

**Fortschreibung des Standes  
von Wissenschaft und  
Technik bei der Durch-  
führung und Bewertung  
von Störfallanalysen und  
der Verwendung von  
Analysesimulatoren**

## **Fortschreibung des Standes von Wissenschaft und Technik bei der Durch- führung und Bewertung von Störfallanalysen und der Verwendung von Analysesimulatoren**

Simone Palazzo  
Winfried Pointner  
Stefan Wenzel  
Alejandra Cuesta Morales  
Yann Périn

März 2020

### **Anmerkung:**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMU) unter dem Kennzeichen 4717R01334 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung des Auftragnehmers wieder und muss nicht mit der Meinung des Auftraggebers übereinstimmen.

**Hinweis:**

Teile der experimentellen bzw. anlagenspezifischen Daten, die im Vorhaben 4717R01334 verwendet wurden, sind restriktiv und dürfen daher nicht im Rahmen dieses Berichts veröffentlicht werden.

**Deskriptoren**

Analysesimulatoren, ATHLET/ATLAS, Deborierung, DWR, Lastwechsel, Leistungsdichtebegrenzung, QUABOX/CUBBOX, Reflux-Condenser-Betrieb, Scoop-Modell, SWR, Turbinenmodell

## Kurzfassung

Im Rahmen dieses Eigenforschungsvorhabens werden methodische Voraussetzungen zur Erweiterung bzw. Verbesserung und Qualifizierung der Datenbasen der SWR- und DWR-Referenzanlage weiterentwickelt, mit dem Ziel Störfallanalysen zu aktuellen Fragestellungen kurzfristig durchführen zu können und wissenschaftlich-technische Fragen auf dem Gebiet des Reaktor- und Anlagenverhaltens zu klären.

Die Arbeiten gliedern sich in vier Themenschwerpunkte (AP):

- AP 4.1: Weiterentwicklung des Wasser-/Dampfkreislaufs durch Implementierung eines thermohydraulischen Turbinen- und Kondensator-Modells für den SWR-Analysesimulator.
- AP 4.2: Entwicklung dreidimensionaler thermohydraulischer Strukturen für Dampferzeuger-Eintritt und -Austritt und der heißen Stränge im Primärkreislauf für den GKN-II-Analysesimulator.
- AP 4.3: Erweiterung des Analysespektrums eines DWR-Analysesimulators: Implementierung der Leistungsdichtebegrenzung (PEAK-RELEB) für den KBR-Analysesimulator.
- AP 4.5: Analyse der thermohydraulischen Effekte im Kern bei Lastwechsel unter Verwendung der gekoppelten Analyseverfahren.

Zielsetzung des AP 4.1 ist die Verbesserung der Analysefähigkeit im Fall von Fehlfunktionen im Wasser-/Dampf-Kreislauf eines Siedewasserreaktors, die zu einer ungeplanten Temperatur und/oder Druckänderung im Reaktorkühlsystem führen. Durch eine detailliertere Abbildung des Wasser-/Dampf-Kreislaufs für einen SWR ergibt sich eine bessere Betrachtung der Auswirkungen der thermohydraulischen und neutronenphysikalischen Phänomene, die relevant für die Bewertung des Anlageverhaltens infolge der Veränderung der Wärmeabfuhr sind. Ein thermohydraulisches Turbinen- und Kondensatormodell wurde erstellt und nach Plausibilität anhand der verfügbaren Anlagedokumentation geprüft. Die Implementierung des entwickelten Modells im KRB-II-Datensatz erfolgte nach der gezielten Anpassung einzelner GCSM-Modelle. Um die Fähigkeit des neuen thermohydraulischen Turbinen- und Kondensatormodells bei der Berechnung unterschiedlicher Anlagezustände prüfen zu können, wurden Testrechnungen durchgeführt. Die Simulationsergebnisse wurden gegenüber den Werten an verschiedenen Stellen im Wasserdampf-Kreislauf aus den Wärmeschaltplänen verglichen und zeigten eine

gute Übereinstimmung für die verschiedene Leistungen. Zum Verifizierungszweck des neuen thermohydraulischen Turbinen- und Kondensatormodells wurden mit dem SWR-Analysesimulator zwei Simulationen (Fehlfunktion im Wasser-Dampf-Kreislauf) durchgeführt. Eine Prüfung der Ergebnisse erfolgte qualitativ anhand der Störfallablaufbeschreibung in /KRB 07a/. Beide Rechnungen lieferten nachvollziehbare Ergebnisse. Eine weitere Qualifizierung des thermohydraulischen Modells anhand von transientenspezifischen Anlagedaten wird empfohlen. Die detaillierte thermohydraulische Abbildung des Wasser/Dampf-Kreislaufs hat zu einer Verbesserung der Analyse des Anlagenverhaltens bei Fehlfunktionen der betrieblichen Systeme im SWR beigetragen.

Zielsetzung des AP 4.2 ist eine Erweiterung der in dem Konvoi DWR-Analysesimulator implementierten Modellierung des Dampferzeuger-Eintritts- und Austrittsplenums auf drei U-Rohrgruppen und der heißen Stränge des Primärkreislaufs auf eine Nachbildung mit mehreren parallelen Thermofluid-Kanälen. Dadurch ergibt sich die Möglichkeit, den Einfluss von Zirkulationsströmungen in der Nachkühlungsphase zu betrachten bzw. den Reflex-Condenser-Betrieb (Rückflusskondensationsbetrieb) detaillierter zu simulieren. Der Reflex-Condenser-Betrieb führt im Fall von KMV-Störfällen zu einer Verminderung der Bor-Konzentration im Kernbereich und beeinflusst die Sicherstellung der Unterkritikalität im Kern. Ein verfeinertes Modell des Dampferzeuger-Eintritts- und Austrittsplenums und der heißen Stränge des Primärkreislaufs wurde mit ATHLET für den GKN-II-Analysesimulator anhand der verfügbaren Anlagedokumentation erstellt. Die Implementierung des neuen Modells im Analysesimulator-Datensatz erfolgte nach der Durchführung diverser Testrechnungen im stationären Betrieb zur Optimierung der thermohydraulischen Parameter (z. B. Druckverlustbeiwerte, Austausch-Querschnitte zwischen den Kontrollvolumen) sowie zur Qualitäts- und Plausibilitätsprüfung. Aufgrund der Komplexität der thermohydraulischen Phänomene, die beim Naturumlauf infolge eines Kühlmittelverluststörfalles eintreten (Ausbildung von Zirkulationsströmungen zwischen den U-Rohren und den heißen Strängen bis zum RDB-oberen Plenum sowie das Auftreten von Wasseraufstau in den U-Rohren – CCFL Counter Current Flow Limitation), zeigte sich eine qualitative Prüfung des neuen implementierten thermohydraulischen Modells anhand von Vergleichsrechnungen mit experimentellen Ergebnissen als notwendig. Für die vorgeschlagene Qualitätsprüfung wurden die Ergebnisse aus der Versuchsserie PKL-III E und F herangezogen, die die sicherheitstechnische Bedeutung von Borverdünnungsphänomenen nach einem KMV-Störfall bei einem kleinen Leck als Ziel hatten. Die Ergebnisse der Rechnungen für die qualitative Prüfung des neuen implementierten thermohydraulischen Modells haben gezeigt, dass die feinere Modellierung der heißen Stränge und der Dampferzeugerein- und -austrittsplenums zu einer verbesserten Vorvermischung im

Dampferzeuger geführt hat und somit näher an die in PKL gemessenen Werte herankommt und mit der berechneten Temperaturschichtung im heißen Strang bei Naturumlauf bessere Randbedingungen für die Bestimmung des Bruchmassenstroms bereitgestellt wird. Eine verfeinerte Modellierung (quasi 3D-Ansatz) zeigt allerdings im Zusammenspiel mit makroskopischen Modellen (Scoop, T-Modell, etc.) Schwächen, da diese auf der Basis von globalen Parametern entwickelt wurden. Für eine breitere Verwendung dieses Modellansatzes wäre verstärkt die Anwendbarkeit in Verbindung mit noch verbliebenen makroskopischen Modellen zu prüfen.

Hauptziel des AP 4.3 ist die Implementierung der Begrenzung der Leistungsdichte (PEAK-RELEB) im DWR-Analysesimulator, die zur Überwachung und Begrenzung sowohl der integralen als auch der lokalen Reaktorleistung dient. Die Nachbildung der vorhergenannten Begrenzungssignale dient zur Verbesserung der Analysemöglichkeit bei Betriebsstörungen, in welcher die lokale Leistungsdichte an beliebiger Stelle im Reaktorkern zu hoch wird. Mit der Modellierung des Leistungsdichte-Begrenzungssystems ergibt sich eine Erhöhung des Detaillierungsgrads des thermohydraulischen Anlagenverhaltens im Fall einer Reaktivitätstransiente wie Unterkühlungstransienten, Lastwechsel und Leistungsexkursionen durch z. B. den Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe. Ein GCSM-basiertes Modell für die Berücksichtigung der LV-Regelung und Begrenzung wurde anhand der anlagenspezifischen Werte für die existierende gekoppelte Version ATHLET-QUABOX/CUBBOX des Vorkonvoi-Analysesimulators KBR entwickelt. Die Anwendung der gekoppelten Version mit dem 3D-Neutronenkinetikmodell bietet die Möglichkeit, die Analyseanforderung an die Genauigkeit der Berechnung von lokalen Leistungsspitzen zu erfüllen. Zur Ermittlung der von ATHLET- QUABOX/CUBBOX berechneten Leistungsverteilung war eine Erweiterung der Kopplungsschnittstelle zwischen ATHLET und QUABOX/CUBBOX erforderlich:

- Seitens ATHLET wurde eine zusätzliche Prozessvariable (Variable „LHGR“) erzeugt.
- Seitens QUABOX/CUBBOX wurde die Kopplungsschnittstelle mit ATHLET so erweitert, dass die vom Neutronenkinetik-Code berechneten Werte des lokalen Neutronenflusses an ATHLET via Prozessvariable „LHGR“ weitergegeben werden können.

Ferner wurden unter Verwendung vom Kernsimulator der GRS KMacs /ZIL 18/ neue Zyklusrechnungen für die Bestimmung unterschiedlicher Kernzustände durchgeführt (BOL, BOC, MOC und EOC). Für die Qualifikation der gekoppelten ATHLET-

QUABOX/CUBBOX Version des KBR-Datensatzes nach der Implementierung der LV-Regelung bzw. PEAK-RELEB Signalen wurde das Ereignis „Lastabwurf auf Eigenbedarf im Streckbetrieb“ vom 25.04.98 /KWU 99/ nachgerechnet. Ein qualitativer Vergleich mit den Ergebnissen der Rechnung unter Verwendung des Punktkinetik-Modells zeigte einen ähnlichen Verlauf der wesentlichen Anlagengrößen. Die neue Modellierung hat zu einer Erweiterung der Fähigkeit der gekoppelten Analyseverfahren (ATHLET-QUABOX/CUBBOX) bei der simulativen Untersuchung des Anlagenverhaltens bei Reaktivitätstransienten beigetragen.

Hauptziel des AP 4.5 ist die Erweiterung des Analysespektrums von Analysesimulatoren durch die Weiterentwicklung des thermohydraulischen Modells von Brennstab-Hüllrohren für die Berücksichtigung des Einflusses einer erhöhten Oxidschichtdicke auf die Wärmeübertragung auf Brennelementebene. Das Modell des oberen Brennelement-Plenums wurde verfeinert und eine Reihe von Simulationen (Lastrampe) mit dem GRS-Code ATHLET gekoppelt mit dem 3D-Neutronkinetik-Code QUABOX/CUBBOX durchgeführt. Ziel war es, die radiale und axiale Temperaturverteilung im Hüllrohr sowohl für den Nennbetrieb als auch während des Lastwechsels in Abhängigkeit des Leistungsgradienten, der erreichten End-Reaktorleistung, der Wärmeleitfähigkeit der Oxidschicht und der Oxidschichtdicke zu berechnen. Für die angenommenen Randbedingungen wurden folgenden Resultate ermittelt:

- Der maximale axiale Temperaturgradient zwischen aktiver Länge und oberem BE-Plenum liegt bei Vollast vor und variiert über eine Länge von 3 cm im Bereich [16 – 48 K].
- Die Temperaturen der äußeren Brennstabhüllrohrschicht in allen Knoten im oberen BE-Plenum liegen im Bereich der in den benachbarten Volumina berechneten Kühlmittel-Temperatur (Variation von ca. 1 K).
- Eine Variation des Leistungsgradienten [17 – 45 MW/min] hat geringen Einfluss sowohl auf die radiale wie auf die axiale Temperaturverteilung im Hüllrohr (1 – 2 K).
- Der radiale Temperaturgradient über das Hüllrohr wird von verschiedenen Wärmeleitfähigkeiten der Oxidschicht nicht beeinflusst.
- In den oberen Knoten der aktiven Zone und darüber wurde Kondensation beobachtet, deren Höhe von der absoluten Leistung abhängt.

# Inhaltsverzeichnis

	<b>Kurzfassung</b> .....	<b>I</b>
<b>1</b>	<b>Zielsetzung</b> .....	<b>1</b>
1.1	Weiterentwicklung des Wasser-/Dampfkreislaufs durch Implementierung eines thermohydraulischen Turbinen- und Kondensator-Modells für den SWR-Analysesimulator (AP 4.1).....	2
1.2	Entwicklung dreidimensionaler thermohydraulischer Strukturen für Dampferzeuger-Eintritt und -Austritt und der heißen Stränge im Primärkreislauf für den GKN-II-Analysesimulator (AP 4.2).....	3
1.3	Erweiterung des Analysespektrums eines DWR-Analysesimulators: Implementierung der Leistungsdichtebegrenzung (PEAK-RELEB) für den KBR-Analysesimulator (AP 4.3).....	4
1.4	Analyse der thermohydraulischen Effekte im Kern bei Lastwechsel unter Verwendung der gekoppelten Analyseverfahren (AP 4.5).....	6
<b>2</b>	<b>Ergebnisse des Arbeitsprogramms</b> .....	<b>9</b>
2.1	Weiterentwicklung des Wasser-/Dampfkreislaufs durch Implementierung eines thermohydraulischen Turbinen- und Kondensator-Modells für den SWR-Analysesimulator (AP 4.1).....	9
2.1.1	Erfassung der anlagenspezifischen Daten für die Erstellung des Turbinen- und Kondensatormodells .....	9
2.1.2	Erstellung des thermohydraulischen Modells in ATHLET.....	11
2.1.3	Prüfung des thermohydraulischen Modells mit einer ATHLET Stand- Alone Rechnung .....	15
2.1.4	Implementierung des thermohydraulischen Modells in den Eingabedatensatz des KRB-II Analysesimulators .....	21
2.1.5	Anwendung des neuen thermohydraulischen Turbinen- und Kondensatormodells anhand der Simulation einer Transiente .....	39
2.2	Entwicklung dreidimensionaler thermohydraulischer Strukturen für Dampferzeuger-Eintritt und -Austritt und der heißen Stränge im Primärkreislauf für den GKN-II-Analysesimulator (AP 4.2).....	48
2.2.1	Erfassung der anlagenspezifischen Daten.....	48

2.2.2	Erstellung des thermohydraulischen Modells in ATHLET.....	48
2.2.3	Implementierung und Anwendung des verfeinerten Modells im GKN-II-Analysesimulator .....	51
2.2.4	Prüfung des verfeinerten Modells anhand von Störfallsimulationen .....	57
2.2.5	Validierung der verfeinerten Modellierung des heißen Strangs und der Dampferzeugerplatten anhand der Nachrechnung des PKL III E2.3 Versuchs.....	86
2.3	Erweiterung des Analysespektrums eines DWR-Analysesimulators: Implementierung der Leistungsdichtebegrenzung (PEAK-RELEB) für den KBR-Analysesimulator (AP 4.3).....	87
2.3.1	Erfassung der anlagenspezifischen Daten.....	87
2.3.2	Weiterentwicklung des existierenden RELEB-Modells durch die Nachbildung von PEAK-RELEB Signalen .....	90
2.3.3	Qualifikation der gekoppelten ATHLET-QUABOX/CUBBOX Version der KBR-Datenbasis anhand einer Transiente .....	102
2.4	Analyse der thermohydraulischen Effekte im Kern bei Lastwechsel unter Verwendung der gekoppelten Analysemethode (AP 4.5).....	118
2.4.1	Erweiterung der Nachbildung der BE im Kern (für die gekoppelte Datensatz-Version).....	118
2.4.2	Durchführung der Lastwechsel-Rechnungen unter Berücksichtigung von spezifischen Randbedingungen .....	121
<b>3</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>165</b>
3.1	Weiterentwicklung des Wasser-/Dampfkreislaufs durch Implementierung eines thermohydraulischen Turbinen- und Kondensator-Modells für den SWR-Analysesimulator (AP 4.1).....	165
3.2	Entwicklung dreidimensionaler thermohydraulischer Strukturen für Dampferzeuger-Eintritt und -Austritt und der heißen Stränge im Primärkreislauf für den GKN-II-Analysesimulator (AP 4.2).....	167
3.3	Erweiterung des Analysespektrums eines DWR-Analysesimulators: Implementierung der Leistungsdichtebegrenzung (PEAK-RELEB) für den KBR-Analysesimulator (AP 4.3).....	169
3.4	Analyse der thermohydraulischen Effekte im Kern bei Lastwechsel unter Verwendung der gekoppelten Analysemethode (AP 4.5).....	170

<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>173</b>
<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>177</b>
<b>Tabellenverzeichnis.....</b>	<b>189</b>
<b>Abkürzungsverzeichnis.....</b>	<b>191</b>



# 1 Zielsetzung

Allgemeine Zielsetzung dieses Arbeitspaketes ist es, methodische Voraussetzungen weiter zu entwickeln, um Störfallanalysen zu aktuellen Fragestellungen kurzfristig durchführen zu können und wissenschaftlich-technische Fragen auf dem Gebiet des Reaktor- und Anlagenverhaltens zu klären. Dies umfasst sowohl Einzelfragen als auch Empfehlungen zum Einsatz neuerer Methoden und Rechenprogramme sowie zu technischen Aspekten der Sicherheitsbewertung (Vorgaben für Verfahrensweisen bei Analysen, Genehmigungs-, Aufsichts- und Sicherheitspraxis). Ein weiteres Ziel des Vorhabens ist es, durch Vorhaltung geeigneter Analysehilfsmittel, Daten und Ergebnisse Voraussetzungen für eine schnelle Reaktion auf aufkommende Fragestellungen zu schaffen.

Die Arbeiten umfassen die Bereitstellung und Pflege von Datenbasen für die Durchführung von Analysen zum anlagendynamischen Verhalten (Kern, Kühlkreisläufe, Sicherheitsbehälter) im anomalen Betrieb und Störfällen (Auslegungsbereich sowie bei auslegungsüberschreitenden Ereignissen) für die in Deutschland in Betrieb befindlichen Leichtwasserreaktoren, die Qualifizierung der Datenbasen und Analysen zu schweren Störfällen.

Die Arbeiten gliedern sich in vier Themenschwerpunkte (AP):

- AP 4.1: Weiterentwicklung des Wasser-/Dampfkreislaufs durch Implementierung eines thermohydraulischen Turbinen- und Kondensator-Modells für den SWR-Analysesimulator.
- AP 4.2: Entwicklung dreidimensionaler thermohydraulischer Strukturen für Dampferzeuger-Eintritt und -Austritt und der heißen Stränge im Primärkreislauf für den GKN-II-Analysesimulator.
- AP 4.3: Erweiterung des Analysespektrums eines DWR-Analysesimulators: Implementierung der Leistungsdichtebegrenzung (PEAK-RELEB) für den KBR-Analysesimulator.
- AP 4.5: Analyse der thermohydraulischen Effekte im Kern bei Lastwechsel unter Verwendung der gekoppelten Analyseverfahren.

## **1.1 Weiterentwicklung des Wasser-/Dampfkreislaufs durch Implementierung eines thermohydraulischen Turbinen- und Kondensator-Modells für den SWR-Analysesimulator (AP 4.1)**

Zielsetzung dieses Arbeitspunkts ist die Verbesserung der Analysemöglichkeit im Fall von Fehlfunktionen im Wasser-/Dampf Kreislauf eines Siedewasserreaktors, die zu einer ungeplanten Temperatur und/oder Druckänderung im Reaktorkühlsystem führen.

Besonderheit eines Siedewasserreaktors ist die Einkreislaufanordnung. Bei diesem Reaktortyp tritt kontinuierlich Speisewasser in den Reaktordruckbehälter ein und Sattdampf strömt ab. Diese Konstruktionsweise bewirkt bei kleinen Abweichungen in der Dampfabnahme eine starke Änderung der Reaktorleistung.

Das normale Verhalten der Anlage ist im Fall einer Veränderung von Frischdampf- bzw. Speisewassermassenstrom oder -temperatur aufgrund einer Fehlfunktion in der Regelung stark von Variablen wie Temperatur und Druck abhängig. Die Reaktordruckregelung reagiert auf die veränderte Leistung bzw. das veränderte Dampfangebot und stellt eine entsprechende Dampfabfuhr aus dem Reaktor ein, um den Reaktordruck konstant zu halten. Stellglieder für die Dampfabfuhr sind die Turbinen- und/oder die Umleitstellventile. Jede Leistungsänderung führt durch eine Erhöhung oder Verminderung der Dampfblasenproduktion zu einer Druckänderung. Jede Druckänderung hat über die Veränderung des Dampfblasengehalts im Kern Neutronenfluss- bzw. Leistungsänderungen zur Folge.

Da die Wechselwirkung zwischen dem Reaktordruck und der Reaktorleistung quasi verzögerungsfrei ist, muss dafür gesorgt werden, dass der Reaktordruck als wichtige Regelgröße weitgehend konstant bleibt.

Deshalb ist bei einem Siedewasserreaktor die Sicherheitsrelevanz einer Fehlfunktion der betrieblichen Systeme in Wasser-/Dampf Kreislauf von wesentlicher Bedeutung.

Durch eine detailliertere Abbildung des Wasser-/Dampf Kreislaufs für einen SWR ergibt sich eine bessere Betrachtung der Auswirkungen der thermohydraulischen und neutronenphysikalischen Phänomene, die relevant für die Bewertung des Anlageverhaltens infolge der Veränderung der Wärmeabfuhr sind.

## **1.2 Entwicklung dreidimensionaler thermohydraulischer Strukturen für Dampferzeuger-Eintritt und -Austritt und der heißen Stränge im Primärkreislauf für den GKN-II-Analysesimulator (AP 4.2)**

Zielsetzung des Arbeitspunkts ist eine Erweiterung der in den Konvoi DWR-Analysesimulator implementierten Modellierung des Dampferzeuger-Eintritts- und Austrittsplenums auf drei U-Rohrgruppen und der heißen Stränge des Primärkreislaufs auf eine Nachbildung mit zwei oder mehreren parallelen Thermofluid-Kanälen.

Dadurch ergibt sich die Möglichkeit, den Einfluss von Zirkulationsströmungen in der Nachkühlungsphase zu betrachten bzw. den Reflux-Condenser-Betrieb (Rückflusskondensationsbetrieb) detaillierter zu simulieren. Der Reflux-Condenser-Betrieb führt im Fall von KMV-Störfällen zu einer Verminderung der Borkonzentration im Kernbereich und beeinflusst die Sicherstellung der Unterkritikalität im Kern. Die Thematik „Borverdünnung durch Reflux-Condenser-Betrieb beim kleinen Leck“ wurde im Rahmen einer RSK-Sitzung diskutiert und eine Stellungnahme wurde vorgelegt (/RSK 12/).

Das Phänomen bildet sich nach dem Eintritt eines Kühlmittelverluststörfalls aus. Aufgrund der Druckabsenkung infolge des Kühlmittelverlusts geht der Primärkreis in Sättigung und Dampfblasen bilden sich in den heißen Zonen, wodurch zunächst im oberen Plenum ein Gemischspiegel entsteht. Infolge der geringeren Dichte des Kühlmittels in den heißen Strängen des Primärkreislaufes kommt es zu einer Erhöhung des Naturumlaufs. Die im strömenden Zweiphasengemisch enthaltenen Dampfblasen werden in den Dampferzeugern vollständig auskondensiert. Am Dampferzeugerausgang ist das Kondensat unterkühlt.

Bei zunehmender Entleerung des Primärkreislaufes bricht in den Dampferzeugern zunächst die geschlossene zweiphasige Fluidsäule ab, wodurch der Naturumlauf zusammenbricht. Sinkt der primärseitige Füllstand bis auf Höhe Unterkante der Hauptkühlmitteleitung ab, so entleert sich schließlich neben dem Dampferzeuger auch die heiße Hauptkühlmitteleitung.

Während beim einphasigen Naturumlauf die Wärme nur über die Aufheizung des Wassers transportiert wird, kommt beim zweiphasigen Naturumlauf in zunehmendem Maße der Dampf hinzu, der durch Verdampfung des Wassers im Kern entsteht. Ist der Naturumlauf durch die Dampfblase im U-Rohrbogen blockiert, so wird Wärme nur mehr über

die vom Kern durch die teilgefüllten Umwälzleitungen in die Dampferzeuger hochsteigenden Dampfblasen transportiert. Damit stellt sich folgender Weg des Energietransportes vom Reaktor zu den Dampferzeugern ein:

- Die Nachzerfallswärme im Kern wird durch Verdampfen von Wasser aufgenommen.
- Der Dampf, der aufgrund der Verdampfungswärme sehr viel Energie pro Masseneinheit transportieren kann, strömt über die entleerte heiße Hauptkühlmittelleitung dem Dampferzeuger zu.
- In den Dampferzeugern wird durch Kondensation des Dampfes die Energie an die Sekundärseite abgegeben.
- Das Kondensat fließt als Rückflussströmung (geschichtete Strömung in der heißen Hauptkühlmittelleitung) wieder dem Reaktordruckbehälter zu.

Dieser zweiphasige Energietransport wird mit „Reflux-Condensation“ bezeichnet.

Mit der Erweiterung der Nodalisierung der heißen Stränge sowie des DE-Eintritts- und Austrittsplenums ergibt sich eine Verbesserung der Analyse der Vermischungssphänomene, die zur Deborierung des Kühlmittels während eines Kühlmittelverluststörfalls führen können.

### **1.3 Erweiterung des Analysespektrums eines DWR-Analysesimulators: Implementierung der Leistungsdichtebegrenzung (PEAK-RELEB) für den KBR-Analysesimulator (AP 4.3)**

Hauptziel dieses Arbeitspunktes ist die Implementierung der Begrenzung der Leistungsdichte (PEAK-RELEB) im DWR-Analysesimulator, die zur Überwachung und Begrenzung sowohl der integralen als auch der lokalen Reaktorleistung dient.

Die Leistungsdichtebegrenzung hat im Wesentlichen die Aufgabe die Reaktorleistung zu reduzieren, wenn die mit dem LVD-System gemessene lokale Leistungsdichte an irgendeiner Stelle im Reaktorkern zu hoch wird. Die Leistungsdichte wird in der oberen und unteren Kernhälfte getrennt auf ihren dort auftretenden Spitzenwert überwacht. Daher gliedert sich das Leistungsdichte-Begrenzungssystem, das mit dem Sammelbegriff PEAK-RELEB bezeichnet wird, in:

- Peak Oben (PO)-RELEB oder POR
- Peak Unten (PU)-RELEB oder PUR

Für die Überwachung und Begrenzung der lokalen Leistungsdichte-Spitzenwerte der oberen und unteren Kernhälfte verfügt die PEAK-RELEB jeweils über vier unterschiedliche und zum Teil variable Ansprechwerte (siehe Tab. 1.1).

**Tab. 1.1** Ansprechwerte der PEAK-RELEB

Name	Beschreibung
LOCA-AW	aus Störfallanalysen zum Kühlmittelverluststörfall (Loss Of Coolant Accident)
LV-AW	zur Begrenzung der Leistungsverteilung bei Laständerungsvorgängen
GLAD-AW	zeitlich „gleitender AW (Ansprechwert) der Leistungsdichte“ zur Reduzierung der betrieblichen BE-Belastung
LOFE-AW	zur Einschränkung der betrieblich zugelassenen Leistungsdichte-Verteilungen, um beim Ausfall aller HKMP (Hauptkühlmittelpumpe) (Loss Of Flow Event) Filmsieden zu vermeiden.

Analysen mit Punktkinetik (Standardmodell im Analysesimulator) liefern zwar meist konservative Analyseergebnisse bezogen auf die integrale Kernleistung, können aber nicht die Verzerrungen in der axialen und radialen Leistungsverteilung bestimmen, die zu hohen lokalen Leistungsspitzen und zu Verletzungen der Anforderungen an die Kühlbarkeit der Brennstäbe führen können. Aus diesem Grund wird die existierende gekoppelte Version ATHLET-QUABOX/CUBBOX für Vorkonvoi-Analysesimulatoren verwendet, die sowohl von der thermohydraulischen als auch von der nuklearen Kernmodellierung ausreichend detailliert ist, um die Analyseanforderung an die Genauigkeit der Berechnung von lokalen Leistungsspitzen zu erfüllen. Das 3D-Kernmodell für einen generischen Reaktorkern der Vorkonvoi-Baulinie wurde im Rahmen des Forschungsvorhabens 3611R01318 /POI 14/ erstellt und dient als Referenz für die laufenden DWR-Analysesimulatoren. Dieses Kernmodell wurde für die Transiente „Abschaltung einer Hauptkühlmittelpumpe“ bereits getestet.

Die Nachbildung der vorhergenannten Begrenzungssignale dient zur Verbesserung der Analysemöglichkeit bei Betriebsstörungen, in denen die lokale Leistungsdichte an irgendeiner Stelle im Reaktorkern zu hoch wird.

Mit der Modellierung des Leistungsdichte-Begrenzungssystems ergibt sich eine Erhöhung des Detaillierungsgrads des thermohydraulischen Anlagenverhaltens im Fall einer

Reaktivitätstransiente wie Unterkühlungstransienten, Lastwechsel und Leistungsexkursionen.

#### **1.4 Analyse der thermohydraulischen Effekte im Kern bei Lastwechsel unter Verwendung der gekoppelten Analyseverfahren (AP 4.5)**

Der Analysesimulator dient als wichtiges Werkzeug für generische sowie anlagenspezifische Analysen von thermohydraulischen Phänomenen, um aktuelle Fragestellungen kurzfristig beantworten zu können und um wissenschaftlich-technische Fragen auf dem Gebiet des Reaktor- und Anlagenverhaltens zu klären.

Hinsichtlich der Ursachenklärung zu Ereignissen mit erhöhter Oxidschichtdicke an Brennstab-Hüllrohren von Brennelementen bestehen derzeit noch wissenschaftliche Fragestellungen. Bei routinemäßigen visuellen Inspektionen von ausgewählten Brennelementen wurden Auffälligkeiten im oberen Bereich der Brennstäbe festgestellt /PRE 17/. Nach Informationen des Betreibers /PRE 17a/ wurde eine Oxidschichtdicke von 100 µm bei mehreren Brennstäben an nicht beheizten Oberflächen erreicht oder überschritten. Die Ursachenklärung für die deutlich über das übliche Maß hinausgehende Oxidschichtdicke an einer bisher nicht erwarteten axialen Position im Kern ist noch nicht abgeschlossen.

Die Brennstabhüllrohre stellen die erste Barriere zum Einschluss von radioaktiven Stoffen in KKW dar. Zusätzlich müssen sie den Wärmetransport vom Brennstoff auf das Kühlmittel sicherstellen.

Die Ursachen könnten im Zusammenspiel von thermischen sowie mechanischen Effekten an den BE-Oberflächen liegen. Die mechanische Belastung könnte von Kondensatonschlägen infolge des Kollabierens von Dampfblasen am Ende und oberhalb des beheizten Bereichs verursacht werden und könnte somit einen Beitrag zur Oxidation an den Brennstäben im nicht beheizten Bereich liefern.

Die Erweiterung des Analysespektrums von Analysesimulatoren durch die Weiterentwicklung des thermohydraulischen Modells von Brennstab-Hüllrohren für die Berücksichtigung der Oxidschicht stellt eines der wesentlichen Ziele dieses Vorhabens dar. Die Durchführung von thermohydraulischen Analysen ist von Bedeutung, um zur wissenschaftlichen Ursachenklärung dieses Phänomens beitragen zu können.

Aus diesen Gründen wird eine Reihe von thermohydraulischen Analysen mit dem GRS-Code ATHLET gekoppelt mit dem 3D-Kinetik-Code QUABOX/CUBBOX durchgeführt, um die obengenannten Effekte und deren Rückwirkung auf die Ausbildung von Oxidschichten an den Brennstäben im nicht beheizten Bereich genauer betrachten zu können. Die Durchführung der gekoppelten thermohydraulischen und 3D-neutronenphysikalischen Analysen bietet die Möglichkeit, die Variation des axialen Leistungsprofils an normalen und hochbelasteten Brennstäben im Kern aufgrund des Ein- bzw. Ausfahrens von Steuerstäben zu berücksichtigen. Somit kann auch der Einfluss einer radialen Temperaturvariation in normalen und hochbelasteten Brennstäben auf die thermomechanische Belastung der betroffenen Materialien ermittelt werden.



## 2 Ergebnisse des Arbeitsprogramms

### 2.1 Weiterentwicklung des Wasser-/Dampfkreislaufs durch Implementierung eines thermohydraulischen Turbinen- und Kondensator-Modells für den SWR-Analysesimulator (AP 4.1)

Für das Arbeitspaket wurden folgende Arbeitsschritte durchgeführt:

#### 2.1.1 Erfassung der anlagespezifischen Daten für die Erstellung des Turbinen- und Kondensatormodells

Für die Modellierung in ATHLET sind hauptsächlich die in den Wärmeschaltplänen vorhandenen thermohydraulischen Größen Druck, Enthalpie, Massenstrom und Temperatur notwendig (siehe /GRS 16/). Die Wärmeschaltpläne dienen hierzu als optimale Datenquelle für die benötigten Größen für das in ATHLET implementierte Turbinenmodell. Die Wärmeschaltpläne liegen der GRS für die verschiedenen Leistungsniveaus 100 %, 95 %, 57 % und 24 % der Nennleistung vor. Daraus wurden die vorhergenannten thermohydraulischen Größen entnommen.

Neben der Druckdifferenz in der Turbine ist noch entscheidend, welchen Enthalpiestrom  $Q$  die Turbine dem Fluid beim Druckabbau entziehen kann. Der theoretisch maximal mögliche Wert bei isentroper Entspannung wäre:

$$Q_{ideal} = \dot{m} \cdot \Delta h_{ideal} = \dot{m} \cdot \frac{\Delta p}{\rho} \quad (2.1)$$

Bei realen Kreisprozessen treten in der Turbine Verluste durch Irreversibilitäten auf. Deshalb kann nicht das gesamte verfügbare Enthalpiegefälle genutzt werden, sondern nur ein  $\Delta h_{real}$ . Um die tatsächlich umgesetzte Enthalpie zu bestimmen, muss  $Q_{ideal}$  mit dem Wirkungsgrad  $\eta$  der Turbine multipliziert werden. Die Werte des Wirkungsgrads  $\eta$  pro Turbinenstufe können aus den Wärmeschaltplänen abgeleitet werden. Der Wirkungsgrad für die Enthalpiegefälle in den Stufen der HD- und ND-Turbine liegt bei Werten zwischen 0,75 und 0,8 für den ND-Teil und 0,85 bis 0,92 für den HD-Teil.

Der Wirkungsgrad  $\eta$  einer Turbine ist kein konstanter Wert, sondern hängt vor allem von der Drehzahl und der Leistung ab. Am Auslegungspunkt hat der Wirkungsgrad sein Maximum und sinkt bei Änderung der Betriebsbedingungen ab. Das im ATHLET implemen-

tierte Turbinenmodell kann die Veränderung des Wirkungsgrades auf Basis von Drehzahl und Enthalpiedifferenz bestimmen. Um das Drehzahlverhalten des Systems zu beschreiben, müssten Parameter wie das Trägheitsmoment des kompletten Turbosatzes und die Summe der angreifenden Lastmomente vorhanden sein. Da diese Daten allerdings vom Turbinenhersteller nicht bezogen werden können, wurden abgeschätzte Werte aus der vorhandenen Literatur abgeleitet. Das Trägheitsmoment eines Vollzylinders, der um seine Symmetrieachse rotiert, kann mit der folgenden Gleichung berechnet werden:

$$\theta = \frac{1}{2} \cdot m \cdot r^2 \quad (2.2)$$

$m$  ist die Masse des rotierenden Körpers (in kg) und  $r$  sein Radius (in m).

Die gesamte Masse der Läufer und der Beschaufelung für die HD- und ND-Teile der Turbine wurde aus Schulungsunterlagen /KSG 14/ abgeleitet und liegt bei einem Wert von ca. 400 Tonnen. Unter Berücksichtigung eines Radius von ca. 0.4 m errechnet sich für das gesamte Trägheitsmoment ein Wert von ca. 32.0E+3 kg\*m<sup>2</sup>. Der Reibungsbeiwert aus der mechanischen Reibung in den Lagern kann aus der Literatur abgeleitet werden und liegt bei ca. 5.0E-4.

Das Turbinenmodell in ATHLET erlaubt die Simulation sowohl der Dampfantnahme als auch der Wasserabscheidung. Eine definierte Menge Dampf kann in ATHLET nach jeder Stufe mit einer vorzugebenden Dampfqualität aus der Turbine entnommen werden. Die Wasserabscheider führen einen vorzugebenden prozentualen Teil des in der Turbine enthaltenen Wassers ab. Die Werte von Dampfqualität pro Anzapfung sowie die Effizienz des Wasserabscheidung-Prozesses wurden aus dem Wärmeschaltplan abgeleitet.

Für die Dampf- bzw. Kondensatentnahme aus den Turbinen ist die thermohydraulische Nachbildung der Leitungen in ATHLET erforderlich. Die genauen Geometriedaten der Anzapfungen direkt am Turbinengehäuse sind nicht vorhanden. Aus dem Rohrleitungsschaltplan der HD/ND-Nebenkondensatsysteme von KRB-II /KRB 99/ wurden die Nennwerte der Leitungsdurchmesser am Austritt jeder Turbine abgeleitet und für die Implementierung des ersten thermohydraulischen Modells im ATHLET berücksichtigt.

Neben der thermohydraulischen Modellierung der Turbinen wird die Erstellung eines Kondensatormodells vorgenommen. Die Kondensatoren sind jeweils unterhalb eines

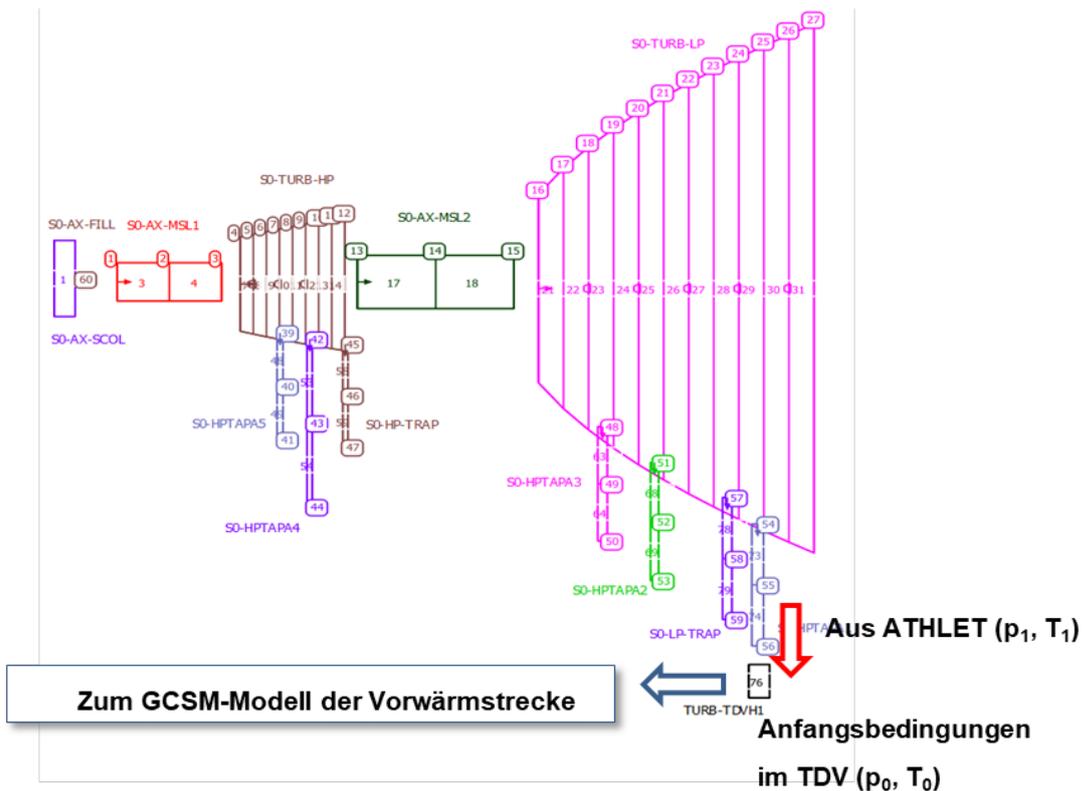
Niederdruckgehäuses der Turbine angeordnet. Sie sind mit vertikal geteilten Wasserkammern ausgeführt. Jeder Kondensator ist mit dem zugehörigen ND-Teil der Turbine fest verschweißt. Im Turbinenkondensator wird der aus der Turbine oder der Umleitstation kommende Dampf zu Wasser kondensiert. Einzelne Daten für die Kondensatoren der KRB-Anlage, wie z. B. die Anzahl der Rohre, der Durchmesser der einzelnen Rohre und die gesamte Wärmeaustauschfläche, wurden aus der Anlagendokumentation abgeleitet (/KRB 98/).

### **2.1.2 Erstellung des thermohydraulischen Modells in ATHLET**

Ein Modell der Turbinen und des Kondensators wurde anhand einer ersten Datenerfassung erstellt. In Abb. 2.1 ist eine Darstellung des Modells mit dem GRS-Tool AIG gezeigt. Ziel dieses Schrittes ist eine erste Modellierung von Turbinen und deren Anzapfungen bzw. Wasserabscheidungen zu erstellen, um das Auftreten von möglichen Problemen bei der Implementierung eines weiterführenden thermohydraulischen Modells im Analysesimulator-Eingabedatensatz zu minimieren.

Das Modell besteht aus einer Hochdruck-Turbine (zweiflutig) und einer Niederdruck-Turbine (2-mal zweiflutig). Die modellierte Turbinenstufe kann dabei entweder eine einzelne reale Stufe, eine Gruppe von mehreren realen Stufen oder auch die komplette Turbine repräsentieren. Da die thermodynamischen Daten vor und hinter einer modellierten Turbinenstufe bei Nennlast bekannt sein müssen, bietet es sich an, immer zwischen zwei Entnahmestellen eine modellierte Stufe zu setzen, da hier die notwendigen Daten bekannt sind. Insgesamt drei Hochdruckstufen und fünf Niederdruckstufen wurden im aktuellen Modell implementiert. Pro Stufe wird eine Mindestzahl von zwei Knoten implementiert, um die Anzapfungen (Dampfentnahmen und Wasserabscheider) zu simulieren.

Insgesamt fünf Anzapfleitungen und zwei Thermofluid-Objekte (TFO) für die Nachbildung des Wasserabscheiders und der Entwässerungsleitung wurden im Modell von ATHLET implementiert (siehe Abb. 2.1). Die wesentlichen Parameter (u. a. Länge und Durchmesser der Anzapfungsleitungen) wurden aus der anlagenspezifischen Isometrie abgeleitet (/KRB 10/). Eine realistische Nachbildung der Anzapfungsleitungen ist von Bedeutung, damit die wesentlichen Informationen über den Energieinhalt des Fluides (Enthalpie bzw. Temperatur) aus der Turbine an dem vorhandenen GCSM-Modell für die Simulation der Vorwärmung korrekt weitergegeben werden können.



**Abb. 2.1** Nachbildung des Hoch- und Niederdruckanteils der Turbine sowie der Anzapfungsleitung und dessen Verbindung zum Vorwärmer (hier ist nur die Anzapfung A1 dargestellt)

Die Dampfmassenströme für die Vorwärmstrecke ergeben sich anhand einer realistischen Betrachtung auf Basis der Druckdifferenz zwischen der Anzapfungsstelle und dem entsprechenden Vorwärmer. Ferner sind Rückschlagklappen in den Anzapfungsleitungen eingebaut.

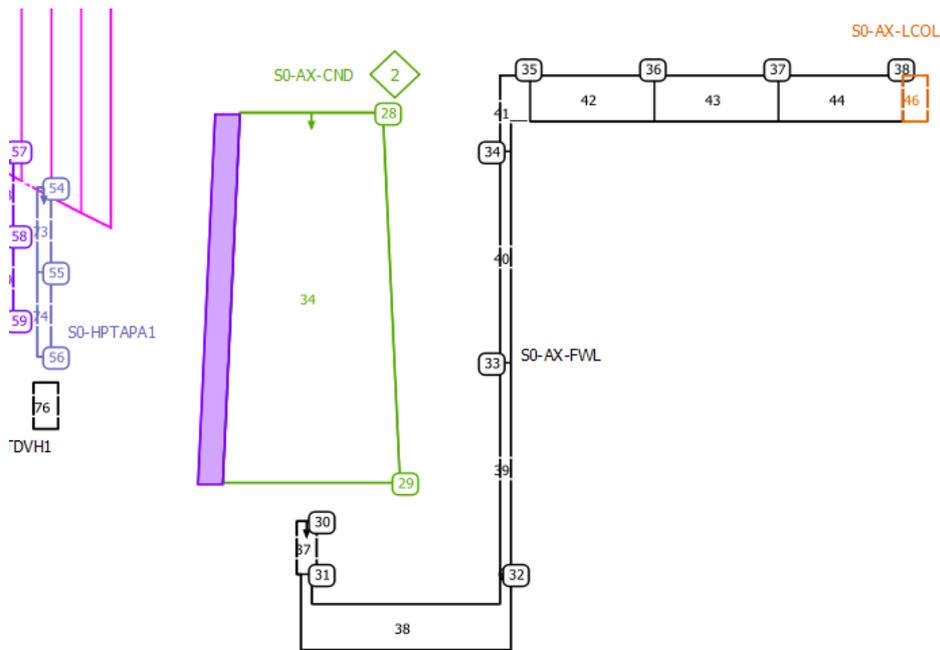
Die Umsetzung des vorhergenannten Prinzips mittels ATHLET für die Simulation der Anzapfungen wird anhand der Abb. 2.1 erklärt. Die Anfangs- und Randbedingungen für die Vorwärmer (Druck und Enthalpie bzw. Temperatur der Flüssigkeit) können mit Hilfe des thermohydraulischen TDV-Objekts (sog. „Time dependent volume“) definiert werden. Auf Basis der von ATHLET berechenbaren Druckdifferenz kann sich ein Massenstrom in den nachgebildeten Anzapfungsleitungen ergeben. Die berechneten Werte von Enthalpie und Massenstrom können mittels einer GCSM-Schnittstelle an die bestehenden Modelle für die Simulation der Vorwärmstrecke weitergegeben werden. Jedoch kann das Turbinenmodell in ATHLET die Massenströme aus den Anzapfungen nicht auf Basis der Druckdifferenz zwischen der Anzapfungsstelle und der entsprechenden Vorwärmer berechnen. Es ist eine Bestimmung der Massenströme anhand eines vom Anwender

definierten GCSM-Signals erforderlich. Die Qualität des abgezapften Dampfs leitet sich aus dem vorhandenen Wasserinhalt im entsprechenden Kontrollvolumen der Turbine ab, an den die Anzapfungsleitung verknüpft ist.

Nach der letzten Turbinenstufe wird ein Kondensator nachgebildet, in dem der Dampf aus der letzten Stufe der Turbinen kondensiert. Die Geometrie des Kondensators (u. a. Länge und Durchmesser der Rohrleitungen) wurde im Datensatz anhand der Daten aus der Zeichnung /KRB 98/ verbessert. Das Kondensator-Modell in ATHLET wurde für das TF-Objekt „S0-AX-CND“ angewendet. Mit diesem Modell kann ein großer Dampfmassestrom innerhalb eines Kontrollvolumens (CV) vollständig kondensiert werden, so dass die Dampfqualität null bleibt und der Austrittsmassestrom reine Flüssigkeit ist. Dies erfordert eine entsprechende Wärmeabfuhr aus dem CV. Ein Gemischspiegel im Kondensator ist anhand des aktuellen Kondensatormodells in ATHLET nicht simulierbar.

Für die Simulation der Wärmeabfuhr aus dem Kondensator wurde das HC-Objekt „HS0-AX-CND“ im Datensatz implementiert (siehe Abb. 2.2). Eine Wärmeaustauschfläche von ca. 38000 m<sup>2</sup> pro Einheit wurde berücksichtigt (abgeleitet aus /KRB 98/). Für das Hauptkühlwasser wurde eine konstante Temperatur von 25 °C angenommen (Mittelwert zwischen Ein- und Austrittstemperatur des Kühlwassers aus /KRB 98/).

Im unteren Teil des Kondensators wurde als Testzweck ein TFO mit einer Pumpe modelliert, um ein vereinfachtes Modell des Speisewassersystems zu berücksichtigen (siehe Abb. 2.2).



**Abb. 2.2** Thermohydraulische Nachbildung des Kondensators

Die Frischdampf-Umleitstation leitet die Dampfmenge aus der Frischdampfleitung bei anormalem Betrieb (z. B. im Fall einer TUSA) direkt in den Kondensator ein. Die Dampfumleitung kann im Datensatz mittels eines „Single junction pipes“-Objekts simuliert werden. Die Implementierung eines solchen Objekts wurde durchgeführt.

Feste Randbedingungen wurden am Eingang und Ausgang des Modells für eine Testrechnung in ATHLET implementiert. Am Modelleintritt wird durch eine FILL-Junction ein konstanter Wert für den Dampfmassenstrom und die -enthalpie berücksichtigt (2051 kg/s und 2.78E6 J/kg). Am Modellaustritt wird durch die Implementierung eines „Time Dependent Volume“-Objekts der Druck vom System festgehalten.

In der folgenden Tab. 2.1 wird die Gegenüberstellung zwischen den von ATHLET berechneten Werten von Druck und Enthalpie aller fünf Anzapfungen sowie für die Wasserabscheidung und Entwässerung (rot markiert) und den Referenzwerten aus /KSG 03/ (schwarz markiert) vorgelegt. Die Werte der relativen Abweichung zu den Referenzwerten sind blau markiert.

