation von Strömungs- und Transportprozessen in Ästuaren Vom Sohlevolutions- zum vollständigen Morphologiemodell: Eine Road Map zur SediMorph-Entwicklung Seegangmodellierung in der BAW
87/04	Grundlagen zur Bemessung von Böschungs- und Sohlensicherungen an Binnenwasserstraßen	
88/05	Principles for the Design of Bank and Bottom Protection for Inland Waterways (Englische Fassung des Mitteilungsblatts Nr. 87/2004)	
89/06	Massive Wasserbauwerke nach neuer Norm Kunz Westendarp Allers/Maier/Fleischer Bödefeld Becker Lünsmann/Linse; Bödefeld Westendarp Literatur	Bemessungsphilosophie für massive Wasserbauwerke Expositionsklassen von Wasserbauwerken Vergleichende Beispielrechnung Schleuse Sülfeld Bemessungsbeispiel Schleuse Hohenwarthe Bemessungsbeispiel für einen Durchlass (Stever-Durchlass) nach neuem Regelwerk Bemessungsbeispiel Wehranlage Raffelberg Hinweise zu Beton und Betonausführung bei Wasserbauwerken
90/07	Wasserbauliches Versuchswesen Grimm/Kemnitz/ Seiter/Sengstock/Voigt Hentschel Faulhaber Maas/Mulsow/Putze Weitbrecht/Muste/ Creutin/Jirka Henning/Sahrhage/ Hentschel Hentschel Ettmer Wenka/Köhler Söhngen/Dettmann/ Neuner	Entwicklungsstand der physikalischen Modelluntersuchung von Schleusen und Wehren Hydraulische Flussmodelle mit beweglicher Sohle Neue Methoden der aerodynamischen Modellierung flussbaulicher Fragestellungen Verfahren der optischen Triangulation zur räumlich-zeitlich aufgelösten Bestimmung von Wasserspiegelhöhen in hydraulischen Modellen Geschwindigkeitsmessungen mit Particle-Image-Velocimetry: Labor- und Feldmessungen 3D-PTV – Ein System zur optischen Vermessung von Wasserspiegellagen und Fließgeschwindigkeiten in physikalischen Modellen Ein Finite-Differenzen-Verfahren zur Strömungsanalyse Physikalische Modellierung von Kolkprozessen Simultane Druck- und 3D-Geschwindigkeitsmessungen im Porenraum einer Kiessohle Modelluntersuchungen zur Ermittlung der erforderlichen horizontalen Sicherheitsabstände von Binnenschiffen zu Uferböschungen
91/07	Einsatz von Schlauchwehren an Bundeswasserstraßen Gebhardt Gabrys	Stand der Schlauchwehrtechnik, Anwendungsbeispiele und Betriebserfahrungen Bemessung und Konstruktion der Verankerungen von Schlauchwehren

91/07	Maisner	Werkstoffe für Schlauchmembrane
	Gebhardt/Kemnitz	Hydraulische Bemessung von Schlauchwehren
	Meine	Bundeswasserstraße Aller – Schlauchverschlüsse für das Allerwehr Marklendorf; Bau- und Funktionsbeschreibung, erste Erfahrungen
	Reuter	Ersatzneubau Wehr Bahnitz – Varianten, Planung und Bau eines Schlauchwehres
	Kamuf	Untersuchungen zur Beschädigung durch Vandalismus
92/10	Gebhardt/Stamm	Analyse von Schadensfällen an bestehenden Schlauchwehranlagen
	Poligot-Pitsch/Moreira	The French Experiment of an Inflatable Weir with Steel Gates
	Bödefeld	Rissmechanik in dicken Stahlbetonbauteilen bei abfließender Hydrationswärme