**Tab. 2.1** Gegenüberstellung der Druck- und Enthalpiewerte zwischen ATHLET (rot markiert) und Referenzwerte aus /KSG 03/ (schwarz markiert)

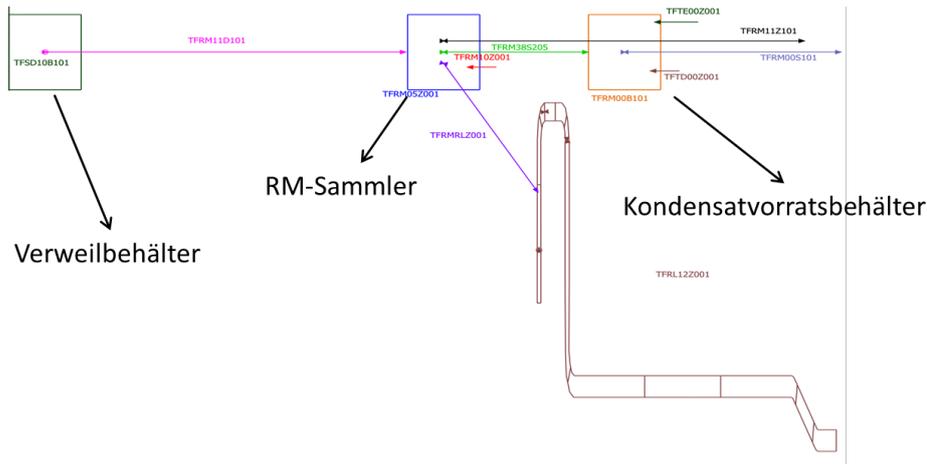
	Druck [bar]		rel. Abweichung	Enth [kJ/kg]		rel. Abweichung
			(Ref. - ATHLET/Ref.)*100%			(Ref. - ATHLET/Ref.)*100%
Zum Kondensator	0.086	0.078	9.3	2344	2262	3.5
Niederdruck-Anteil						
Anzapfung A1 (Dampf)	0.258	0.249	3.5	2453	2562	-4.4
Anzapfung A1 (Wasser)	0.258	0.249		275	248	9.8
Entwässerung (Kondensat)	0.569	0.567	0.4	354	254	28.2
Anzapfung A2 (Dampf)	1.03	0.837	18.7	2548.6	2665	-4.6
Anzapfung A2 (Wasser)	1.03	0.837		420.5	372	11.5
Anzapfung A3	3.1	3.04	1.9	2706.8	2742	-1.3
Hochdruck-Anteil						
Anzapfung A4	11.56	11.02	4.7	2512.5	2551	-1.5
Anzapfung A5 (Dampf)	22.51	19.28	14.3	2607	2786	-6.9
Anzapfung A5 (Wasser)	22.51	19.28		936.4	898	4.1

### 2.1.3 Prüfung des thermohydraulischen Modells mit einer ATHLET Stand-Alone Rechnung

Bei diesem Arbeitsschritt handelt es sich hauptsächlich um die Erstellung der Schnittstellen für die Kopplung des neuen thermohydraulischen Modells mit den vorhandenen thermohydraulischen sowie leittechnischen (GCSM) Modellen des Kondensators und der Vorwärmstrecken, die im Rahmen des Vorhabens 3608R01330 /DRÄ 11/ hergestellt bzw. verbessert wurden. In diesem Sinne ist eine Anpassung einzelner GCSM-Blöcke im Datensatz notwendig.

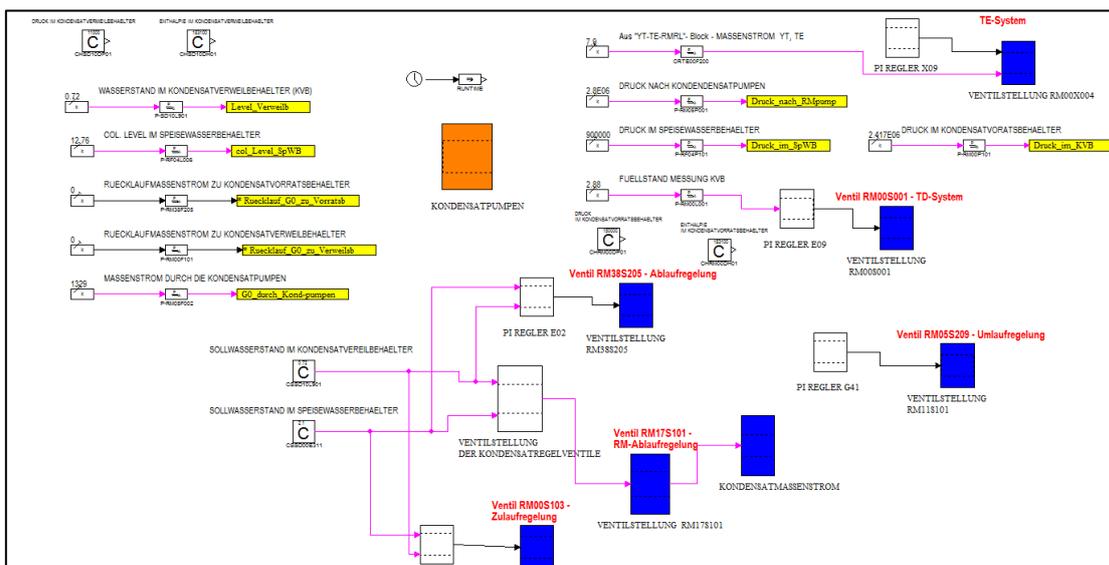
Bezüglich des Wasser-Dampf-Kreislaufs sind Anpassungen an den Vorwärmstrecken im Hoch- (GCSM-Block „RL\_VORW“) und Niederdruckbereich (GCSM-Block „RM\_VORW“) erforderlich. Eine Modifizierung der GCSM-Blöcke in den Analysesimulatoren erfolgt aufgrund des hohen Komplexitätsgrads der Signallogik anhand von Tools, die eine graphische Darstellung der Leittechnik bieten. Für die Modellierung der HD- und ND-Nebenkondensatsysteme liegt eine graphische Darstellung der Leittechnik mittels des Tools G2 vor. Für die Modellierung des Hauptkondensatsystems ist jedoch keine graphische Darstellung der Leittechnik mit dem Tool G2 verfügbar.

Das Hauptkondensatsystem ist ein wesentlicher Bestandteil des Wasser-Dampf-Kreislaufs und wurde im KRB-II Analysesimulator zum Teil thermohydraulisch nachgebildet. Eine Darstellung der thermohydraulischen Modellierung ist in Abb. 2.3 zu sehen.



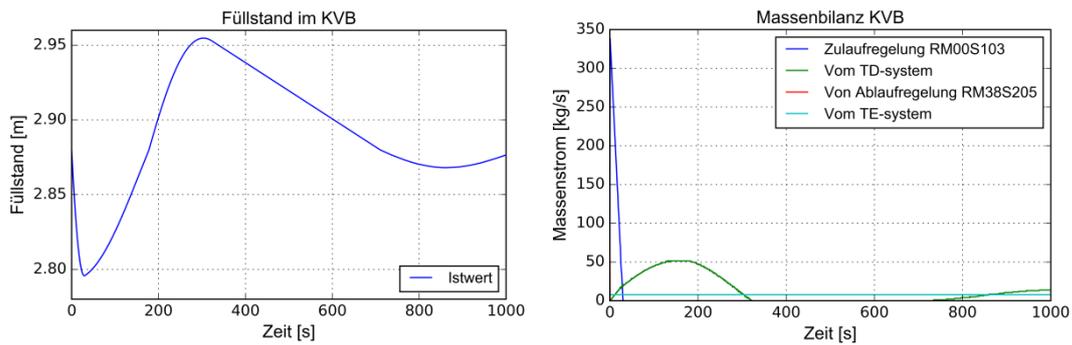
**Abb. 2.3** Darstellung des thermohydraulischen Teils des Hauptkondensatsystems

Die zwei Behälter Verweil- und Kondensatvorratsbehälter sowie der Sammler wurden als einzelne Thermofluidobjekte (sog. „Branch“-Objekt) nachgebildet. Diese Nachbildung erlaubt das Anschließen diverser Komponenten (sog. „Single junction pipe“-Objekt), die für die Simulation der Rückführung des Kondensats zwischen den Behältern während Transienten oder Störfällen von Bedeutung sind. In jedem der nachgebildeten „Single-Junction-Pipe“-Objekte wird ein Ventil simuliert, welches durch ein GCSM-Signal betätigt wird. Die GCSM-Signale sind hauptsächlich in einem GCSM-Block implementiert („RM-FLOW“-Block), der nicht mit dem Tool G2 erstellt wurde. Um die aktuelle Modellierung zu prüfen, wurde der GCSM-Block „RM-FLOW“ neu mit dem GRS-Tool AGM modelliert (siehe Abb. 2.4). Die Prüfung der Korrektheit der Modellierung stellt einen wichtigen Arbeitsschritt dar, um Massen- und Energiebilanzfehler bei Anschließen des neuen Turbinen- und Kondensatormodells an den aktuellen KRB-II Datensatz zu verhindern.

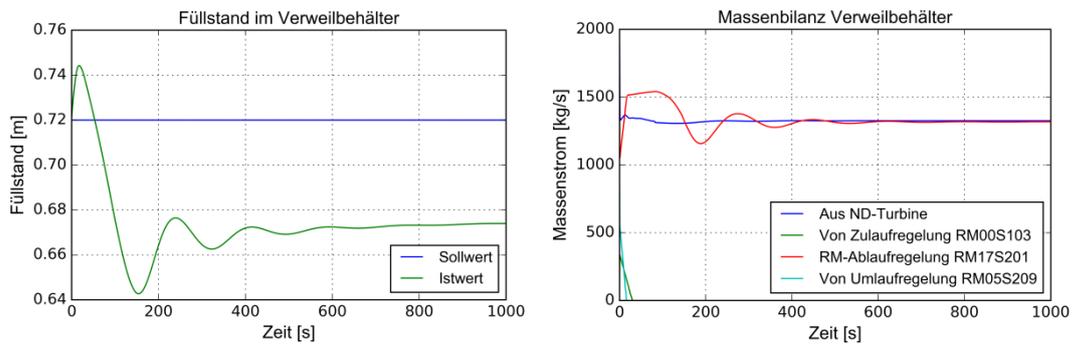


**Abb. 2.4** Modellierung des GCSM-Blocks „RM-FLOW“ mittels des GRS-Tools AGM

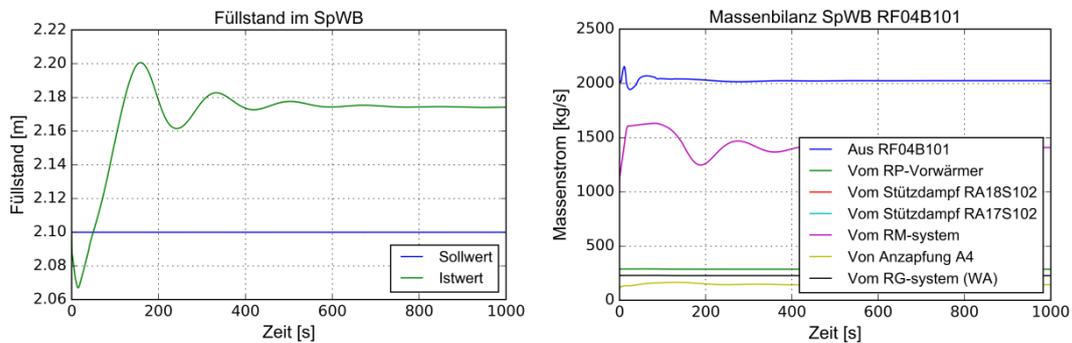
Durch die implementierte Regelkette im GCSM-Block „RM-FLOW“ wird der Kondensatmassenstrom zum Speisewasserbehälter (RF04B101) geregelt und somit der Füllstand im Speisewasserbehälter an den Sollwert konstant gehalten. Die thermohydraulische Modellierung erlaubt die Berechnung von Massenströmen für die Bestimmung der Massenbilanz im Hauptkondensatsystem. Eine ATHLET-Simulation mit dem im AGM modellierten GCSM-Block „RM-FLOW“ wurde durchgeführt. Die berechneten Werte der Füllstände im Kondensatvorrats-, Verweil- und Speisewasserbehälter sind auf der linken Seite der Abb. 2.5 bis Abb. 2.7 dargestellt. Die Massenbilanz in den entsprechenden Behältern ist auf der rechten Seite der Abbildungen gezeigt.



**Abb. 2.5** Füllstand (links) und Massenbilanz (rechts) im Kondensatvorratsbehälter



**Abb. 2.6** Füllstand (links) und Massenbilanz (rechts) im Verweilbehälter



**Abb. 2.7** Füllstand (links) und Massenbilanz (rechts) im Speisewasserbehälter

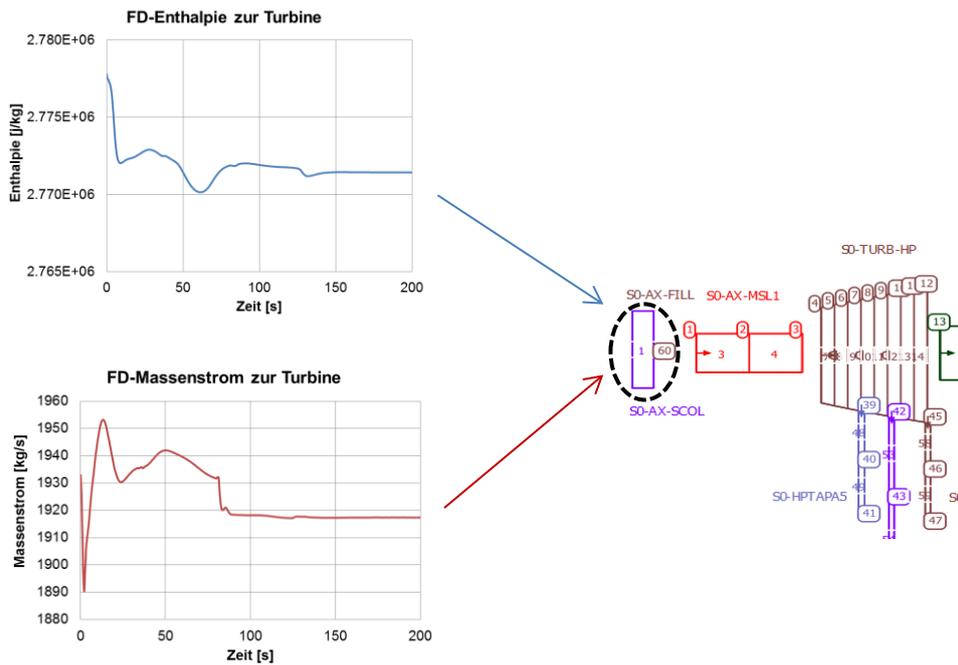
Ein wichtiger Arbeitsschritt vor der Implementierung des neuen thermohydraulischen Modells der Turbine und des Kondensators in den Eingabedatensatz des KRB-II Analysesimulators ist die Identifizierung der Stelle im Datensatz, an den die Informationen über die wesentlichen Parameter (u. a. Massenströme und Enthalpie) den bestehenden GCSM-Blöcken bzw. thermohydraulischen Objekten weiterzugeben sind.

Beispiel dafür ist die Verknüpfung des HD-Anteils der Turbine mit den Dampfleitungen. Die Verbindung zwischen den bestehenden und neu entwickelten TF-Objekten erfolgt mit Hilfe eines „Branches“, in dem die Massenströme aus den vier Frischdampfleitungen zusammengeführt sind. In Tab. 2.2 sind die wesentlichen Informationen über das thermohydraulische Modell von Frischdampf zusammengefasst.

**Tab. 2.2** Informationen über thermohydraulische Implementierung (Nomenklatur / Länge) der TF-Objekte der Dampfleitungen im KRB-II Analysesimulator

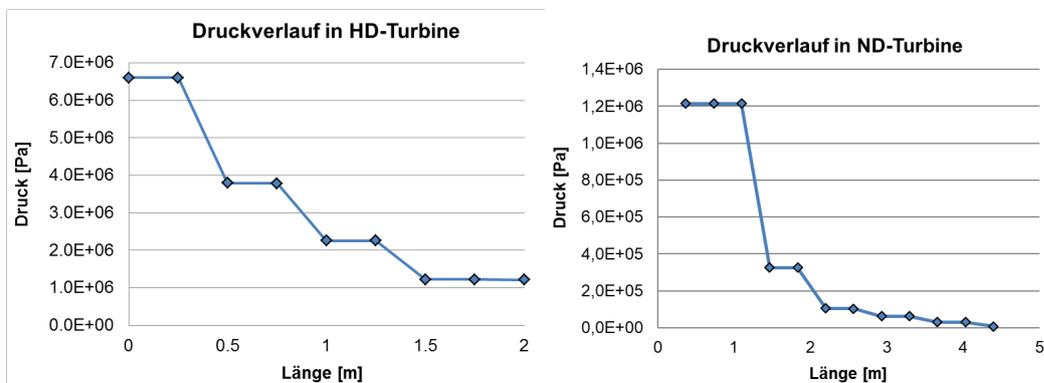
	Loop 1	Länge (m)	Loop 2	Länge (m)	Loop 3	Länge (m)	Loop 4	Länge (m)
<b>FD-Leitung</b>	TFRA11Z001	20.33	TFRA21Z001	22.162	TFRA31Z001	20.33	TFRA41Z001	20.33
	TFRA11Z002	58.017	TFRA21Z002	105.922	TFRA31Z002	83.253	TFRA41Z002	57.798
	TFRA11Z003	9.409	TFRA21Z003	7.533	TFRA31Z003	6.579	TFRA41Z003	9.794
TOTAL		87.756		135.617		110.162		87.922
<b>FDU-Leitungen</b>	TFRA13Z001	49.653	TFRA23Z001	29.356	TFRA33Z001	39.849	TFRA43Z001	27.761
<b>Turbinenfills</b>	TFSA11S001		TFSA11S002		TFSA11S003		TFSA11S004	
<b>FDU-Fills</b>	TFSF11S001		TFSF11S002		TFSF11S003		TFSF11S004	

Eine Test-Rechnung wurde unter Verwendung des neu entwickelten thermohydraulischen Turbinenmodells gestartet, in dem die Randbedingungen am Turbineneintritt (Massenstrom und Enthalpie des Frischdampfs) aus einer durchgeführten ATHLET-Rechnung (Einschwingrechnung) ohne Anwendung des Turbinen- und Kondensatormodells berücksichtigt wurden. Eine schematische Darstellung des Verfahrens ist in Abb. 2.8 gezeigt.

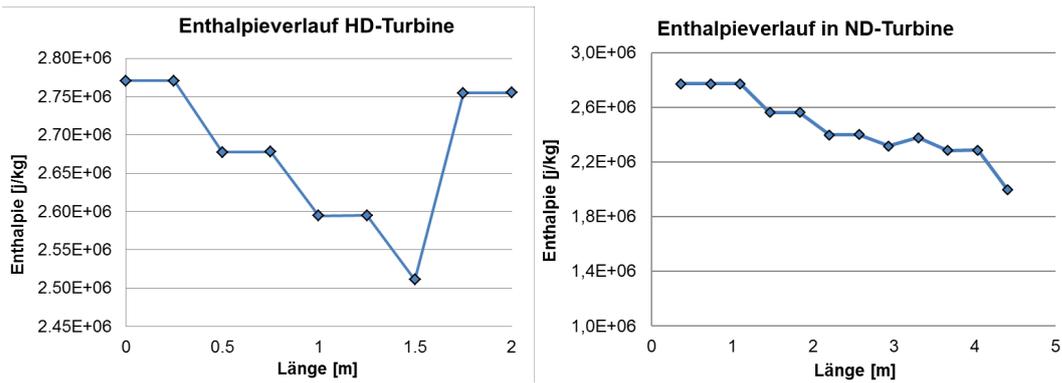


**Abb. 2.8** Berücksichtigung der Randbedingungen am Turbineneintritt (Frischdampf-Enthalpie und Massenstrom) abgeleitet aus der Einschwingrechnung mit dem KRB-II Analysesimulator

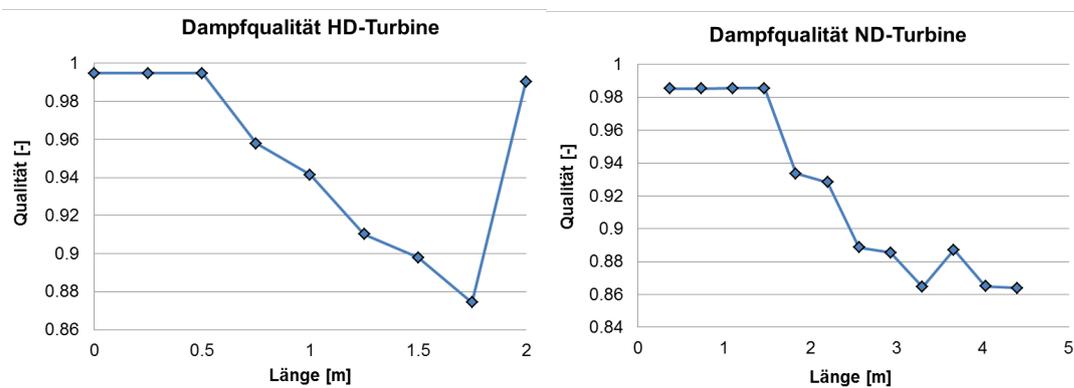
Die Ergebnisse der Rechnung sind in den Abb. 2.9 bis Abb. 2.13 dargestellt. Die Verläufe der wesentlichen Parameter (Druck, Enthalpie und Dampfgehalt) entlang sowohl des HD-Anteils (linker Plot) als auch des ND-Anteils (rechter Plot) der Turbine sind in den Abb. 2.9 bis Abb. 2.11 für einen spezifischen Zeitpunkt ( $t = 200$  s) dargestellt. In Abb. 2.12 sind die Massenströme des Liquids (rote Kurve) sowie des Dampfs (blaue Kurve) im HD-Anteil (links) und ND-Anteil (rechts) der Turbine für einen spezifischen Zeitpunkt ( $t = 200$  s) gezeigt. Die starke Absenkung des Liquidmassenstroms im letzten Kontrollvolumina der HD-Turbine ergibt sich aus der simulierten Wasserabscheidung.



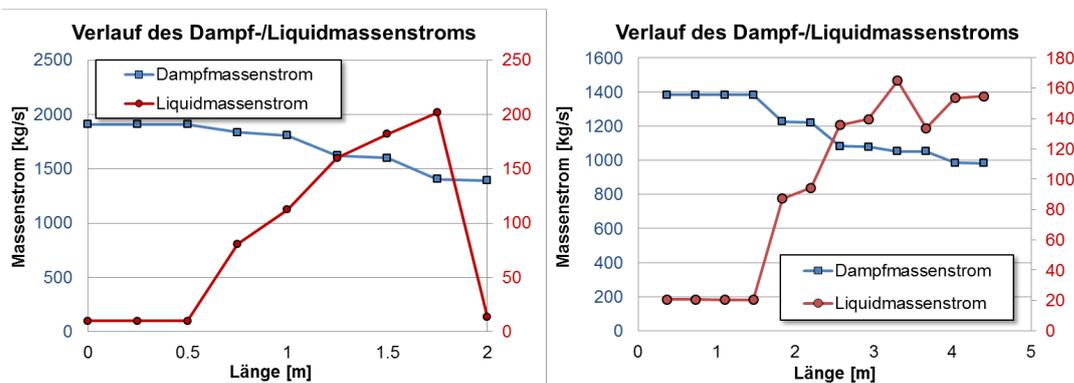
**Abb. 2.9** Druckverlauf im HD-Anteil (links) und ND-Anteil (rechts) der Turbine (zu  $t = 200$  s)



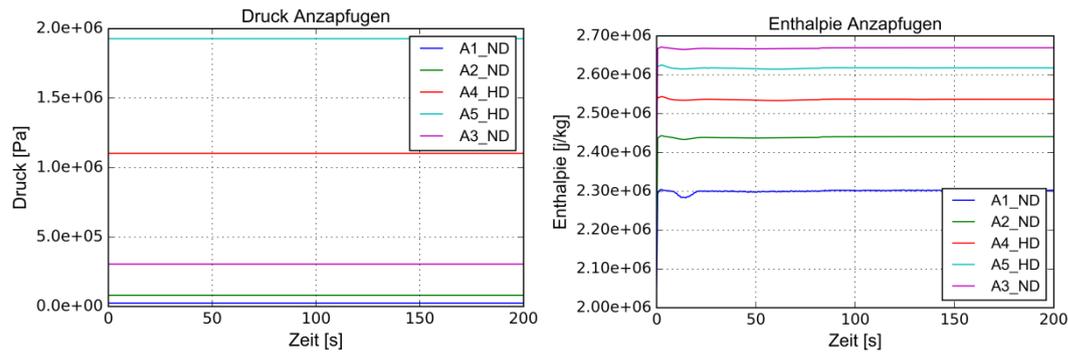
**Abb. 2.10** Enthalpieverlauf im HD-Anteil (links) und ND-Anteil (rechts) der Turbine (zu  $t = 200$  s)



**Abb. 2.11** Verlauf der Dampfqualität im HD-Anteil (links) und ND-Anteil (rechts) der Turbine (zu  $t = 200$  s)



**Abb. 2.12** Massenstrom des Liquids (rote Kurve) sowie des Dampfes (blaue Kurve) im HD-Anteil (links) und ND-Anteil (rechts) der Turbine (zu  $t = 200$  s)



**Abb. 2.13** Zeitlicher Verlauf – Druck (links) und Enthalpie (rechts) – für alle Turbinenanzapfungen

### 2.1.4 Implementierung des thermohydraulischen Modells in den Eingabedatensatz des KRB-II Analysesimulators

Vor der Implementierung des thermohydraulischen Turbinen- und Kondensatormodells im KRB-II-Datensatz wird der Fokus auf die Erstellung der Schnittstellen für die Kopplung des neuen thermohydraulischen Modells mit den vorhandenen thermohydraulischen sowie leittechnischen (GCSM) Modellen des Hauptkondensatsystems und der Vorwärmstrecken gelegt.

In diesem Sinne wurden Anpassungen an folgenden GCSM-Blöcken vorgenommen und durchgeführt:

- „RL\_VORW“: Simulation der Vorwärmstrecke im Hochdruckbereich;
- „RM\_VORW“: Simulation der Vorwärmstrecke im Niederdruckbereich;
- „RF04B101“: Simulation der Stützdampfregelung des Speisewasserbehälters;
- „RM-FLOW“: Simulation der Füllstandregelung der Verweil-, Vorrats- und Speisewasserbehälter;
- „LEIST\_REG“: Simulation der Blockleistungsregelung.

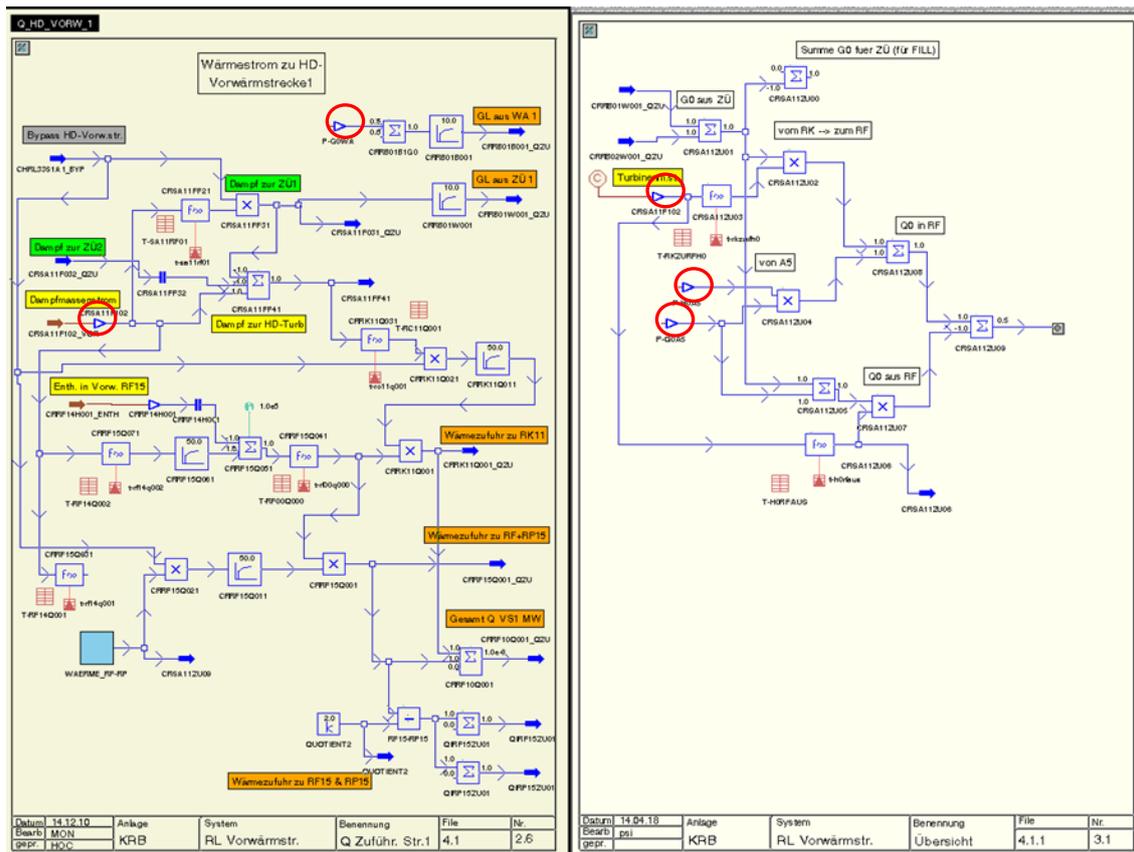
#### HD-Nebenkondensatsysteme RK/RP/RF

Der GCSM-Block „RL\_VORW“ besteht aus diversen Komponenten bzw. Subfunktionen, die für die Rechnung des Wärmestroms für den Wärmetauscher der HD-Vorwärmerstränge zuständig sind. Folgende Komponenten sind in diesem Block definiert:

- HD-Kondensatkühler RK11 und RK21B101: in jedem der beiden ZÜ-Kondensatkühler wird bei Vollast der Kondensatmassenstrom von ca. 68 kg/s von 280 °C auf 242 °C abgekühlt. Dabei erwärmt sich das Speisewasser mit einem Gesamtmassenstrom von ca. 2.070 kg/s von 212 °C auf ca. 215 °C.
- HD-Vorwärmer 5 RF15 und RF25B101: in jeden HD-Vorwärmer 5 strömen bei Vollast sowohl das Kondensat aus dem ZÜ-Kondensatkühler mit einem Massenstrom von ca. 68 kg/s und einer Temperatur von 242 °C als auch der Anzapfdampf der A5 mit einem Massenstrom von ca. 67 kg/s und einer Temperatur von 218 °C.
- HD-Kondensatkühler RP15 und RP25B101: das Kondensat der HD-Kondensatkühler hat bei Vollast an der Austrittsseite eine Temperatur von 191 °C. Das Speisewasser tritt mit einer Temperatur von 183 °C in die HD-Kondensatkühler ein.

Der GCSM-Block „RL\_VORW“ wurde so angepasst, dass die wesentlichen thermohydraulischen Größen (u. a. Massenstrom und Enthalpie des Fluides) aus dem entwickelten ATHLET Modell der Anzapfleitungen berücksichtigt werden können. Die thermohydraulischen Variablen wurden zuerst als Prozessvariablen im Datensatz definiert, um dann die Informationen aus den entsprechenden Thermo-Fluid-Objekten im GCSM-Block anwenden zu können.

In Abb. 2.14 ist eine Darstellung der Logik für die Rechnung des Wärmestroms zur HD-Vorwärmstrecke 1 (RK11B101 sowie RF15 bzw. RP15B101) im GCSM-Block „RL\_VORW“ gezeigt. Die rot gefärbten Kreise zeigen die implementierten Prozessvariablen aus dem Turbinenmodell in ATHLET.



**Abb. 2.14** Berechnung des Wärmestroms zur HD-Vorwärmstrecke 1 (hier nur für RK11B101 sowie RF15 bzw. RP15B101 gezeigt)

Die aus dem GCSM-Block „RL\_VORW“ berechneten Werte des Wärmestroms zu den HD-Kondensatkühlern RK11 und RK21B101, HD-Vorwärmer 5 RF15 und RF25B101 und HD-Kondensatkühler RP15 und RP25B101 wurden vor der Implementierung anhand einer einfachen Energie- und Massenbilanz-Berechnung im stationären Zustand geprüft. Die Werte aus dieser Energie- und Massenbilanz-Berechnung sind in Tab. 2.3 pro Wärmetauscher eingruppiert und für unterschiedliche Leistungsniveaus auf Basis der Daten aus /KSG 03/ ermittelt worden. Die rot gefärbten Zahlen wurden nach der Bearbeitung des GCSM-Blocks aus dem Turbinenmodell in ATHLET (TFO „S0-HPTAPA5“) abgeleitet. Die Zahlen in den grün markierten Feldern stellen die Werte des Wärmestroms für die Wärmetauscher RK, RF und RP für die unterschiedlichen Leistungsstufen dar und wurden für eine Plausibilitätsprüfung der Werte des Wärmestroms aus der ATHLET-Simulation benutzt.

**Tab. 2.3** Berechnung des Wärmestroms für Wärmetauscher RK, RF und RP

RK (Tab. T-RC11Q001)				
Leistung %	100	95	54	24
GO kg/s	135	133	104	59
Enth_in J/kg	1,236E+06	1,238E+06	1,249E+06	1,254E+06
Enth_out J/kg	1,043E+06	1,043E+06	9,730E+05	8,470E+05
Q (W)	2,606E+07	2,594E+07	2,870E+07	2,401E+07
W/m (3m)	8,685E+06	8,645E+06	9,568E+06	8,004E+06
zu CRRK11Q001				

RF+RP	vom RK				vom A5				Enth aus ATHLET!				Q_out			
Leistung %	100	95	54	24	100	95	54	24	100	95	54	24	100	95	54	24
GO kg/s	135	133	104	59	135	123	50	8	270	256	154	67	270	256	154	67
Enth J/kg	1,049E+06	1,043E+06	9,730E+05	8,470E+05	2,607E+06	2,607E+06	2,610E+06	2,616E+06	8,100E+05	8,000E+05	7,000E+05	5,500E+05	8,100E+05	8,000E+05	7,000E+05	5,500E+05
Q	1,416E+08	1,387E+08	1,012E+08	4,997E+07	3,519E+08	3,207E+08	1,305E+08	2,093E+07	2,187E+08	2,048E+08	1,078E+08	3,685E+07	2,187E+08	2,048E+08	1,078E+08	3,685E+07
DIFF									2,749E+08	2,546E+08	1,239E+08	3,405E+07	2,749E+08	2,546E+08	1,239E+08	3,405E+07
Q/2									1,374E+08	1,273E+08	6,195E+07	1,703E+07	1,374E+08	1,273E+08	6,195E+07	1,703E+07

Da ein thermohydraulisches Modell des Speisewassersystems für den KRB-Analysesimulator vorliegt, wurden die Werte des Wärmestroms direkt in den entsprechenden TFO implementiert. Die thermohydraulische Darstellung einer der zwei Stränge der HD-Vorwärmer ist in Abb. 2.15 gezeigt.

### ND-Nebenkondensatsysteme RH/RN

Der GCSM-Block „RM\_VORW“ besteht aus diversen Komponenten bzw. Subfunktionen, die für die Rechnung des Wärmestroms für den Wärmetauscher der ND-Vorwärmerstränge zuständig sind. Folgende Komponenten sind in diesem Block definiert:

- ND-Vorwärmer 3 RH23/33B101:  
In jeden ND-Vorwärmer 3 strömt bei Vollast ca. 45 kg/s Anzapfdampf der A3 mit einer Temperatur von 135 °C. Das Kondensat des Hilfsdampferzeugers sowie des Stopfbuchsdampferzeugers (insgesamt 2 kg/s) wurde in der Anzapfung A3 berücksichtigt. Das ND-Vorwärmerkondensat verlässt die ND-Vorwärmer 3 mit einer Temperatur von 133 °C. Es wird von den beiden Nebenkondensatpumpen gepumpt und dem Hauptkondensat hinter den ND-Vorwärmern 3 zugemischt. In den ND-Vorwärmern 3 wird das Hauptkondensat von 94 °C auf ca. 129 °C erwärmt. Der Hauptkondensatmassenstrom beträgt ca. 1.322 kg/s.
- ND-Vorwärmer 2 RH22/32B101:  
In jeden ND-Vorwärmer 2 gelangen bei Vollast ca. 49 kg/s Anzapfdampf der A2. Die Temperatur des Dampfes beträgt ca. 100 °C. Das Hauptkondensat wird in den ND-Vorwärmern 2 von 60 °C auf ca. 94 °C erwärmt.
- Die ND-Vorwärmer 1 RH21/31B101:  
In jeden ND-Vorwärmer 1 strömen bei Vollast ca. 13 kg/s Anzapfdampf der A1 mit



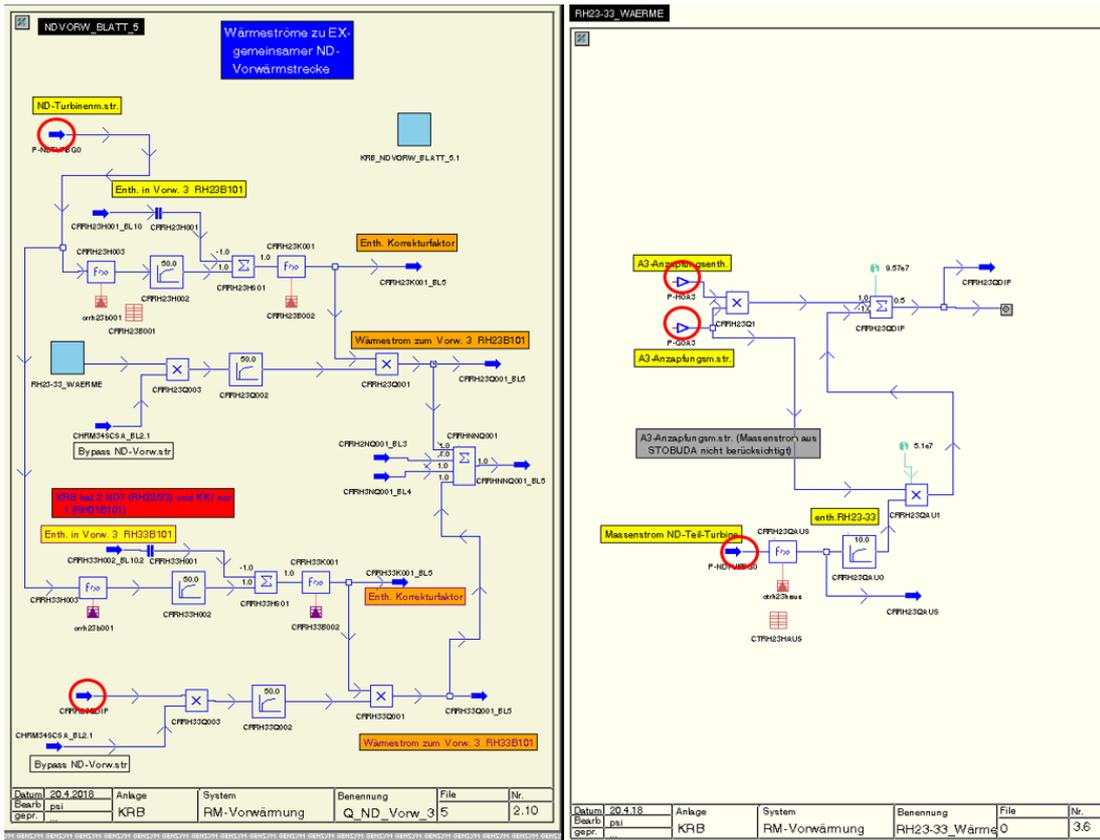


Abb. 2.16 Berechnung des Wärmestroms zur ND-Vorwärmstrecke 3 (RH23/33B101)



## **Speisewasserbehälter RF04B101**

Das über die ND-Vorwärmer geleitete Hauptkondensat gelangt, mit dem vorwärtsgepumpten Nebenkondensat der ND-Vorwärmer 3, über fünf Sprühentgaserköpfe in den Speisewasserbehälter.

Im Datensatz des Analysesimulators KRB wurde ein thermohydraulisches Modell des Speisewasserbehälters im Rahmen des BMU-Vorhabens 3608R01330 /DRÄ 11/ weiterentwickelt. Die Regelung des Füllstandes im Speisewasserbehälter erfolgt anhand der Logik im GCSM-Block „RM-FLOW“. Die Mengenbilanz des Speisewasserbehälters zeigt, dass bei Nennleistung die Hauptkondensatmenge (RM) mit ca. 1.393 kg/s den größten Anteil der eingespeisten Menge darstellt. Diese Hauptkondensatmenge setzt sich zusammen aus der RM-Menge über die Ablaufregelventile von ca. 1.290 kg/s und der RN-Nebenkondensatmenge von ca. 103 kg/s. Von den Wasserabscheiderbehältern werden ca. 218 kg/s in den Speisewasserbehälter gefördert. Die Kondensatmenge der HD-Vorwärmer RP beträgt ca. 279 kg/s. Über die Anzapfung A4 gelangt eine Anzapfdampfmenge von ca. 180 kg/s in den Speisewasserbehälter.

Die Stützdampfregelung des Speisewasserbehälters ist im GCSM-Block „RF04B101“ implementiert. Die Stützbedampfung des Speisewasserbehälters ist in allen Betriebssituationen erforderlich, in denen der Druck der Anzapfung A4 der HD-Turbine kleiner ist als der Soll-Druck der Stützdampfregelung von 2.0 bar (absolut). Ist die Turbine außer Betrieb oder befindet sich der Turbosatz im Schwachlastbetrieb steht kein oder nicht genügend Anzapfdampfdruck für die Vorwärmung des Speisewassers zur Verfügung. Die Stützdampfregelung hat in diesem Betriebszustand die Aufgabe, den Druck im Speisewasserbehälter auf 2 bar (absolut) zu regeln. Hierdurch wird das Speisewasser im Speisewasserbehälter auf ca. 120 °C aufgewärmt. Ab einer Generatorleistung von ca. 20 % steigt der Druck in der Anzapfung A4 über 2 bar und übernimmt die Bedampfung des Speisewasserbehälters. Bei Nennleistung beträgt der Druck im Speisewasserbehälter ca. 10.3 bar und die Temperatur ca. 180 °C.

Die GCSM Blöcke „RF04B101“ und „RM-FLOW“ wurden angepasst, um die wesentlichen thermohydraulischen Größen (u. a. Massenstrom und Enthalpie des Fluides) aus dem entwickelten ATHLET Modell der Anzapfung A4 und des Wasserabscheiders zu berücksichtigen.

In Abb. 2.17 ist eine Darstellung der Logik für die Berechnung des Massen- bzw. Wärmestroms zum Speisewasserbehälter gezeigt. Die rot gefärbten Kreise zeigen die implementierten Prozessvariablen aus dem Turbinenmodell in ATHLET.

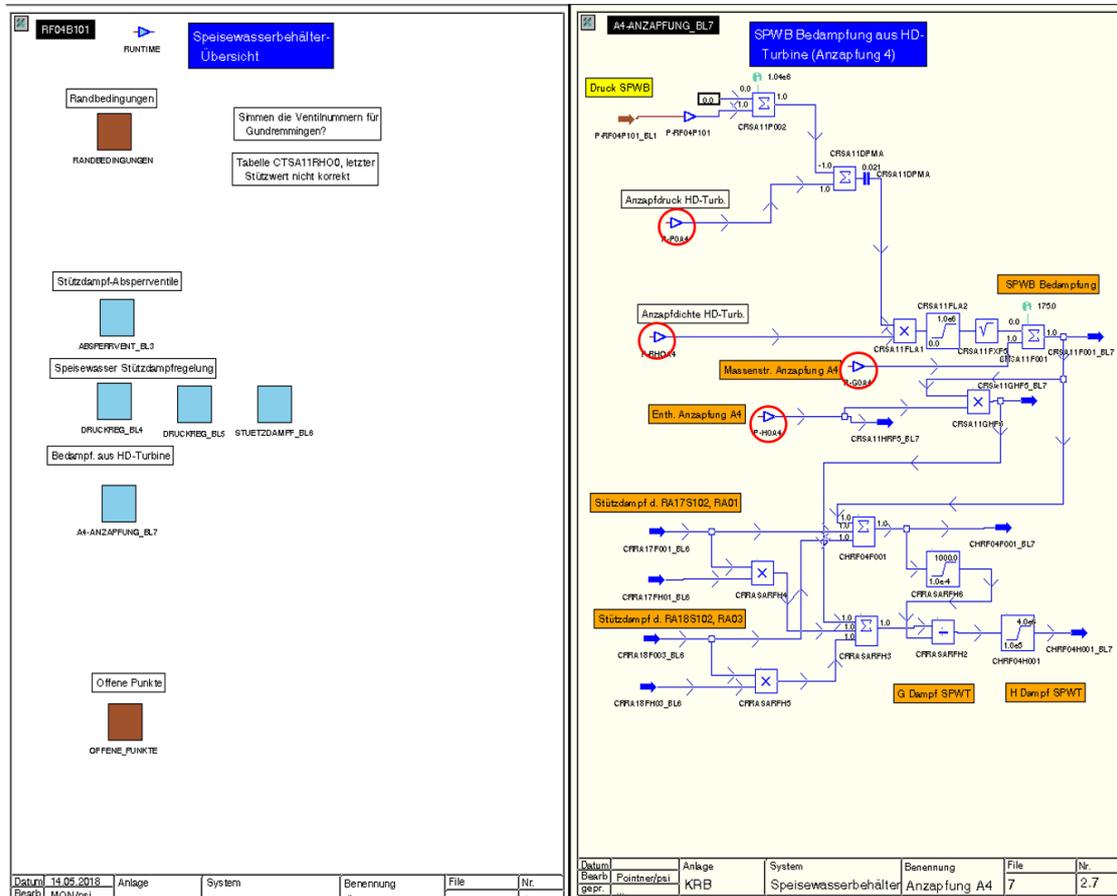


Abb. 2.17 Modellierung Massen- bzw. Wärmestrom für den Speisewasserbehälter

### Blockleistungsregelung

Die Blockleistungsregelung setzt sich aus den folgenden übergreifenden und zusammenwirkenden Regelkreisen zusammen:

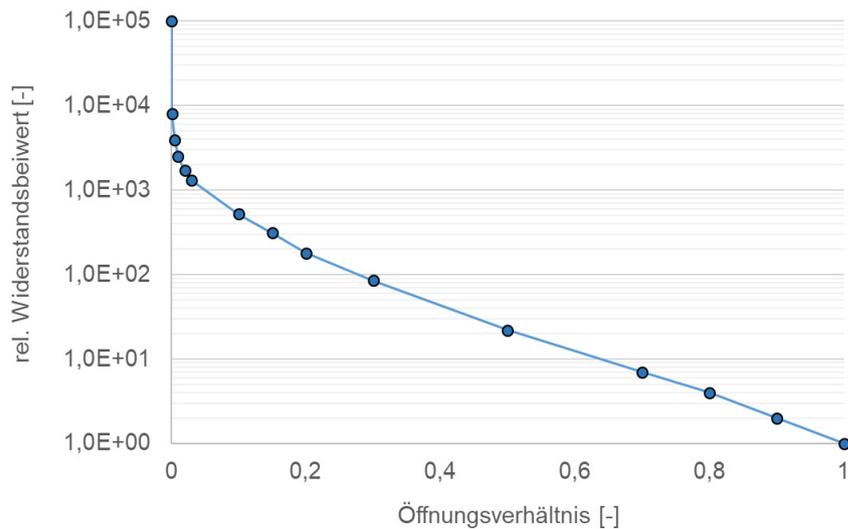
- Reaktordruckregelung;
- Turbinendrehzahlregelung;
- Leistungsregelung;
- Reaktorleistungsregelung;
- Turbinenöffnungsregelung;
- Umleitöffnungsregelung.

Die logischen Verknüpfungen jeder Regelkette sind im GCSM Block „LEIST\_REG“ nachgebildet, wobei für die Turbinendrehzahl- und Turbinenöffnungsregelung eine vereinfachte Darstellung vorliegt. Für die Implementierung des Turbinenmodells im Eingabedatensatz wurden Anpassungen an die Reaktordruckregelung bzw. Turbinenöffnungsregelung vorgenommen und durchgeführt.

Die Reaktordruckregelung reagiert nun auf die veränderte Leistung bzw. das veränderte Dampfangebot und stellt eine entsprechende Dampfabfuhr aus dem Reaktor ein, um den Reaktordruck konstant zu halten. Stellglieder für die Dampfabfuhr sind die Turbinen- und/oder die Umleitstellventile. Jede Leistungsänderung führt durch eine Erhöhung oder Verminderung der Dampfblasenproduktion zu einer Druckänderung. Jede Druckänderung hat über die Veränderung des Dampfblasengehalts im Kern Neutronenfluss- bzw. Leistungsänderungen zur Folge.

Die im KRB-Analysesimulator vorhandene Implementierung der Reaktordruckregelung besteht aus Funktionen, die die Berechnung des Dampfmassenstroms im GCSM ermöglichen. Die Veränderung des Massenstroms aufgrund einer angepassten Stellung der Turbinenregelventile bzw. Umleitstellventile erfolgt anhand der Anwendung von Bausteinen (sog. „Funktionsgeneratoren“), die eine direkte Abhängigkeit zwischen der Position der Spindel und dem Massenstrom erlaubt. Der vom GCSM berechnete Massenstrom wird letztendlich in sog. FILL-Objekten von ATHLET berücksichtigt und entsprechend aus den Dampfleitungen entnommen.

Die Implementierung des thermohydraulischen Turbinenmodells im KRB-Datensatz erforderte eine Anpassung dieser Vorgehensweise, um den Dampfmassenstrom in jeder Frischdampfleitung direkt von ATHLET berechnen zu lassen. Vier Turbinenregelventile wurden thermohydraulisch im Datensatz neu implementiert. Für jedes Ventil wurde eine Widerstandskennlinie implementiert (siehe Abb. 2.18), auf deren Basis die Dampfmassenströme aus den Leitungen von ATHLET berechnet werden können.

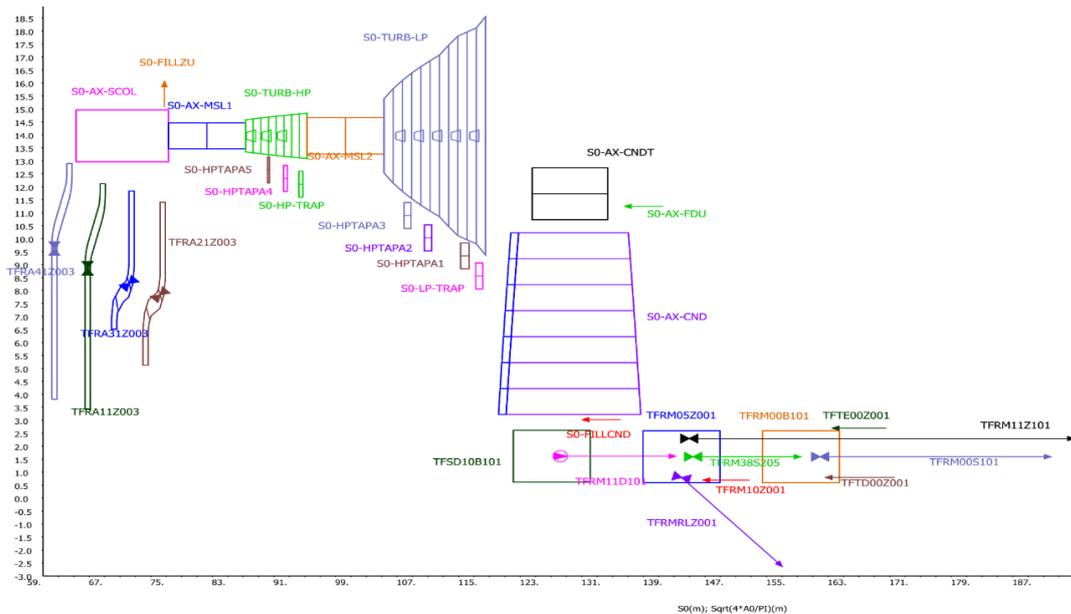


**Abb. 2.18** Widerstandskennlinie für neu implementierte Turbinenregelventile

Vor der Implementierung des Turbinenmodells in ATHLET wurden noch Anpassungen im Kondensatorbereich durchgeführt, um das Modell zu vervollständigen bzw. zu verfeinern.

Da ein Gemischspiegel des im ATHLET vorhandenen Kondensatormodells nicht simulierbar ist, wurde für die Ermittlung des Kondensatorfüllstandes eine Funktion im GCSM-Block „RM\_VORW“ geschaffen, die auf Basis der im Kondensator ein- und ausströmenden Masse eine Höhe des Wasser-Füllstandes ableitet. Die somit ermittelte Variable wurde als Verweilbehälter-Istwert für die Füllstandregelung verwendet.

In Abb. 2.19 ist die Darstellung des im KRB-Analysesimulator-Datensatz implementierten Turbinen- und Kondensatormodells gezeigt.



**Abb. 2.19** Thermohydraulische Nachbildung des im KRB-Analysesimulator-Datensatz implementierten Turbinen- und Kondensatormodells

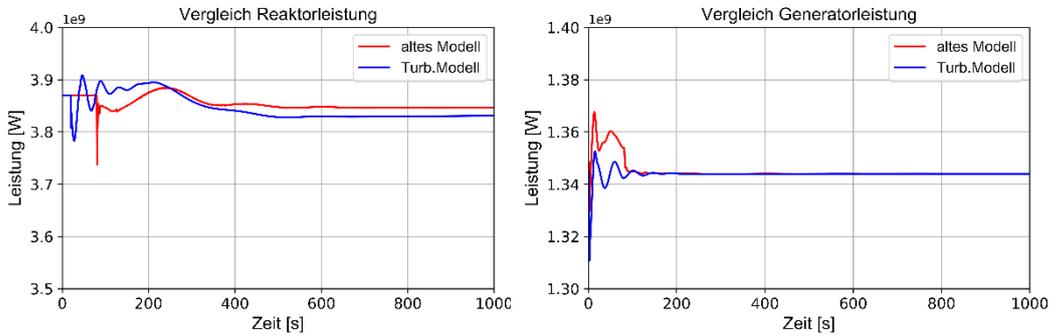
Nach einer ersten Testrechnung wurden Druckschwankungen im Kondensatorbereich beobachtet. Gründe dafür waren die grobe Nodalisierung des Kondensator-Objekts (TFO „S0-AX-CND“) und das Erreichen der kritischen Strömung in der letzten Turbinenstufe. Nach der Anpassung der Strömungsfläche am Ende des ND-Anteils der Turbine und der Nodalisierung des Kondensators (insgesamt in sieben Knoten verteilt) wurden weitere Test-Rechnungen durchgeführt.

Bei der ersten Anwendung des Turbinen- und Kondensatormodells im KRB-Datensatz hat sich gezeigt, dass die berechnete Reaktorleistung sich nach der Einschwingphase auf einen Wert von 3790 MW stabilisiert hat, welcher ungefähr 98,5 % der Nennleistung entspricht.

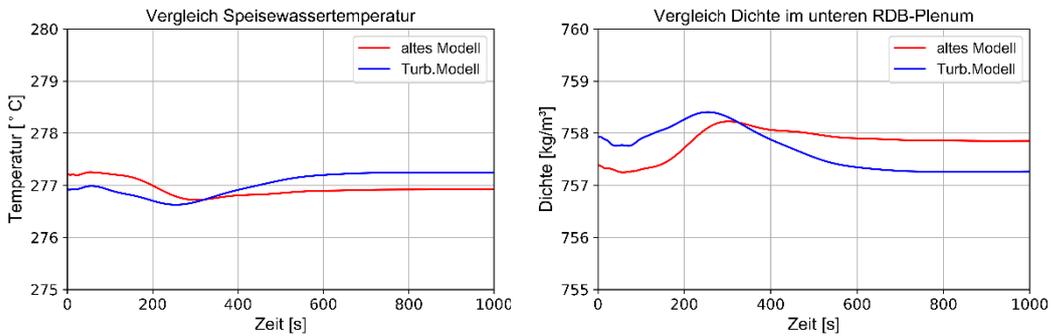
Grund der Abweichung zum Nennwert war die fehlerhafte Übertragung der Wärme aus der Anzapfung A5 an den Thermofluid-Objekten (TFO) im Speisewassersystem, welche dazu geführt hat, dass eine zu hohe Temperatur des Speisewassers berechnet wurde.

Nach der Anpassung der Wärmeübertragung wurde eine Testrechnung erneut gestartet. Ein Vergleich zwischen den Ergebnissen der Testrechnung mit (blaue Kurve) und ohne (rote Kurve) Berücksichtigung des neuen Turbinen- und Kondensatormodells sind in Abb. 2.20 und Abb. 2.21 dargestellt. Der Reaktorleistung stabilisiert sich auf einen Wert von ca. 3835 MW, welcher 99,8 % der Nennleistung entspricht.

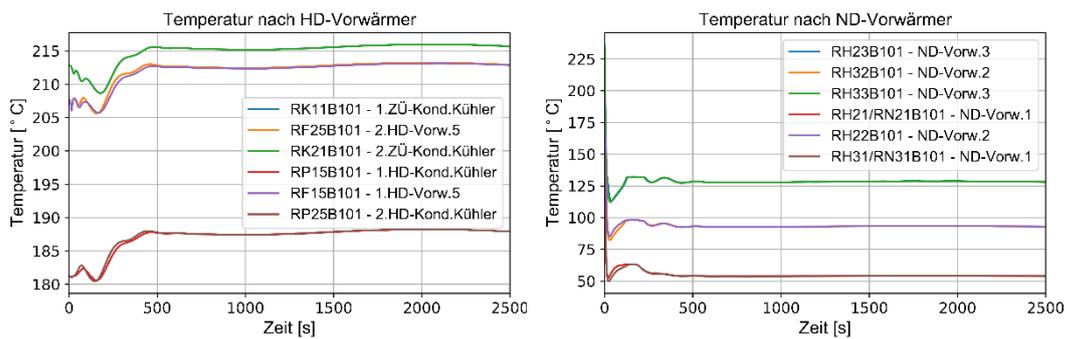
Die Abb. 2.22 zeigt den Verlauf der Speisewassertemperatur nach den Vorwärmern im Hochdruck- (links) und Niederdruckbereich (rechts) nach der Anpassung der Wärmeübertragung in den TFOs des Speisewassersystems.



**Abb. 2.20** Reaktorleistung (links) und Generatorleistung (rechts) mit und ohne Turbinen- und Kondensatormodell



**Abb. 2.21** Speisewassertemperatur (links) und Dichte im unteren RDB-Plenum (rechts) mit und ohne Turbinen- und Kondensatormodell



**Abb. 2.22** Speisewassertemperatur nach der HD-Vorwärmstrecke (links) bzw. ND-Vorwärmstrecke (rechts) mit Turbinen- und Kondensatormodell

Um die Fähigkeit des thermohydraulischen Turbinen- und Kondensatormodells bei der Berechnung bzw. Darstellung unterschiedlicher Anlagenzustände prüfen zu können, wurden drei Simulationen durchgeführt, in der ein Abfahren der Anlage unterstellt wurde.

Folgende Zielwerte für die Generatorleistung wurden für die drei Rechnungen berücksichtigt:

- Simulation 1: 100 % → 95 % (Zielwert  $P_{\text{gen}} = 1276 \text{ MW}$ )
- Simulation 2: 100 % → 54 % (Zielwert  $P_{\text{gen}} = 725 \text{ MW}$ )
- Simulation 3: 100 % → 20 % (Zielwert  $P_{\text{gen}} = 269 \text{ MW}$ )

Der Abfahrvorgang der Gesamtanlage, ausgehend von 100 % Leistung und Nenndruck des RDB, wurde aus dem BHB Teil 2, Kapitel 3.4 abgeleitet. Die Ergebnisse der Rechnungen sind in Abb. 2.23, Abb. 2.24 und Abb. 2.25 gezeigt. Sowohl die Reaktor- als auch die Generatorleistung sind für jede Rechnung dargestellt.

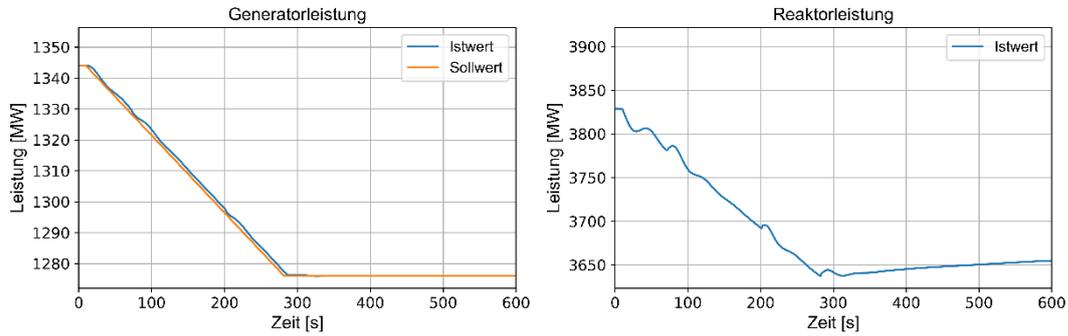
Zu Beginn der Leistungsabsenkung wurde für alle drei Simulationen der URK-Umschalt- punkt unter die zu erwartende Leistung bei Mindestdrehzahl der Kühlmittelumwälzpum- pen (KUP) eingestellt (< 58 %). Damit wurde vermieden, dass die KUP nach Umschal- tung auf den Steuerstabregler am eingestellten URK-Umschalt- punkt durch den Eingriff der Reaktorleistungsbegrenzung ungewollt auf Mindestdrehzahl abgefahren werden.

Der Leistungsgradient beträgt für alle Rechnungen ca. 15 MW/min. Die Reaktorleistung wird für die drei Fälle zu Beginn durch die Reduktion der Drehzahl der KUP abgesenkt. Dieses geschieht mit dem Pumpenregler. Beim Erreichen der Mindestdrehzahl von  $600 \text{ min}^{-1}$  erfolgt die Reduktion der Reaktorleistung durch das Einfahren der Steuerstäbe mit dem im Analysesimulator implementierten Steuerstabfahrrechner in der Betriebsart „GR“.

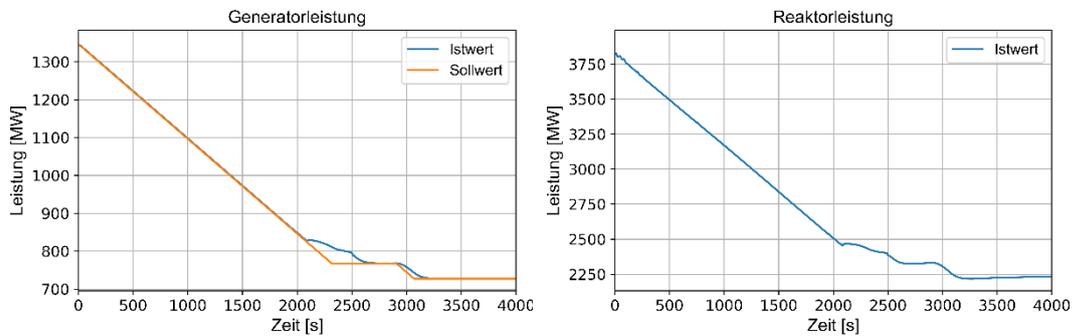
In der Simulation 3 wurde außerdem die zweite Speisewasserpumpe beim Unterschrei- ten der Frischdampfmenge von ca. 650 kg/s außer Betrieb genommen.

Um die Ergebnisse der Rechnungen qualitativ zu prüfen, wurde eine Gegenüberstellung der Parameter Druck und Enthalpie mit den Werten aus den Wärmeschaltplänen durch- geführt. Tab. 2.5 fasst die Werte von Druck und Enthalpie an verschiedenen Stellen im Wasserdampf-Kreislauf zusammen. In der Spalte wird für jedes Leistungsniveau eine relative Abweichung zu dem Wert aus dem Wärmeschaltplan berechnet. Ein negatives Vorzeichen bedeutet, dass der berechnete Wert aus dem Analysesimulator höher als der Referenzwert aus dem Wärmeschaltplan ist. Die Ergebnisse zeigen eine gute Über- einstimmung der Druck- und Enthalpie-Werte für die verschiedenen Leistungen. Grö- ßere Abweichungen für den Druck zeigen sich im Kondensatorbereich, bei dem die

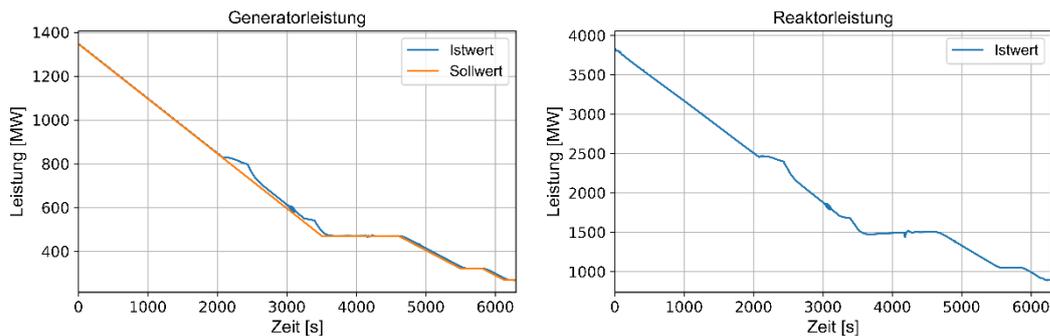
Werte überschätzt werden. Die Enthalpie-Werte aus den Rechnungen werden im Bereich der Kondensatpumpen im Vergleich zu den Referenzwerten unterschätzt.



**Abb. 2.23** Reaktor- (links) und Generatorleistung (rechts) für die Rechnung „Abfahren der Anlage auf 95 %“



**Abb. 2.24** Reaktor- (links) und Generatorleistung (rechts) für die Rechnung „Abfahren der Anlage auf 54 %“



**Abb. 2.25** Reaktor- (links) und Generatorleistung (rechts) für die Rechnung „Abfahren der Anlage auf 20 %“

**Tab. 2.5** Vergleich der Simulationsergebnisse (Druck und Enthalpie) mit den Daten aus dem Wärmeschaltplan /KSG 03/

	Leistung 100%			Leistung 95%			Leistung 54%			Leistung 20%		
	ATHLET-Sim.	Wärmesch.plan	Rel. Abw. (%)	ATHLET-Sim.	Wärmesch.plan	Rel. Abw. (%)	ATHLET-Sim.	Wärmesch.plan	Rel. Abw. (%)	ATHLET-Sim.	Wärmesch.plan	Rel. Abw. (%)
Druck [bar]	RDB aus	70,6	0,014	70,6	70,6	0,014	70,6	70,6	0,014	70,6	70,6	0,014
	HD_Turb_in	65,94	1,699	68,2	67,44	-1,127	69,81	69,58	-0,331	70,47	70,45	-0,028
	A5	22,47	0,178	21,36	21,32	-0,188	12,22	12,09	-1,075	4,46	4,63	3,672
	A4	11,61	-0,433	11,07	10,99	-0,728	6,53	6,48	-0,772	2,5	2,62	4,580
	ND_Turb_in	11,41	-7,237	10,87	10,11	-7,517	6,39	5,96	-7,215	2,43	2,41	-0,830
	A3	3,11	-0,323	2,97	2,94	-1,020	1,69	1,72	1,744	0,667	0,678	1,622
	A2	1,03	0,000	0,98	0,976	-0,410	0,59	0,58	-1,724	0,24	0,24	0,000
	A1	0,249	0,258	0,249	0,246	-1,220	0,143	0,148	3,378	0,091	-	-
	Kondens_in	0,1266	0,0863	-46,698	0,121	0,0826	-46,489	0,0937	0,0573	-63,525	0,0558	0,0626
	SpeiseW Beh.	10,69	-3,786	9,98	9,8	-1,837	5,58	5,7	2,105	3,46	2,25	-53,778
	SpeiseW Pp	80,28	0,889	80,07	80,7	0,781	75,18	78,5	4,229	73,27	77,6	5,580
	RDB aus	2770,4	-0,025	2770,6	2769,7	-0,032	2771,7	2769,7	-0,072	2771,5	2769,7	-0,065
	HD_Turb_in	2768,6	0,025	2768,7	2769,2	0,018	2771,1	2768,9	-0,079	2768,6	2767,7	-0,033
	A5	2621,28	-0,532	2619,3	2607,7	-0,445	2616,9	2610,5	-0,245	2623,9	2616,6	-0,279
	A4	2540,2	-1,102	2540,7	2513,2	-1,094	2544,7	2522,2	-0,892	2561,8	2537,1	-0,974
	ND_Turb_in	2846,5	2,447	2834,4	2920,8	2,958	2842,7	2950,1	3,641	2846,2	2997,8	5,057
	A3	2708,2	-0,052	2705,7	2709,3	0,133	2688,2	2730,6	1,553	2676,8	2765,3	3,200
A2	2571,3	-0,891	2567	2551	-0,627	2586,2	2572,7	-0,525	2591,4	2607,5	0,617	
A1	2390,4	2,564	2393,3	2456,6	2,577	2404,5	2527,6	4,870	220,8	-	-	
Kondens_in	2208,7	5,776	2216	2343,9	5,457	2281	2350,5	2,957	2375,1	2343,9	-1,331	
Kondens_Pp	165,9	13,459	165,9	188,9	12,176	165,9	171,1	3,039	165,9	183,4	9,542	
ND-Vorw.1	223,2	11,040	219,2	247,1	11,291	194,7	210,5	7,506	136,9	186,2	26,477	
ND-Vorw.2	410,8	-3,685	405,1	391,3	-3,527	353	340,9	-3,549	284,7	259,3	-9,796	
ND-Vorw.3	564,7	-4,092	557,9	535,9	-4,105	487	469,7	-3,683	399,5	363,9	-9,783	
SpeiseW Beh.	771,4	-1,119	761,2	758,8	-0,316	651,4	662,1	1,616	557,6	521	-7,025	
SpeiseW Pp	782,6	-0,527	769,3	768,6	-0,091	658,9	673,4	2,153	571	544,1	-4,944	
HD-Vorw.5	910,8	0,011	894,8	899,4	0,511	765,1	786,9	2,770	628,2	622,7	-0,883	
ZÜ-Kond Kühler	923,6	-0,054	908,3	912,7	0,482	791,1	812,8	2,670	690,2	679,1	-1,635	

Das thermohydraulische Modell wurde im Bereich der FD-Umleitstation erweitert. Die im ursprünglichen Modell vorhandenen FILL-Objekte für die Simulation des umgeleiteten Dampfstroms im Kondensator wurden mit einem Ventil-Modell in ATHLET ersetzt. In Abb. 2.26 sind die nachgebildeten Ventile der Umleitstation dargestellt. Außerdem wurden die FD-Leitungen mit dem Kondensator (TF-Objekt „S0-AX-CNDT“) thermohydraulisch verknüpft. Mit dieser Modellierung wird der Dampfmassenstrom zum Kondensator von ATHLET abhängig von der Druckdifferenz zwischen FD-Leitung und Kondensator entsprechend der Umleitventilposition realistisch berechnet.

In Abb. 2.27 ist die implementierte Widerstandskennlinie für die Umleitstellventile gezeigt.

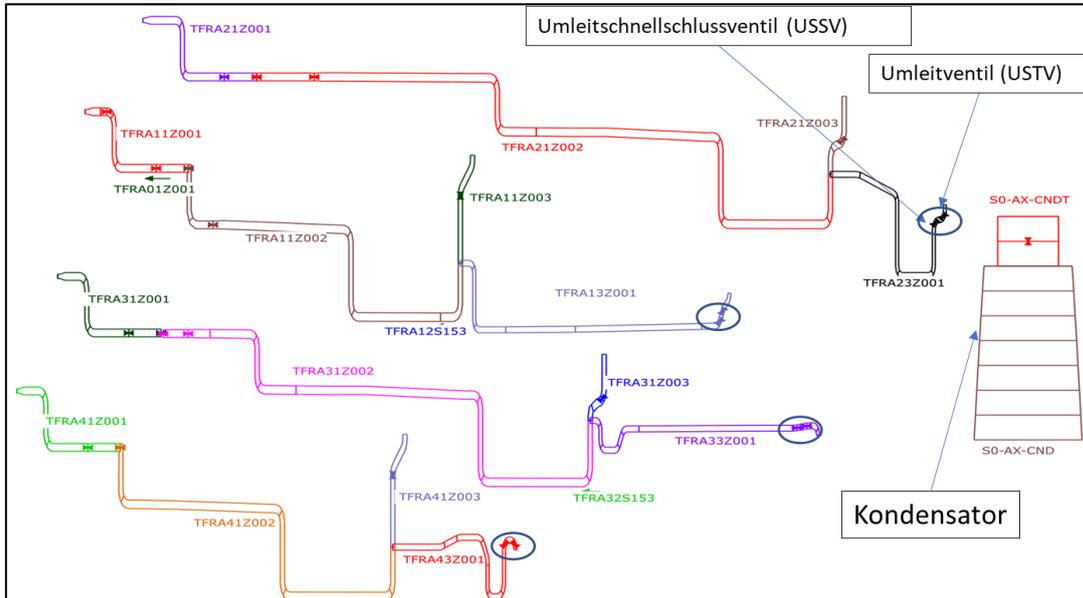
Nach der Verfeinerung der thermohydraulischen Modellierung durch die Implementierung der FD-Umleitstation mit einem Ventil-Modell in ATHLET wurde ein Modell des Einspritzwassers in GCSM entwickelt, um den Effekt der Absenkung der Energie des umgeleiteten Dampfes beim Eintritt in den Kondensator zu berücksichtigen bzw. zu simulieren.

Das GCSM-Modell wurde mit Hilfe des GRS-Tools AGM entwickelt. Eine Darstellung der implementierten Regelung für die Berechnung des Massenstroms für jede Dampfleitung zum Kondensator ist in Abb. 2.28 gezeigt. Die geometrischen Eigenschaften der Einspritzwasserstation wurden aus Tabelle 3 der Systembeschreibung der Umleiteinrichtung der Anlage Krümmel /KKK 07/ abgeleitet. Anhand der KRB-II spezifischen Beschreibung des Umleitdampfsystems in /KRB 83/ kann abgeleitet werden, dass die Informationen im Dokument /KKK 07/ über die Schaltung des Systems für die Modellierung im KRB-II Analysesimulator anwendbar sind.

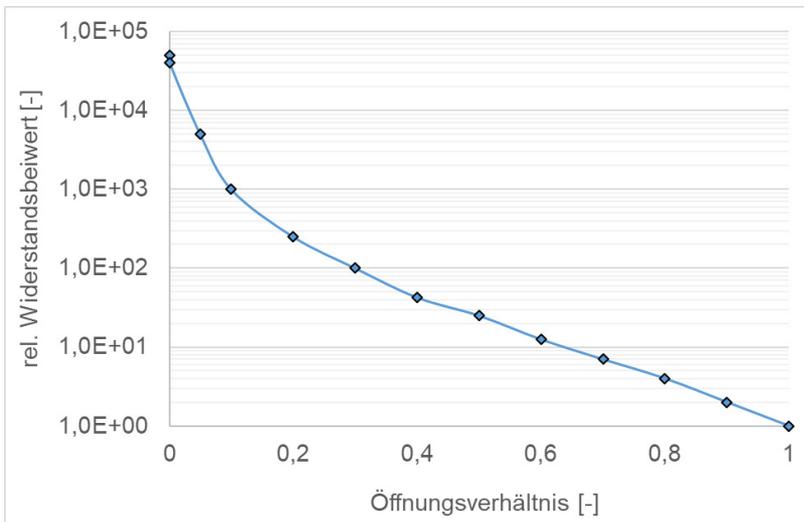
Im entwickelten Modell wird der Massenstrom vom Einspritzwasser abhängig von der Stellung der Ventile in der Umleitdampfstation und vom Druck nach den Hauptkondensatpumpen berechnet.

Der in GCSM berechnete Massenstrom wird an den FILL-Objekten im thermohydraulischen Modell weitergegeben. Das ATHLET-Sprühkondensationsmodell wird in diesem Zusammenhang für alle FILL-Objekte angewendet. Es geht hiermit um die Berücksichtigung des Kondensationsphänomens von Dampf an der Sprayoberfläche. Als Benutzerangabe wird die mittlere Tropfengröße im Datensatz (Control Word INJECTION und

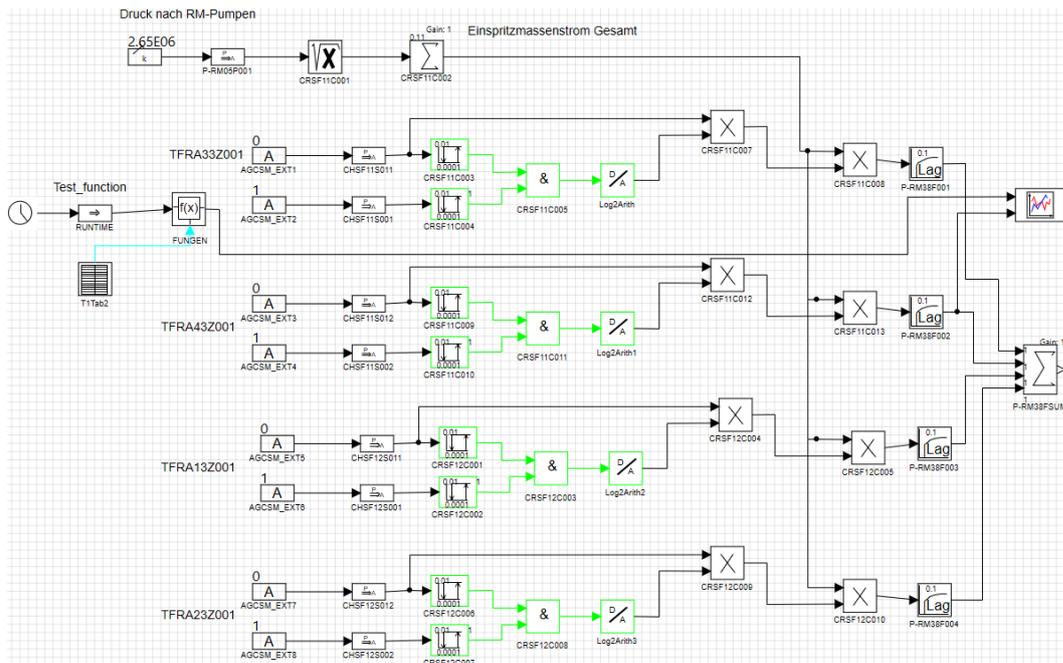
Pseudo-Keyword SPRAY) angegeben. Neben der Berechnung der Zwischenphasenfläche wird auch im Drift-Modell eine Spray-spezifische Relativgeschwindigkeit zwischen Wassertropfen und Dampfatmosfera ermittelt.



**Abb. 2.26** Thermohydraulisches Modell der Frischdampfleitungen



**Abb. 2.27** Widerstandskennlinie für die Umleitstellventile (USTV)



**Abb. 2.28** Darstellung des entwickelten Modells für die Berechnung des Einspritzwas-ser-Massenstroms im KRB-II Analysesimulator

### 2.1.5 Anwendung des neuen thermohydraulischen Turbinen- und Kondensatormodells anhand der Simulation einer Transiente

Zum Verifizierungszweck des neuen thermohydraulischen Turbinen- und Kondensatormodells wurden mit dem KRB-Analysesimulator zwei Simulationen durchgeführt. Eine Fehlfunktion im Wasser-Dampf-Kreislauf wurde für die zwei Fälle unterstellt, die zur Fehlanregung einer Armatur der Frischdampf-Umleitstation bzw. zum Fehlschließen von zwei Turbinen-Schnellschlussventilen führt. Beim ersten Fall handelt es sich um ein Ereignis der Sicherheitsebene 2 (siehe S2-01 in Tab. 5.2 von /SIA 15/), beim zweiten Fall stattdessen um ein Ereignis der Sicherheitsebene 3 (siehe S3-01 in Tab. 5.2 von /SIA 15/).

Vor der Auslösung der Transiente wurde mit dem Analysesimulator eine Rechnung bei Vollast für eine Einschwingzeit von 1500 s durchgeführt. Eine Gegenüberstellung der von ATHLET berechneten Werte der wesentlichen Anlagengröße mit den Referenzwerten aus /KRB 07/ ist in Tab. 2.6 dargestellt.

**Tab. 2.6** Werte der wesentlichen Anlagenparameter für die Testrechnung (zu  $t = 1500 \text{ s}$ )

Parameter	Referenzwert /KRB 07/	Berechneter Wert
Reaktorleistung	3840 MW	3835 MW (99.8 %)
Generatorleistung (Brutto)	1344 MW	1344 MW (100 %)
Druck am RDB-Austritt	70,6 bar	70,6 bar
Sattdampftemperatur am RDB-Austritt	286 °C	285,5 °C
RDB-Füllstand	14,60 m	14,60 m
Speisewassertemperatur	215 °C	215,3 °C
Dampfmenge am RDB-Austritt	2076 kg/s	2060 kg/s
Durchflussmenge durch den Kern	14300 kg/s	14692 kg/s

### 2.1.5.1 Fall 1: Fehlanregung einer Armatur der Frischdampf-Umleitstation

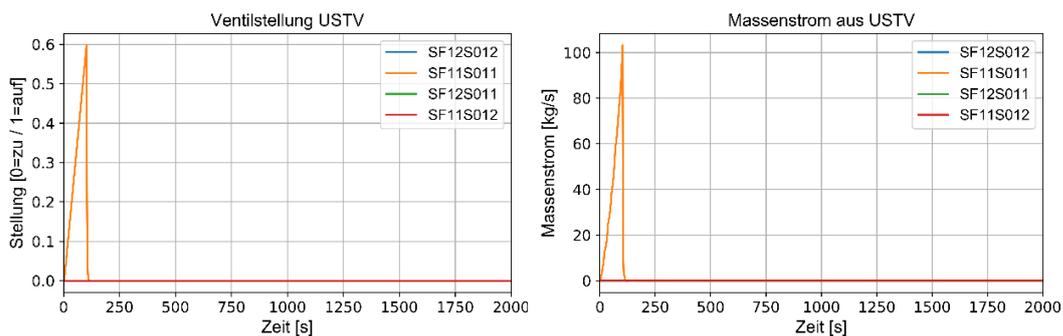
In Abbildungen Abb. 2.29 bis Abb. 2.35 sind die Verläufe der wesentlichen Anlageparameter für die Testrechnung (Ereignis der Sicherheitsebene 2) geplottet. Hierbei wurde durch eine Fehlanregung in der Logik das Umleitstellventil (USTV) SF11S011 mit einem Gradient von 0,6 %/s für ca. 100 s geöffnet (siehe Abb. 2.29). Der langsame Gradient wurde so ausgewählt, um die Auslösung der Reaktorschnellabschaltung (RESA) durch das Erreichen des Kriteriums „Durchsatz in den Frischdampfleitungen > 120 %“ zu verhindern. Ein fehlerhaftes vollständiges Öffnen eines Umleitstellventils würde einen starken und schnellen Anstieg des Frischdampfstromes und damit eine schnelle Absenkung des Reaktordruckes zur Folge haben. Der auftretende Maximalwert des Dampfstromes am RDB-Stutzen ist umso größer, je höher die Reaktorleistung bei Eintritt des Störfalles ist. Durch das Erreichen des Kriteriums „Durchsatz in den Frischdampfleitungen > 120 %“ würden das RESA-Signal und der Durchdringungsabschluss angeregt. Der Störfall würde damit dem „Ausfall der Hauptwärmesenke“ entsprechen.

Durch den geringeren Öffnungsgradient des Ventils steigt der Dampfmassenstrom in Richtung Kondensator nur langsam (siehe Abb. 2.29 rechts). In der ersten Phase der Transiente ist die Druckabsenkung im RDB nicht ausgeprägt, da die Turbinenstellventile (TSV) den Druck-Istwert auf den Sollwert von ca. 70.6 bar regeln können (siehe Abb. 2.32). Nach der Fehlöffnung des Umleitventils werden zur Regelung des RDB-Druckes die Turbinenregelventile leicht zugefahren (siehe Abb. 2.30).

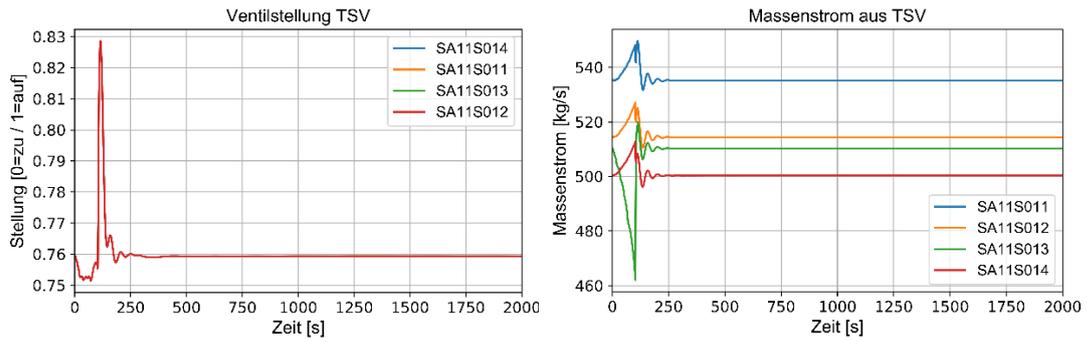
Die Absenkung des Dampfstroms durch die Turbine verursacht eine Absenkung der Generatorleistung (siehe Abb. 2.31). Um den Istwert der Generatorleistung an dem Sollwert weiter halten zu können, wird durch die Blockleistungsregelung die Drehzahl der Zwangsumwälzpumpen (ZUP) und somit der Kerndurchsatz erhöht (siehe linker Plot in Abb. 2.33). Das führt zu einer Erhöhung der Reaktorleistung.

Nach dem Öffnen des Umleitventils SF11S011 wird das Einspritzwasser am Ende der Leitung, wo die FD-Umleitstation sitzt, eingespeist (siehe Abb. 2.34). Die Kondensation des Dampfes verursacht keinen bemerkbaren Anstieg der Temperatur im Kondensatorbereich und der Druck am Ende der Frischdampfleitungen nach dem Umleitventil stieg auf einen maximalen Wert von ca. 2.3 bar (siehe Abb. 2.36).

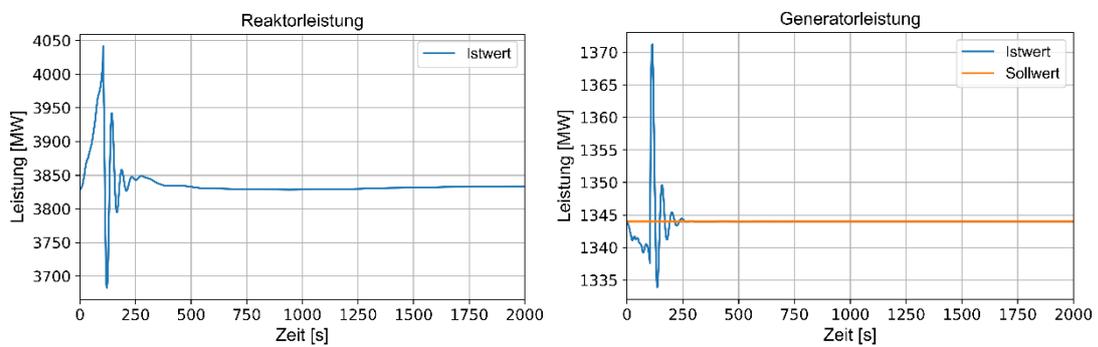
Das Schließen des Umleitventils erfolgt ca. 100 s nach Beginn der Transiente und verursacht eine Druckschwankung, welche von der Druckregelung durch das Öffnen der Turbinenstellventile gedämpft wurde. Im weiteren Transientenverlauf stabilisieren sich die wesentlichen Anlagenparameter auf die Volllast-Werte.



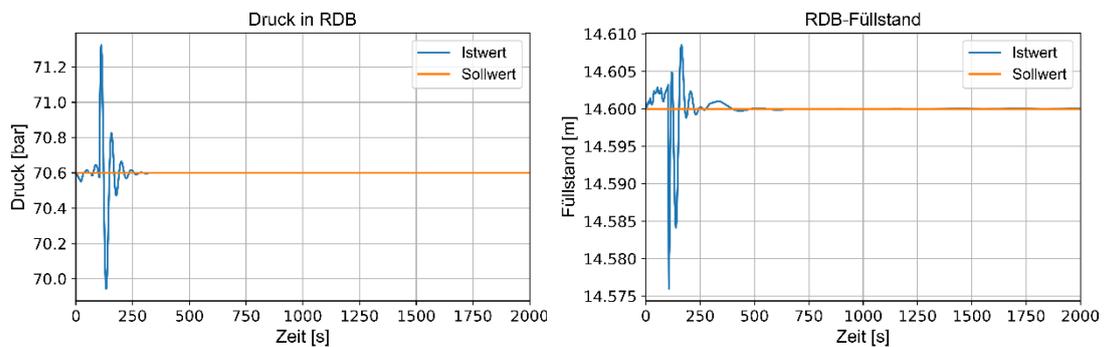
**Abb. 2.29** Stellung der Umleitventile (links) und Massenstrom aus dem USTV SF11S011 (rechts)



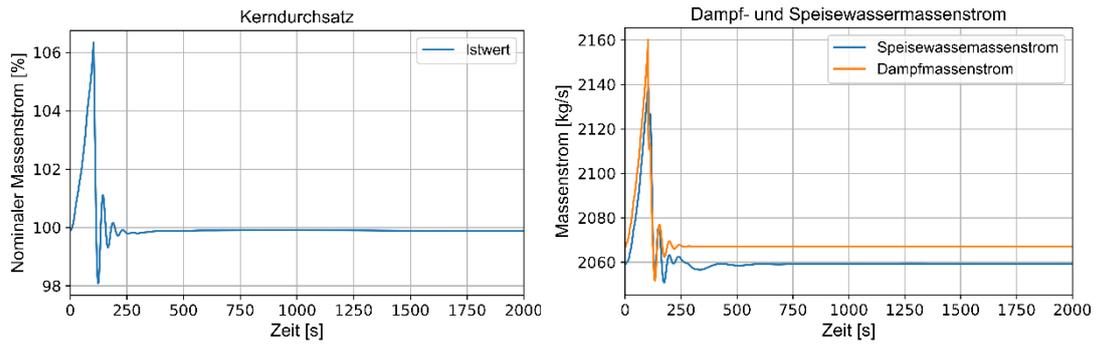
**Abb. 2.30** Stellung der Turbinenstellventile (links) und Massenstrom aus dem TSV (rechts)



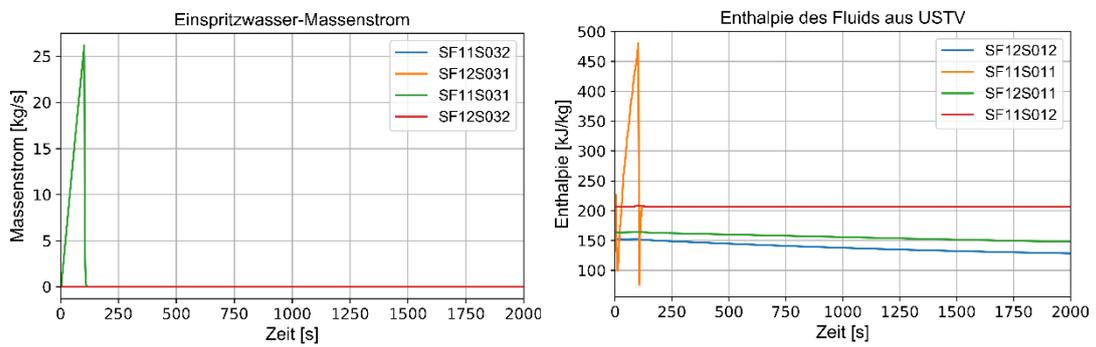
**Abb. 2.31** Reaktorleistung (links) und Generatorleistung (rechts)



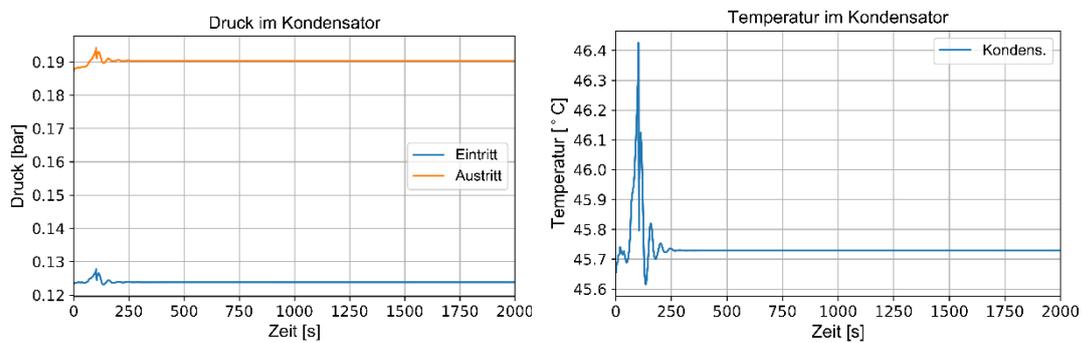
**Abb. 2.32** Druck (links) und Füllstand (rechts) im RDB



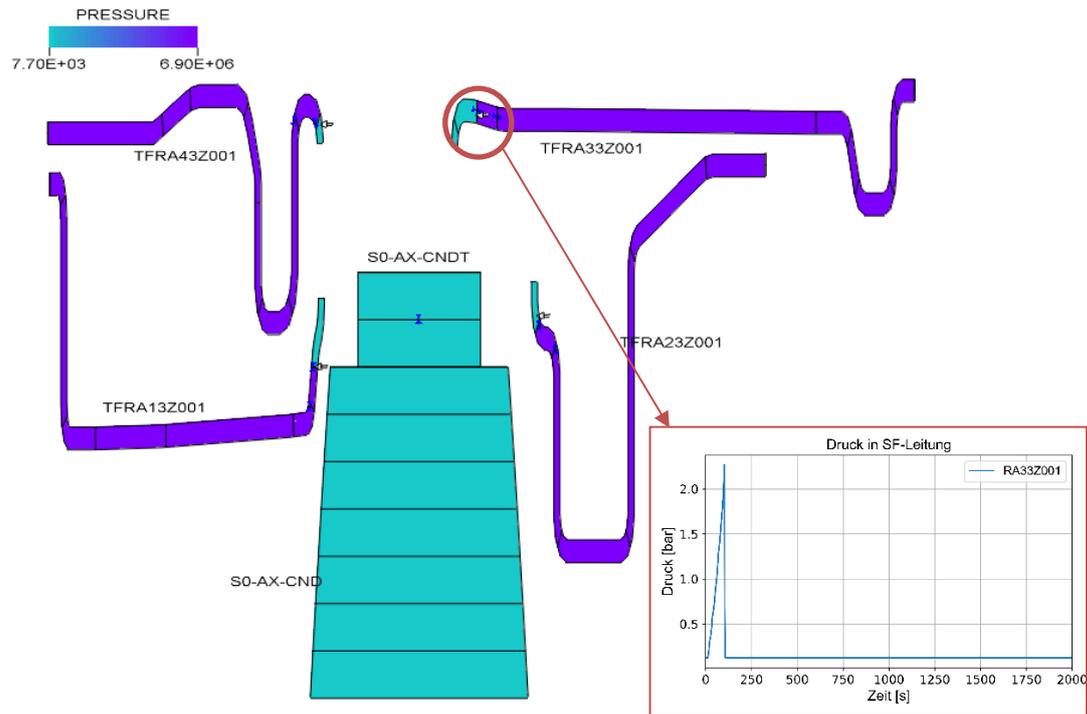
**Abb. 2.33** Kerndurchsatz (links) und Dampf- bzw. Speisewassermassenstrom (rechts)



**Abb. 2.34** Einspritzwasser-Massenstrom (links) und Enthalpie des Fluids nach USTV (rechts)



**Abb. 2.35** Druck (links) und Temperatur (rechts) im Kondensator (TF-Objekt S0-AX-CND)



**Abb. 2.36** Druck am Ende der FD-Leitung nach der USTV

### 2.1.5.2 Fall 2: Fehlschließen von zwei Turbinen-Schnellschlussventilen

Die Fehlschließung der zwei Turbinen-Schnellschlussventile (TSSV – SA11S001 und SA11S003) zum Zeitpunkt  $t = 0$  s (siehe Abb. 2.38) verursacht wegen der äußerst kurzen Schließzeit der Turbinenschnellschlussventile und des geringen Speichervermögens der Frischdampfleitungen sowie des Dampf- und Gemischraumes im RDB einen schnellen Anstieg des Drucks im RDB (siehe Abb. 2.40). Dieser Druckanstieg bewirkt über einen absinkenden Dampfblasengehalt im Kern einen starken Neutronenflussanstieg bis auf etwa 220 % des Nennwertes. Nach Erreichen des Maximums beginnt der Neutronenfluss durch die Wirkung von Dampfblasen- und Dopplerkoeffizient wieder zu sinken (siehe Abb. 2.39). Durch Erreichen folgender Signale wird die Reaktorschnellabschaltung und TUSA ausgelöst:

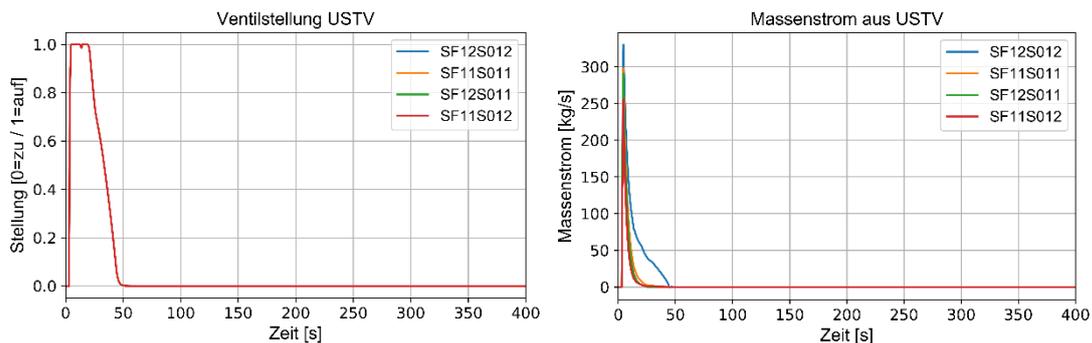
- Überschreitung des gleitenden Grenzwertes „120 %-URK“ des Neutronenflusses (GNSM, 2 s verzögert);
- Überschreitung des gleitenden Grenzwertes „120 %-URK“ der thermischen Reaktorleistung (GLSM, 20 s verzögert);
- Überschreitung des festen Neutronenflussgrenzwertes 120 % (FNSM).

Alle Ventile der FD-Umleitstation sind für diese Rechnung als verfügbar berücksichtigt und werden nach der TUSA-Auslösung aufgeföhren (siehe Abb. 2.37).

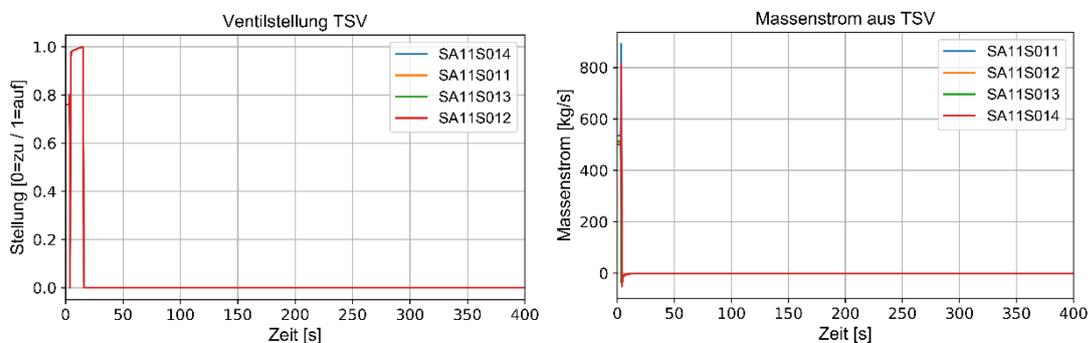
Mit Anstehen des Signals „Reaktorschnellabschaltung“ werden bei einem Reaktor-druck  $> 71$  bar die diversitären Druckbegrenzungsventile (DDV) durch betriebliche An-regung geöffnet. Ab einem Reaktor-druck  $> 77$  bar werden die S/E-Ventile druckgestaf-felt vom Reaktorschutz angesteuert und geöffnet. Die Ansprechwerte sind:

- 77 bar (P3): 1 S/E-Ventil Gruppe 1
- 78 bar (P2): 5 S/E-Ventile Gruppe 2
- 80 bar (P1): 5 S/E-Ventile Gruppe 3
- 87 bar (P1.2): 3 DDV

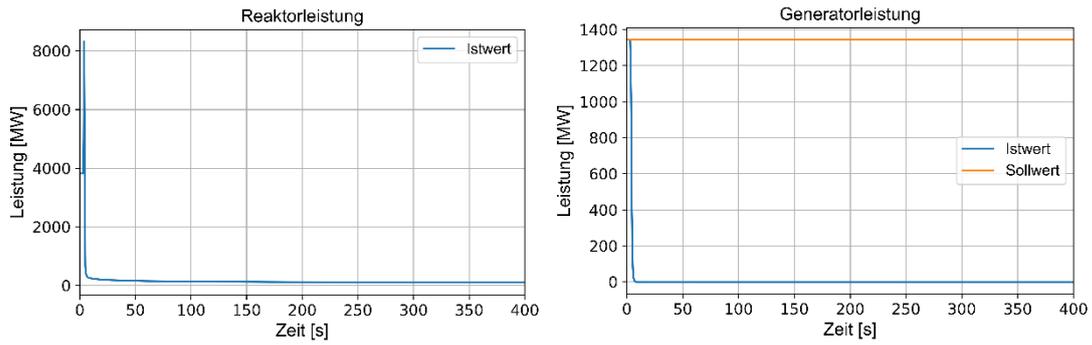
Der Massenstrom aus der DDV bzw. S&E-Ventile ist in Abb. 2.43 gezeigt. In Abb. 2.42 ist der Einspritzwasser-Massenstrom (links) und Enthalpie des Fluids nach USTV dar-gestellt. Die daraus resultierenden Werte von Druck im Kondensatorbereich sowie im Speisewasserbehälter sind in Abb. 2.44 gezeigt. Die Temperatur von Kondensat nach den HD- bzw. ND-Vorwärmern sind in Abb. 2.45 dargestellt.