BAWMitteilungen: ISSN 2190-9199

93/11	Bautechnische und geotechnische Aspekte beim Schleusenbau	
	Reschke	Instandsetzung unter Betrieb mit einem schnell erhärtenden Spritzbeton - Probemaßnahme Schleuse Feudenheim
	Meinhold	Kollisionsbeanspruchungen im Stahlwasserbau – Untersuchungen zum Schiffsstoß auf Schleusentore und abzuleitende Maßnahmen
	Steffens/Anna/Enders	Schleusen-Stemmtore in faserverstärkter Kunststoff-Bauweise
	Bödefeld/Reschke	Verwendung von Beton mit rezyklierten Gesteinskörnungen bei Verkehrswasserbauten
94/11	Herten/Saathoff	Geotechnische Aspekte bei der Planung und beim Bau der neuen Schleuse Bolzum am Stichkanal Hildesheim
	Montenegro/Hekel	Wasserhaltung für die Baugrube der neuen Schleuse in Bolzum – Anwendung der Beobachtungsmethode in einem Kluftgrundwasserleiter
	Geohydraulische Aspekte bei Bauwerken der WSV	
94/11	Odenwald	Vom Schadensfall am Elbe-Seitenkanal zum Merkblatt Standsicherheit von Dämmen an Bundeswasserstraßen
	Schuppener	Das Normen-Handbuch zu Eurocode 7 und DIN 1054:2011 – Grundlagen von Dämmen an Bundeswasserstraßen
94/11	Odenwald	Neuerungen im Merkblatt Standsicherheit von Dämmen an Bundeswasserstraßen (MSD), Ausgabe 2011
	Laursen	Nachweis gegen Fugenerosion gemäß dem Merkblatt „Standsicherheit von Dämmen an Bundeswasserstraßen“
94/11	Odenwald	Numerische Berechnung der Dammdurchströmung
	Ratz/Odenwald	Dränagen zur Erhöhung der Standsicherheit von Bauwerken in Kanaldämmen
94/11	Fuchs	Dränagen unter der Asphaltabdichtung des Main-Donau-Kanals
	Laursen/Odenwald	Grundwassermessungen an der Mainschleuse Eddersheim
94/11	Nuber/Lensing	Untersuchung der Trockenlegung der Schleusen Kummersdorf und Neue Mühle
	Lensing/Laier	Grundsätze für eine Grundwasserbeweissicherung von Baumaßnahmen der WSV

95/12	„Johann-Ohde-Kolloquium“, Karlsruhe, 7./8. Mai 2012	
	Heinzelmann	Begrüßung und Einführung
	Kayser	Dimensionierung von Ufersicherungen mit Deckwerken unter Beachtung der Belastungsintensität
	Fleischer/Eisenmann	Möglichkeiten und Grenzen pflanzlicher Ufersicherungen an Wasserstraßen
	Mittelbach/Pohl	Böschungsdeckwerke unter Wellenbelastung
	Zerrenthin	Erschütterungen und Setzungen bei Rammarbeiten
	Wegener/Herle	Ermittlung von Scherdehnungen durch Schwingungsmessungen und numerische Berechnungen
	Mittelbach/Konietzky/ Baumgarten	Ultraschallmessungen bei Triaxialversuchen – Laborversuche und numerische Simulation
	Nitzsche/Herle	Vergleich von gemessenen und numerisch nachgerechneten Verformungen bei spannungspfadgesteuerten Triaxialversuchen
	Nacke/Hleibieh/Herle	Mechanisches Verhalten von Rüttelstopfsäulen in weichen Böden
	Baumbach	Ergebnisse axial-zyklischer Belastungsversuche unter Schwell- und Wechsellasten an Mikropfählen in Ton
	Bergholz/Herten	Proberammungen und Probelastungen von Spundwänden am DEK-Nord
	Hekel/Odenwald	Bohrlochversuche zur Bestimmung der Gebirgsdurchlässigkeit von Fels
	Schober/Odenwald	Der Einfluss eines Auflastfilters auf die Bruchmechanik beim hydraulischen Grundbruch
96/12	Automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung	
	Schmitt-Heiderich	Motivation zum FuE-Vorhaben „Optimierungsverfahren für die Parametrisierung von Reglern der automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)“
	Hörter	Anforderungen der Wasser- und Schifffahrtsverwaltung an die automatisierte Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)
	Arnold/Schmitt-Heiderich/ Sawodny	Parametrisierung von Reglern zur automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung (ASR) – Stand von Wissenschaft und Technik
	Schmitt-Heiderich/ Gebhardt/Wohlfart	Der Einfluss der Stellorgane auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)
	Schmitt-Heiderich/ Gebhardt	Der Einfluss der Regelstrecke Stauhaltung auf die Abfluss- und Stauzielregelung (ASR)
	Gebhardt/Schmitt- Heiderich/Zhang	Einfluss von Messgrößen auf die Regelgüte und Möglichkeiten zur Filterung relevanter Informationen
	Wohlfart/Gebhardt	Automatisierung der Abfluss- und Stauzielregelung durch Model-Based Design und automatische Codegenerierung
	Schmitt-Heiderich/ Belzner	Verfahren zur Parametrisierung von PI-Reglern einer automatisierten Abfluss- und Stauzielregelung
	Gebhardt/Wohlfart	Die automatische Regelung einer Stauhaltungskette – Von den Voruntersuchungen bis zur Inbetriebnahme der automatisierten Modelstaustrufen