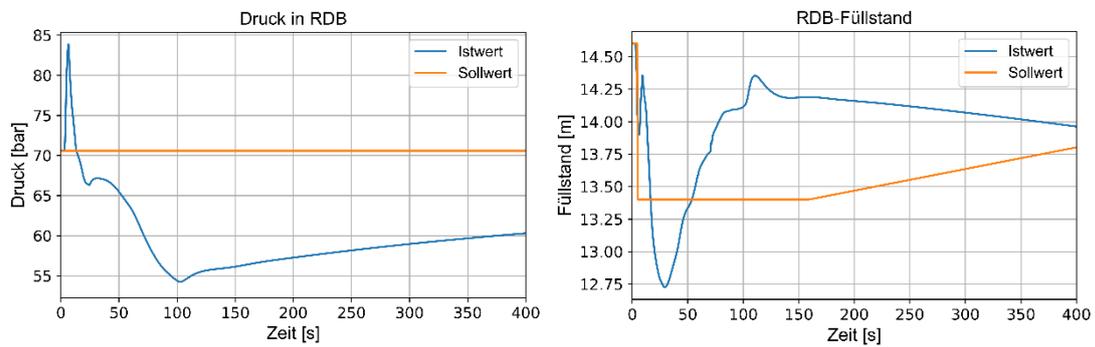
**Abb. 2.37** Stellung der Umleitventile (links) und Massenstrom aus dem USTV SF11S011 (rechts)



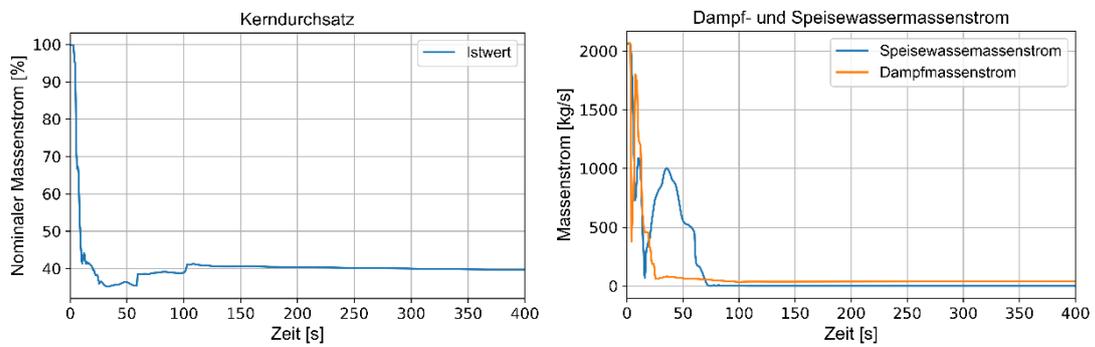
**Abb. 2.38** Stellung der Turbinenstellventile (links) und Massenstrom aus dem TSV (rechts)



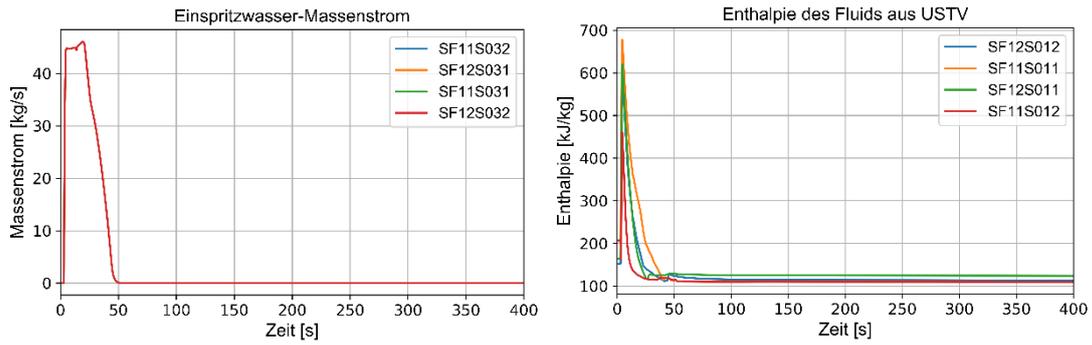
**Abb. 2.39** Reaktorleistung (links) und Generatorleistung (rechts)



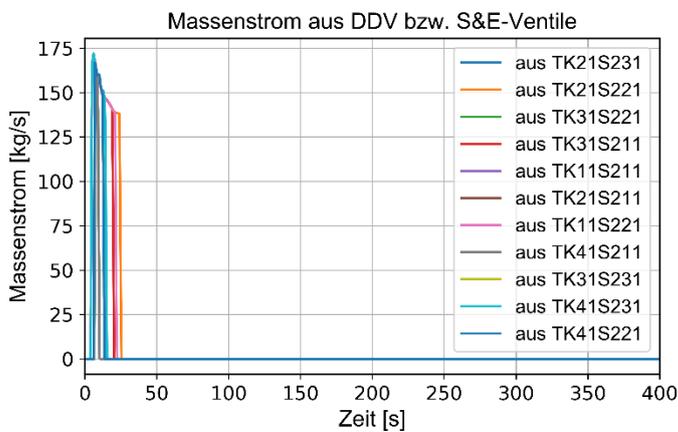
**Abb. 2.40** Druck (links) und Füllstand (rechts) im RDB



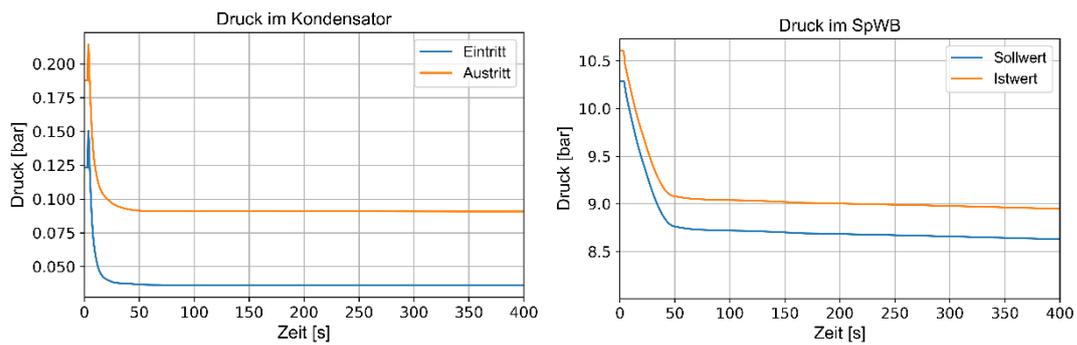
**Abb. 2.41** Kerndurchsatz (links) sowie Dampf- und Speisewassermassenstrom (rechts)



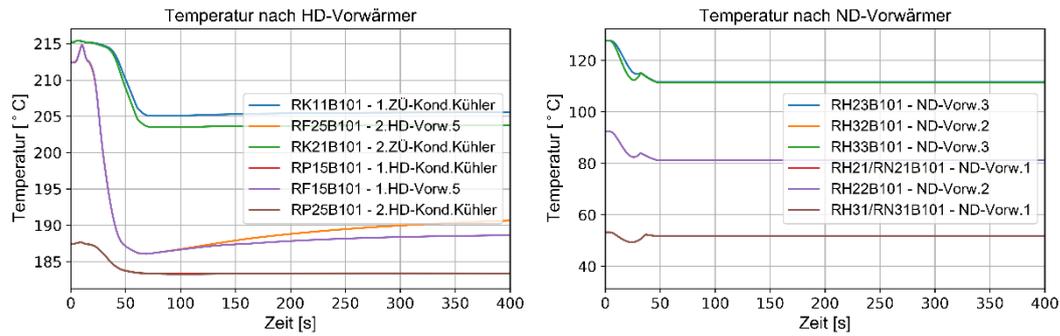
**Abb. 2.42** Einspritzwasser-Massenstrom (links) und Enthalpie des Fluids aus USTV (rechts)



**Abb. 2.43** Massenstrom aus DDV bzw. S&E-Ventile



**Abb. 2.44** Druck im Kondensator (links) und im Speisewasserbehälter (rechts)



**Abb. 2.45** Temperatur des Kondensats nach HD-Vorwärmer (links) und nach ND-Vorwärmer (rechts)

## 2.2 Entwicklung dreidimensionaler thermohydraulischer Strukturen für Dampferzeuger-Eintritt und -Austritt und der heißen Stränge im Primärkreislauf für den GKN-II-Analysesimulator (AP 4.2)

Für das Arbeitspaket wurden folgende Arbeitsschritte durchgeführt:

### 2.2.1 Erfassung der anlagenspezifischen Daten

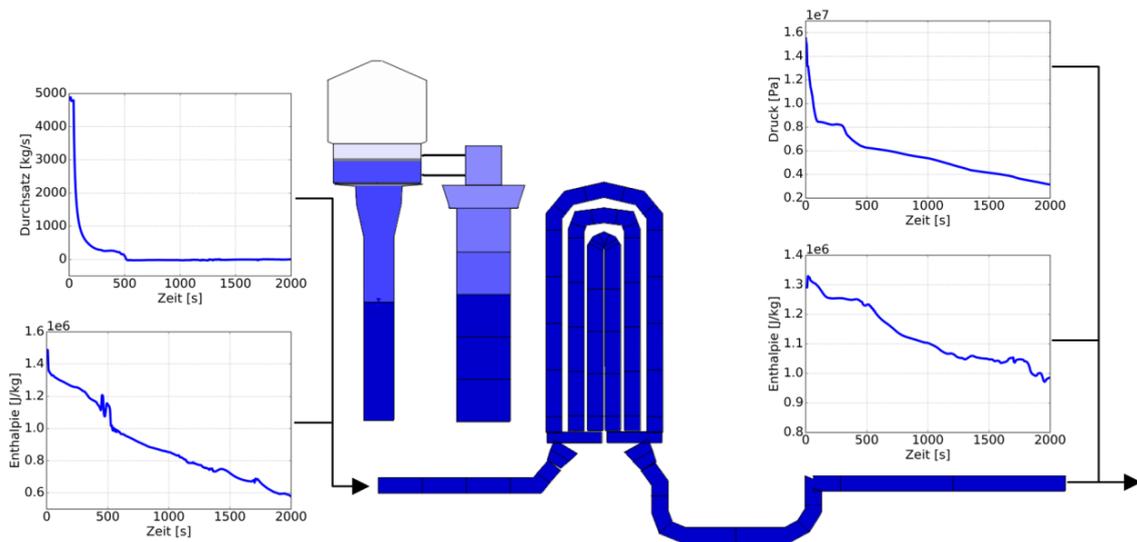
Um die dreidimensionale Modellierung der thermohydraulischen Strukturen an den Dampferzeuger Eintritts- und Austrittsplenen sowie an den heißen Strängen des Analysesimulators GKN-II vornehmen zu können, wurden zunächst die geometrischen Daten der betreffenden Anlagenteile geprüft. Dies umfasste die technischen Zeichnungen der Dampferzeuger sowie eine Prüfung der Isometrien. Parallel erfolgte die Aufnahme des aktuellen Zustandes des Analysesimulators in den betroffenen Bereichen zur Erfassung der derzeitigen Umsetzung in das thermohydraulische Modell.

### 2.2.2 Erstellung des thermohydraulischen Modells in ATHLET

Im Sinne der Qualitätssicherung wurde zunächst ein reduzierter Analysesimulator als Entwicklungsumgebung für die thermohydraulische Modellierung der zu betrachtenden Anlagenteile erstellt. Diese Vorgehensweise soll eine ständige und zügige Überprüfung des Entwicklungsfortschritts ermöglichen und dazu beitragen, Fehler in der Implementierung frühzeitig zu identifizieren und zu beseitigen.

Zur Erstellung dieser Entwicklungsumgebung wurde der Originaldatensatz von den leit-technischen Systemen entkoppelt und auf die neu zu modellierenden thermohydraulischen Bestandteile reduziert. Diese Reduktion beinhaltet das Entfernen sowohl der Hauptwärmequelle (Reaktor) als auch der Wärmesenken (Turbine, Umleitstation, etc.). Das Anlagenmodell besteht somit aus den vier entkoppelten Schleifen mit tabellierten, zeitabhängigen Ein- und Austrittsrandbedingungen.

Abb. 2.46 zeigt beispielhaft eine freigeschnittene Schleife mit gesetzten Randbedingungen. Jede Schleife setzt sich primärseitig aus heißem Strang, Dampferzeugereintritt, U-Rohren, Dampferzeugeraustritt und kaltem Strang sowie sekundärseitig aus Speisewasserleitung, Dampferzeuger und Frischdampfleitung zusammen. Zusätzlich werden bei einer Schleife der Druckhalter und die Volumenausgleichsleitung berücksichtigt. Mit diesem Vorgehen wird eine erhebliche Reduzierung der Rechenzeit erreicht. Das in dieser Umgebung zu erstellende thermohydraulische Modell kann anschließend in den vollständigen Analysesimulator übertragen werden.



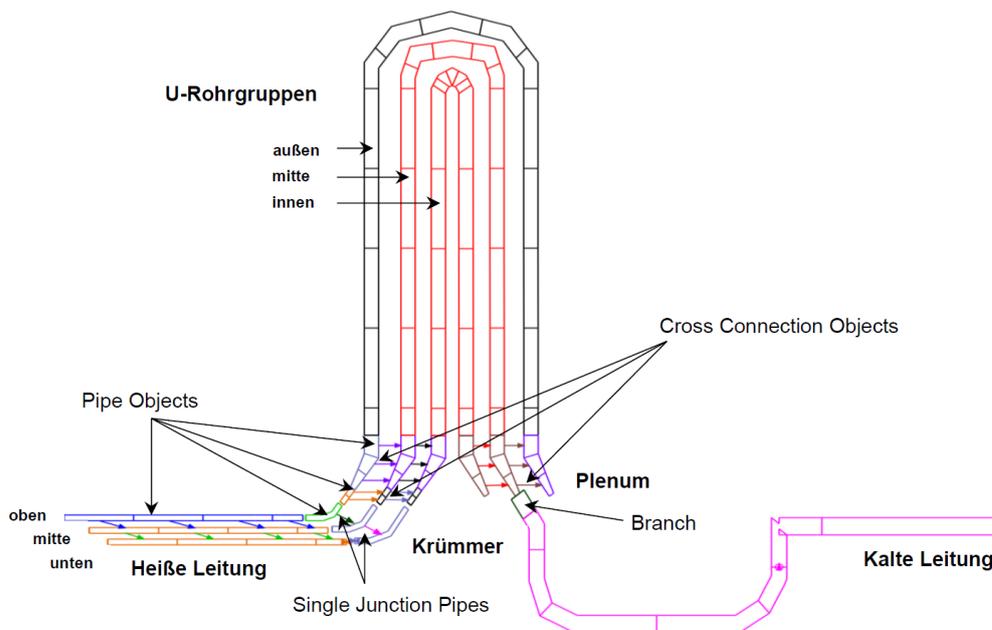
**Abb. 2.46** Freigeschnittenes thermohydraulisches Modell einer Schleife mit den primärseitig gesetzten Randbedingungen

Zur Identifikation und Festlegung relevanter Randbedingungen für den erstellten Entwicklungsdatensatz wurde zunächst eine Referenzrechnung für einen Kühlmittelverluststörfall (KMV) bei einer Leckfläche von 50 cm<sup>2</sup> mit der aktuellen Version des Analysesimulators von GKN-II durchgeführt. Die daraus gewonnenen transienten Daten bilden in tabellierter Form die Randbedingungen an den Ein- und Austrittskontrollvolumen der freigeschnittenen Schleifen des Entwicklungsdatensatzes. Damit ist sichergestellt, dass

eventuell auftretende Abweichungen in den Analyseergebnissen ausschließlich Folge der geänderten Nodalisierung sind.

Zwei der Schleifen erhalten hierbei die exakt gleichen Randbedingungen, wobei eine dieser Schleifen in dem initialen Zustand der Nodalisierung verbleibt. Damit kann auch der Einfluss der Zeitdiskretisierung während eines Rechenlaufs ausgeschlossen werden.

Im Rahmen des zuvor erstellten reduzierten Analysesimulators als Entwicklungsumgebung, wurde ein Nodalisierungskonzept zur quasi dreidimensionalen Modellierung der heißen Leitung, des Dampferzeugereintritts- sowie Dampferzeugeraustrittsplenums entwickelt und umgesetzt. Der Aufbau kann dem Schema in Abb. 2.47 entnommen werden. Das zugrundeliegende geometrische Modell der Plenums besteht aus jeweils drei konzentrischen Halbschalen mit gleichen Volumen- und Flächenanteilen. Die Umsetzung in ATHLET erfolgte als vertikal definierte Pipe-Objekte, wobei jedes der Thermofluidobjekte (TFO) mit einer der drei U-Rohrgruppen verbunden ist. Weiter sind die Plenum-Pipe-Objekte untereinander durch Cross-Connection-Objects (CCO) verbunden, um etwaige Zirkulationsströmungen sowie Austauschprozesse innerhalb der Plenums abbilden zu können. Jeweils ein Wärmeleitobjekt (Heat Conduction Object, HCO) ist mit den äußeren der konzentrischen Halbschalen im Ein- und Austrittsplenum verbunden und repräsentiert die einhüllende Stahlstruktur des Dampferzeugers.



**Abb. 2.47** Quasi dreidimensionales Nodalisierungskonzept der Dampferzeugerplenums und heißen Leitung

Heißseitig schließt jedes der drei TFO im Eintrittsplenum des Dampferzeugers an ein Pipe-Objekt des aufgeteilten Eintrittsstutzens an. Die vertikale Aufteilung der Hauptkühlmittelleitung (HKML) wird bis zum Austritt des RDB fortgesetzt. Die durchströmten Flächen in Hauptströmungsrichtung sind dabei jeweils gleichgroß und entsprechen einem Drittel der gesamten Querschnittsfläche der HKML. Für die korrekte Berechnung der Druckverlustbeiwerte ist allerdings die Anpassung der hydraulischen Durchmesser entsprechend den geometrischen Bedingungen einer geteilten Zylindergeometrie notwendig und berücksichtigt. Die jeweils geradlinig verlegten und zusammengehörigen Teilstücke der HKML sind über CCO miteinander verbunden. Der Krümmer wird über drei Pipe-Objekte repräsentiert, welche durch quer zur Hauptströmungsrichtung definierte Single-Junction-Pipes (SJP) mit steigenden Ein- bzw. Austrittsdurchmesser in Verbindung stehen.

Über die Verfolgung der Gemischhöhe (Mixture Level, ML) können Unterschiede in den Füllständen der Stranganteile des Eintrittsplenums von den U-Rohren bis in den Bereich des Krümmers gezeigt werden.

Kaltseitig münden die drei Pipe-Objekte des Dampferzeugeraustrittsplenums in einem Branch, welches den Anschlussstutzen der kalten Leitung entspricht. Von einer vertikalen Aufteilung der kalten Leitung wird vorerst abgesehen, da bei Durchgang der Strömung durch die kaltseitigen Krümmer des Pumpenbogens sowie durch die Hauptkühlmittelpumpe mit einer starken Homogenisierung zu rechnen ist.

Das entwickelte Nodalisierungskonzept gewährleistet die Möglichkeit einer detaillierten Untersuchung der Austauschprozesse innerhalb der Plenen sowie der Stratifizierung der Strömung in der heißen Leitung während eines KMW, sowohl im Hinblick auf das Zweiphasengemisch als auch auf den Transport von Borsäure.

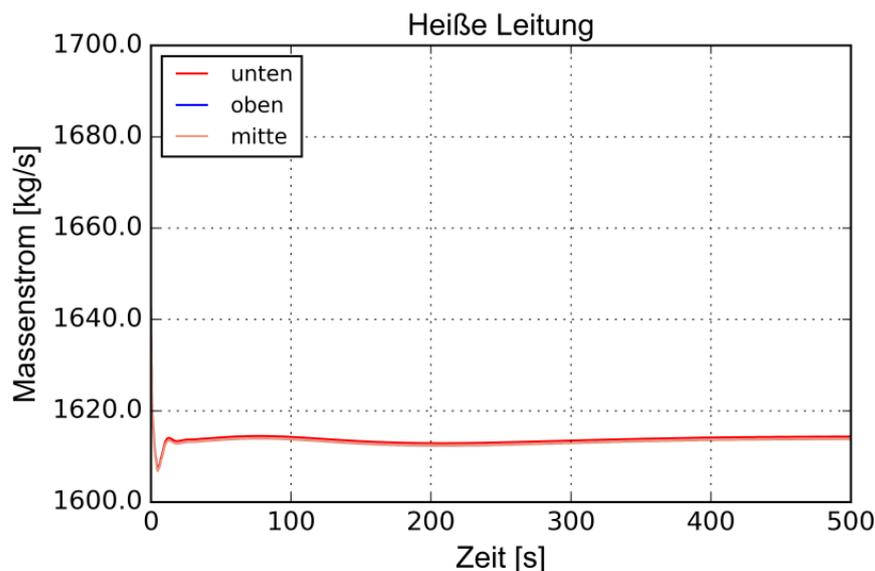
### **2.2.3 Implementierung und Anwendung des verfeinerten Modells im GKN-II-Analysesimulator**

Nach der Erstellung und Umsetzung des Nodalisierungskonzeptes in der Entwicklungsumgebung wurde die neue Nodalisierung vorerst zu Testzwecken nur in den Strang 30 des vollständigen aktuellen Datensatzes von GKN-2 implementiert. Dabei wurden keine Änderungen an den Strängen 10, 20 und 40 vorgenommen. Diese asymmetrische Anordnung erlaubte es Rückwirkungen der neuen Nodalisierung auf das thermohydraulische

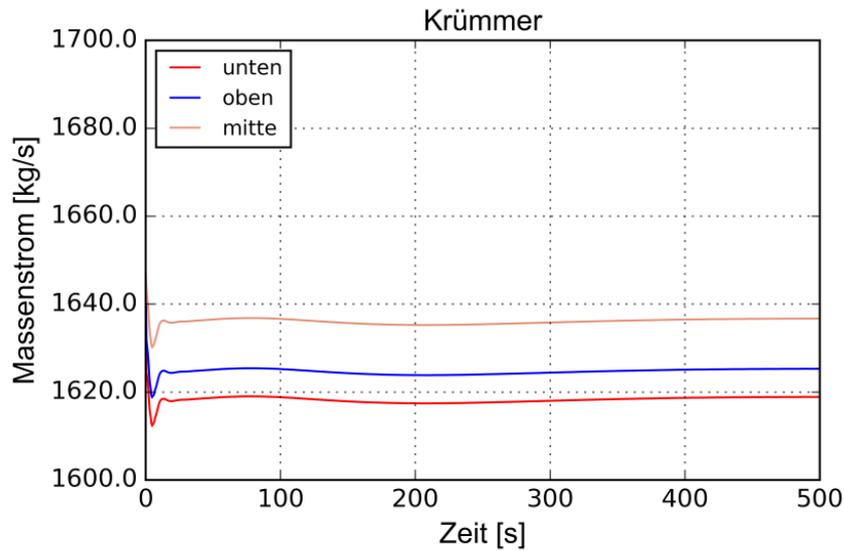
sche Gesamtsystem zu identifizieren und über eine Feinabstimmung der Druckverlustbeiwerte eine Abweichung der Leistungsübertragung in den Dampferzeugern im stationären Volllastbetrieb der Anlage gegenüber dem ursprünglichen Datensatz zu minimieren.

### 2.2.3.1 Verhalten im stationären Anlagenbetrieb

Das Strömungsverhalten innerhalb der geänderten Thermofluidobjekte ist in den Abb. 2.48 bis Abb. 2.51 aufgezeigt. Am Eintritt der heißen Leitung des Strangs 30 ist der Gesamtmassenstrom gleichmäßig über alle drei TFO verteilt (siehe Abb. 2.48). Innerhalb des Krümmers tritt eine Asymmetrie in der Massenstromverteilung mit dem größten Anteil im mittleren Teilstrang auf. Dieses Verhalten ist über den etwas größeren hydraulischen Durchmesser des mittleren Teilstranges zu erklären. Der kleinere Massenstrom im äußeren Teilkrümmer ist Folge des leicht höheren Druckverlusts durch die größere Länge.

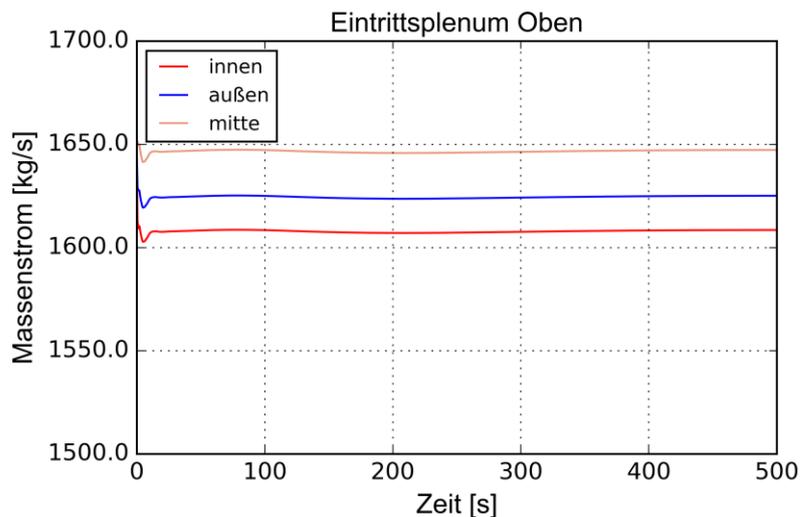


**Abb. 2.48** Massenstromverteilung am Eintritt der heißen Leitung des dreidimensional aufgeteilten Strangs 30

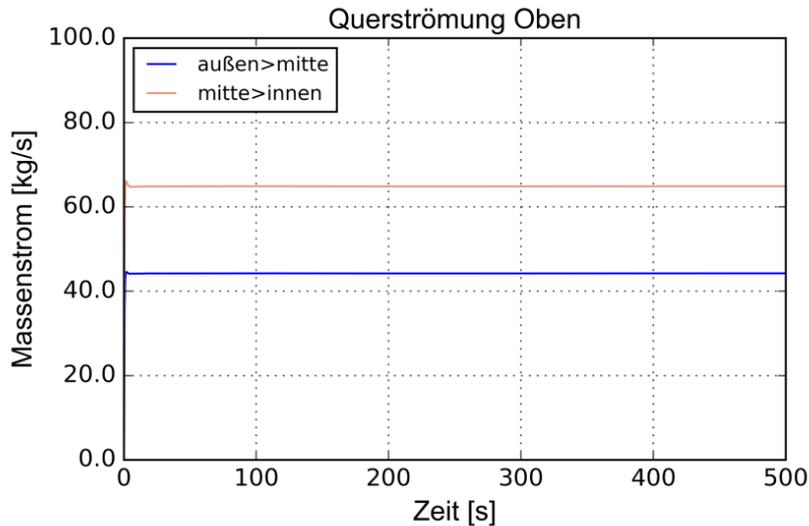


**Abb. 2.49** Massenstromverteilung am dreidimensional aufgeteilten Krümmerstrang 30 (HL)

Die beschriebene Asymmetrie in der Massenstromverteilung setzt sich bis in das Eintrittsplenum des Dampferzeugers fort (siehe Abb. 2.50). Im oberen Teil des Eintrittsplenums zeigt die unterschiedliche Länge der U-Rohrgruppen einen Einfluss auf die Massenstromverteilung. Abb. 2.51 zeigt die Querströmungen in den CCO, welche die drei Teilstränge im Plenum verbinden. Über diese findet ein Massenstromausgleich als Folge der unterschiedlichen Druckverluste in den drei U-Rohrgruppen statt.

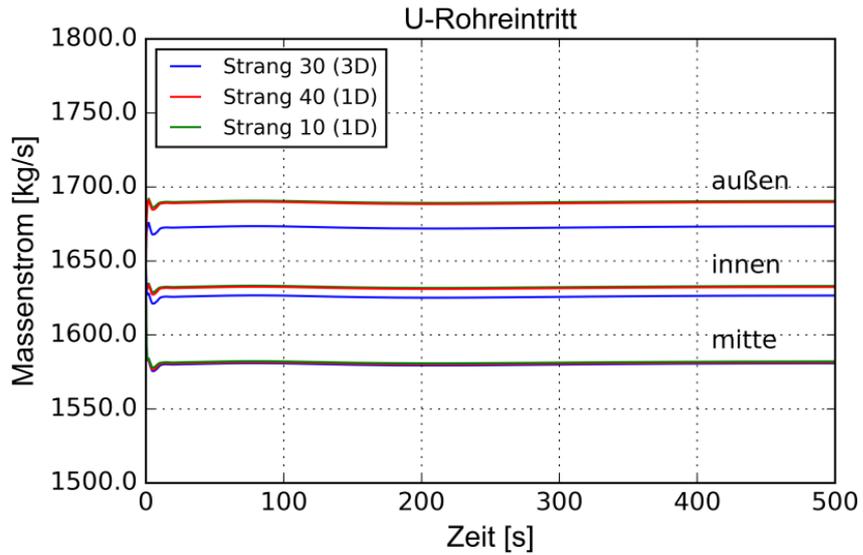


**Abb. 2.50** Massenstromverteilung in den oberen Knoten des Dampferzeugereintrittsplenums nach 3D-Aufteilung während des stationären Anlagenbetriebs

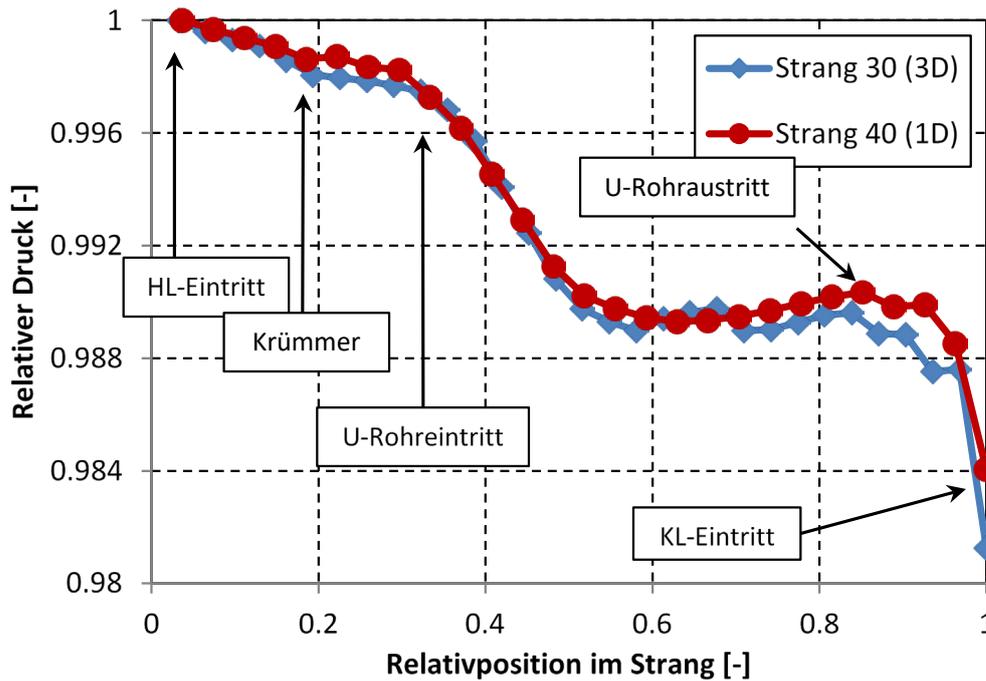


**Abb. 2.51** Ausgleichsströmung zwischen den oberen Knoten des Dampferzeugereintrittsplenums nach 3D-Aufteilung während des stationären Anlagenbetriebs

Abb. 2.52 zeigt einen Vergleich der Massenströme in den U-Rohrgruppen mit (Strang 30) und ohne (Stränge 10, 40) 3D-Aufteilung. Es wird deutlich, dass die erhöhte Komplexität der thermohydraulischen Modellierung eine leichte Verringerung der Massenströme in den äußeren und inneren U-Rohren des 3D-Modells nach sich zieht. Die maximale relative Abweichung tritt dabei in der äußeren U-Rohrgruppe auf und liegt bei 1,02 %. Abb. 2.53 zeigt den axialen Verlauf des relativen Drucks mit Bezug auf den Eintrittsdruck an den heißen Leitungen zum Zeitpunkt  $t = 400$  s für Strang 30 (3D) und Strang 40 (1D) bis zum Anschluss an die kalte Leitung. Daraus geht hervor, dass die größte Abweichung im Druckverlust auf den Anschluss an die kalte Leitung zurückzuführen ist. An dieser Stelle münden die Teilstränge des 3D-Modells, wie in Abb. 2.47 dargestellt, in einem Branch-Objekt. Der dabei auftretende Druckverlust weicht von einer direkten Pipe-Pipe-Verbindung, wie in Strang 30, 40 ab.



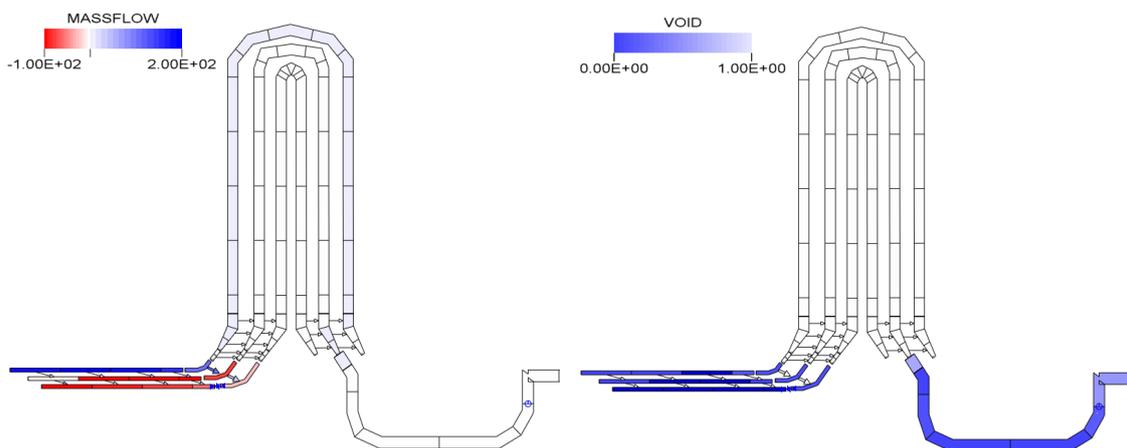
**Abb. 2.52** Vergleich der Massenstromverteilung in den drei U-Rohrgruppen der Dampferzeuger mit und ohne 3D-Aufteilung



**Abb. 2.53** Vergleich der Druckverläufe im 3D-Modell des Stranges 30 (3D) und des Stranges 40 (1D)

### 2.2.3.2 Verhalten bei KMV (50 cm<sup>2</sup> Leck)

Zur Plausibilitätsprüfung des Störfallverhaltens des Datensatzes mit geänderter thermohydraulischer Modellierung wurde ein 50 cm<sup>2</sup> Leck heißseitig (Strang 10) simuliert. Abb. 2.54 zeigt den aufgeteilten Dampferzeuger des Strangs 30 zum Zeitpunkt  $t = 1800$  s nach Öffnen des Bruchs. Der Dampferzeuger ist zu diesem Zeitpunkt bis zu den Ein- und Austrittsstutzen der HKML mit Dampf gefüllt und die Anlage befindet sich im Reflux-Condenser-Betrieb. Die Darstellung in Abb. 2.54 (links) zeigt die sich einstellende Gegenströmung (Counter Current Flow) in der heißen Leitung und damit ein plausibles Strömungsverhalten. Unter Einbeziehung des Dampfgehaltes (rechts) wird deutlich, dass sich eine Schichtung im Dampfgehalt einstellt und ein Zweiphasengemisch mit hohem Dampfgehalt oben in Richtung Dampferzeuger strömt, während das Kondensat als reine Flüssigkeit im unteren und mittleren Teil der Leitung zurück in Richtung RDB fließt.

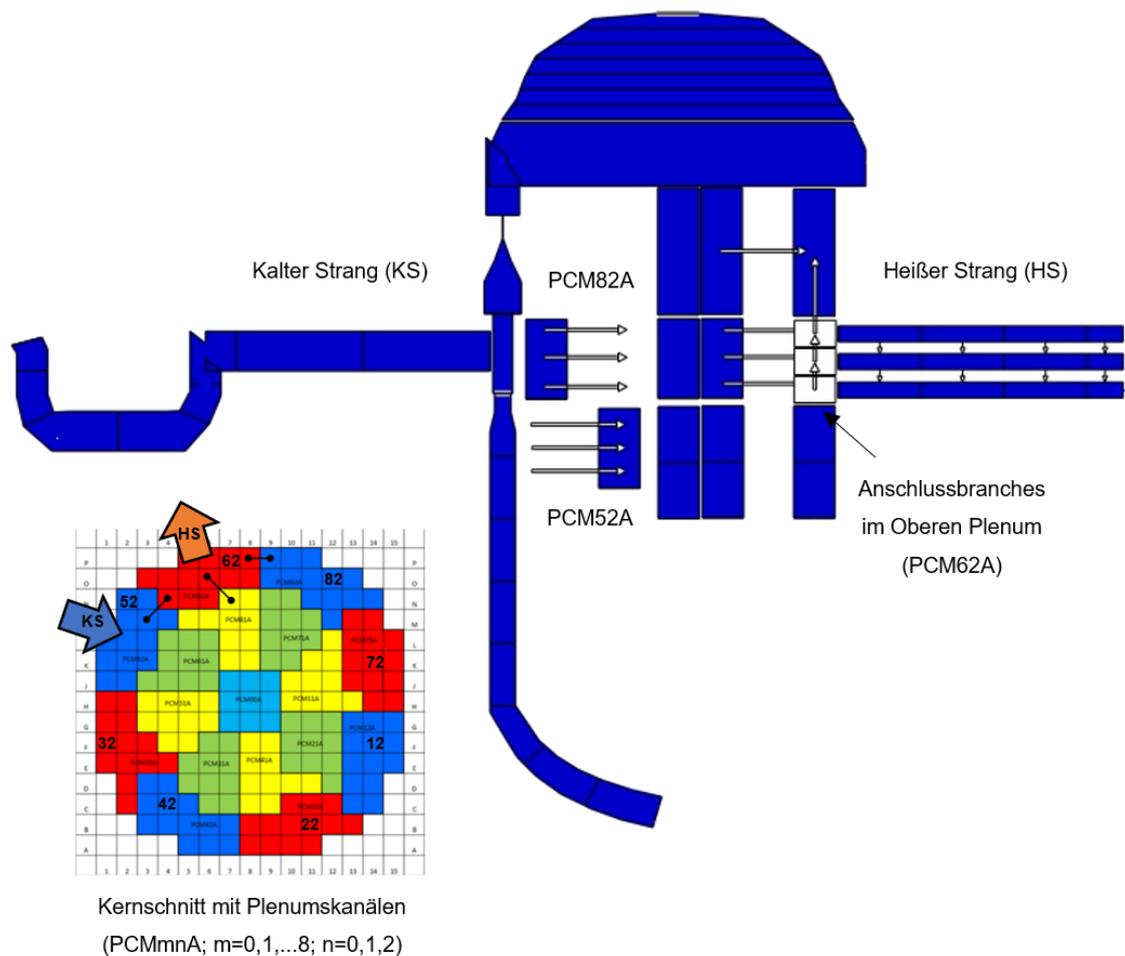


**Abb. 2.54** Massenstrom (links) und Dampfgehalt (rechts) in Gegenstrombedingungen unter Reflux-Condenser Betrieb

In einem nächsten Arbeitsschritt wurde das Nodalisierungskonzept des dreidimensionalen Strangs 30 auf die übrigen Stränge übertragen und angepasst. Dabei wurden Anflansungen von Hilfsleitungen wie der Volumenausgleichsleitung zum Druckhalter in Strang 20 berücksichtigt.

Um die Informationen aus der sich einstellenden Schichtung im heißen Strang und die damit verbundene Entmischung von Dampf und borhaltigem beziehungsweise minderboriertem Wasser bis in den Reaktorkern übertragen zu können, wurde die Nodalisierung des oberen Plenums des RDB in die Überlegungen einbezogen. Mit der aktuellen Nodalisierung des oberen Plenums des RDB speisen alle drei vertikalen Teilbereiche

der heißen Leitung eines Strangs in ein und dasselbe Branch-Objekt im oberen Plenum ein. Die Schichtungsinformation von Borkonzentration und Temperatur (bzw. Dichte) geht damit bei Kerneintritt verloren. Es wird folglich ein Einfluss auf die Durchmischung und damit auf die Reaktivitätsbilanz im Kern erwartet. Um das vorangestellte Phänomen zu untersuchen und zu quantifizieren, wurden die Anschlussbranches aller vier Stränge im oberen Plenum entsprechend der Querschnittsflächen der angeschlossenen Heißleitungsabschnitte vertikal aufgeteilt. Die zugehörige Nodalisierung ist beispielhaft für einen Strang in Abb. 2.55 dargestellt.



**Abb. 2.55** Nodalisierung im oberen Plenum mit Anschluss der kalten und heißen Leitung

## 2.2.4 Prüfung des verfeinerten Modells anhand von Störfallsimulationen

Aufgrund der Komplexität der thermohydraulischen Phänomene, die beim Naturumlauf infolge eines Kühlmittelverluststörfalls eintreten (Ausbildung von Zirkulationsströmungen zwischen den U-Rohren und den heißen Strängen bis zum RDB-oberen Plenum sowie das Auftreten von Wasseraufstau in den U-Rohren – CCFL Counter Current Flow Limi-

tation), zeigt sich eine qualitative Prüfung des neuen implementierten thermohydraulischen Modells anhand von Vergleichsrechnungen mit experimentellen Ergebnissen als notwendig an.

So soll eine Durchführung von KMV-Rechnungen mit der neuen thermohydraulischen Modellierung vorgenommen werden, die anhand bestimmter Randbedingungen aus spezifischen Versuchen der PKL-III-Versuchsanlage erfolgt. Für die vorgeschlagene Qualitätsprüfung werden die Ergebnisse aus der Versuchsserie PKL-III E und F herangezogen, die die sicherheitstechnische Bedeutung von Borverdünnungsphänomenen nach KMV-Störfall bei einem kleinen Leck als Ziel hatten. Die Versuche aus der Versuchsserie PKL-III E und F sind in diesem Zusammenhang von Bedeutung, da sie unter Einsatz von Borsäure und von Messtechnik zur Borkonzentrationsmessung durchgeführt wurden /SCH 07/.

Im Rahmen der durchgeführten Analysen soll überprüft werden, ob die im Primärkreislauf gemessenen Phänomene durch die Aufteilung des heißen Strangs in drei übereinanderliegende Pipes mit Querverbindungen und der Weiterführung dieser drei Pipes in das Dampferzeugereintrittsplenum durch drei senkrechte parallele Pipes besser simuliert werden können als mit einer eindimensionalen Darstellung. Im Dampferzeugeraustrittsplenum wurde die gleiche Modellierung gewählt wie im Dampferzeugereintrittsplenum.

#### **2.2.4.1 Randbedingungen für die durchgeführte Analysen**

Die Randbedingungen für die Analysen zum heißseitigen  $50 \text{ cm}^2$  Leck wurden so gewählt, dass die Analyseergebnisse mit den gemessenen Phänomenen bei den PKL Versuchen E2.3 und F1.3 verglichen werden können. Der Versuch E2.3 untersuchte das Anlagenverhalten bei einem heißseitigen  $50 \text{ cm}^2$  Leck mit Aufrechterhaltung des Naturumlaufs in den Kühlkreisläufen mit heißseitiger Sicherheitseinspeisung. Der Versuch F1.3 untersuchte das Anlagenverhalten bei einem heißseitigen  $39 \text{ cm}^2$  Leck ohne Aufrechterhaltung des Naturumlaufs in den Kühlkreisläufen mit heißseitiger Sicherheitseinspeisung. Die folgende Tab. 2.7 zeigt die Randbedingungen für die durchgeführten Analysen und die beiden PKL Versuche.

**Tab. 2.7** Randbedingungen der durchgeführten Analysen und PKL Versuche

Randbedingung	Analysen	PKL E2.3	PKL F1.3
Lecklage	Heißer Strang 1	Heißer Strang 1	Heißer Strang 1
Leckorientierung	oben	oben	oben
Leckgröße	50 cm <sup>2</sup>	50 cm <sup>2</sup>	39 cm <sup>2</sup>
Druckhalter-anschluss	Heißer Strang 2	Heißer Strang 2	Heißer Strang 2
ECC Loop 10	SEP, ACC heiß, ND kombiniert	SEP, ACC heiß	SEP, ACC heiß, ND kombiniert
ECC Loop 20	ACC heiß	ACC heiß	SEP, ACC heiß, ND kombiniert
ECC Loop 30	SEP, ACC heiß, ND kombiniert	SEP, ACC heiß	ACC heiß
ECC Loop 40	ACC heiß	ACC heiß	ACC heiß
Abfahren	100 K/h	100 K/h	100 K/h
Ausgangsdruck	157 bar	36.5 bar	39.3 bar
Leistung bei etwa 38 bar	7.93 MW	0.6 MW (x 145 = 87 MW) <sup>1</sup>	0.56 MW (x 145 = 81 MW) <sup>1</sup>
Naturumlauf in mit SEP bespeisten Loops	Ja: in Loops 10 und 30 bei 1D heißer Strang und drei parallelen Strängen ohne Scoop, Nein: drei parallele Stränge mit Scoop	Ja: in Loops 10 und 30	nein

Es wurden vier Analysen durchgeführt, um einerseits die Unterschiede der Simulation der heißen Stränge und der Dampferzeugerein- und -austrittsplenen auf Strömungs-, Kühlmitteltemperatur und Voidverteilung zu analysieren und den Einfluss des Scoop Modells auf die Strömungsverteilung zu untersuchen. Es wurden folgende vier Analysenvarianten durchgeführt:

- I. Variante 1 (Referenzfall):  
1D heißer Strang und 1D Dampferzeugerein- und -austrittsplenum mit Scoop Modell für die heißseitige Einspeisung
- II. Variante 2:  
Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes und das

<sup>1</sup> Die Leistung in PKL ist skaliert höher, da in PKL größere Wärmeverluste kompensiert werden müssen

Dampferzeugerein- und austrittsplenum mit drei parallelen senkrechten Pipes und mit dem Scoop Model für die heißseitige Einspeisung

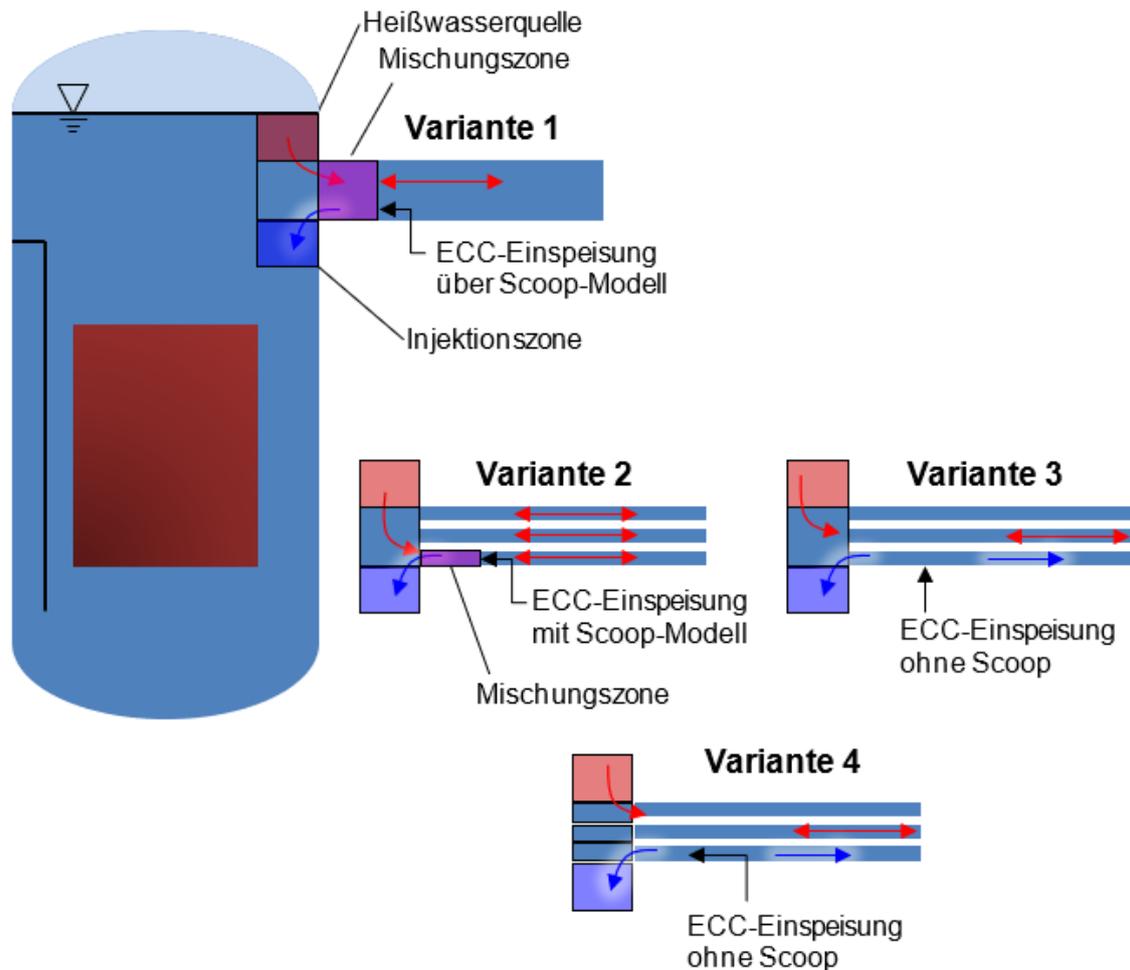
III. Variante 3:

Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes und das Dampferzeugerein- und austrittsplenum mit drei parallelen senkrechten Pipes und ohne dem Scoop Model für die heißseitige Einspeisung

IV. Variante 4:

Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes und das Dampferzeugerein- und austrittsplenum sowie das Anschlussbranch im oberen Plenum des RDB mit drei parallelen senkrechten Pipes und mit Berücksichtigung des Einspeiseimpulses bei heißseitiger Einspeisung.

Analysevariante 4 stellt dabei die abschließende Modellierungsform der thermohydraulischen Entwicklungsarbeiten dar. Abb. 2.56 zeigt schematisch alle angewendeten Analysevarianten.



**Abb. 2.56** Schematische Darstellung der untersuchten Modellierungsvarianten an der Einspeisestelle des ECCS für den Vergleich mit PKL

#### 2.2.4.2 Analyseergebnisse der Varianten 1 bis 3

Die drei durchgeführten Analysen zeigten unterschiedliches Verhalten. In den Analysen 1 und 3 blieb der Naturumlauf in den Kühlkreisläufen mit der heißseitigen Sicherheitseinspeisung erhalten, während in den Kühlkreisläufen ohne heißseitige Sicherheitseinspeisung der Naturumlauf abbriss und Reflux Condenser Bedingungen vorherrschten. In der Analyse 2 riss in allen vier Kühlkreisläufen der Naturumlauf ab und die Nachwärmeabfuhr erfolgte im Reflux Condenser Betrieb. Das unterschiedliche Strömungsverhalten in der 2. Analyse ist der Anwendung des Scoop Modells geschuldet.

Das Scoop Modell ist ein makroskopisches Modell, dass aus Messergebnissen von UPTF Versuchen mit einer heißseitigen Notkühlein speisung über eine Hutze /SON 92/ abgeleitet wurde. Die UPTF Versuchsanlage ist im Bereich des oberen Plenums und der

heißen Stränge einschließlich der Hutze 1:1 skaliert. Das Scoop Modell kam in den Analysen 1 und 2 zum Einsatz.

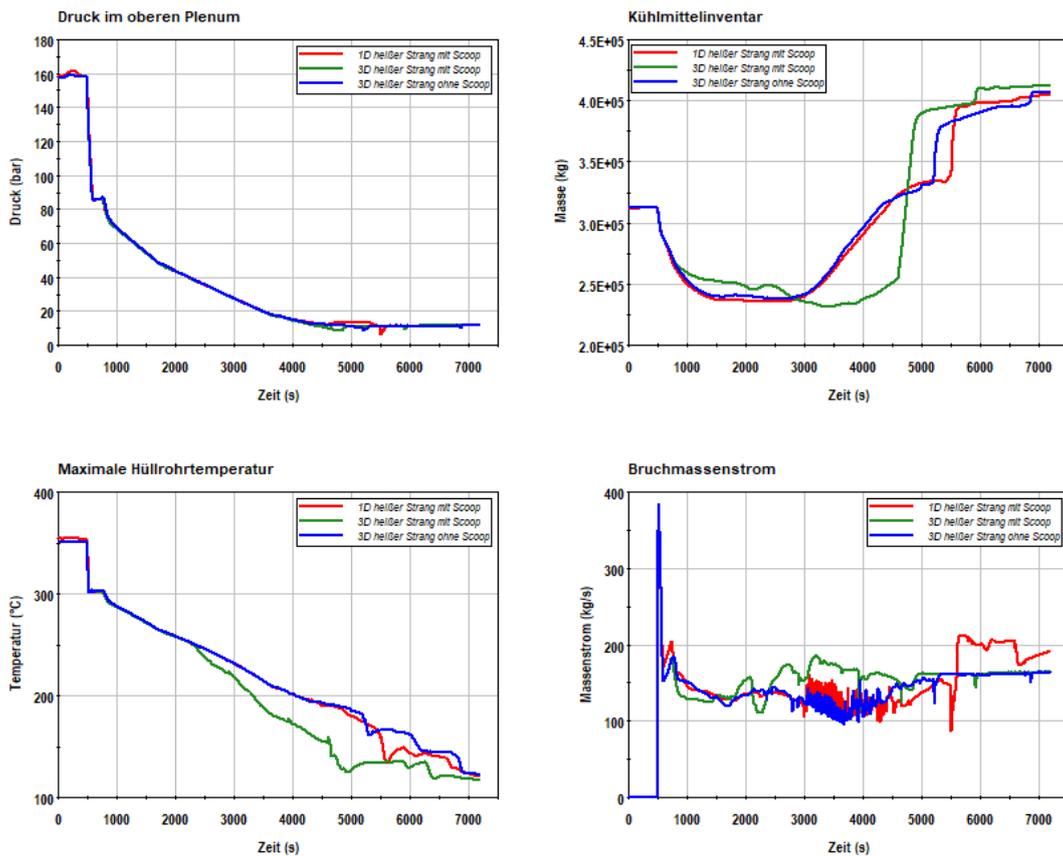
Bei der 1. Analyse (Variante 1) mit der eindimensionalen Darstellung des heißen Strangs berechnete das Scoop Modell eine Strömungsumkehr für das über die Hutze eingespeiste Notkühlwasser, so dass dieses mit dem Naturumlauf in Richtung Dampferzeuger mitgerissen wurde. Das mit der Umlaufströmung vermischte Notkühlwasser wurde in den Dampferzeugern aufgewärmt, so dass dieses mit einer geringen Temperatur in den Reaktorkern eindrang. Dadurch ergab sich im Reaktorkern eine Dampfproduktion, so dass sich ein ausreichender Antrieb für den Naturumlauf in den Kühlmittelschleifen mit heißseitiger Notkühlein- speisung ergab. Das Wiederauffüllverhalten bei einem heißseitigen Leck ohne Abriss des Naturumlau- fs in den Kühlkreisläufen mit heißseitiger Notkühlein- speisung wurde in dem PKL Versuch E2.3 /PKL 03/ untersucht. In Kapitel 2.2.4.4 wird phänomenologisch das in der Analyse 1 und 3 berechnete Anlagenverhalten beim Wiederauffüllen der Anlage mit den Versuchsergebnissen aus dem PKL Versuch E2.3 verglichen und bewertet.

Bei der 2. Analyse (Variante 2) mit der Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes wird das Scoop Modell auf das untere Pipe des heißen Strangs (siehe Abb. 2.56) angewendet. Das Scoop Modell führte in der 2. Analyse mit den thermohydraulischen Parametern des unteren Pipe des heißen Strangs dazu, dass das über die Hutze eingespeiste stark unterkühlte Notkühlwasser in das obere Plenum eintritt und von dort in den Kern eindrang. Dadurch wurde die Nachzerfallswärme weitgehend für die Aufheizung des Notkühlwassers aufgebraucht, so dass nur eine geringe Verdampfung im Kern auftrat. Infolgedessen ergab sich keine ausreichende Antriebskraft zur Aufrechterhaltung des Naturumlau- fs, so dass in allen vier Kühlkreisläufen der Naturumlauf abriß. Das Wiederauffüllverhalten bei einem heißseitigen Leck mit Abriss des Naturum- laufs in allen vier Kühlkreisläufen wurde in dem PKL Versuch F1.3 /PKL 04/ untersucht. In Kapitel 2.2.4.5 wird phänomenologisch das in der Analyse 2 berechnete Anlagenver- halten beim Wiederauffüllen der Anlage mit den Versuchsergebnissen aus dem PKL Versuch F1.3 verglichen und bewertet.

Bei der 3. Analyse (Variante 3) mit der Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes wird das Scoop Modell auf das untere Pipe des heißen Strangs nicht angewendet. Das eingespeiste Notkühlwasser wird mit der Strömung im unteren Pipe des heißen Strangs mitgerissen, da der Impuls des über die Hutze eingespeisten

Kühlmittels, der entgegen der Strömungsrichtung des Naturumlaufs wirkt, nicht berücksichtigt wurde. In dieser 3. Analyse wurden daher globale Strömungsverhältnisse berechnet wie in der 1. Analyse.

Die Analyseergebnisse der drei Modellierungsvarianten für den heißen Strang werden in der Abb. 2.57 für Anlagenparameter für Primärdruck, Kühlmittelinventar Bruchmassenstrom und maximale Hüllrohrtemperatur dargestellt.

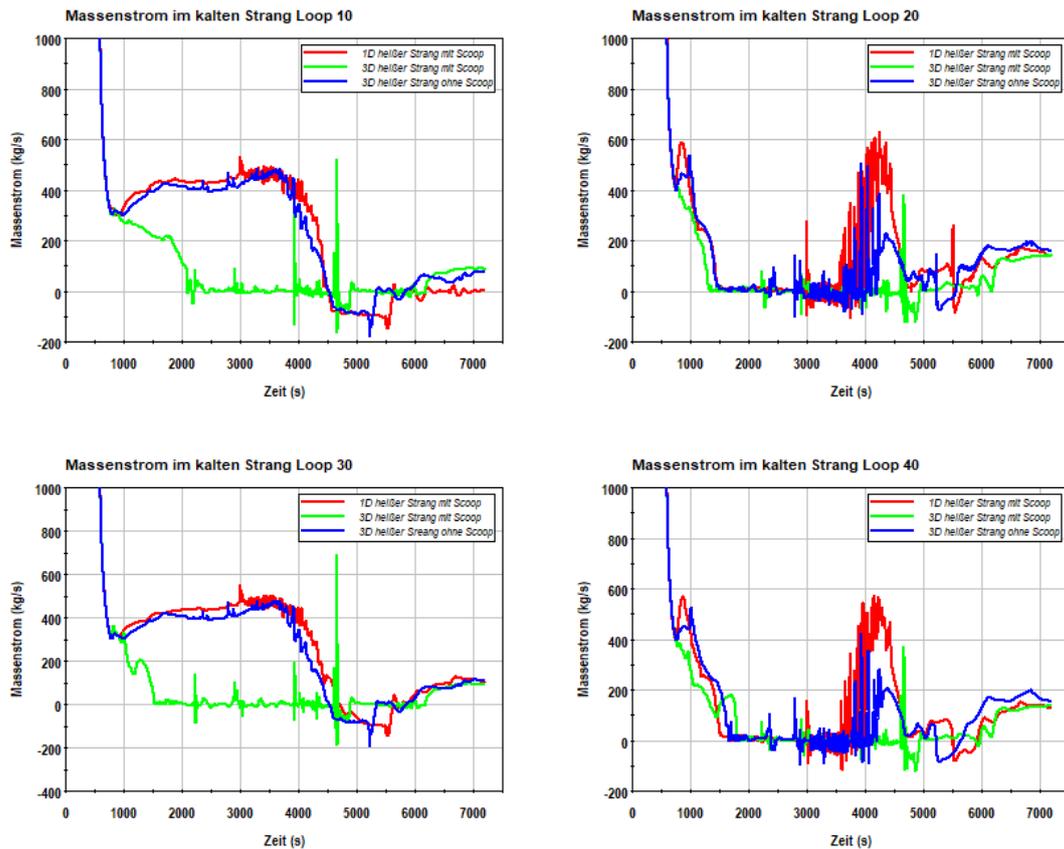


**Abb. 2.57** Anlagenparameter für Primärdruck, Kühlmittelinventar Bruchmassenstrom und maximale Hüllrohrtemperatur

Die Analyseergebnisse für den Referenzfall mit Scoop Model (Variante 1) und die Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes ohne Scoop Modell (Variante 3) zeigen ein ähnliches Verhalten beim Primärdruck, Kühlmittelinventar, Bruchmassenstrom und maximale Hüllrohrtemperatur. Dies kann damit begründet werden, dass bei beiden Analysen die heißseitige Sicherheitseinspeisung mit dem Naturumlaufmassenstrom zum Dampferzeuger umgelenkt wird und in den Kühlkreisläufen mit Sicherheitseinspeisung der Naturumlaufrichterhalten bleibt (Abb. 2.58). Der Naturumlaufmassenstrom heizt sich in den Dampferzeugern auf, sodass sich eine höhere

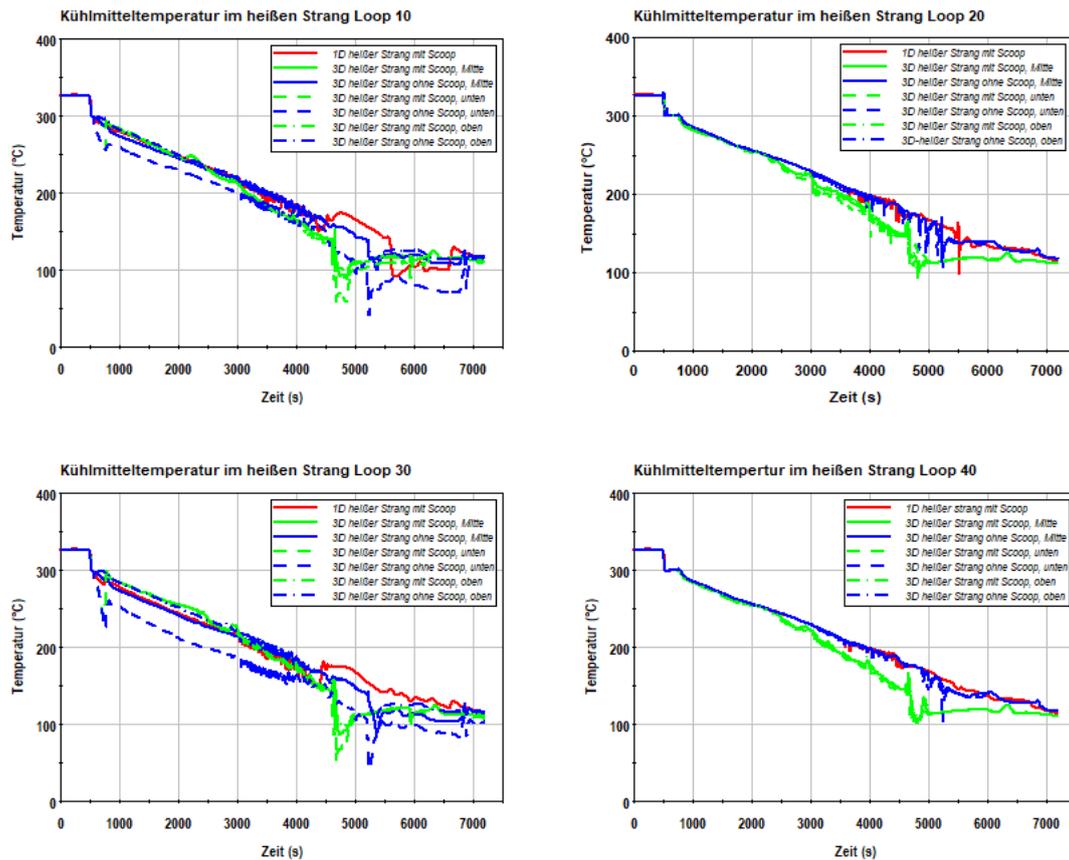
Kühlmitteltemperatur im Kern (siehe maximale Hüllrohrtemperatur, unten links in Abb. 2.57) einstellen kann als dies der Fall wäre, wenn das eingespeiste Notkühlwasser nur von der Nachzerfallsleistung erhitzt wird. Die höhere Kernaustrittstemperatur führt an der Bruchstelle zu einem geringeren Bruchmassenstrom (siehe Bruchmassenstrom, unten rechts in Abb. 2.57) und in der Folge zu einem höheren Kühlmittelinventar (siehe Kühlmittelinventar, oben rechts in Abb. 2.57).

Die Analyseergebnisse für die Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes und dem Scoop Modell (Variante 2) zeigen eine niedrigere Kühlmitteltemperatur im Kern (siehe maximale Hüllrohrtemperatur, unten links in Abb. 2.57). Die niedrigere Kühlmitteltemperatur im Kern wird durch das Scoop Modell verursacht, da bei der Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes das heißseitig eingespeiste Notkühlwasser das obere Plenum erreicht. Dieses Notkühlwasser muss im Kern durch die Nachzerfallsleistung im Gegensatz zur Variante 1 und 3 aufgeheizt werden, wogegen das mitgerissene Notkühlwasser (Variante 1 und 3) im Dampferzeuger aufgeheizt wird. Infolge der fehlenden Aufheizung im Dampferzeuger bei der Variante 2 entsteht weniger Dampf im Kern und somit eine geringere Antriebskraft für den Naturumlauf. Daher reißt der Naturumlauf auch in den mit der Sicherheitseinspeisung bespeisten Kühlkreisläufen zwischen 1000 s (Loop 30, grüne Kurve unten links in Abb. 2.58) und 1600 s (Loop 10, grüne Kurve oben links in Abb. 2.58) nach Leckauslösung ab. Nach 1800 s wird die Dampfproduktion im Kern bei der Variante 2 unterbrochen und unterkühltes Wasser tritt aus dem Kern aus (siehe maximale Hüllrohrtemperatur, unten links in Abb. 2.57) und strömt zum heißseitigen Leck. Die Unterkühlung am Leck führt zu einem höheren Bruchmassenstrom (siehe Bruchmassenstrom, unten rechts in Abb. 2.57) und zu einem niedrigeren Kühlmittelinventar (siehe Kühlmittelinventar, oben rechts in Abb. 2.57). Erst bei Erreichen des Einspeisedrucks der ND-Einspeisung (siehe Druck, oben links in Abb. 2.57) wird der Primärkreis in allen Varianten wieder aufgefüllt.



**Abb. 2.58** Kühlmittelmassenströme in den kalten Strängen

Der Bruchmassenstrom ist im Referenzfall zwischen 5500 s und 6500 s (rote Kurve unten rechts in Abb. 2.57) größer als in den Varianten 2 und 3 mit den drei parallelen Pipes im heißen Strang. Die Ursache hierfür liegt an der niedrigeren Temperatur vor dem Leck (rote durchgezogene Kurve oben links in Abb. 2.59), da bei der Nachbildung des heißen Strangs mit nur einem Pipe nur eine Mischtemperatur zwischen der Kernaustrittstemperatur und der Notkühlwassertemperatur berechnet wird, während sich bei den Varianten 2 und 3 eine Temperaturschichtung ausbildet (grüne und blaue Kurven oben links in Abb. 2.59).



**Abb. 2.59** Temperaturverteilung in den heißen Strängen

Die Temperaturverteilung in den heißen Strängen von Loop 10 und 30 zeigen für die Variante 3 (blaue Kurven oben und unten links in Abb. 2.59) eine Temperaturschichtung. Das über die Hutze eingespeiste Notkühlwasser wird infolge des bestehenbleibenden Naturumlaufs in Richtung der Dampferzeuger umgelenkt und vermischt sich im unteren der drei parallelen Pipes mit dem Umlaufmassenstrom. Die sich ausbildende Mischtemperatur ist in Abb. 2.59 (blaue gestrichelte Kurven oben und unten links) zu sehen. Die beiden darüberliegenden Pipes (blaue durchgezogene und punkt-gestrichelte Kurven) zeigen höhere Temperaturen, da in diesen Pipes die Temperatur weitgehend von der Kernaustrittstemperatur bestimmt wird und nur in geringen Maße durch Vermischungseffekte zwischen den drei Pipes. Das Pipe in der Mitte (blaue durchgezogene Kurven) ist von den Vermischungseffekten etwas stärker betroffen als das obere Pipe (blaue punkt-gestrichelte Kurve) und zeigt daher etwas niedrigere Temperaturen.

Die Variante 2 mit drei parallelen Pipes im heißen Strang und mit der Anwendung des Scoop Modells zeigt keine Temperaturschichtung. Die Ursache hierfür ist, dass das Scoop Modell die heißseitige Einspeisung vollständig dem oberen Plenum unterhalb der

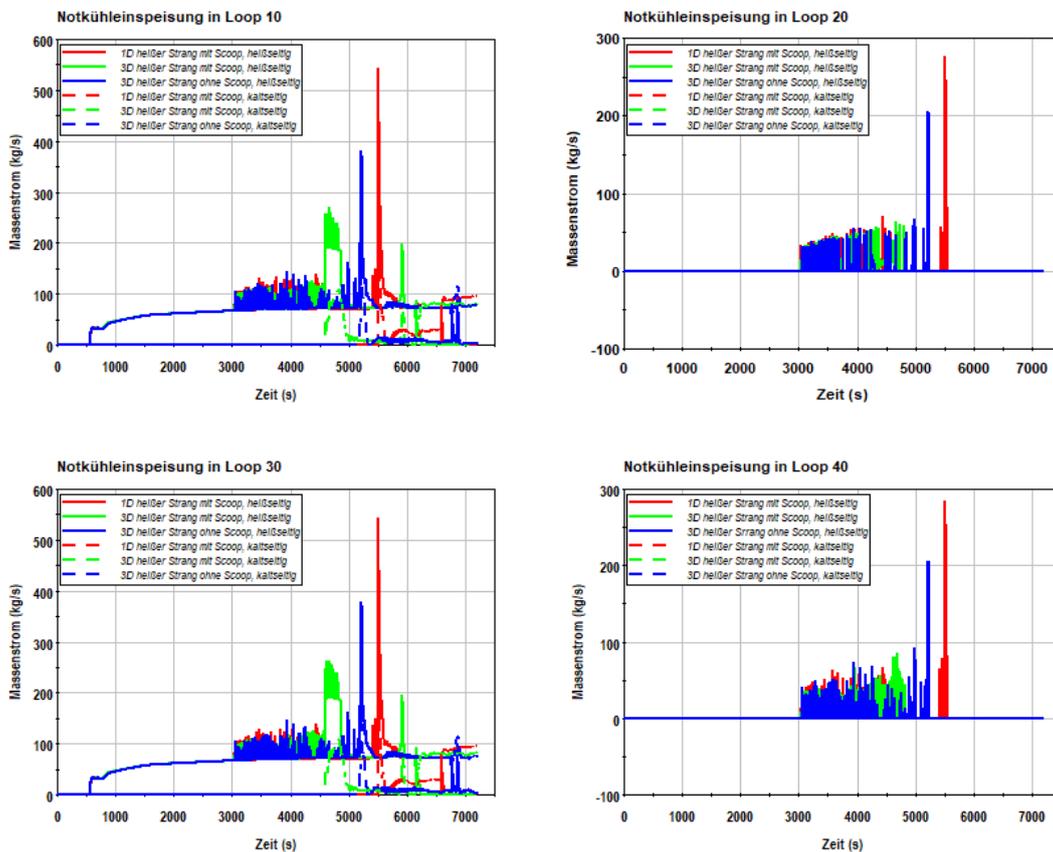
heißen Stränge und somit dem Reaktorkern zuführt. Daher strömt allen drei parallelen Pipes der heißen Stränge Kühlmittel mit der Kühlmitteltemperatur des oberen Plenums zu.

In den Varianten 1 und 3 bleibt der Naturumlauf in den Loops 10 und 30 mit heißseitiger Sicherheitseinspeisung bis 4500 s erhalten (rote und blau Kurven links oben und unten in Abb. 2.58). In den Loops 20 und 40 ohne Sicherheitseinspeisung reißt der Naturumlauf zwischen 1400 s und 1600 s ab (rote und blau Kurven rechts oben und unten in Abb. 2.58). Ab 3000 s beginnt die Wiederauffüllung des Primärkreises ausgehend von einem minimalen Inventar von etwa 240 t. Die Wiederauffüllung des Primärkreises wird durch den Beginn der Einspeisung über die Druckspeicher ausgelöst (Abb. 2.60). Die heißseitige Einspeisung von den Druckspeichern in die Loops 20 und 40 tritt entweder über das Scoop Modell (Variante 1) bzw. durch die Rückströmung zum oberen Plenum (Variante 3) über das obere Plenum in den Kern ein und führt ab etwa 3500 s zu einer Reduktion des Voidgehalts im Kern und somit zu einer Verringerung der Antriebskraft für den Naturumlauf in den Loops 10 und 30. Dies führt zum Absinken des Naturumlaufs in den Loops 10 und 30 (links oben und unten in Abb. 2.58). Beim Erreichen eines Primärkühlmittelinventars von etwa 270 t bei etwa 3500 s stellt sich langsam ein Naturumlaufmassenstrom in den Kühlkreisläufen 20 und 40 ein (rechts oben und unten in Abb. 2.58). Der Naturumlauf in den Loops 20 und 40 erreicht bei der Variante 1 etwa 500 kg/s bei 4200 s und in der Variante 3 etwa 200 kg/s bei 4400 s. Die Ursache für den niedrigeren Umlauf in der Variante 3 ist ein geringerer Void im Kern, der dadurch verursacht wird, dass in der Variante 3 der heißseitige Einspeisemassenstrom nur teilweise zum Dampferzeuger umgelenkt wird und somit teilweise zum oberen Plenum strömt.

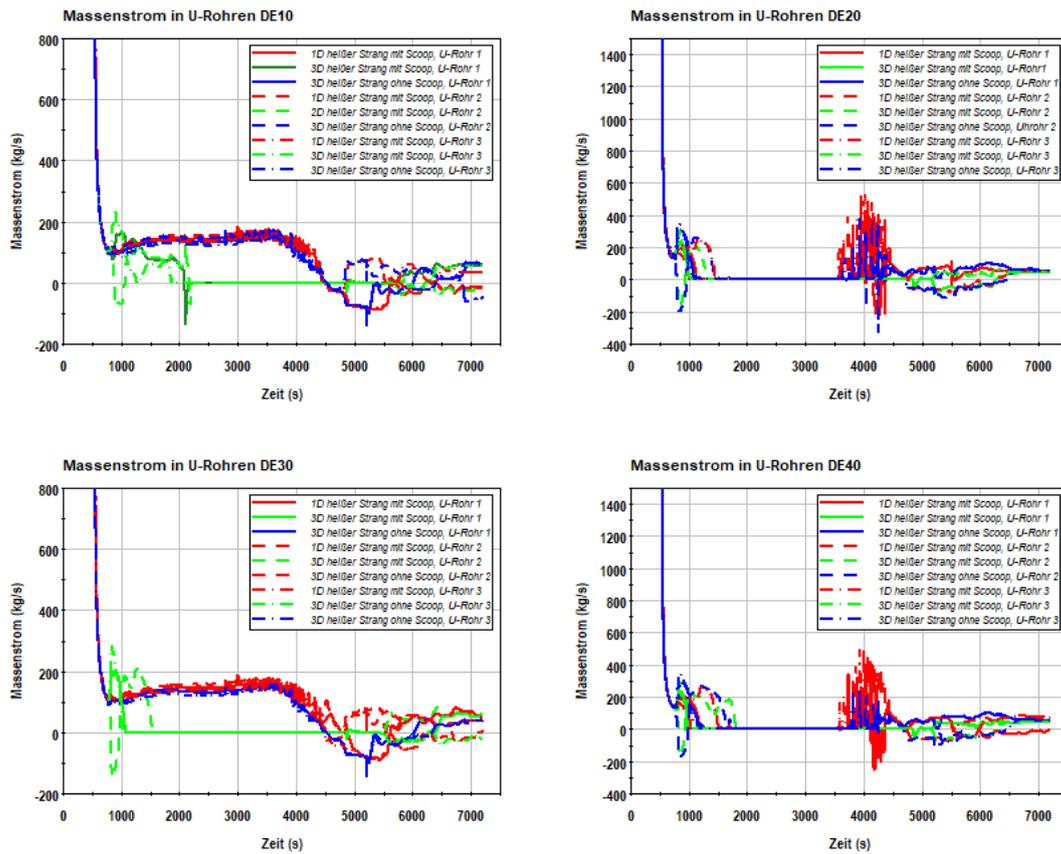
Der Anlauf des Naturumlaufs erfolgt zunächst mit starken Schwingungen, da der Umlauf immer in mindestes einer U-Rohrgruppe erfolgt (Abb. 2.61) Das führt zu einer starken Veränderung der Eintrittsbedingungen in den Reaktorkern mit Auswirkungen auf den Voidgehalt im Kern und somit auf die Antriebskraft für den Naturumlauf. In einer Anlage würde der Naturumlauf in weniger U-Rohren als in einer simulierten U-Rohrgruppe anlaufen und somit wird erwartet, dass in der Anlage der Naturumlauf ohne größere Oszillationen erfolgen würde. Infolge der weiteren Druckspeichereinspeisung dringt mehr kaltes Kühlmittel in den Kern ein und reduziert weiter den Voidgehalt im Kern, sodass der Naturumlauf bei etwa 4500 s in den Loops 10 und 30 (mit Sicherheitseinspeisung) zusammenbricht und etwa 200 s später auch in den Loops 20 und 40 (ohne Sicherheitseinspeisung). Bis zum Beginn der Niederdruckeinspeisung bei 5200 s (Variante 3) bzw. 5400 s (Variante 1) ergibt sich nach dem Zusammenbruch des Naturumlaufs in den

Loops 10 und 30 eine negative Durchströmung von etwa 100 kg/s und in den Loops 20 und 40 eine positive Durchströmung von etwa 100 kg/s (Abb. 2.58). Nach Beendigung der Wiederauffüllphase (oben links in Abb. 2.57) bildet sich mit einer Verzögerung von etwa 500 s in den Kühlkreisläufen der Loops 10 und 30 ein Umlaufmassenstrom von etwa 100 kg/s und in den Loops 20 und 40 von knapp 200 kg/s aus (Abb. 2.58).

In der Variante 2 mit drei parallelen Pipes für die heißen Stränge und mit Anwendung des Scoop Modells bildet sich nach dem Abriss der Naturumläufe erst bei 6200 s erneut ein Naturumlauf aus (grüne Kurven in Abb. 2.58). Der Anlauf erfolgt etwa 300 s nachdem der Primärkreis durch die Niederdruckeinspeisung (grüne Kurven in Abb. 2.60) vollständig wiederaufgefüllt wurde (grüne Kurve oben rechts in Abb. 2.57) und die Kühlmittelergänzung nach der Abschaltung der Sicherheitseinspeisung vollständig durch die Niederdruckeinspeisung in die Loops 10 und 30 übernommen wurde.

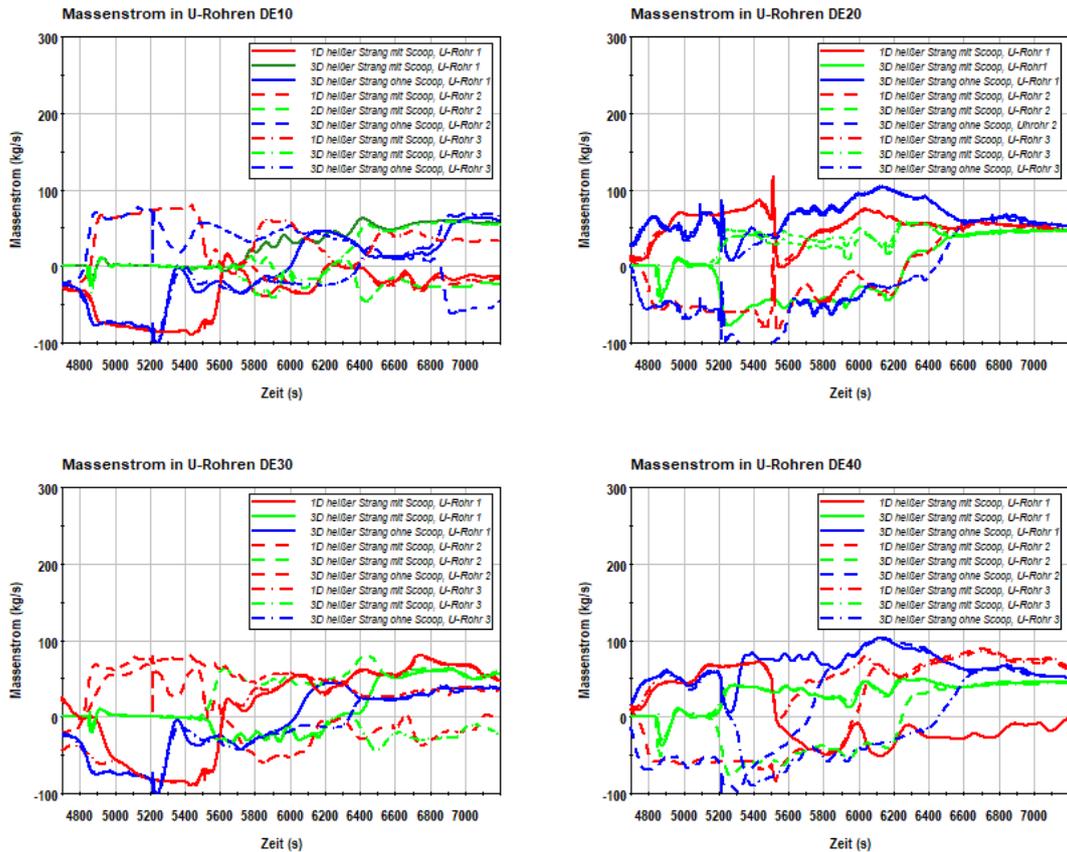


**Abb. 2.60** Notkühleinspeisemassenströme



**Abb. 2.61** Massenströme durch die U-Rohrgruppen der vier Dampferzeuger

Nach dem Wiederanlauf des Naturumlaufts zeigen die Analysen von allen drei Varianten, dass die drei U-Rohrgruppen in allen vier Dampferzeugern nicht kontinuierlich in eine Richtung durchströmt werden (Abb. 2.61), sondern dass sich Vorwärts- und Rückwärtsströmung abwechseln. Dies wird in der Abb. 2.62 nochmals in einer feineren Auflösung dargestellt.



**Abb. 2.62** Massenströme durch die U-Rohrgruppen der vier Dampferzeuger (feinere Auflösung als in Abb. 2.61)

Die Ausbildung von Pfropfen mit minder-borierterem Kühlmittel und deren Transport zum Reaktordruckbehälter wird in Abb. 2.63 und Abb. 2.64 dargestellt. Bei den Varianten 1 und 3 bildet sich unten im Pumpenbogen in den Loops 20 und 40 ein Pfropfen von minder-borierterem Kühlmittel aus (rechts oben und unten in Abb. 2.63). Bei der Variante 3 erreicht im Loop 20 das Kühlmittel eine minimale Borkonzentration von etwa 400 ppm und im Loop 40 von etwa 750 ppm. Bei der Variante 1 liegen die minimalen Borkonzentrationen zum Zeitpunkt 3000 s etwa 400 ppm höher. Der Füllstand in den Dampferzeugern fällt während des Leckstörfalls in den Loops 20 und 40 bis zur Oberkante der Dampferzeugeraustrittsplenen. Dort erreicht die minimale Borkonzentration bei der Variante 1 einen Minimalwert von etwa 100 ppm und bei der Variante 3 von etwa 200 ppm. Während der Wiederauffüllphase ab 3000 s (oben rechts in Abb. 2.57) wird der Pfropfen mit minder-borierterem Kühlmittel in die Dampferzeugeraustrittsplenen und die Dampferzeuger-U-Rohre geschoben. Dies ist am Anstieg der Borkonzentration im Pumpenbogen erkennbar (rechts oben und unten in Abb. 2.63). Ab 3500 s beginnt ein Überlauf von Kühlmittel über die U-Rohre in den Loops 20 und 40 (rechts oben und unten in Abb. 2.61)

und somit auch der Anlauf des Naturumlaufts in den kalten Strängen (rechts oben und unten in Abb. 2.58). Eine gegenläufige Vor- und Rückwärtsströmung in den drei modellierten U-Rohrgruppen bildet sich erst nach 4000 s aus, so dass bis 4000 s keine relevante Durchmischung von höher borierterem Kühlmittel aus den Dampferzeugereintrittsplenen erfolgt. Die minder-borierten Pflöfen Kühlmittel in den Loops 20 und 40 werden daher ohne große Vorvermischung mit höher-borierterem Kühlmittel bei etwa 3800 s in den Pumpenbogen eingetragen (rechts oben und unten in Abb. 2.63) und erreichen bei etwa 3900 s über den kalten Strang den Reaktordruckbehälter (rechts oben und unten in Abb. 2.64). Die minimale Borkonzentration am Eintritt zum Reaktordruckbehälter beträgt in der Variante 1 etwa 400 ppm und in der Variante 3 etwa 900 ppm. Der höhere Wert in der Variante 3 lässt sich dadurch erklären, dass das über die Hütze eingespeiste Notkühlwasser nicht vollständig in den Loops 10 und 30 zu den Dampferzeugern transportiert wird und somit im Reaktorkern weniger Dampf entsteht der in den Dampferzeugern 2 und 4 kondensiert und sich dann in den Pumpenbögen und Dampferzeugeraustrittsplenen als minder-borierteres Kühlmittel ansammelt. Bei den Varianten 1 und 3 sammelt sich in den Kühlkreisläufen 1 und 3 mit Sicherheitseinspeisung kein minder-borierteres Kühlmittel an (links oben und unten in Abb. 2.63), da im Kern nur bis 4500 s Dampf produziert wird und erst danach der Naturumlauf vollständig abreißt (links oben und unten in Abb. 2.57).

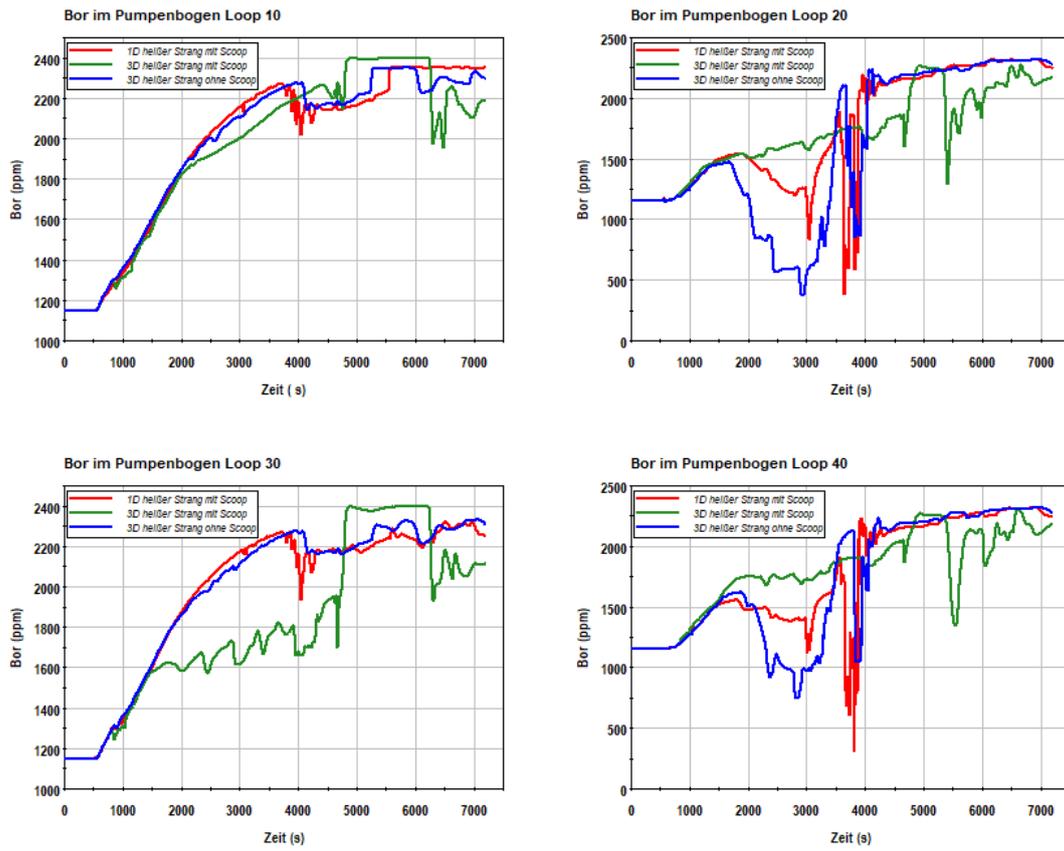
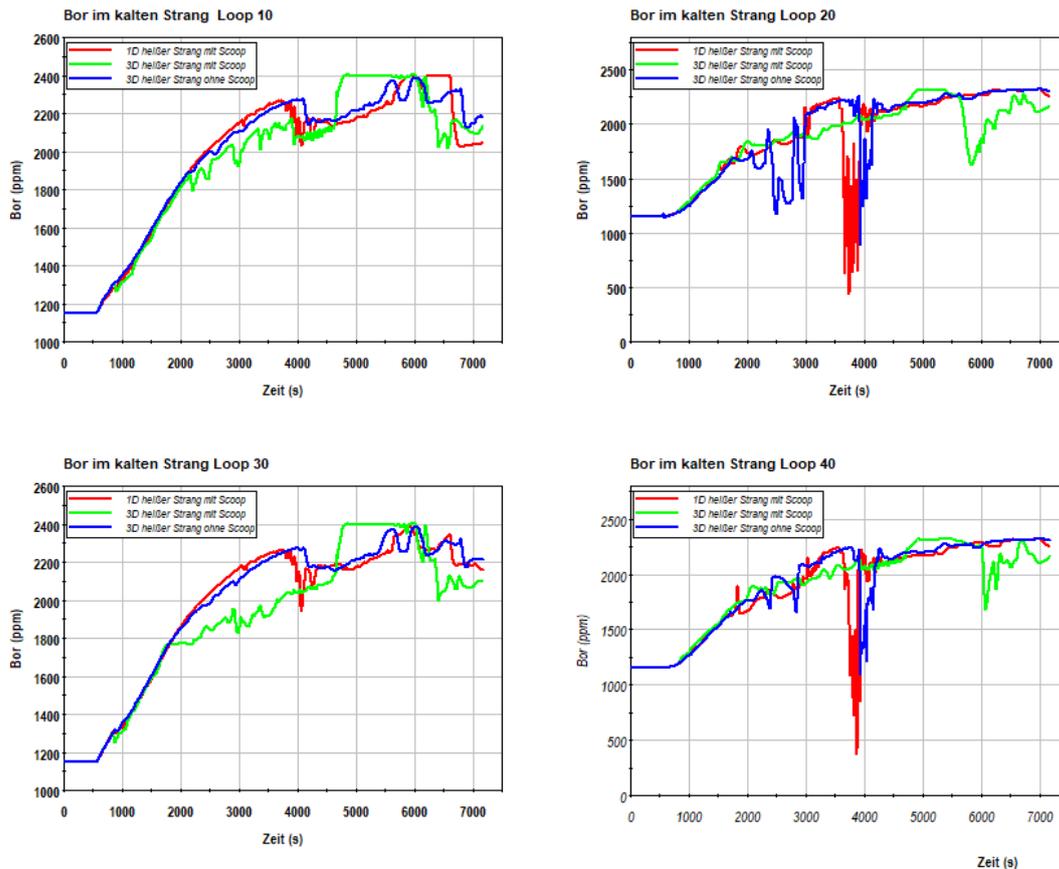


Abb. 2.63 Borkonzentration unten im Pumpenbogen



**Abb. 2.64** Borkonzentration im kalten Strang nahe am Reaktordruckbehälter

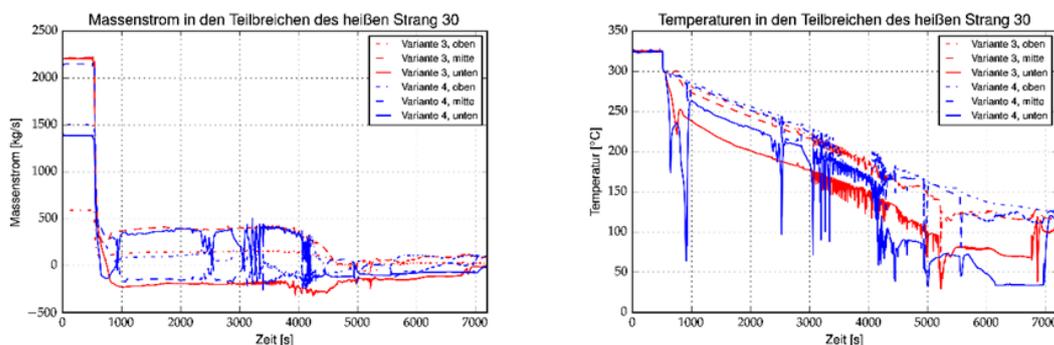
Die Modellierung der heißen Stränge in der Variante 2 führte dazu, dass das gesamte eingespeiste Kühlmittel über das Scoop Modell unterhalb der heißen Stränge ins obere Plenum eingespeist wurde und in den Kern eindrang. Da die Nachzerfallsleistung nach 2000 s nicht mehr ausreichte das eingespeiste Kühlmittel auf Sättigung aufzuheizen, sank der Void im Kern zwischen 1000 s und 2150 s auf null. Dadurch wurde die Antriebskraft für den Naturumlauf kontinuierlich reduziert, dass in den vier Kühlkreisläufen zwischen 1200 s und 2100 s der Naturumlauf zusammenbrach (grüne Kurven in Abb. 2.58). Nachdem der Void im Kern auf null gefallen ist, wird auch kein Dampf mehr im Kern produziert, der in den Dampferzeugern kondensiert und sich dann als minder-borisiertes Kühlmittel im Pumpenbogen ansammelt. Aus der Abb. 2.63 kann aus den grünen Kurven abgelesen werden, dass nach dem Abriss des Naturumlaufts in einem Kühlkreislauf die Borkonzentration im Pumpenbogen nur noch langsam ansteigt, so dass im Pumpenbogen die Borkonzentration geringer bleibt als im Reaktordruckbehälter. In den Dampferzeugern bildet sich sehr wenig Kondensat, da kein Dampf aus dem Kern nach 2150 s den Dampferzeugern zuströmt. Nur der Dampf, der infolge der Druckentlastung bei einem gesättigten Kühlmittel bzw. durch Wärmezufuhr aus heißen Strukturen entsteht,

kann im Dampferzeuger kondensieren. Diese geringe Kondensatmenge sammelt sich im unteren Bereich der Dampferzeuger U-Rohre an. Der Naturumlauf startet in den Loops 20 und 40 bei 5200 s mit etwa 25 kg/s und erhöht sich ab 6000 s auf 150 kg/s (grüne Kurven rechts in Abb. 2.58). Der Naturumlauf startet in den Loops 10 und 30 mit heißseitiger Sicherheitseinspeisung bei 6200 s mit etwa 100 kg/s (grüne Kurven links in Abb. 2.58). Die Abb. 2.62 zeigt mit den grünen Kurven, dass in den Loops 20 und 40 eine gegenläufige Vor- und Rückwärtsströmung in den drei modellierten U-Rohrgruppen bei 5200 s auftritt. Diese Gegenströmung stellt sich in den Loops 10 und 30 erst bei 5600 s ein. Die gegenläufige Vor- und Rückwärtsströmung transportiert unterschiedlich boriertes Kühlmittel vom Dampferzeugereintritts- zum -austrittsplenum und umgekehrt. Dadurch kommt es zu einer ausgeprägten Vermischung des unterschiedlich borierten Kühlmittels in den Dampferzeuger U-Rohren. Dies führt dazu, dass in den Loops 20 und 40 ein minder-borierter Pfropfen Kühlmittel mit 1300 ppm den Pumpenbogen bei 5500 s durchströmt (grüne Kurven rechts oben und unten in Abb. 2.63), der bei etwa 6000 s mit 1700 ppm den Reaktordruckbehälter erreicht (grüne Kurven rechts oben und unten in Abb. 2.64). In den Loops 10 und 30 erreicht ein minder-borierter Pfropfen Kühlmittel mit etwa 1900 ppm bei 6200 s den Pumpenbogen (grüne Kurven links oben und unten in Abb. 2.63) und mit etwa 2000 ppm bei 6300 s den Reaktordruckbehälter (grüne Kurven links oben und unten in Abb. 2.64).

#### **2.2.4.3 Analyseergebnisse der Variante 4**

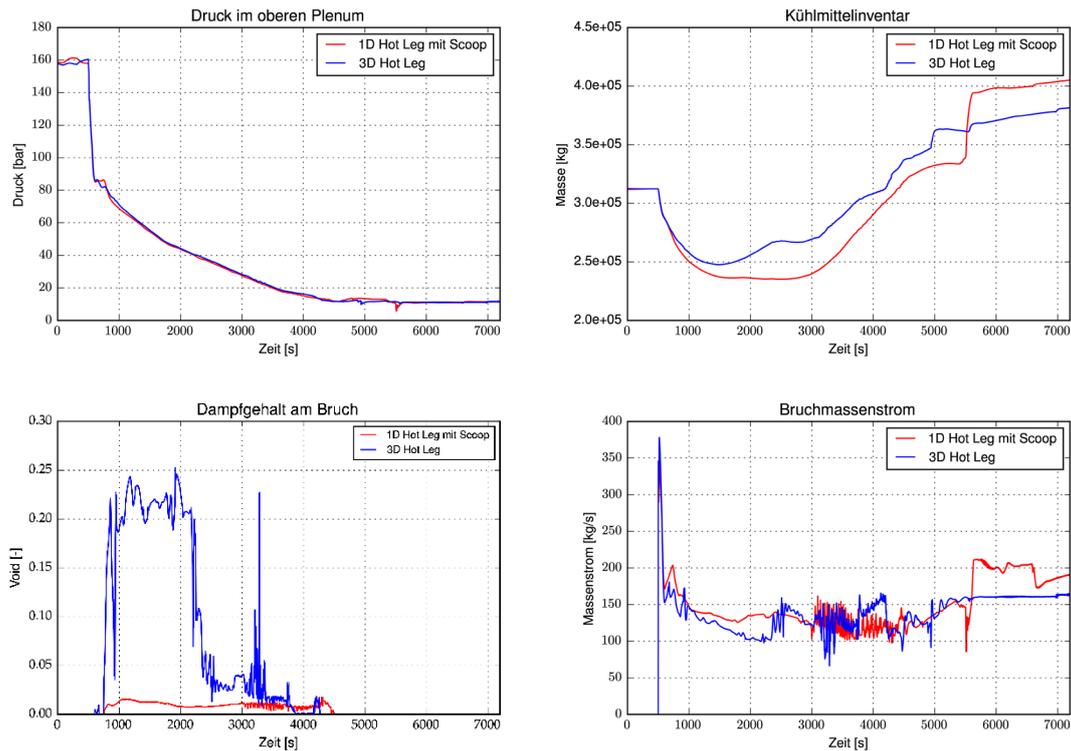
Anhand der vorangestellten Untersuchungen an den Analysevarianten 2 und 3 mit dreidimensionaler thermohydraulischer Modellierung der heißen Stränge konnten Schwächen in der Berechnung der Strömungsverteilung identifiziert werden (siehe Kapitel 2.2.4.2). Besonders in der Analysevariante 2 wurde das erwartete Strömungsverhalten mit Anlauf und Abriss des Naturumlaufs in den Strängen nicht abgebildet. Begründet ist dies durch eine Überschätzung der Notbespeisung direkt in den Kern und eine damit verbundene Unterdrückung des Siedeprozesses. Weiter erfolgt ein Verlust der Schichtungsinformation zu Borkonzentration, Temperatur, Dampfgehalt, etc. im vertikal geteilten Strang durch Einspeisung in ein gemeinsames Anschlussbranch im oberen Plenum des RDB. Der Verlust dieser Information zeigt sowohl Auswirkungen auf die Parameterverteilung in der Frühphase der berechneten KMV-Transiente als auch im Reflex-Condenser Betrieb. Weiter wurde in der Analysevariante 3 vereinfachend der Impulsübertrag aus der einspeisenden Not- und Nachkühlleitung vernachlässigt.

Die Erkenntnisse aus den in Kapitel 2.2.4.2 vorgestellten Untersuchungen sind in die Erstellung des abschließenden Modellierungskonzeptes Variante 4 (siehe Abb. 2.56) eingeflossen. Dieses beinhaltet sowohl die vertikale Aufteilung des Anschlussbranches im oberen Plenum des RDB zur Übertragung der Schichtungsinformation, sowie die Berücksichtigung des Impulsübertrags aus der Notspeiseleitung. Mit dieser Analysevariante 4 blieb der Naturumlauf in den Kühlkreisläufen mit der heißseitigen Sicherheitseinspeisung erhalten, während in den Kühlkreisläufen ohne heißseitige Sicherheitseinspeisung der Naturumlauf abrisst und Reflux Condenser Bedingungen vorherrschen. Die Massenstrom- und damit verbundene Temperaturverteilung in den geschichteten Teilbereichen zeigt in Variante 4 deutlich realistischere Werte. Abb. 2.65 zeigt, dass sich in Variante 3 durch das gemeinsame Anschlussbranch an den RDB ein unrealistisch hoher Massenstromanteil im untersten Teilbereich des heißen Stranges ausbildet, in dessen Folge eine starke Strömungsumkehr an der Einspeisestelle berechnet wird. Der höhere Massenstromanteil im mittleren Rohrabschnitt in Variante 4 hingegen ist zu erwarten und Folge des größeren hydraulischen Durchmessers dieses Rohrabschnitts. Die tieferen Temperaturen zu Beginn der Notbespeisung deuten darauf hin, dass die Impulsübertragung richtig berücksichtigt ist, da diese zu einer kurzzeitigen Strömungsumkehr in diesem Kontrollvolumen führt, anschließend aber eine Gegenstrombegrenzung und ein Mitriss des eingespeisten Wassers berechnet wird, wie auch durch das Scoop-Modell vorhergesagt.



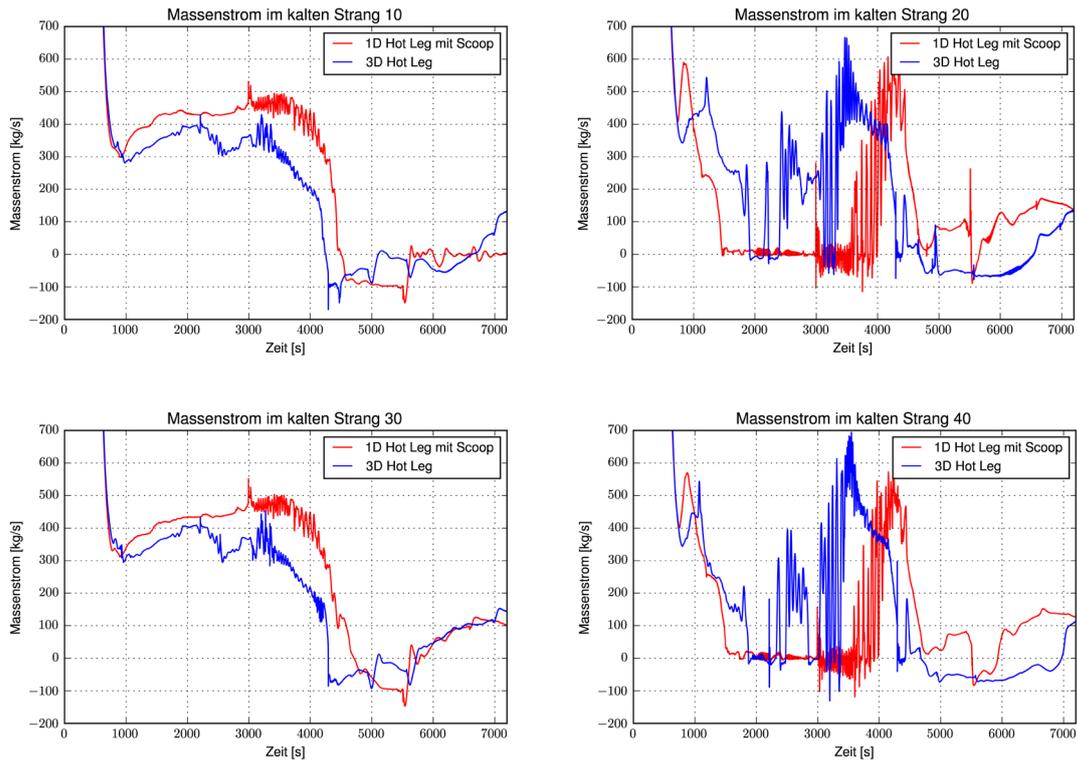
**Abb. 2.65** Massenstrom- (links) und Temperaturverteilung an der Anschlussstelle des heißen Strang 30 an den RDB für Variante 3 und Variante 4

Im Folgenden werden die Ergebnisse der abschließenden Analysevariante 4 (Legende-Bezeichnung „3D Hot Leg“) mit den Ergebnissen der eindimensionalen Standardmodellierung mit Scoop-Modell (Legende-Bezeichnung „1D Hot Leg mit Scoop“) verglichen. Abb. 2.66 zeigt die Anlagenparameter für Primärdruck, Kühlmittelinventar, Bruchmassenstrom und maximale Hüllrohrtemperatur in beiden Varianten.



**Abb. 2.66** Anlagenparameter für Primärdruck, Kühlmittelinventar Bruchmassenstrom und maximale Hüllrohrtemperatur

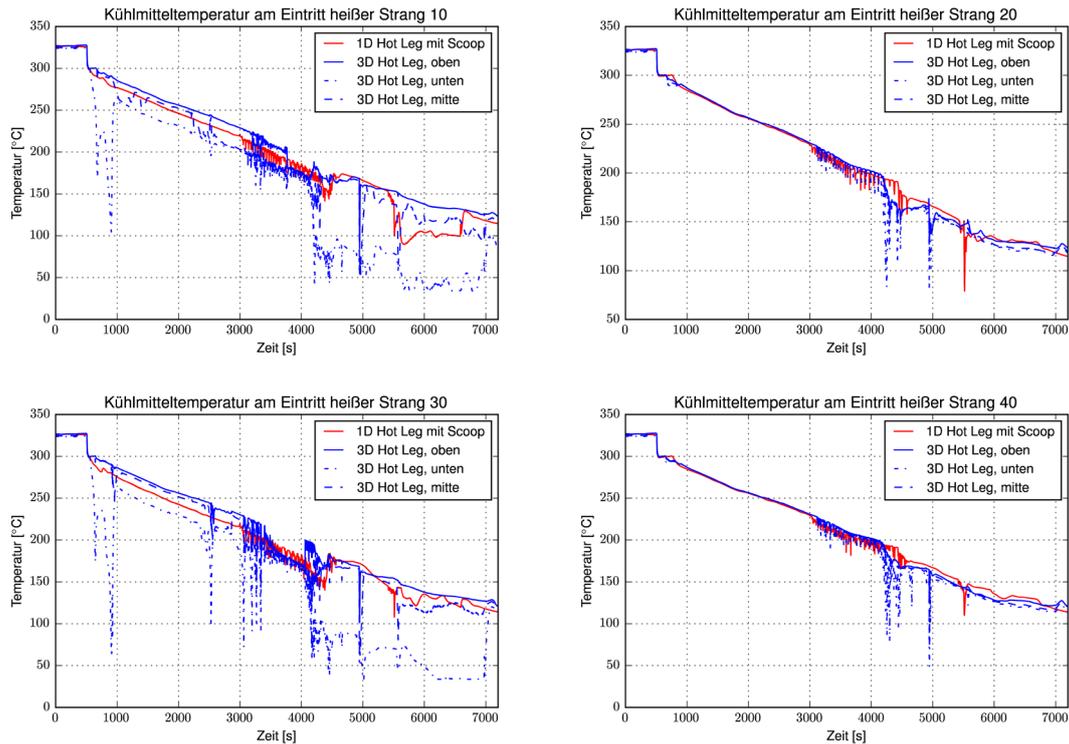
Die Analyseergebnisse für den Referenzfall mit Scoop Model (Variante 1) und die Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes (Variante 4) zeigen ein ähnliches Verhalten. Dies kann damit begründet werden, dass bei beiden Analysen die heißseitige Sicherheitseinspeisung mit dem Naturumlaufmassenstrom zum Dampferzeuger umgelenkt wird und in den Kühlkreisläufen mit Sicherheitseinspeisung der Naturumlauf aufrechterhalten bleibt (Abb. 2.67). Durch die vertikale Aufteilung der heißen Leitung kann die Entmischung von Dampf und Wasser dargestellt werden. Da sich das Leck an der Oberseite der Leitung befindet, befindet sich bei dreidimensionaler Modellierung im Bereich des Lecks Fluid mit höherem Dampfgehalt, was zu niedrigeren Austrittsmassenströmen und in Folge höherem Primärkreisinventar führt (Abb. 2.66).



**Abb. 2.67** Kühlmittelmassenströme in den kalten Strängen

Das Verhalten des Naturumlaufs in allen Strängen ist in beiden Varianten ähnlich (siehe Abb. 2.67). In den Strängen 10 und 30 mit Notbespeisung hält der Naturumlauf zunächst bis etwa 4500 s in Variante 1 bzw. 4200 s in Variante 4 an, reißt anschließend für etwa 1000 s ab, bevor er in Strang 30 wieder anläuft. In Strang 10 zeigt sich ein Unterschied im Wiederanlaufverhalten in beiden Varianten. In Variante 4 startet der Naturumlauf auch in Strang 10 wieder bei etwa 6500 s während er in Variante 1 bis zum Ende der Simulation nicht wieder angelaufen ist. Das Verhalten bei Naturumlauf ist allerdings von den Vermischungseffekten stark beeinflusst, welche sich durch die neue Darstellung der heißen Stränge mit drei übereinander liegenden Pipes und DE-Eintrittsplenen ändert. Somit kann dieses Verhalten auf Basis der vorliegenden Simulationsergebnisse nicht abschließend bewertet werden.

In den nicht bespeisten Strängen 20 und 40 kommt es innerhalb von 2000 s in beiden Varianten zu einem Abriss des Naturumlaufs. Der Wiederanlauf tritt in Variante 4 etwas früher auf und hält etwas länger an. Eine qualitative Übereinstimmung des Strömungsverhaltens ist jedoch deutlich erkennbar.

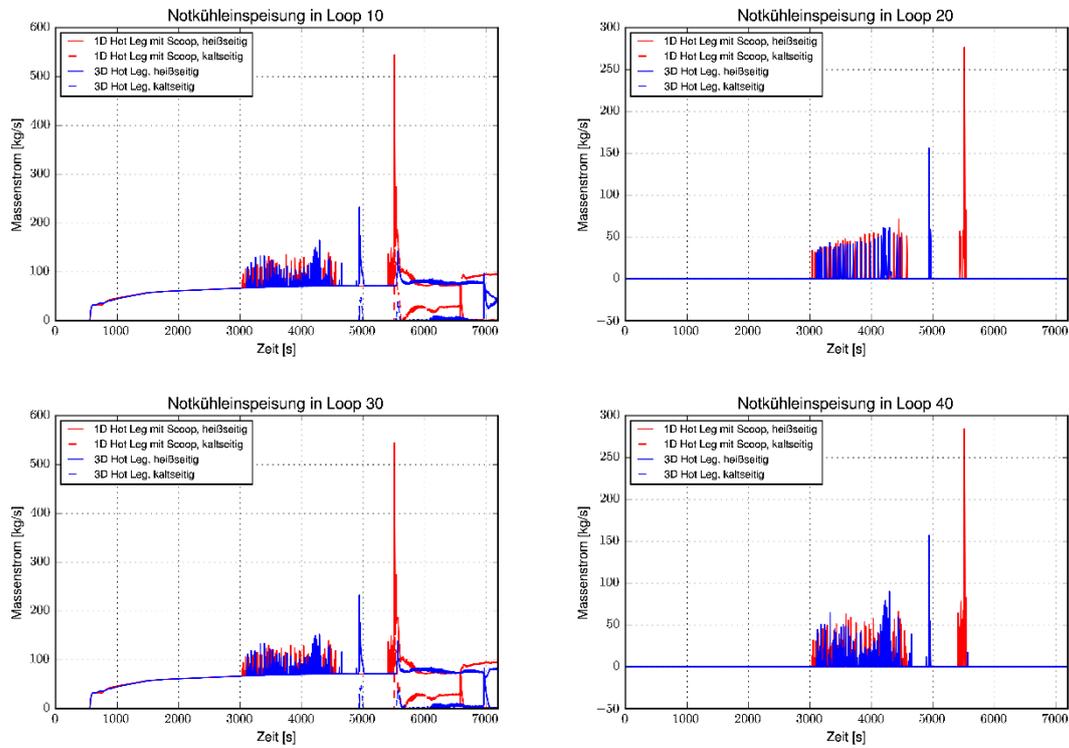


**Abb. 2.68** Temperaturverteilung in den heißen Strängen

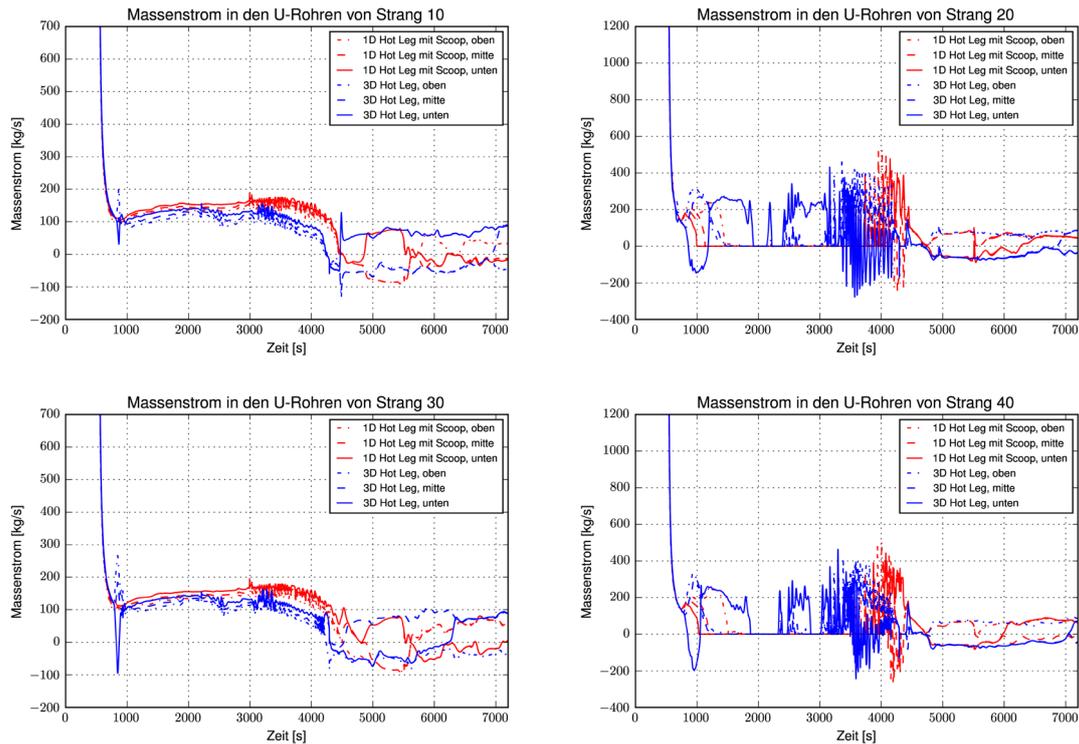
Die Temperaturverteilung in den heißen Strängen von Loop 10 und 30 zeigen für die Variante 4 eine Temperaturschichtung. Das über die Hutze eingespeiste Notkühlwasser wird infolge des bestehen bleibenden Naturumlaufs in Richtung der Dampferzeuger umgelenkt und vermischt sich im unteren der drei parallelen Pipes mit dem Umlaufmassenstrom. Die sich ausbildende Mischtemperatur ist in Abb. 2.68 (oben und unten links) zu sehen. Die beiden darüberliegenden Pipes zeigen höhere Temperaturen, da in diesen Pipes die Temperatur weitgehend von der Kernaustrittstemperatur bestimmt wird und nur in geringem Maße durch Vermischungseffekte zwischen den drei Pipes. Das Pipe in der Mitte ist von den Vermischungseffekten etwas stärker betroffen als das obere Pipe und zeigt daher etwas niedrigere Temperaturen.

Die Wiederauffüllung des Primärkreises wird durch den Beginn der Einspeisung über die Druckspeicher ausgelöst (Abb. 2.69). Die heißseitige Einspeisung von den Druckspeichern in die Loops 20 und 40 tritt entweder über das Scoop Modell (Variante 1) bzw. durch die Rückströmung zum oberen Plenum (Variante 4) über das obere Plenum in den Kern ein und führt ab etwa 3500 s zu einer Reduktion des Voidgehalts im Kern und somit zu einer Verringerung der Antriebskraft für den Naturumlauf in den Loops 10 und 30. Der Wiederanlauf des Naturumlaufs in den Strängen 20 und 40 erfolgt zunächst mit starken Schwingungen, da der Umlauf immer in mindestens einer U-Rohrgruppe erfolgt

(Abb. 2.70) und somit eine starke Veränderung der Eintrittsbedingungen in den Reaktorkern erfolgt mit Auswirkungen auf den Voidgehalt im Kern und somit auf die Antriebskraft für den Naturumlauf. In einer Anlage würde der Naturumlauf in weniger U-Rohren als in einer simulierten U-Rohrgruppe anlaufen und somit wird erwartet, dass in der Anlage der Naturumlauf ohne größere Oszillationen erfolgen würde.



**Abb. 2.69** Notkühleinpeisemassenströme



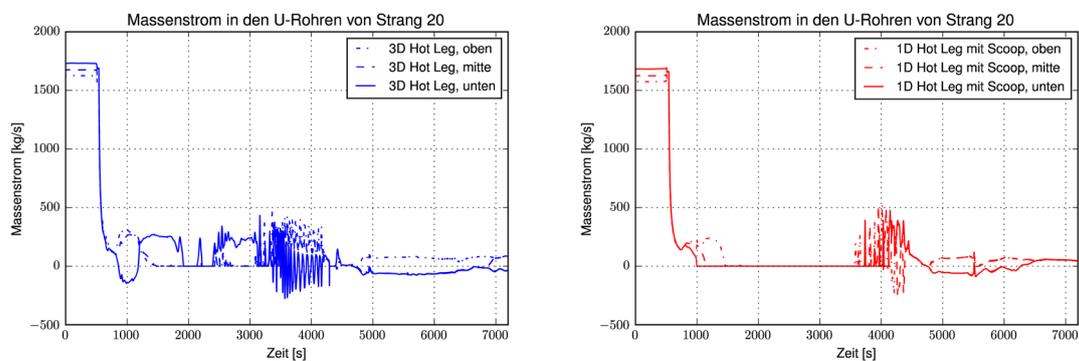
**Abb. 2.70** Massenströme durch die U-Rohrgruppen der vier Dampferzeuger

Nach dem Wiederanlauf des Naturumlaufs zeigen die Analysen, dass die drei U-Rohrgruppen in allen vier Dampferzeugern nicht kontinuierlich in eine Richtung durchströmt werden (Abb. 2.70), sondern dass sich Vorwärts- und Rückwärtsströmung abwechseln.

Die Ausbildung von Pfropfen mit minder-borierteren Kühlmittel und deren Transport zum Reaktordruckbehälter wird in Abb. 2.72 und Abb. 2.73 dargestellt. Bei beiden Varianten bildet sich unten im Pumpenbogen in den Loops 20 und 40 ein Pfropfen von minder-borierteren Kühlmittel aus (rechts oben und unten in Abb. 2.72). Bei der Variante 1 erreicht das Kühlmittel im Loop 20 zum Zeitpunkt 3000 s eine minimale Borkonzentration von etwa 800 ppm und im Loop 40 von etwa 1100 ppm. Bei der Variante 4 liegen die minimalen Borkonzentrationen bei 1200 ppm im Loop 20 und bei 800 ppm im Loop 40. Der Füllstand in den Dampferzeugern fällt während des Leckstörfalls in den Loops 20 und 40 bis zur Oberkante der Dampferzeugeraustrittsplenen. Ab 3500 s beginnt in Variante 1 ein Überlauf von Kühlmittel über die U-Rohre in den Loops 20 und 40 (rechts oben und unten in Abb. 2.70) und somit auch der Anlauf des Naturumlaufs in den kalten Strängen (rechts oben und unten in Abb. 2.67). Eine gegenläufige Vor- und Rückwärtsströmung in den drei modellierten U-Rohrgruppen bildet sich erst nach 4000 s aus, so dass bis 4000 s keine relevante Durchmischung von höher-borierterem Kühlmittel aus den Dampferzeugereintrittsplenen erfolgt. Die minder-borierteren Pfropfen Kühlmittel in den Loops 20

und 40 werden daher ohne große Vorvermischung mit höher-borisiertem Kühlmittel bei etwa 3800 s in den Pumpenbögen eingetragen (rechts oben und unten in Abb. 2.72) und erreichen bei etwa 3900 s über den kalten Strang den Reaktordruckbehälter (rechts oben und unten in Abb. 2.73). In Variante 4 findet die Deborierung später und weniger ausgeprägt statt. Ursache dafür ist der länger anhaltende einphasige Naturumlauf in der kürzesten der drei U-Rohrgruppen (Abb. 2.71). Dies führt dazu, dass bis zum vollständigen Abriss noch borhaltiges Wasser in den Pumpenbögen eindringen und sich dort mit dem Kondensat vermischen kann. Dieses unterschiedliche Verhalten ist Folge des höheren Detaillierungsgrades in Variante 4. Der Anlauf und Abriss des Naturumlaufs sind sehr sensitiv gegenüber veränderten Strömungsbedingungen und werden hier durch die erlaubte Entmischung von Wasser und Dampf im heißen Strang bei Variante 4 beeinflusst. Das dargestellte Verhalten ist zunächst weniger konservativ aber nicht unplausibel. Ob dieses Verhalten realistisch ist, kann anhand der Anwendung des entwickelten Modellierungskonzepts in den Analysesimulator der PKL-III Versuchsanlage mit der Versuchsreihe PKL-III E2.3 abgeglichen werden (siehe Kapitel 2.2.5).

In beiden Varianten sammelt sich in den Kühlkreisläufen 10 und 30 mit Sicherheitseinspeisung kein minder-borisiertes Kühlmittel an (links oben und unten in Abb. 2.72), da im Kern nur bis 4500 s Dampf produziert wird und erst danach der Naturumlauf vollständig abreißt (links oben und unten in Abb. 2.67).



**Abb. 2.71** Vergleich der Massenströme in den U-Rohrgruppen für den 3D heißen Strang und die 1D-Modellierung

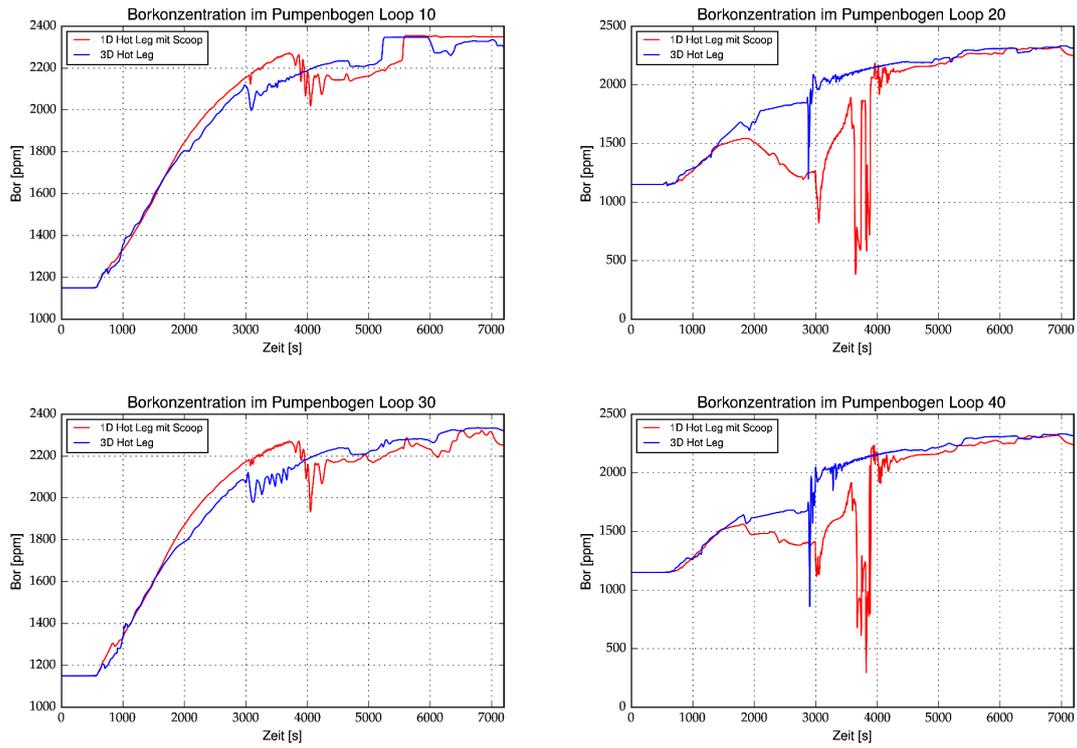


Abb. 2.72 Borkonzentration unten im Pumpenbogen

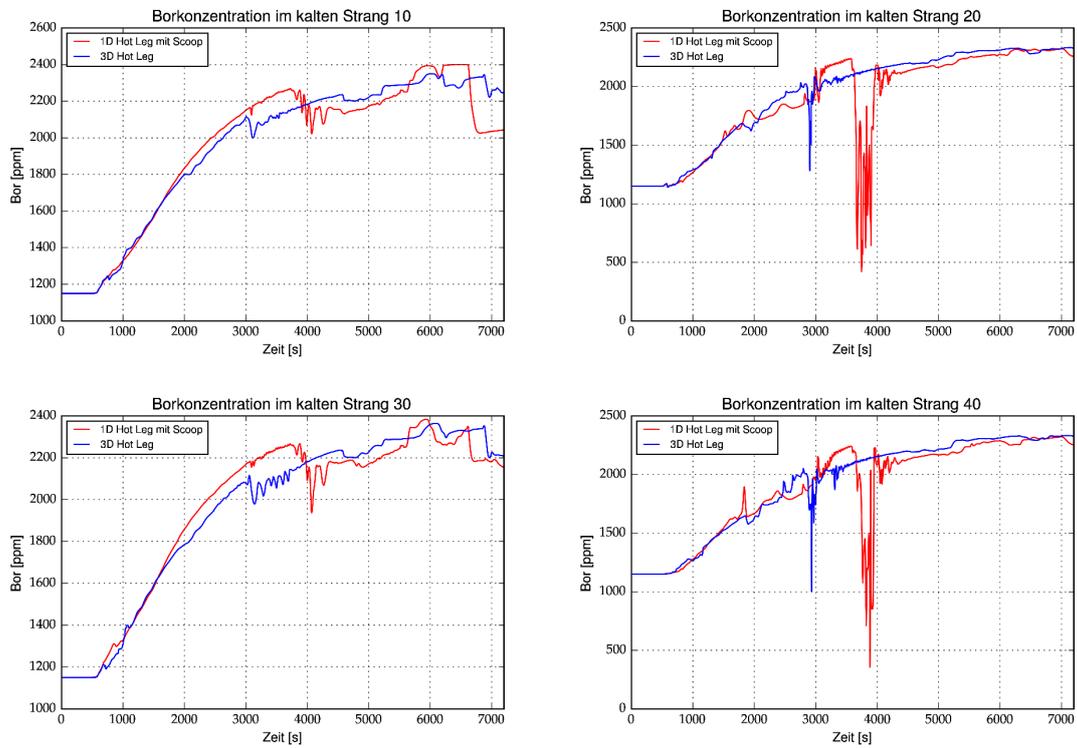


Abb. 2.73 Borkonzentration im kalten Strang nahe am Reaktordruckbehälter

#### **2.2.4.4 Vergleich von Phänomenen der Analysevarianten 1 und 3 mit den Versuchsergebnissen des PKL III Versuchs E2.3**

Die für die qualitative Prüfung der verfeinerten Modellierung angewendeten Daten sind restriktiv und dürfen daher nicht im Rahmen dieses Berichts veröffentlicht werden. Detaillierte Informationen darüber sind im GRS-A-3991 Bericht zu finden.

#### **2.2.4.5 Vergleich von Phänomenen der Analysevariant 2 mit den Versuchsergebnissen des PKL III Versuchs F1.3**

Die für die qualitative Prüfung der verfeinerten Modellierung angewendeten Daten sind restriktiv und dürfen daher nicht im Rahmen dieses Berichts veröffentlicht werden. Detaillierte Informationen darüber sind im GRS-A-3991 Bericht zu finden.

#### **2.2.4.6 Vergleich von Phänomenen der abschließenden Analysevariante 4 mit den Versuchsergebnissen des PKL III Versuchs E2.3**

Die für die qualitative Prüfung der verfeinerten Modellierung angewendeten Daten sind restriktiv und dürfen daher nicht im Rahmen dieses Berichts veröffentlicht werden. Detaillierte Informationen darüber sind im GRS-A-3991 Bericht zu finden.

#### **2.2.4.7 Zusammenfassung**

Folgende drei Modellierungen der heißseitigen Einspeisung über die Hutze wurde für die neue Modellierung der heißen Stränge mit drei horizontalen parallelen Pipes, der Aufteilung der Dampferzeugerein- und -austrittsplenen in drei vertikale parallele Pipes und der drei U-Rohrgruppen in drei Analysevarianten eingesetzt:

- Für die heißseitige Einspeisung über die Hutze wird das Scoop Modell von ATHLET verwendet (Analysevariante 2),
- die heißseitige Einspeisung über die Hutze erfolgt direkt in den heißen Strang (Analysevariante 3) und
- die heißseitige Einspeisung über die Hutze erfolgt direkt in den heißen Strang unter Berücksichtigung des Einspeiseimpulses und zusätzlicher Aufteilung an der Anschlussstelle zum oberen Plenum (Analysevariante 4).

Die drei Modellierungen der Einspeisung über die Hutze führen teilweise zu unterschiedlichen Strömungsverhältnissen für das untersuchte heißseitige 50 cm<sup>2</sup> Leck. Bei der

Analysevariante 2 reißt der Naturumlauf sowohl in den Kühlkreisläufen mit einer Sicherheitseinspeisung als auch ohne Sicherheitseinspeisung ab. Bei den Analysevarianten 3 und 4 bleibt der Naturumlauf in den Kühlkreisläufen mit einer Sicherheitseinspeisung erhalten und in den Kühlkreisläufen ohne Sicherheitseinspeisung reißt der Naturumlauf ab. Die Modellierung der Einspeisung über die Hutze in den Varianten 2 und 3 können das Verhalten einer Einspeisung nicht realistisch nachbilden.

Das bei der Modellierung in der Analysevariante 2 eingesetzte Scoop Modell ist ein makroskopisches Modell abgeleitet aus UPTF Versuchen /SON 92/. Aus den Strömungsbedingungen am Stutzen vom oberen Plenum zum heißen Strang ergibt sich die Aufteilung des Einspeisemassenstroms auf den heißen Strang bzw. auf das obere Plenum. In der Modellierung des heißen Strangs mit drei parallelen Pipes repräsentiert das untere Pipe des heißen Strangs mit der Einspeisung über die Hutze nicht die Einstromverhältnisse in den gesamten heißen Strang. Der Anteil des Einspeisemassenstroms zum oberen Plenum wird überschätzt. Das derzeit in ATHLET implementierte Scoop Modell müsste überarbeitet werden, damit aus den drei Einstromzuständen zu den drei parallelen Pipes des heißen Strangs wieder globale Einstrombedingungen für den heißen Strang gebildet werden und daraus die Verteilung des eingespeisten Notkühlwassers auf den heißen Strang und das obere Plenum bestimmt wird.

Bei der Modellierung in der Analysevariante 3 mit der direkten Einspeisung in den heißen Strang wird der über die Hutze eingetragene Impuls vernachlässigt. Dadurch wird der Eintrag des eingespeisten Kühlmittels zum oberen Plenum unterschätzt. Deshalb wurde in Analysevariante 4 eine Modellierung des heißen Strangs im Bereich der Hutze entwickelt, die den Übertrag des Impulses des Massenstroms aus der Hutze berücksichtigt und somit die Aufteilung des über die Hutze eingespeisten Notkühlwassers auf den heißen Strang und das obere Plenum realistischer bestimmt.

Bei den Varianten 2 und 3 sind alle drei parallelen Pipes des heißen Strangs an eine thermohydraulische Zone angeschlossen. Somit kann keine Temperaturschichtung im oberen Plenum und somit am Stutzen zum heißen Strang berechnet werden, die sich bei einer Einspeisung von heißseitigem Notkühlwasser im oberen Plenum ausbilden kann. Aus diesem Grund wurde in Analysevariante 4 das obere Plenum im Bereich der heißen Stränge auch in drei vertikale Ebenen aufgeteilt.

Das unterschiedliche berechnete Strömungsverhalten bei einem heißseitigen  $50 \text{ cm}^2$  Leck bei den Analysevarianten 2, 3 und 4 ermöglichte einen phänomenologischen und

auch quantitativen Vergleich der Analyseergebnisse mit PKL Versuchsergebnissen. Die Analysevariante 2 (Anwendung des Scoop Modells und Abriss des Naturumlaufs in allen Kühlkreisläufen) wurde mit dem PKL III F1.3 Versuch verglichen. Die Analysevarianten 3 und 4 (heißseitige Einspeisung direkt in den heißen Strang und bestehenbleibenden Naturumlauf in den heißseitig bespeisten Kühlkreisläufen) wurde mit dem PKL III E2.3 Versuch verglichen. Für alle Analysevarianten wurde ein Vergleich für den Druck, die Massenströme in den Loops, die Borkonzentration im Pumpenbogen und im kalten Strang und die Kühlmitteltemperaturen im heißen und kalten Strang vorgenommen.

Die Modellierung der Dampferzeuger mit drei U-Rohrgruppen und der drei vertikalen Pipes in den Dampferzeugerein- und -austrittsplenen wurde durchgeführt, um die Strömungsvorgänge im Dampferzeuger besser modellieren zu können. Die Abb. 2.63 zeigt die Borkonzentration in den Pumpenbögen für die Analysevarianten 1 und 3. Es ist deutlich zu erkennen, dass sich, obwohl in der Analysevariante 3 sich eine geringere Borkonzentration im Pumpenbogen in den Kühlkreisläufen 20 und 40 ausgebildet hat als in der Analysevariante 1, beim Transport des minder-borierten Pfropfens nach dem Wiederanlauf des Naturumlaufs eine höhere Borkonzentration in der Analysevariante 3 in diesem Pfropfen ergibt als in der Analysevariante 1. Dies weist darauf hin, dass in der Analysevariante 3 mit der feineren Modellierung der Dampferzeugerein- und -austrittsplenen eine stärkere Vorvermischung im Dampferzeuger berechnet wurde. Allerdings ist auch in der Analysevariante 3 die Vorvermischung nicht so ausgeprägt wie in den PKL Versuchen.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die feinere Modellierung der heißen Stränge und der Dampferzeugerein- und -austrittsplenen zu einer verbesserten Vorvermischung im Dampferzeuger geführt hat und somit näher an die in PKL gemessenen Werte herankommt und mit der berechneten Temperaturschichtung im heißen Strang bei Naturumlauf bessere Randbedingungen für die Bestimmung des Bruchmassenstroms bereitgestellt werden.

Die Gegenüberstellung der Ergebnisse der abschließenden Analysevariante 4 (3D Hot Leg) mit den Ergebnissen der Analysevariante 1 (1D Hot Leg) sowie den experimentellen Ergebnissen aus PKL bezüglich der Massenstromentwicklung in allen vier Strängen zeigt sowohl qualitativ als auch quantitativ eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment.

### **2.2.5 Validierung der verfeinerten Modellierung des heißen Strangs und der Dampferzeugerplatten anhand der Nachrechnung des PKL III E2.3 Versuchs**

Die für die Validierung der verfeinerten Modellierung angewendeten Daten sind restriktiv und dürfen daher nicht im Rahmen dieses Berichts veröffentlicht werden. Detaillierte Informationen darüber sind im GRS-A-3991 Bericht zu finden.

## **2.3 Erweiterung des Analysespektrums eines DWR-Analysesimulators: Implementierung der Leistungsdichtebegrenzung (PEAK-RELEB) für den KBR-Analysesimulator (AP 4.3)**

Für das Arbeitspaket wurden folgende Arbeitsschritte durchgeführt:

### **2.3.1 Erfassung der anlagenspezifischen Daten**

Im Rahmen dieses Arbeitsschritts wurden anlagenspezifische Informationen über die Messwert-Erfassung der Leistungsverteilung zusammengestellt.

Für die Erfassung der anlagenspezifischen Daten wurde auf folgende Dokumente zugegriffen:

- YR TXS LEFU Level 4, SE734 „Eingangssignale von LVÜ“ (/KBR 09/)
- YT-Begrenzung (Funktion 9YT49C LVÜ, /KWU 09/)
- Istwertbildung (QMO und QMU, Signal AXI)
- Peak Erfassung (PO und PU, LOFE, LOLA, keine azimutale Ergänzung)
- YT-Begrenzung (Funktion 9YT49C RELEB, /KWU 09a/)
- RELEB-PO (50, 51, 52), RELEB-PU (60, 61, 64GEN), POR-BE-AW, PUR-BE-AW, STAFE
- Konzeptbeschreibung der verfahrenstechnischen Aufgabenstellung (/ARE 06/)

Da bei den anlagenspezifischen Dokumenten /KWU 09/ und /KWU 09a/ nicht ausreichende Informationen über die Einstell- und Grenzwerte für die Bildung der RELEB-Signale (u. a. Peak-Oben und Peak-Unten RELEB) vorhanden waren, wurde im Rahmen einer Dienstreise zur Anlage KBR eine offizielle Anfrage an PreussenElektra weitergeleitet (siehe /PAL 18/).

Die offenen Punkte sind im Folgenden zusammengefasst:

- LVÜ-PO/PU-Messwert (GW45 bzw. GW46 und Konstante R12)
- Signal „LVD-Summe“ (Multiplikationsfaktor R13 und R14, GW07 und GW44)
- DNB – AW (Werte der Konstanten A, N, T, D, K, V81, L1 und L2)

- LOLA (Multiplikationsfaktor R13 für PR und Konstante R14, GW1 bis GW54)
- RELEB (Multiplikationsfaktor für PR für den LV-AW in PO/PU-RELEB, untere und obere Grenze für POR/PUR-BE-AW)

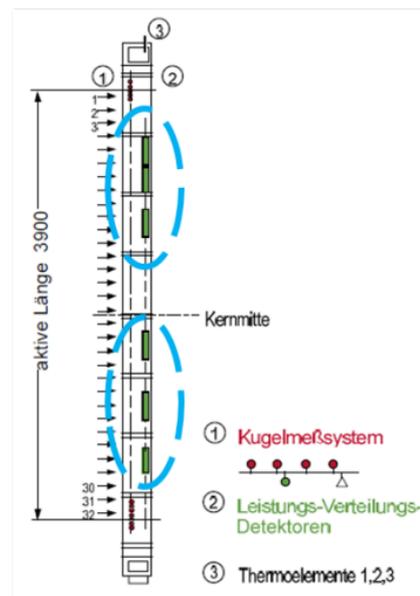
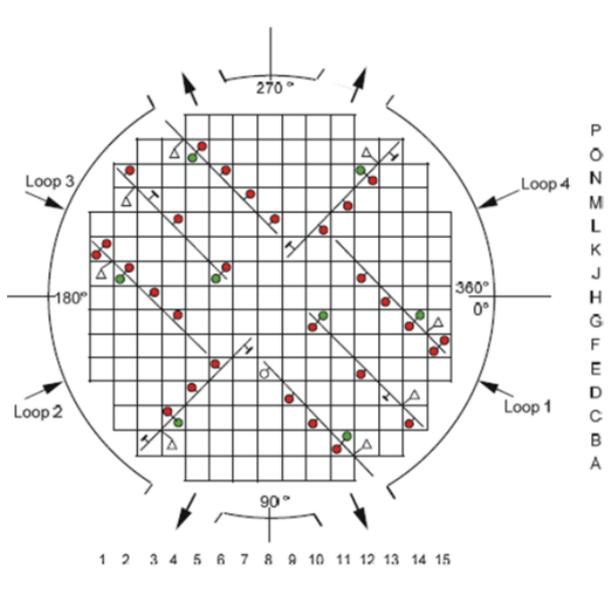
Ein Dokument mit den angefragten anlagenspezifischen Werten wurde der GRS per E-Mail zugeschickt (/PRE 18/).

Die axiale Leistungsverteilung wird im DWR mit den Leistungs-Verteilungs-Detektoren (LVD) gemessen. Die 48 Detektoren des LVD-Systems sind radial auf acht Instrumentierungs-Lanzen mit jeweils sechs axialen Messpositionen verteilt. Die axiale Anordnung ist so gewählt, dass sich jeweils drei LVD in der oberen und unteren Kernhälfte befinden (siehe Abb. 2.74).

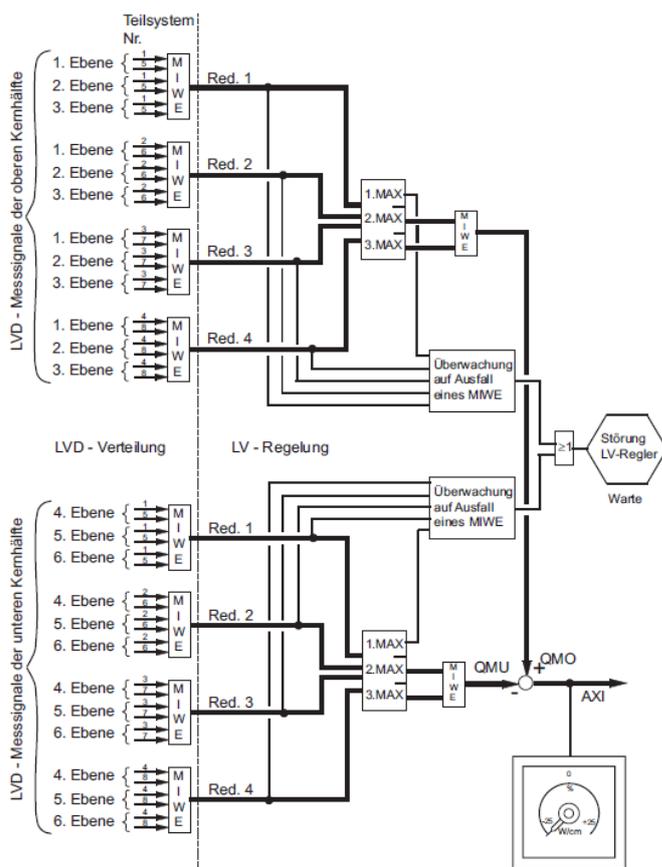
Als Messsignale werden zu der LV-Regelung sowohl für die obere als auch für die untere Kernhälfte aus den LVD-Verteilfunktionen der Leistungsverteilungs-Überwachung (LVÜ) jeweils die Mittelwerte aus den Messwerten der den LVÜ-Funktionen zugeordneten Detektoren übertragen. Aus den zwei mittleren der vier Mittelwerte werden die „qualifizierten Mittelwerte“ (QM) der Leistungsdichte je Kernhälfte gebildet. Ihre Differenz wird als Messsignal der Leistungsverteilung genutzt und als Messsignal der axialen Leistungsverteilung des Incore-Messsystems (AXI) bezeichnet (siehe Abb. 2.75).

Bei Abweichungen der gemessenen von der gewünschten Leistungsverteilung werden durch die Leistungsverteilungs-Regelung die Stellungs-Sollwerte der L-Bank (Hauptstellglied), zur Unterstützung aber auch die Stellungs-Sollwerte der D-Bänke so geändert, dass sich langfristig die gewünschte Leistungsverteilung einstellt.

Für die Peak-RELEB sind die zu überwachenden LD-Spitzenwerte in der oberen und unteren Kernhälfte (Peak-Oben bzw. Peak-Unten Messwert) sowie die LD-Spitzenwerte der oberen drei Detektoren zu bilden.



**Abb. 2.74** Axiale und radiale Anordnung der LD-Detektoren im generischen DWR-Kern (/KSG 14/)



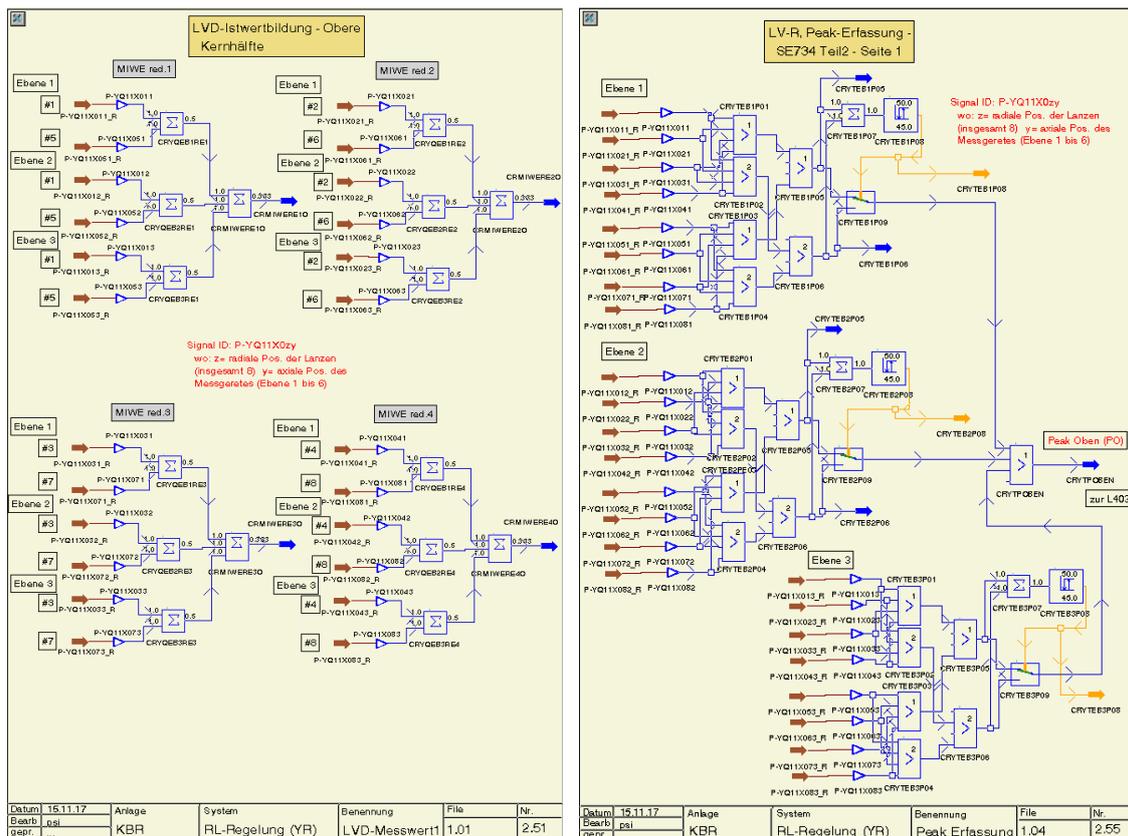
**Abb. 2.75** Bildung des AXI-Signals (/KSG 14/)

### 2.3.2 Weiterentwicklung des existierenden RELEB-Modells durch die Nachbildung von PEAK-RELEB Signalen

Die Signale für die Erfassung der LVD-Messungen sowie für die Rechnung der Peak-Messwerte wurden in das vorhandene GCSM-Modell „RL\_REG“ im KBR-Analysesimulator implementiert (siehe Abb. 2.76).

Die LVD-Istwertbildung an der oberen Kernhälfte ist auf der linken Seite der Abb. 2.76 dargestellt.

Für Peak-Oben sind die LVD-Signale der oberen drei Detektorebenen, für Peak-Unten die LVD-Signale der unteren drei Detektorebenen zu berücksichtigen. Als Istwert wird jeweils der größte Messwert der jeweiligen Kernhälfte verwendet, falls kein LVD-Ausfall vorliegt. Anhand des Vergleichs des größten Messwerts mit dem zweitgrößten Messwert ist in jeder Ebene der LVD-Ausfall zu erkennen. Bei einem Ausfall wird automatisch auf den zweitgrößten Messwert umgeschaltet (siehe rechte Seite der Abb. 2.76).



**Abb. 2.76** Implementierung der LVD-Istwertbildung (links) und des Peak-Oben-Signals (rechts) im GCSM-Block „RL\_REG“

Im vorhandenen GCSM-Modell „RL\_REG“ wurden auch zwei zusätzliche Funktionen für die Detektion der schnellen lokalen Leistungsabsenkung (LOLA) sowie des Steuerstab-einfalls oder -einwurfs (STAFE) neu implementiert.

Für die acht LVD-Lanzen und die vier azimuthalen Messpositionen der Neutronenflussmessung des Leistungsbereichs wird jeweils ein Mittelwert der an unterschiedlichen axialen Positionen gemessenen LD- bzw. Neutronenfluss-Werte gebildet. In der Mittelwertbildung der LVD-Lanzen werden nur die Ebenen 2 bis 6 berücksichtigt, da Ebene 1 zu stark durch L-Bank-Fahren beeinflusst ist. Diese 12 Signale werden differenziert und mit einem reaktorleistungsabhängigen Ansprechwert verglichen. Überschreitet die Größe des Signalabfalls den Ansprechwert, so wird für die betroffene Position das Kriterium LOLA erfüllt, welches in dem Grenzwert mit großer Hysterese gespeichert wird.

Die STAFE-Erkennung ist erfüllt, wenn entweder:

- 2 von 12 LOLA-Kriterien angesprochen haben;
- ODER 1 der 12 LOLA-Kriterien angesprochen hat UND gleichzeitig bei mindestens einem Steuerstab eine zu hohe Abweichung der analogen Stabstellung von der Digitalstellung festgestellt wird.

Die letzte Funktion wurde im GCSM-Block „RL\_REG“ nicht vollständig implementiert, da die Simulation der Abweichung zwischen der analogen und der digitalen Stabstellung im Analysesimulator nicht möglich ist.

Das Signal für die Erkennung eines LVD-Lanzenausfalls („LVD-Lanze unklar“) wurde auch im GCSM-Block „RL\_REG“ implementiert. Das Signal erfolgt durch einen Vergleich des kleinsten der acht Lanzmittelwerte (jeweils Ebene 2 bis 6) mit einem reaktorleistungsabhängigen Ansprechwert (GW 44).

Die Leistungsdichte der Brennstäbe ist in der oberen bzw. unteren Kernhälfte mit folgenden Zielen zu begrenzen:

- Einhaltung des Ausgangszustands für den KMV-Störfall (LOCA-AW);
- Abweichungen der Leistungsdichte vom stationären Zustand sind zur Vermeidung von unerwünschten Wechselwirkungen zwischen Brennstoff und -hülle zu begrenzen. Hierzu wird ein zeitabhängiger Ansprechwert (GLAD-AW) gebildet, der den Leistungsdichte-Verlauf berücksichtigt;

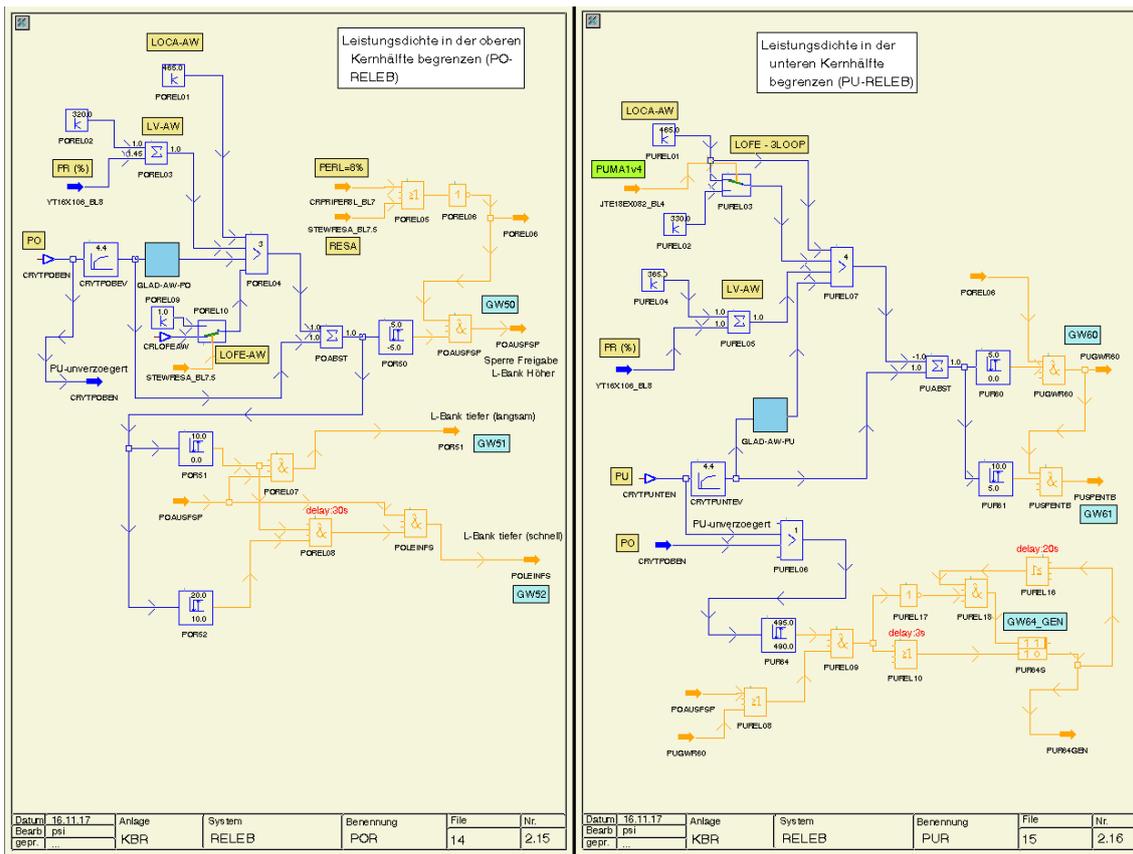
- Vermeidung ungünstiger Leistungsdichte-Verteilungen aus betrieblichen Gründen bei Teillast, z. B., um ein zügiges Wiederhochfahren zu ermöglichen. Hierzu wird ein Ansprechwert in Abhängigkeit von der Reaktorleistung gebildet (LV-AW);
- Einhaltung des Ausgangszustandes für Transientenanalysen im Hinblick auf das minimal zulässige DNB-Verhältnis (3-Loop-LOFE-AW).

Der wirksame Peak-Oben-Ansprechwert wird als Minimum-Auswahl aus dem GLAD-AW, dem LOCA-AW und dem reaktorleistungsabhängig gebildeten LV-AW ermittelt. Die Differenz zwischen dem Peak-Oben-Messwert und dem Peak-Oben-Ansprechwert wird auf Überschreiten von drei gestaffelten Grenzwerten überwacht. Von den gestaffelten Grenzwerten werden folgende Fahrbefehle für die Steuerstäbe sowie Einschränkungen der erlaubten Reaktorleistung PERL ausgelöst (siehe Abb. 2.77):

- a) GW 50: L-Bank-Ausfahrsperrung; PRIPERL-Angleich und Anstiegssperre sowie Nachführung bei weiterem Absinken der Reaktorleistung;
- b) GW 51: Einfahren L-Bank langsam (1 Schritt / 3.2 s); falls gleichzeitig der Peak-Unten GW 60 ansteht: Absenken von PRIPERL auf 60 %;
- c) GW 52: Einfahren L-Bank schnell (1 Schritt / 0.8 s); Absenken von PRIPERL auf 60 %.

Der wirksame Peak-Unten-Ansprechwert wird als Minimum-Auswahl aus dem GLAD-AW, dem LOCA-AW, dem reaktorleistungsabhängig gebildeten LV-AW und dem bei Ausfall einer HKMP (PUMA1v4) wirksam geschalteten 3-Loop-LOFE-AW ermittelt. Die Differenz zwischen dem Peak-Unten-Messwert und dem Peak-Unten-Ansprechwert wird auf Überschreiten von zwei gestaffelten Grenzwerten überwacht. Von den gestaffelten Grenzwerten werden folgende Aktionen ausgelöst (siehe Abb. 2.77):

- d) GW 60: Sperre des L-Bank-Einfahrens und des parallelen D-Bank-Einfahrens; PRIPERL-Angleich und Anstiegssperre sowie Nachführung bei weiterem Absinken der Reaktorleistung; Falls gleichzeitig der 2. Grenzwert der DNB-RELEB ansteht: Absenken von PRIPERL auf ca. 60 %;
- e) GW 61: Sperre Entborieren des Reaktorkühlmittels; Absenken von PRIPERL auf ca. 60 %.
- f) GW 64: Das Maximum der Peak-Oben- und Peak-Unten-Messwerte wird überwacht. Nach einer Wartezeit von ca. 3 s wird die erlaubte Generatorleistung PERG auf ca. 40 % reduziert.



**Abb. 2.77** Implementierung der Peak-Oben-RELEB (links) bzw. Peak-Unten-RELEB (rechts) in GCSM-Block „RELEB\_R4“

Nach der Implementierung der leittechnischen Funktionen der Leistungsdichtebegrenzung im GCSM-Block „RELEB\_R4“ wurde der Fokus auf die Erweiterung der Kopplungsschnittstelle zwischen ATHLET und QUABOX/CUBBOX gelegt, die die Übertragung der Neutronenflussdaten bzw. BE-Leistung vom 3D-Neutronkinetic-Code an ATHLET als Prozessvariable für die Verarbeitung in den GCSM-Modellen „RL\_REG“ und „RELEB\_R4“ ermöglicht.

Seitens ATHLET wurde eine zusätzliche Prozessvariable (Variable „LHGR“) definiert, die die erzeugte Leistung in einer einzelnen Zone eines sog. „Heat-Conduction Objekts“ (HCO), welches eine Stabkomponente darstellt, dem Anwender zur Verfügung stellt.

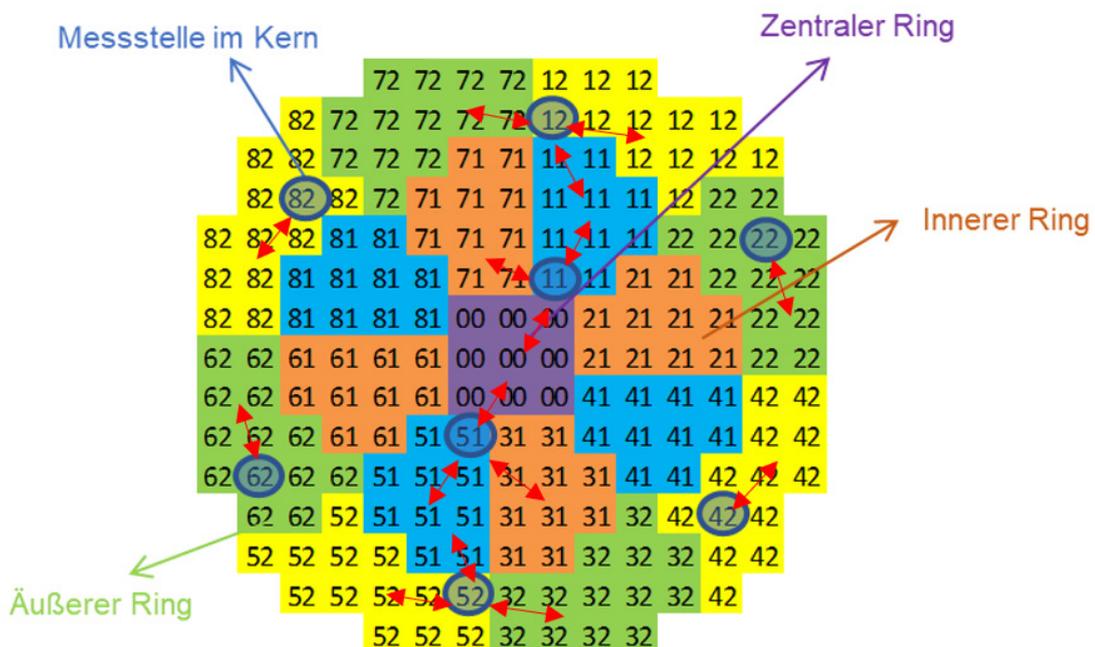
Seitens QUABOX/CUBBOX wurde die Kopplungsschnittstelle mit ATHLET so erweitert, dass die vom Neutronenkinetik-Code berechneten Werte des lokalen Neutronenflusses an ATHLET via neu implementierter Prozessvariable „LHGR“ weitergegeben werden können. Diese Informationen werden dann im angepassten GCSM-Block „RELEB\_R4“ geliefert und für die LV-Regelung weiterverwendet.

Als zusätzlicher Schritt vor der Durchführung einer Testrechnung ist eine Anpassung der Nodalisierung im Kern des KBR-Analysesimulators erforderlich.

Insgesamt acht zusätzliche Kernkanäle wurden nachgebildet mit dem Ziel, die Messstelle im Kern zu simulieren. Ein solcher Schritt ist notwendig, damit die von QUABOX/CUBBOX ermittelten lokalen Werte des Neutronenflusses bzw. der Leistungsverteilung nicht durch die Anzahl der Brennelemente (BE) in simulierten Kernkanälen gemittelt werden. Die genaue Position der Messstelle im KBR-Kern wurde aus /KSG 14/ abgeleitet und ist in Abb. 2.78 dargestellt.

Sechs der insgesamt acht Messstellen sind in radialer Nodalisierung des KBR-Kerns im äußeren Ring zu finden (Kanäle 12, 22, 42, 52, 62 und 82). Die restlichen zwei Messstellen befinden sich im inneren Ring (Kernkanäle 11 und 51).

Für vier der acht Messstellen (Kanäle 11, 12, 51 und 52) wurden auch zusätzliche TFO implementiert (sog. „Cross-Connection“ Objekt CCO), die die Querströmung zwischen den benachbarten Kernkanälen erlauben.



**Abb. 2.78** Radiale Anordnung der LD-Detektoren im Kern des Analysesimulators KBR

Sowohl die Kernkanäle als auch die implementierte „Cross-Connection“ Objekte sind in Abb. 2.78 gezeigt. Die roten Pfeile stellen die nachmodellierten Verbindungen zwischen den neuen und den vorhandenen Kernkanälen dar.

Um ein asymmetrisches Verhalten der erzeugten thermischen Leistung in radialer Richtung nach der Implementierung der neuen Kernkanäle zu vermindern, wurden die radialen Leistungsfaktoren für die thermohydraulischen Kernkanäle so angepasst, dass die Gesamtleistung pro Kernzone konstant bleibt und vergleichbar mit der aus der ursprünglichen Kernnodalisierung.

Dazu wurde in Vorbereitung zur Durchführung von gekoppelten Rechnungen mit dem QUABOX/CUBBOX-Code das Zuordnungsschema der Kernkanäle im KBR-Datensatz entsprechend angepasst. Diese Anpassung ist aufgrund der Implementierung von zusätzlichen Kernkanälen erforderlich, um den korrekten Austausch der Daten zwischen dem thermohydraulischen Code ATHLET (Konfiguration mit parallelen Kanälen im Kern) und dem 3D-neutronenkinetischen Modell in QUABOX/CUBBOX für die Berechnung der BE-Leistung zu gewährleisten.

Bei der Auswertung der Ergebnisse einer ersten Testrechnung für die Prüfung der implementierten Leistungsverteilungsregelung (LV-Regelung) im GCSM-Block „RL\_REG“ wurde eine ungewöhnliche Bewegung der Steuerstäbe während der Einschwingrechnung im Vergleich zu den Ergebnissen einer Rechnung ohne eingeschaltete LV-Regelung beobachtet.

Dieses Verhalten ist auf eine asymmetrische Verzerrung des Leistungsdichteprofiles in einer zu tiefen Position an der unteren Kernhälfte für einen Kern am Zyklusbeginn zurückzuführen.

Um diese Auffälligkeit zu beheben, wurden unter Verwendung vom Kernsimulator der GRS KMacs /ZIL 18/ neue Zyklusrechnungen für die Bestimmung unterschiedlicher Kernzustände durchgeführt. Als Basis für die Berechnung wurde die schon vorhandene Wirkungsquerschnittbibliothek verwendet, die für einen generischen deutschen Vorkonvoi-DWR ermittelt wurden /ZIL 18a/. Der betrachtete DWR-Kern enthält 23 % MOX-BE, 23 % UOX-BE und 54 % UOX-BE mit Gadolinium-Stäben. Insgesamt 48 Brennelemente sind frisch, 61 befinden sich in der 2. Standzeit, 52 kommen in die 3. Standzeit und 32 in die 4. Standzeit. Der Beginn der Zyklus-Abbrandverteilung wurde als Randbedingung für 15 axiale Knoten bereitgestellt. Abb. 2.79 zeigt die Kernbeladung, mit:

- U1 / U2: UOX-Brennelemente
- G1 / G2 UOX-Gd-Brennelemente
- M1 / M2 MOX-Brennelemente

Die Farben blau, grün, gelb und rot bezeichnen die frischen bzw. die in der 1., 2. oder 3. Standzeit befindlichen Brennelemente.

8	9/7	10/6	11/5	12/4	13/3	14/2	15/1	
G1	G1	M1	M1					P/A
U1	G2	G2	U2	U1	G1			O/B
G1	U1	G1	G1	G2	U2	G1		N/C
M2	M2	U1	G1	G1	G2	U1		M/D
G1	G1	M2	G1	G1	G1	U2	M1	L/E
G1	M1	G1	M2	U1	G1	G2	M1	K/F
G1	U1	M1	G1	M2	U1	G2	G1	J/G
U1	G1	G1	G1	M2	G1	U1	G1	H

**Abb. 2.79** Kernbeladung (1/4 des Kerns aus Symmetriegründen dargestellt)

Insgesamt wurden vier neue QUABOX/CUBBOX-Eingabedatensätze mit Hilfe des Kernsimulators KMacS für folgende Zykluszustände erzeugt:

- BOL (0 Volllasttage, 1317 ppm Bor)
- BOC (6 Volllasttage unter Xenon-Gleichgewicht-Bedingungen, 1274.8 ppm Bor)
- MOC (240 Volllasttage und Gadolinium-Ausbrand, 403.5 ppm Bor)
- EOC (373 Volllasttage, 0 ppm Bor)

Jedem der neu erzeugten QUABOX/CUBBOX-Eingabedatensätze ist ein unterschiedliches Leistungsverteilungsprofil zugeordnet.

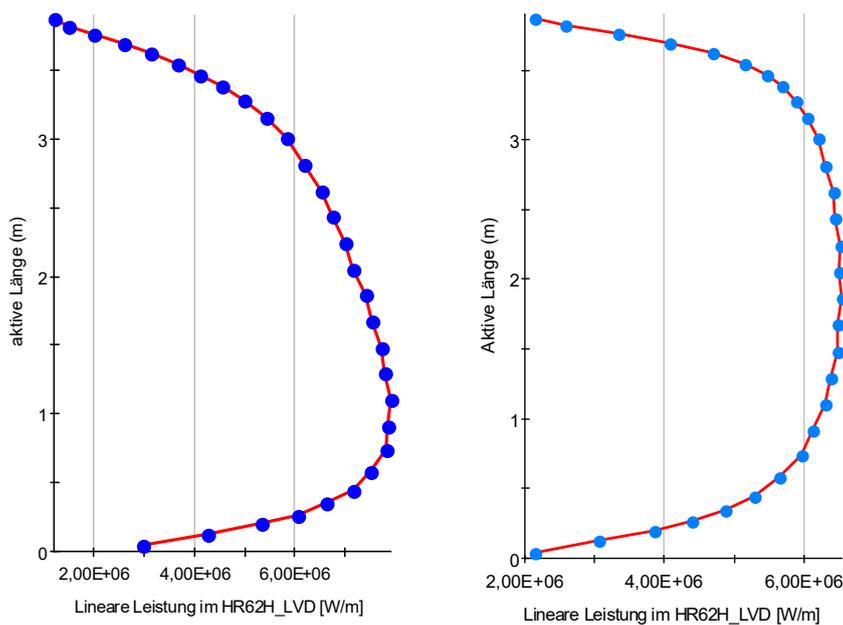
Zwei Testrechnungen wurden für einen Kern am Zyklusbeginn- bzw. -ende gestartet, um die Kopplung der neuen QUABOX/CUBBOX-Eingabedatensätze mit dem ATHLET-Datensatz des KBR-Analysesimulators zu prüfen. Die Ergebnisse der Rechnungen sind in Abbildungen Abb. 2.80 bis Abb. 2.88 dargestellt.

In Abb. 2.80 ist das axiale Profil der berechneten linearen Leistung im Heat-Conduction Objekt (HCO) HR62H\_LVD für einen Kern am Zyklusbeginn gezeigt. Das Ergebnis der

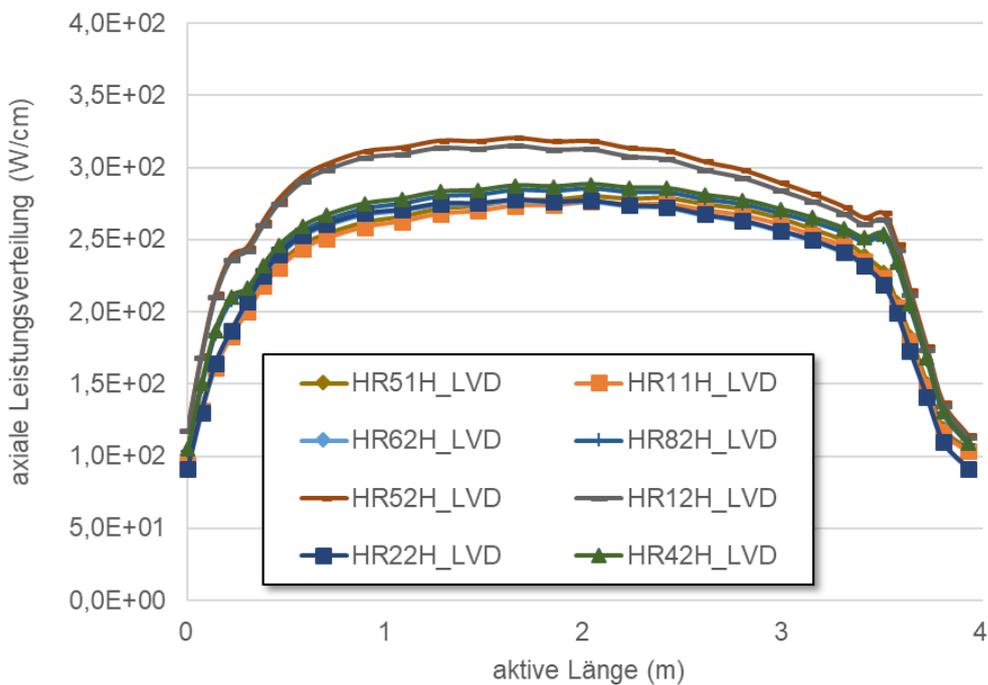
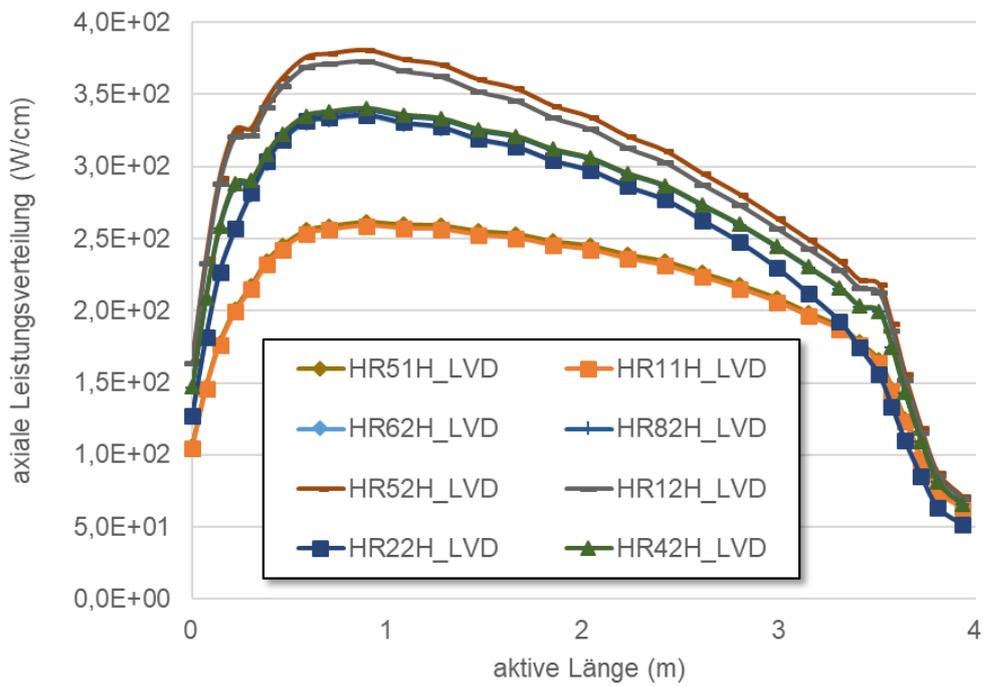
Rechnung mit dem alten QUABOX/CUBBOX-Datensatz ist auf der linken Seite der Abbildung dargestellt. Das neue axiale Leistungsprofil auf der rechten Seite deutet auf eine Minderung der Verzerrung der Leistung in der unteren Kernhälfte hin und ist somit realistischer als das alte Leistungsprofil zu sehen.

Ein Vergleich zwischen den berechneten axialen Leistungsverteilungen (in W/cm) für die neu implementierten acht Kernkanäle mit den alten und neuen QUABOX/CUBBOX-Datensätzen wird in Abb. 2.81 dargestellt. Der untere Plot zeigt die mit dem neuen QUABOX/CUBBOX-Datensatz berechnete axiale Leistungsverteilung. Der maximale Wert der linearen Leistung ist um ca. 60 W/cm niedriger als der mit dem alten QUABOX/CUBBOX-Datensatz berechnete Wert.

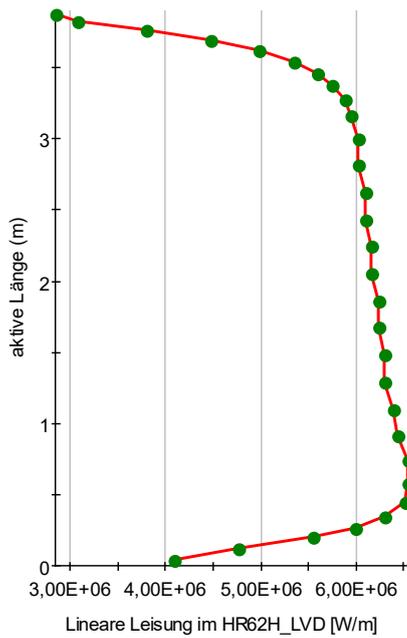
Abb. 2.82 zeigt die berechnete Leistungsverteilung für einen Kern am Zyklusende nur mit dem neuen QUABOX/CUBBOX-Datensatz. Auch in diesem Fall zeigt der Plot eine realistische Verzerrung des Leistungsprofils für einen betrachteten Kern am Zyklusende.



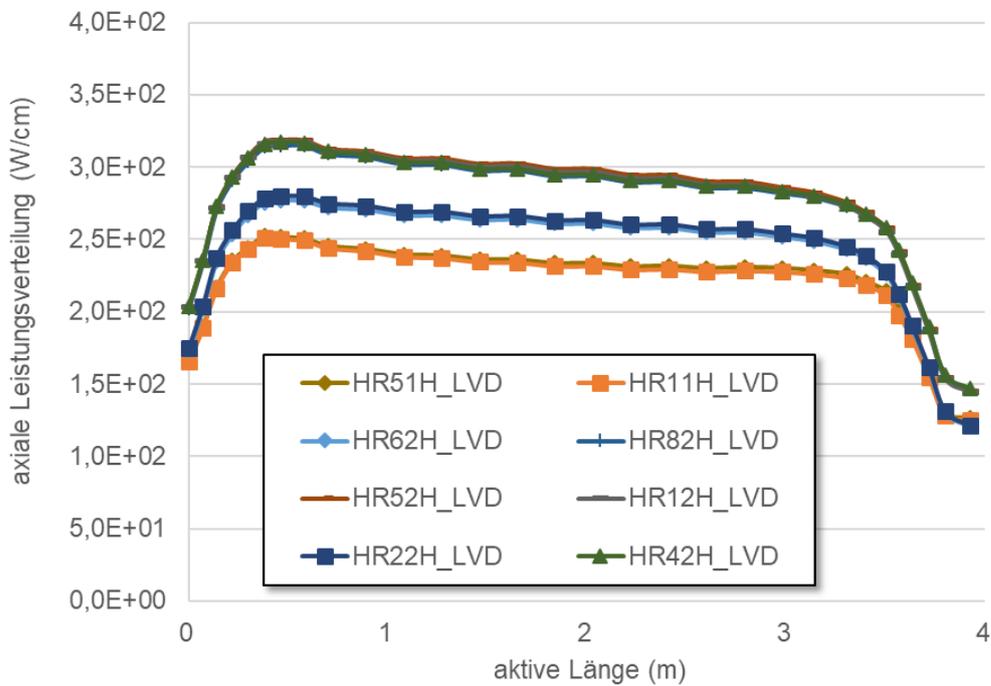
**Abb. 2.80** Berechnete lineare Leistungsverteilung im Objekt HR62H\_LVD für einen Kern am Zyklusbeginn (BOC) mit dem alten (links) und neuen (rechts) QUABOX/CUBBOX-Datensatz



**Abb. 2.81** Lineare Leistungsverteilungen für die neuen implementierten Kernkanäle berechnet mit dem alten (oben) und neuen (unten) QUABOX/CUBBOX-Datensatz für einen Kern am Zyklusbeginn (BOC)

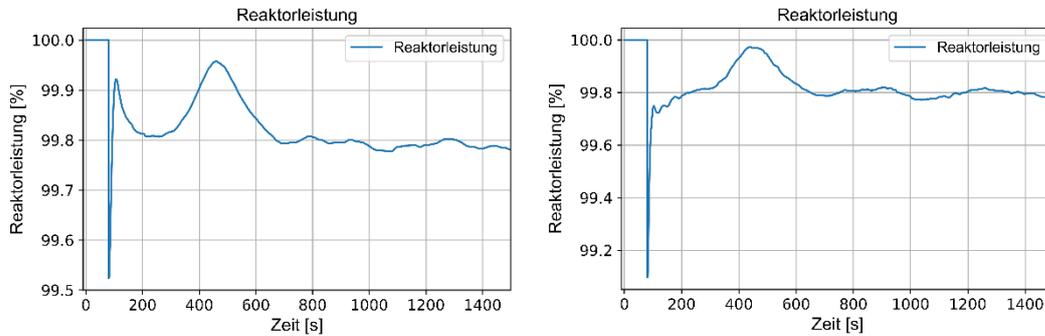


**Abb. 2.82** Berechnete lineare Leistungsverteilung im Objekt HR62H\_LVD für einen Kern am Zyklusende (EOC) mit dem neuen QUABOX/CUBBOX-Datensatz

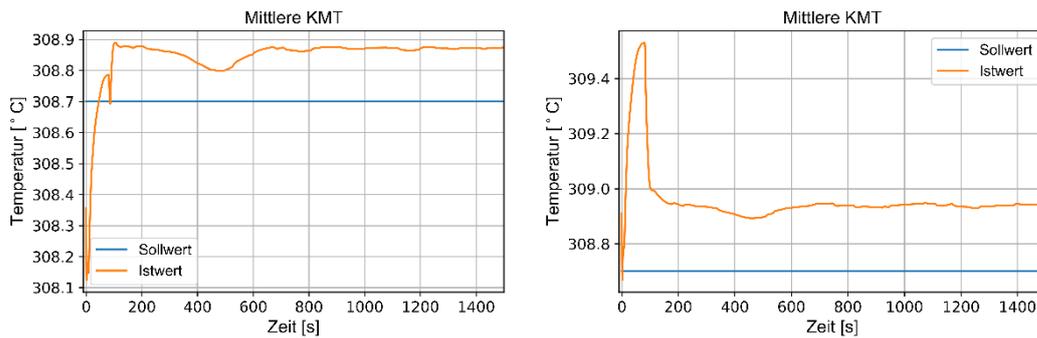


**Abb. 2.83** Lineare Leistungsverteilungen für die neuen implementierten Kernkanäle berechnet mit dem neuen QUABOX/CUBBOX-Datensatz für einen Kern am Zyklusende (EOC)

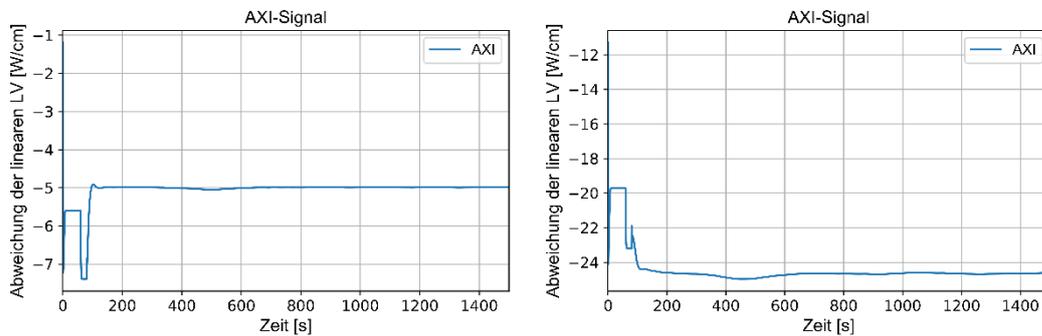
Abb. 2.84 bis Abb. 2.88 zeigen die Reaktorleistung, die mittlere KMT, die Werte des AXI-Signals, die berechnete Werte von Peak-Oben (PO) und Peak-Unten (PU) sowie deren Abstand zum Istwert der linearen Leistung für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts) mit dem neuen QUABOX/CUBBOX-Datensatz nach einer Einschwingrechnungszeit von 1500 s.



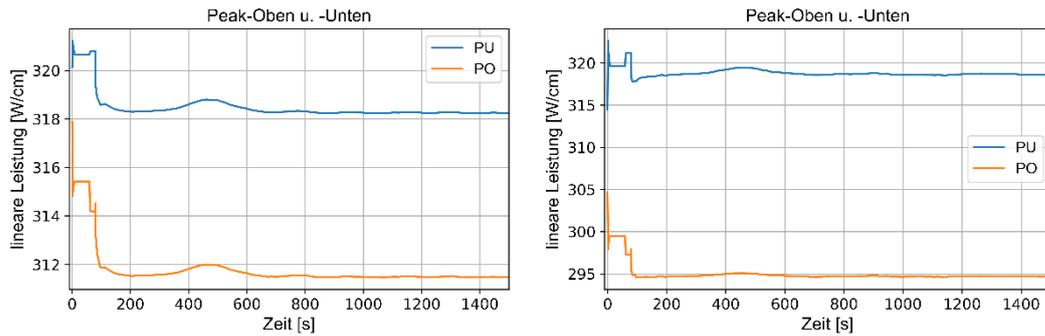
**Abb. 2.84** Reaktorleistung für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts)



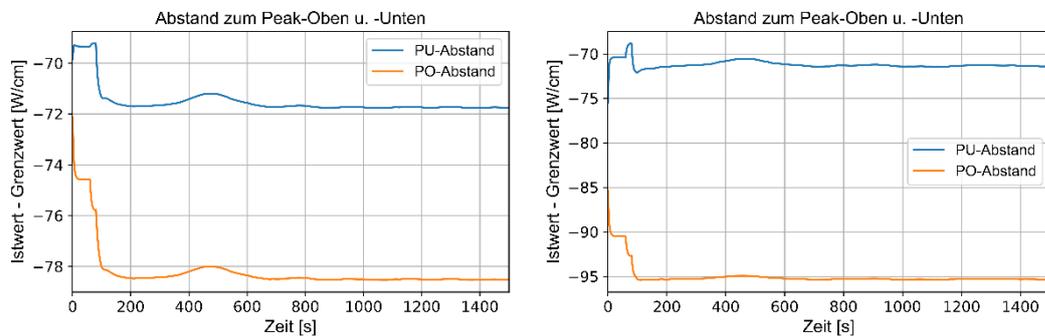
**Abb. 2.85** Mittlere KMT für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts)



**Abb. 2.86** Werte des AXI-Signals für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts)



**Abb. 2.87** Berechnete Werte von Peak-Oben (PO) und Peak-Unten (PU) für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts)



**Abb. 2.88** Abstand zu den Peak-Oben- (PO) und Peak-Unten- (PU) Grenzwerten für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts)

Der zeitliche Verlauf des AXI-Signals stellt einen Indikator dar, welcher bei der Ermittlung der axialen Position der maximalen linearen Leistung im Kern hilft. Positive Werte des Signals deuten auf eine Verzerrung der axialen Leistungsverteilung in der oberen Kernhälfte hin, während negative Werte auf eine Verzerrung in unterer Kernhälfte hinweisen. Für einen Kern am Zyklusbeginn wird aufgrund des symmetrischen Leistungsprofils ein Wert nahe Null berechnet (siehe Abb. 2.86, links). Für einen Kern am Zyklusende wird die lineare Leistung in der unteren Kernhälfte verzerrt (siehe Abb. 2.86, rechts).

Die Werte von Peak-Oben (PO) und Peak-Unten (PU) in Abb. 2.87 wurden ohne Berücksichtigung der sog. azimuthalen Ergänzung berechnet. Die azimuthale Ergänzung korrigiert den ermittelten Wert von Peak-Oben bzw. -Unten bei Leistungsdichte-Unsymmetrie. Das Maß für die azimuthale Leistungsdichte-Unsymmetrie wird im 4-Loop-Betrieb auf Basis der Loop-Aufwärmspannen gebildet. Im 3-Loop-Betrieb wird auf ein AZ-Signal aus der Neutronenfluss-Außeninstrumentierung (AZA) umgeschaltet, welches jedoch vom Analysesimulator nicht berechnet werden kann.

### 2.3.3 Qualifikation der gekoppelten ATHLET-QUABOX/CUBBOX Version der KBR-Datenbasis anhand einer Transiente

Für die Qualifikation der gekoppelten ATHLET-QUABOX/CUBBOX Version des KBR-Datensatzes nach der Implementierung der LV-Regelung bzw. PEAK-RELEB-Signalen wurde mit der Nachrechnung des Ereignisses „Lastabwurf auf Eigenbedarf im Streckbetrieb“ vom 25.04.98 begonnen.

In einem ersten Schritt wurden aus dem KWU-Bericht /KWU 99/ die wesentlichen Randbedingungen vor dem Eintritt der Transiente analysiert. Die Tab. 2.8 fasst die wichtigen Werte zusammen.

**Tab. 2.8** Anfangs- und Randbedingungen aus /KWU 99/

Parameter	Wert aus /KWU99/
Reaktorleistung	3651,5 MW (97 %)
DE-Leistung	3669 MW (97 %)
FD-Druck im Sammler	62,4 bar(a)
Abbrandzustand	EOC
KMD	153 bar(a)
Mittlere KMT	303,5 °C
DH-Füllstand	5,75 m
DE-Füllstand	12,2 m

Zusätzlich wurden folgende Annahmen getroffen:

- Alle Regelungen und Begrenzungen sind in Betrieb.
- Die untere Feldgrenze für die KMT wurde auf 302 °C (von 302,5 °C) herabgesetzt.
- Die Messwerte für die Pumpendrehzahl von YD20D001 wurden extrapoliert und sinngemäß dem Förderdruck angepasst.

Das Ereignis trat in der Anlage in der Streckbetriebsphase ein. Der Streckbetrieb ist ein Leistungsbetrieb über das natürliche Zyklusende hinaus. Mit zunehmendem Abbrand

fallen zur Kompensation des Reaktivitätsverlustes Reaktorleistung und Kühlmitteltemperatur bei fast vollständig gezogenen Steuerstäben und voll geöffneten Turbinenregelventilen stetig ab.

Bei der Auswertung der o. g. Parameter wurde festgestellt, dass die Anlagewerte für die Nennleistung in KBR nicht mehr mit den aktuellen Werten aus /KBR 09/ übereinstimmen. Grund dafür ist die im Jahr 2002 genehmigte thermische Leistungserhöhung.

Die Analyse des ausgewählten Ereignisses wird mit der aktuellen Version des KBR-Datensatzes durchgeführt, die die thermohydraulischen und leittechnischen Anpassungen nach /KBR 09/ berücksichtigt. Ein Vergleich zwischen den Nennwerten aus der Anlage bzw. dem KBR-Analysesimulator können aus Tab. 2.2 in /GRS 18/ abgeleitet werden.

Da es sich um eine Störung in der Streckbetriebsphase handelt, müssen gewisse Anpassungen der thermohydraulischen Größen im Datensatz vorgenommen werden, um vergleichbare Bedingungen im Analysesimulator wie in der Anlage vor Störungseintritt nachbilden zu können. Im Punktkinetik-Modell besteht die Möglichkeit, die unterschiedlichen Zustände in der Primär- und Sekundärseite während des Streckbetriebs mit ATHLET dynamisch rechnen zu können. Das geschieht durch die Erhöhung des Abbrands im Kern mit einem vorgegebenen Gradienten, welche eine Reaktivitätszufuhr simuliert. Somit errechnet ATHLET langfristig eine Absenkung der Leistung bedingt nur durch die neutronenkinetische Rückkopplung. Mit dem 3D-Neutronkinetik Code QUABOX/CUBBOX ist ein ähnliches Verfahren nicht möglich, da nur eine beschränkte Anzahl an Kernzuständen während eines Zyklus berechnet und für die Simulation zur Verfügung gestellt werden. Um das Ziel einer gekoppelten Analyse für dieses Ereignis zu erreichen, ist folglich eine Anpassung der thermohydraulischen Zustände im Primär- und Sekundärkreislauf direkt im Eingabedatensatz erforderlich.

Aufgrund der Komplexität, einen stabilen stationären Zustand im Primär- und Sekundärkreislauf in der gekoppelten Version des KBR-Eingabedatensatzes zu implementieren, wird für diese Analyse ein Anlagezustand am Zyklusende ohne Streckbetrieb berücksichtigt. Die Analyse für einen Anlagezustand „Streckbetrieb“ (ohne Berücksichtigung von Anpassungen in leittechnischen Einrichtungen wie Begrenzung- und Reaktorschutzsystem) wird nur mit dem Punktkinetik-Modell von ATHLET durchgeführt. Die Ergebnisse der Analyse unter Verwendung des Punktkinetik-Modells dienen als Maßstab für den Vergleich mit den Ergebnissen aus der gekoppelten Rechnung mit dem 3D-Neutronkinetik Code QUABOX/CUBBOX.

### 2.3.3.1 Ergebnisse der Rechnung mit dem Punktkinetik-Modell (Anlagezustand: Streckbetrieb)

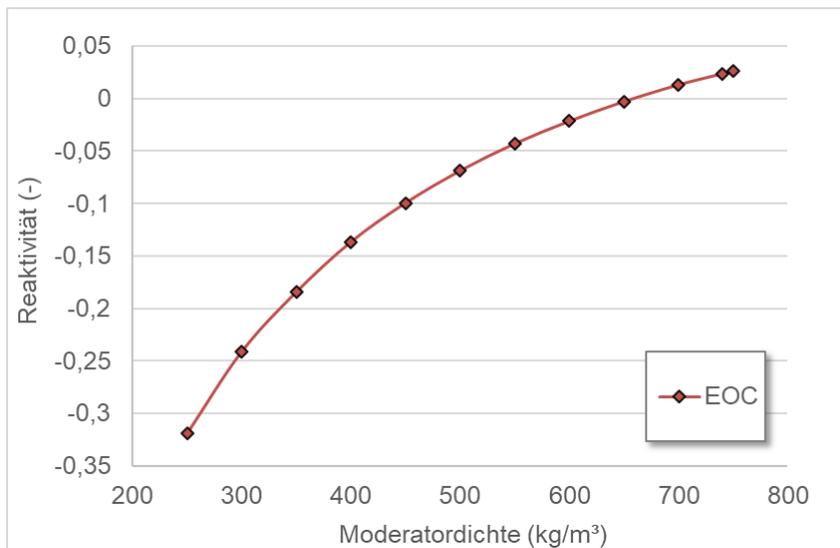
In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Rechnung mit dem Punktkinetik-Modell von ATHLET dokumentiert.

In folgender Tab. 2.9 werden die Anfangs- und Randbedingungen für die Rechnung zusammengefasst.

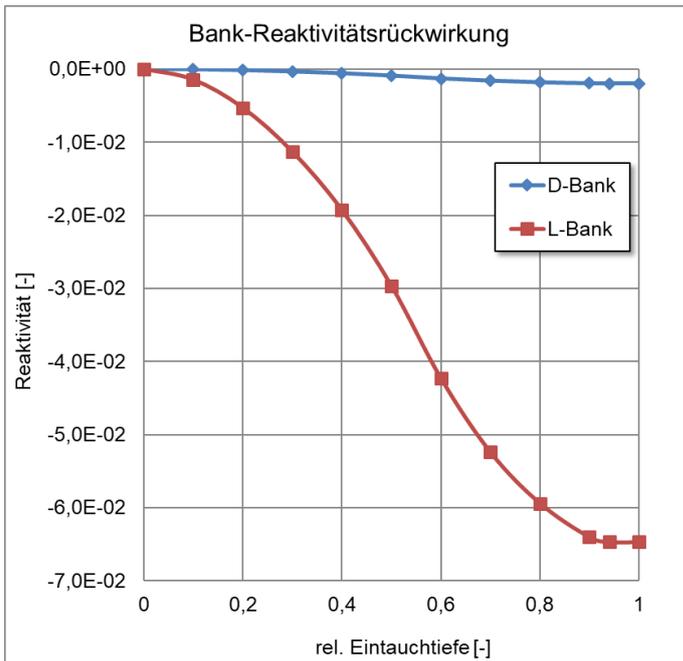
**Tab. 2.9** Anfangs- und Randbedingungen für die GRS-Rechnung

Parameter	Referenzwert /KWU 99/	Berechneter Wert
Reaktorleistung	3651,5 MW (97 %)	3783 MW (97 %)
Abbrandzustand	EOC	EOC (Cbor = 0 ppm)
Mittlere KMT	303,5 °C	303,4 °C
DH-Füllstand	5,75 m	6,12 m
KMD	153 bar(a)	153 bar(a)
FD-Druck im Sammler	62,4 bar(a)	60 bar(a)

Da im KWU-Bericht /KWU 99/ keine Information über die angewendete Reaktivitätsrückwirkung des Moderators sowie der Steuerstäbe vorliegt, wurden die im KBR-Analysesimulator-Datensatz implementierten Kurven im Punktkinetik-Modell berücksichtigt (siehe Abbildungen Abb. 2.89 und Abb. 2.90).



**Abb. 2.89** Reaktivitätsrückwirkung der Moderatorordichte



**Abb. 2.90** Reaktivitätsrückwirkung der Steuerstäbe

Die Transiente „Lastabwurf auf Eigenbedarf im Streckbetrieb“ ist auf eine Störung eines Stromwandlers in der Schaltanlage Wilster zurückzuführen. Durch einen Sammelschienenkurzschluss wurde der Netzschutz angesprochen und das Öffnen des 400 kV Leistungsschalters bewirkt. Der Ereignisablauf ist in folgender Tab. 2.10 zusammengefasst.

**Tab. 2.10** Ereignisablauf bei der Rechnung

Zeit nach Störungseintritt	Event	Beschreibung
0 s	Öffnen des 400 kV Leistungsschalters und Auslösung des LAW	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Umschaltung der Turbinenregelung auf Drehzahlregelung;</li> <li>• Setzung des Generatorleistung-Sollwertes auf Eigenbedarf (ca. 70 MW);</li> <li>• Schließen der Turbinenstellventile;</li> <li>• Signal für Synchronewurf ausgelöst (STEW-LAW) → Stabpaare der 1.D und 2.D-Bänke eingeworfen.</li> </ul>
0,5 s	Spannungseinbruch in der Eigenbedarfschiene BB	
1,8 s	Umschaltung auf Reservenetz über den Trafo BS02	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Kurzzeitige Umschaltung auf Reservenetz gelingt nicht /KWU 99/;</li> </ul>

<b>Zeit nach Störungseintritt</b>	<b>Event</b>	<b>Beschreibung</b>
		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Langzeit Umschaltung (nach ca. 1.3 s);</li> <li>• Abwurf folgender 10 kV-Verbraucher der Scheibe BB: <ul style="list-style-type: none"> <li>- HKMP (YD20D001)</li> <li>- Hauptspeisewasserpumpe (RL22D001)</li> <li>- Hauptkondensatpumpe (RM22D001)</li> <li>- Hauptkühlwasserpumpe (VC10D001)</li> </ul> </li> </ul>
2 s	Auslösung von PUMA 1v4	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Maßnahme der Begrenzung wurde nicht ausgeführt, da STEW-LAW noch ansteht;</li> <li>• Zuschalten der Hauptspeisewasserpumpe ist für 5 min gesperrt.</li> </ul>
2,5 s	Absenkung des wirksamen KMT-Sollwertes auf 302.5 °C	
3,8 s	Wiederzuschaltung der Antriebe über Zuschaltprogramm	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Ca. 20 s nach Spannungswiederkehr: Hauptkondensatpumpe (RM12D001)</li> <li>• Ca. 40 s nach Spannungswiederkehr: HKMP (YD20D001)</li> </ul>
6,2 s	Borsäureeinspeisung durch D-BARE	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Beim PUMA1v4 mit paarweisen Steuerstabeinwürfen aus den D-Bänken wird durch das Begrenzungssignal STAFE-RELEB 90 der Schnellangleich auf die geänderte stationäre 3-Loop-D-Bank-Kennlinie durchgeführt. Hierdurch wird von der D-BARE mit der Borsäureeinspeisung begonnen.</li> </ul>
29 s	Kollabierung des Dampfs in YB20 nach Abschaltung der HKMP und Abnahme des Speisewasserdurchsatzes	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Der Füllstand in YB20 (Schmalbereich) erreicht den tiefsten Wert von 9.1 m.</li> </ul>
36 s	Zuschaltung der 2. TA-Pumpe von MADTEB	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Regelabweichung zwischen DH-Füllstand Soll- und Istwert ist größer als 0,5 m.</li> </ul>
49 s	Leistungspeak nach Zuschaltung der HKMP YD20D001	
50 s	Auslösung von STEW-STAB (E0)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Erfolgt aus der L-RELEB, wenn die Reaktorleistung die erlaubte Reaktorleistung um mehr als 4.5 % überschreitet.</li> </ul>

<b>Zeit nach Störungseintritt</b>	<b>Event</b>	<b>Beschreibung</b>
120 s	Simulationsende	

Die für die Qualifizierung der Modellierung angewendeten Daten sind restriktiv und dürfen daher nicht im Rahmen dieses Berichts veröffentlicht werden. Detaillierte Informationen darüber sind im GRS-A-3991 Bericht zu finden.

### 2.3.3.2 Ergebnisse der gekoppelten Rechnung mit dem 3D-neutronkinetischen Modell (Anlagezustand: EOC)

Die Rechnung des Ereignisses „Lastabwurf auf Eigenbedarf im Streckbetrieb“ vom 25.04.98 wurde mit der angepassten Version des ATHLET-QUABOX/CUBBOX Datensatzes durchgeführt. Für diese Analyse wurde ein Kernzustand am Zyklusende (EOC) berücksichtigt (373 Volllasttage, 0 ppm Bor).

In Abbildungen Abb. 2.91 bis Abb. 2.98 sind die Verläufe der wesentlichen Anlageparameter dargestellt. Ein qualitativer Vergleich mit den Ergebnissen der Rechnung unter Verwendung des Punktkinetik-Modells (siehe Abschnitt 2.3.3.1) zeigt einen ähnlichen Verlauf der wesentlichen Größe.

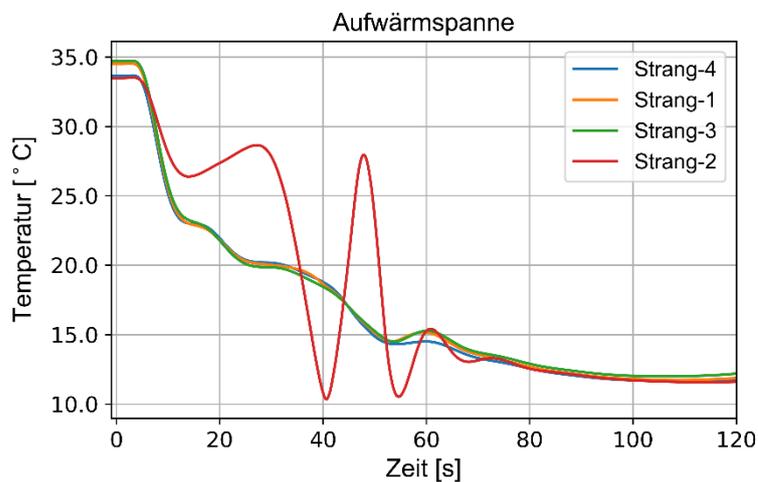


Abb. 2.91 Aufwärmspanne

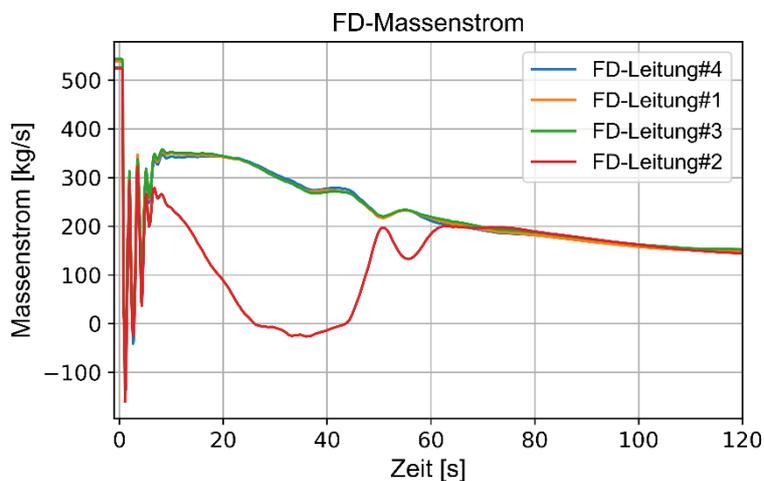
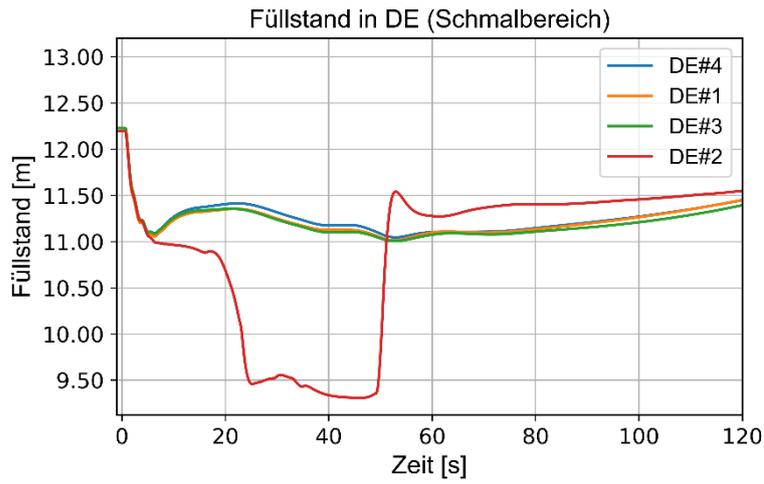
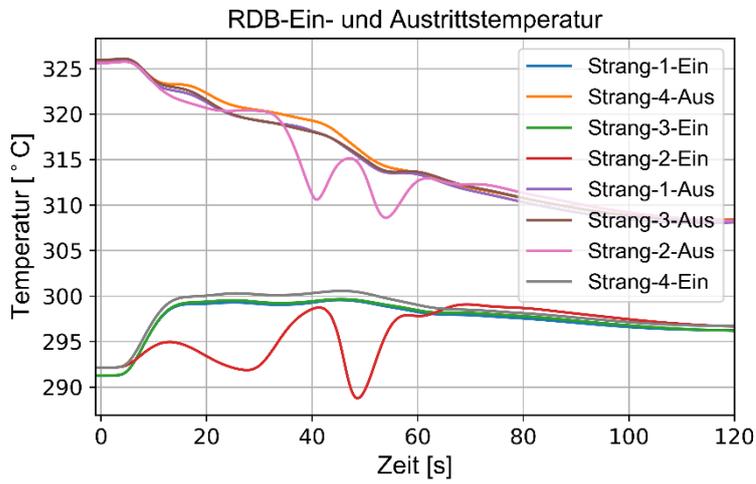


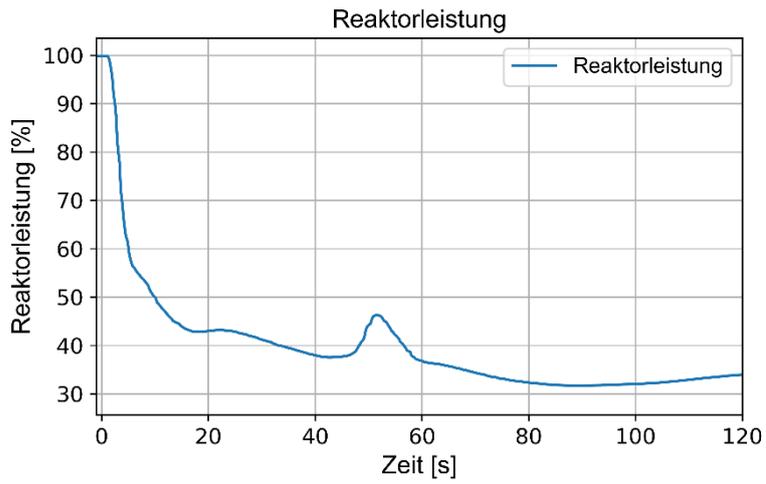
Abb. 2.92 FD-Massenstrom



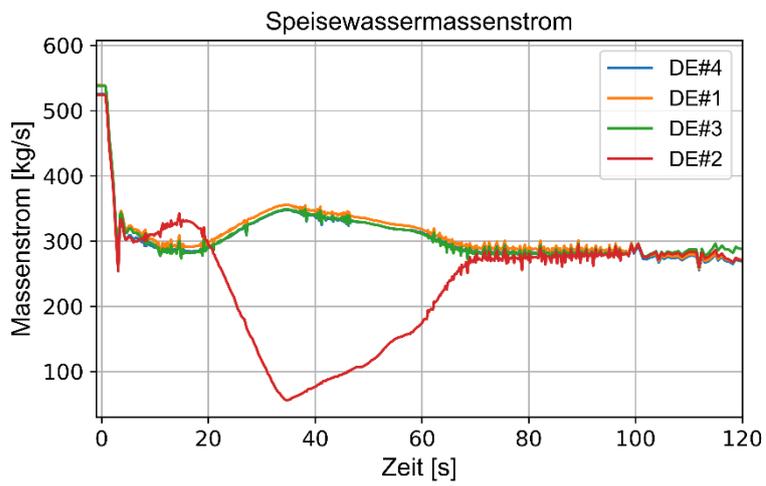
**Abb. 2.93** Füllstand (Schmalbereich) in DE



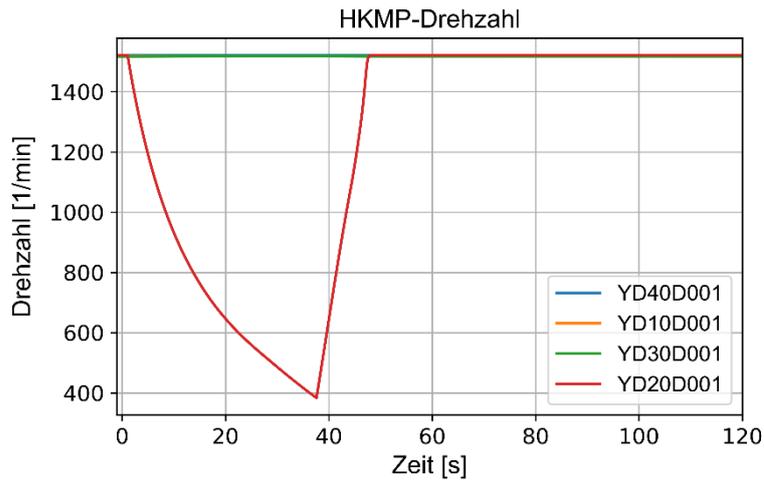
**Abb. 2.94** RDB-Ein- und Austrittstemperatur in den Loops



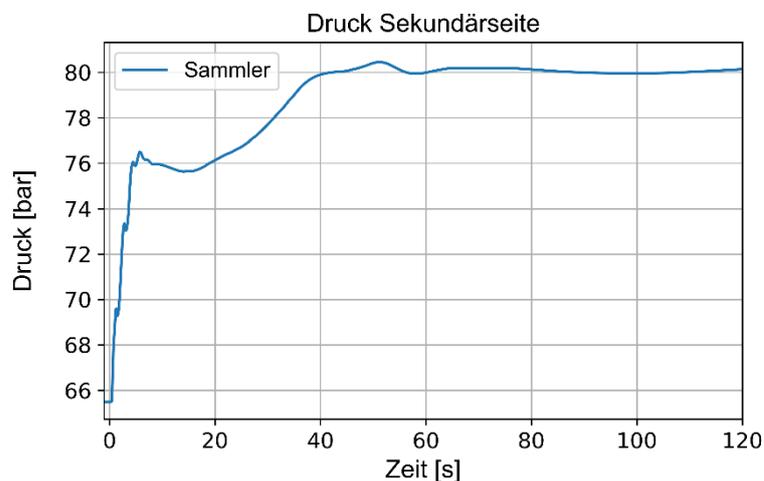
**Abb. 2.95** Reaktorleistung



**Abb. 2.96** Speisewassermassenstrom in DE



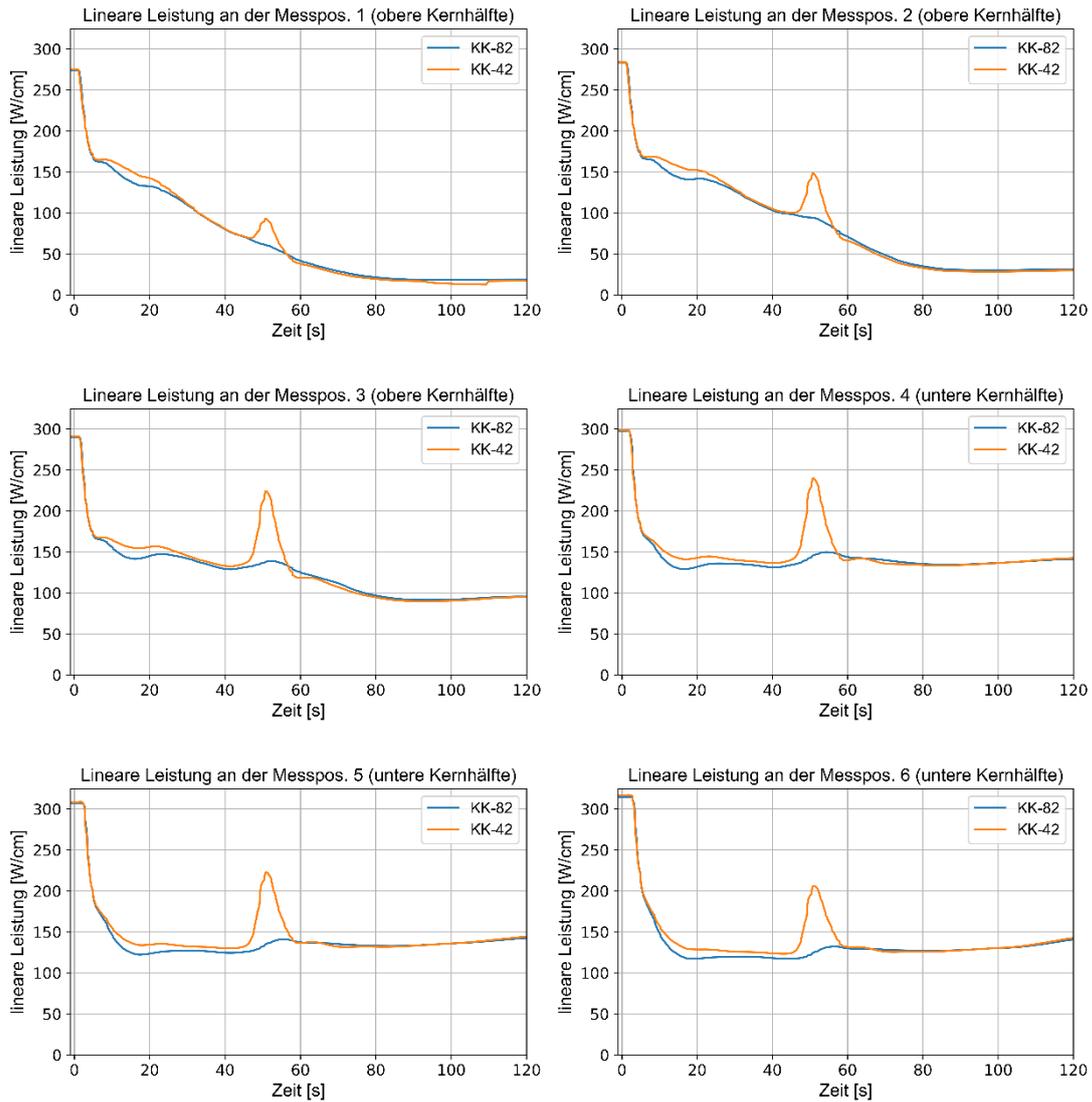
**Abb. 2.97** Drehzahl von HKMP



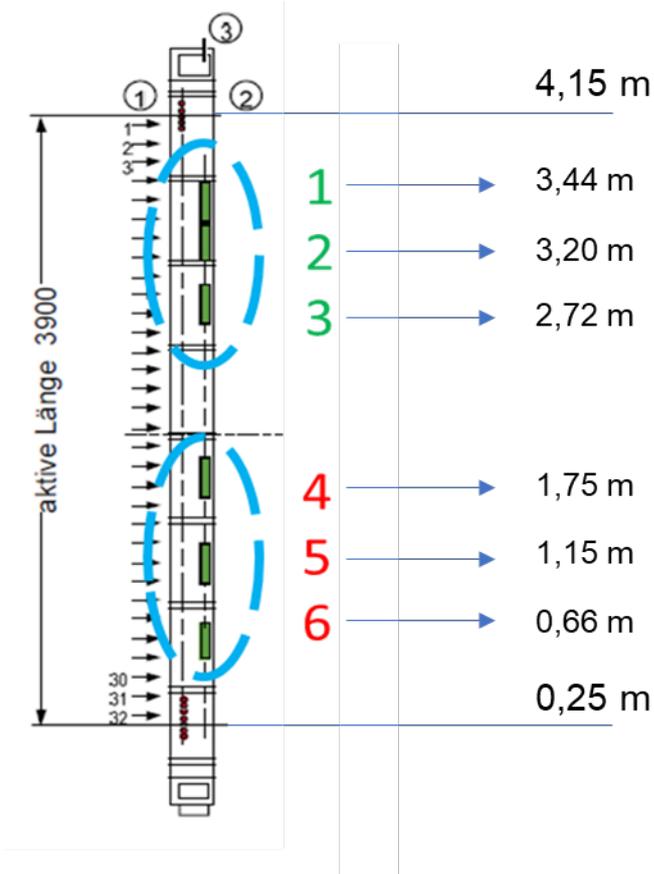
**Abb. 2.98** Druck im FD-Sammler

Nach der Zuschaltung der HKMP 2 und darauffolgender Umkehrung der Strömung steigt die Reaktorleistung durch die neutronenkinetische Rückkopplung aufgrund des Einfließens von relativ kaltem Kühlmittel im Kern. Die in Abb. 2.95 dargestellte Leistungserhöhung nach ca. 50 s ist im Vergleich zu der Rechnung mit dem Punktkinetik-Modell nicht ausgeprägt. Das Verhalten liegt an der groben Berechnung der in Abb. 2.95 gezeigten Reaktorleistungskurve, welche einen gemittelten Leistungswert aus den einzelnen Kernkanälen darstellt. Die Plots in Abb. 2.99 zeigen die Verläufe der linearen Leistung für die Kernkanäle HR42H\_LVD (KK-42) und HR82H\_LVD (KK-82) berechnet an der Höhe der sechs axialen Messstelle (siehe Abb. 2.100). Der Anstieg der linearen Leistung im Kernkanal HR42H\_LVD (KK-42) nach 50 s deutet auf eine asymmetrische Leistungsproduktion hin. An der Messposition 4 (auf eine Höhe von 1.75 m der gesamten aktiven Länge)

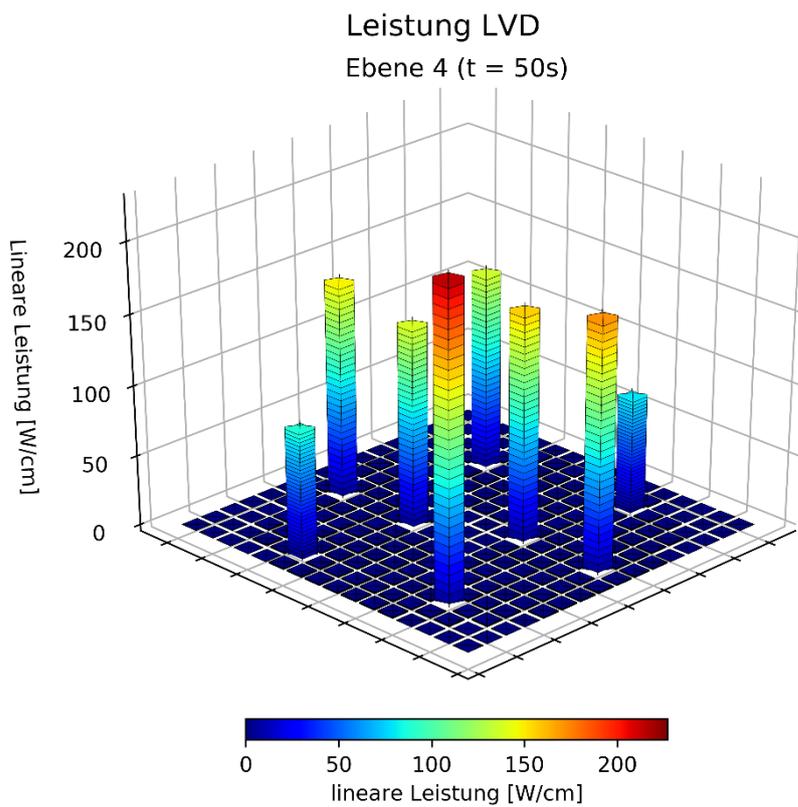
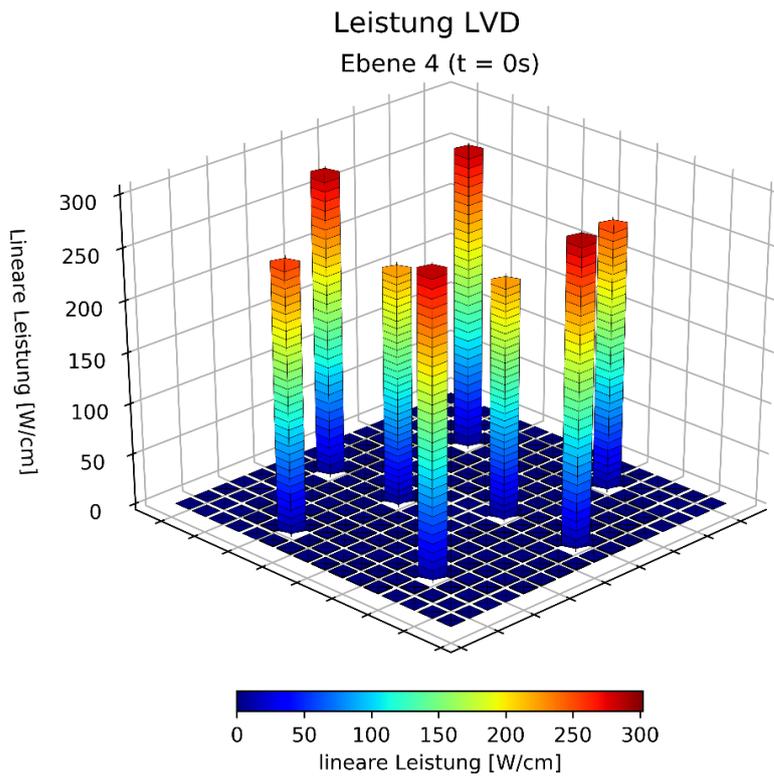
erreicht die lineare Leistung einen lokalen Wert von ca. 245 W/cm, welche ungefähr 100 W/cm höher als die lineare Leistung im Kernkanal HR82H\_LVD (KK-82) ist. Das Verhältnis der linearen Leistung für alle Kernkanäle auf der Messposition 4 ist in Abb. 2.101 zu zwei unterschiedlichen Zeitpunkten ( $t = 0$  s und  $t = 50$  s) dargestellt. Der lokale Leistungsanstieg aufgrund des Einfließens von relativ kaltem Kühlmittel im Kern ist in der Kernzone nahe des kalten Strangs 2 ausgeprägt (siehe auch Abb. 2.102).



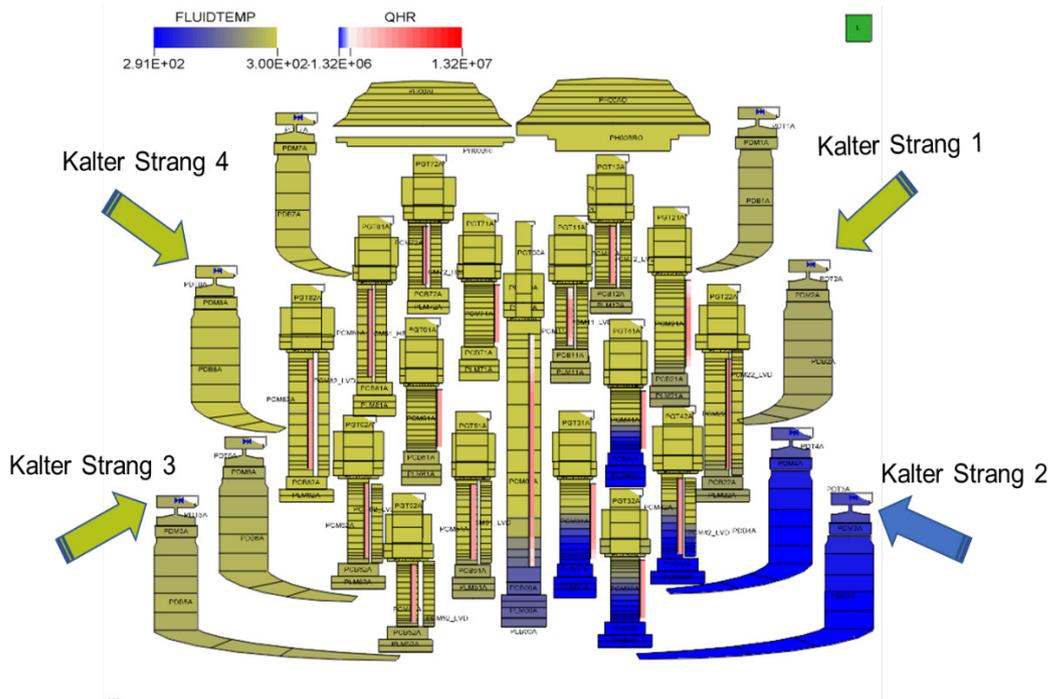
**Abb. 2.99** Zeitlicher Verlauf der linearen Leistung für die Kernkanäle HR42H\_LVD (KK-42) und HR82H\_LVD (KK-82) berechnet an der Höhe der sechs axialen Messstellen



**Abb. 2.100** Axiale Position und Höhe der LVD im BE (Ebene 1 bis 3 – obere Kernhälfte, Ebene 4 bis 6 – untere Kernhälfte)



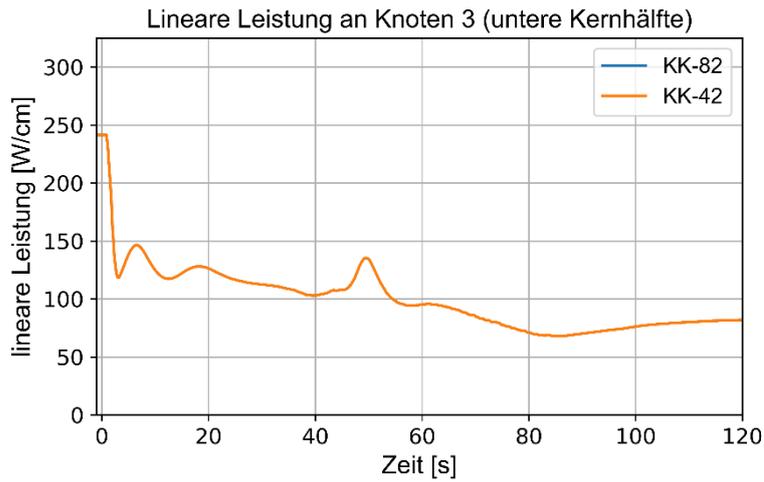
**Abb. 2.101** 3D-Visualisierung der berechneten linearen Leistungsverteilung im Kern auf der Messposition 4 (in unterer Kernhälfte) zu t = 0 s (oben) und t = 50 s (unten)



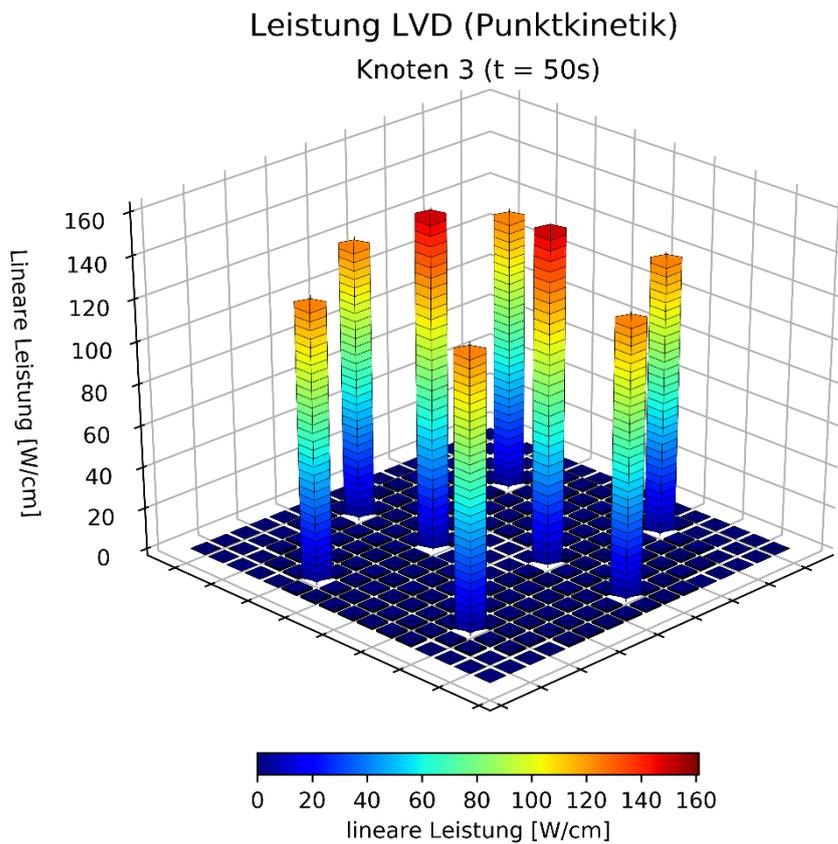
**Abb. 2.102** Temperaturverteilung des Kühlmittels im Fallraum und in den Kernkanälen zu  $t = 50$  s

Der lokale Anstieg der linearen Leistung mit dem Punktkinetik-Modell ist zum Vergleich in Abb. 2.103 dargestellt. Der Anstieg zu der Zeit  $t = 50$  s ist niedriger als mit dem 3D-Neutronenkinetik-Modell. Erwartungsgemäß zeigt sich kein asymmetrisches Verhalten der Leistungsproduktion zwischen den Kernkanälen (siehe Abb. 2.104). Das führt dazu, dass die mit dem Punktkinetik-Modell ermittelte Reaktorleistung höher ist als die gemittelte Reaktorleistung, die in Abb. 2.99 berechnet wird.

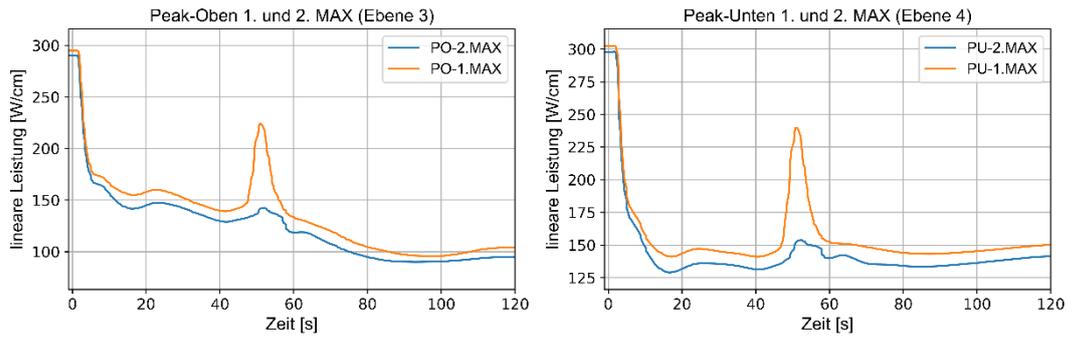
In Abb. 2.105 sind die zeitlichen Verläufe des maximalen (1. MAX) bzw. zweitgrößten (2. MAX) Wertes von Peak-Oben (linker Plot) und Peak-Unten (rechter Plot) dargestellt. Der steile Anstieg der Leistung im Bereich des Kernkanals 42 (HR42H\_LVD) wird von der implementierten LV-Überwachung erfasst, allerdings wird für die Berechnung der PO/PU-RELEB-Ansprechwerte der zweitgrößte Wert (2. MAX) betrachtet, welcher einen deutlich niedrigeren Peak-Wert aufweist.



**Abb. 2.103** Zeitlicher Verlauf der linearen Leistung für die Kernkanäle HR42A (KK-42) und HR82A (KK-82) berechnet im Knoten 3 mit dem Punktkinetik-Modell

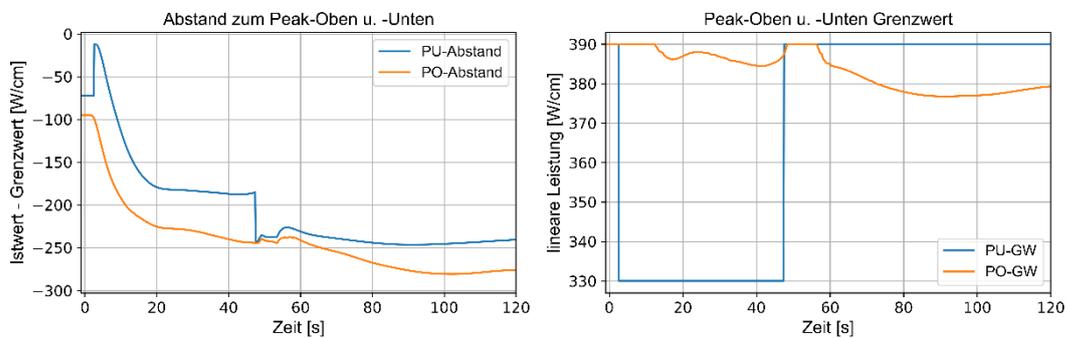


**Abb. 2.104** 3D-Visualisierung der mit dem Punktkinetik-Modell berechneten linearen Leistungsverteilung in unterer Kernhälfte (Knoten 3) zu t = 50 s



**Abb. 2.105** Zeitliche Verläufe der maximalen (1. MAX) bzw. zweitgrößten (2. MAX) Werte von Peak-Ober (linker Plot) und Peak-Unten (rechter Plot)

Der linke Plot in Abb. 2.106 zeigt den Verlauf des Abstands des Peak-Ober bzw. -Unten (PO/PU)-Istwertes zum entsprechenden Grenzwert. Der rasche Anstieg des Abstands zu dem PU-Grenzwert zu  $t = 2$  s sowie die prompte Absenkung zu  $t = 47$  s sind auf die Änderung der PO/PU-Grenzwertkurve zurückzuführen (siehe rechter Plot in Abb. 2.106), welche wiederum von Aus- und Wiedereinschaltung der HKMP 2 verursacht wurde. Die Begrenzungssignale für die Limitierung der Leistungsdichte-Spitze (PO/PU-RELEB) sind in der analysierten Transientenphase nicht angesprochen.



**Abb. 2.106** Verlauf des Abstandes des Peak-Ober bzw. -Unten (PO/PU)-Istwertes zum Grenzwert (links) und zeitlicher Verlauf der PO/PU-Grenzwertkurve (rechts)

## **2.4 Analyse der thermohydraulischen Effekte im Kern bei Lastwechsel unter Verwendung der gekoppelten Analysemethode (AP 4.5)**

Hinsichtlich der Ursachenklärung von Ereignissen mit erhöhter Oxidschichtdicke an Brennstab-Hüllrohren in deutschen DWR werden unter diesem Arbeitspunkt verschiedene betrieblich gefahrene Lastrampen gerechnet und analysiert.

Ziel der Analysen ist es, die radiale und axiale Temperaturverteilung im Hüllrohr sowohl für den Nennbetrieb als auch während des Lastwechsels in Abhängigkeit des Leistungsgradienten, der erreichten End-Reaktorleistung, der Wärmeleitfähigkeit der Oxidschicht und der Oxidschichtdicke zu berechnen.

Für die Analyse wird der GRS-Code ATHLET gekoppelt mit dem 3D-Neutronenkinetik-Code QUABOX/CUBBOX eingesetzt. Grund dafür ist die Fähigkeit einer Analyse mit dem gekoppelten thermohydraulischen und 3D-neutronenkinetischen Code, die Variation des axialen Leistungsprofils aufgrund des Ein- bzw. Ausfahrens von Steuerstäben während der Lastwechselprozeduren zu berücksichtigen. Dies ist entscheidend, um die in den Brennstäben eingetretenen radialen und axialen Temperaturvariationen während solcher Verfahren im Detail zu analysieren. Die Ermittlung der im Rahmen dieses Arbeitspunktes berechneten Temperaturen kann im Nachhinein für die Analyse der thermomechanischen Belastung der betroffenen Hüllrohr-Materialien von Bedeutung sein, um den potentiellen Zusammenhang zwischen den thermomechanischen Effekten und der erhöhten Oxidschichtdicke zu untersuchen.

Um die gekoppelten Rechnungen durchzuführen, wurde zuerst die gekoppelte Version des KBR Analysesimulators an die aktuellste Version des Analyseprogramms ATHLET-31A patch3 mit der entsprechenden QUABOX/CUBBOX Programmbibliothek angepasst.

Für das Arbeitspaket wurden folgende Arbeitsschritte durchgeführt:

### **2.4.1 Erweiterung der Nachbildung der BE im Kern (für die gekoppelte Datensatz-Version)**

Um eine detaillierte Analyse der thermohydraulischen Effekte im Kern zu erlauben, wurden folgende Verfeinerungen in der Kern-Modellierung durchgeführt:

### 2.4.1.1 Implementierung eines heißen Brennelements in ausgewählten thermohydraulischen Kanälen

Für die gekoppelte Version des Analysesimulators wurden zwei heiße Brennelemente in den Kernkanälen 81 (Sektor 8 - Ring 1) und 72 (Sektor 7 – Ring 2) implementiert, wie in Abb. 2.107 gezeigt. Jedem heißen Brennelement wurde ein heißer Stab zugeordnet. Die benutzten BOC Peaking-Faktoren für die radiale Leistungsverteilung sind nachfolgend aufgelistet:

- Zentraler Ring: 1,08
- Innerer Ring: 1,15
- Äußerer Ring: 0,905
- Heißes Brennelement: 1,56
- Heißer Brennstab: 1,64

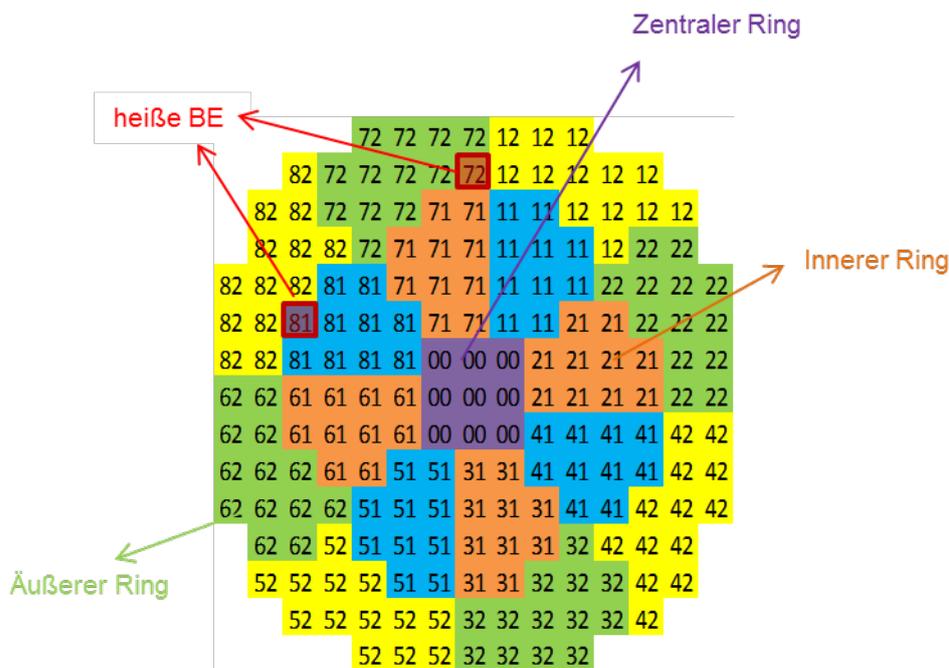


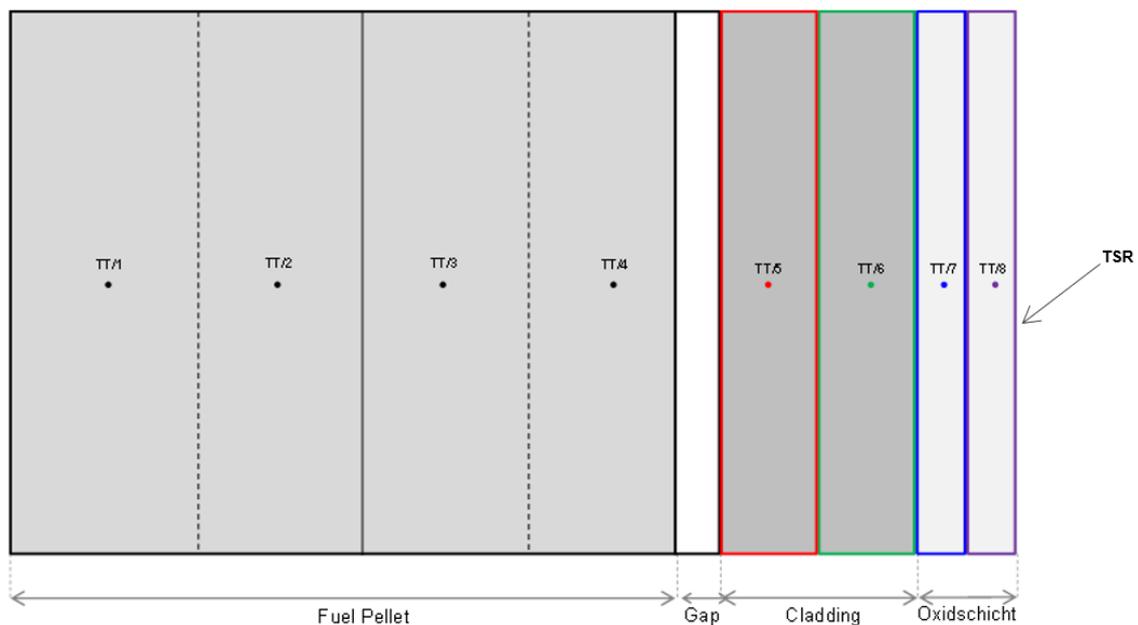
Abb. 2.107 Platzierung der heißen BEs im 3D-Kern

### 2.4.1.2 Einfügen einer zusätzlichen Schicht an der Hüllrohroberfläche für die Nachbildung der Oxidschicht

Für die Berücksichtigung der thermohydraulischen Effekte, die durch die Ausbildung einer Oxidschicht entstehen können, wurde eine zusätzliche Zirkondioxid (ZrO<sub>2</sub>)-Schicht

für die Wärmeleitobjekte im Kern implementiert. Für diese Oxidschicht wurden eine Dicke von 20  $\mu\text{m}$  und ein Wärmeleitkoeffizient von 1.2 (W/m K) definiert. Beide Parameter wurden im Rahmen einer Sensitivitätsstudie in den Rechnungen variiert.

In Abb. 2.108 sind die verschiedenen Schichten des Wärmeleitobjekts im Kern schematisch dargestellt, in radialer Richtung ausgehend vom Zentrum des Pellets bis zur  $\text{ZrO}_2$ -Schicht, wie im Analysesimulator umgesetzt. TT/1 bis TT/4 stellen die vier radialen Schichten des Pellets dar. TT/5 und TT/6 entsprechen jeweils der inneren sowie äußeren Hüllrohrschicht. Anschließend wurde die Oxidschicht implementiert, wobei TT/7 und TT/8 jeweils der inneren sowie äußeren Oxidschicht entsprechen. Die Oxidschicht wurde in jedem Knoten des Wärmeleitobjekts für die gesamte Länge des Brennstabs bzw. BEs implementiert. Die Oberflächentemperatur des resultierenden Wärmeleitobjektes wird mit TSR bezeichnet und entspricht der Temperatur an der Oberfläche der äußeren Oxidschicht.

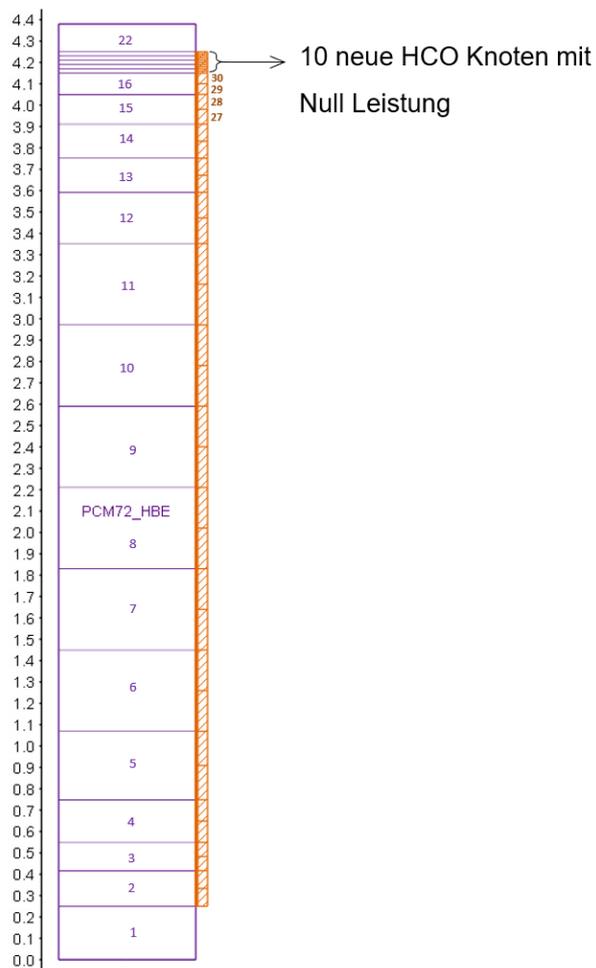


**Abb. 2.108** Schematische Darstellung der verschiedenen Schichten in radialer Richtung ausgehend vom Zentrum des Pellets bis zur  $\text{ZrO}_2$ -Schicht

#### 2.4.1.3 Vereinfachte Modellierung des BE-Plenums

Für die Modellierung des oberen BE-Plenums wurden Änderungen sowohl an den Wärmeleitstrukturen (HCO) als auch an den Thermofluidobjekten (TFO) des bestehenden BE-Modells vorgenommen. Die Wärmeleitstruktur wurde für jeden der simulierten Kernkanäle oberhalb der aktiven Länge verlängert. Diese vereinfachte Modellierung

erlaubt die Temperaturbestimmung in der ungeheizten Zone unmittelbar oberhalb der aktiven Länge. Wie in Abb. 2.109 zu sehen, wurden im Wärmeleitobjekt insgesamt 10 neue axiale Knoten oberhalb der aktiven Länge eingefügt, jeweils mit 1 cm Höhe und Null Leistung. In Bezug auf die Nodalisierung der Thermofluidobjekte wurde eine Verfeinerung des ersten ungeheizten Knotens in der axialen Richtung vorgenommen. Der o. g. Knoten wurde in fünf Volumina geteilt.



**Abb. 2.109** Vereinfachte Modellierung des oberen BE-Plenums

## 2.4.2 Durchführung der Lastwechsel-Rechnungen unter Berücksichtigung von spezifischen Randbedingungen

Für die Analysen wurde die gekoppelte Version des KBR-Analysesimulators hergenommen. Tab. 2.11 zeigt die Nennwerte und die berechneten Werte der wesentlichen Anlagenparameter, die als Anfangsbedingungen für die verschiedenen Transienten betrachtet wurden.

**Tab. 2.11** Nennwerte und berechnete Werte wesentlicher Anlageparameter

Thermohydraulische Parameter	Nennwert (/KWU 07/)	berechneter Wert
<b>Primärseite</b>		
Thermische Reaktorleistung (Volllast)	3900 MW <sub>th</sub>	3894 MW <sub>th</sub>
Reaktordurchsatz (Volllast)	20023 kg/s	19971 kg/s
Druck am RDB-Austritt	158 bar	157.9 bar
Kühlmitteltemp. am RDB-Austritt (Volllast)	325.7°C	325.9°C
Kühlmitteltemp. am RDB-Eintritt (Volllast)	291.9°C	291.8°C
Mittlere Kühlmitteltemp. am RDB (Volllast)	308.7°C	308.9°C
Aufwärmspanne (Volllast)	33.8°C	34.1°C
Druckverlust in Kühlmittelrohrleitung (Volllast)	6.1 bar	5.9 bar
Druckverlust über RDB (Volllast)	3.2 bar	3.4 bar
Strömungsgeschwindigkeit RDB-HKMP	17 m/s	17.3 m/s
Strömungsgeschwindigkeit DE-HKMP-RDB	15.2 m/s	15.2 m/s
DH-Füllstand (Volllast)	7.5 m	7.58 m
DH-Arbeitstemperatur	346 °C	346.2 °C
DH-Arbeitsdruck	157.5 bar	157.7 bar
<b>Sekundärseite</b>		
Übertragene Wärmemenge je DE (Volllast)	979.25 MW <sub>th</sub>	977.6 MW <sub>th</sub>
Durchsatz je DE (Volllast)	536 kg/s	532.4 kg/s
Frischdampfdruck in DE (Volllast)	67.9 bar	68.1 bar
Frischdampfperatur in DE (Volllast)	283.7 °C	283.5 °C
Speisewassertemperatur (Volllast)	220 °C	219.5 °C
Normal-DE-Füllstand über Rohrboden	12.2 m	12.2 m

Andere für die Rechnung wichtige Randbedingungen sind:

- Kernzustand → Zyklusbeginn (BOC) mit axialer Verzerrung der Stableistung (“Peak oben“-Verteilung)
- Borkonzentration im Kern (Xenonfrei) → 1225 ppm
- Anfangszustand im Kern → Steuerstabfrei
- Peaking-Faktor des hochbelasteten Brennelements: 1,56
- Wärmeleitfähigkeit der Oxidschicht → 1,2 W/(m K)

- Oxidschichtdicke → 20 µm
- Unverfügbarkeit der KMT- sowie der LV-Regelung
- Unverfügbarkeit folgender Begrenzungsfunktionen → KMT-, LOOP-, PEAK- und L-RELEB

Um die im Kern auftretenden thermohydraulischen Effekte zu analysieren, wurden verschiedene Lastwechsel simuliert. Es wurden insgesamt sieben Simulationen mit verschiedenen Randbedingungen durchgeführt. Diese sind in Tab. 2.12 zusammengefasst. Für alle Rechnungen wurden die Stäbe händisch verfahren, um die gewünschte Lastrampe nachzubilden. Eine Prozedur wurde entwickelt und im Datensatz implementiert, um die Generatorleistung automatisch zu variieren und die Position der Steuerstäbe runter- und wieder hochfahren zu können.

Für die erste Analyse (Simulation 1) wurde ein Lastwechsel mit einem Gradienten von ca. ±45 MW/min berechnet. Für die zweite Analyse wurde ein langsamer Gradient von ca. ±35 MW benutzt und eine niedrigere Endleistung angestrebt, um den Effekt von beiden Parametern auf die Temperaturverteilungen zu analysieren. Mit dem gleichen Ziel wurde in der dritten Analyse ein noch langsamer Gradient von ca. ±17 MW gefahren. Für die Simulationen 4 und 5 wurde als Sensitivitätsstudie die Wärmeleitfähigkeit der Oxidschicht variiert. Die Simulationen 6 und 7 sind im Grunde genommen vergleichbar mit der Simulation 3. Die Simulation 6 wurde mit der neuen vereinfachten Modellierung des BE-Plenums durchgeführt, während in der Simulation 7 der Einfluss einer dickeren Oxidschichtdicke analysiert wurde.

**Tab. 2.12** Überblick über die durchgeführten Simulationen

Simulation	Ziel	Varierte Randbedingungen
1	Referenzfall	Gradient $P_G \sim \pm 45$ MW/min, $P_{G,min} = 1115$ MW
2	Niedrigere Endleistung	Gradient $P_G \sim \pm 35$ MW/min, $P_{G,min} = 930$ MW
3	Langsamere Rampe	Gradient $P_G \sim \pm 17$ MW/min, $P_{G,min} = 1115$ MW
4 und 5	Einfluss der Wärmeleitfähigkeit der Oxidschicht	Gradient $P_G \sim \pm 35$ MW/min, $P_{G,min} = 930$ MW Wärmeleitfähigkeit Oxidschicht [0,5 W/(mK) – 2,0 W/(mK)] im Vgl. mit Simulation 2
6	Vereinfachte Modellierung des oberen BE-Plenums	Gradient $P_G \sim \pm 17$ MW/min, $P_{G,min} = 1115$ MW Verlängerung der Wärmestruktur oberhalb der aktiven Länge
7	Einfluss der Oxidschichtdicke	Gradient $P_G \sim \pm 17$ MW/min, $P_{G,min} = 1115$ MW Oxidschichtdicke = 110 µm

#### 2.4.2.1 Ergebnisse der Simulation 1 „Referenzfall“

Wie in Abb. 2.110 zu sehen, wurde für die Simulation 1 das folgende Steuerstabverfahren durchgeführt:

- 200 – 1000 s: Stabeinfahren, Absenkung der Generatorleistung mit einem Gradienten von  $\sim -45$  MW/min
- 1000 – 1300 s: Generatorleistung konstant auf  $\sim 1115$  MW
- 1300 – 2100 s: Stabausfahren, Erhöhung der Generatorleistung mit einem Gradienten von  $\sim 45$  MW/min

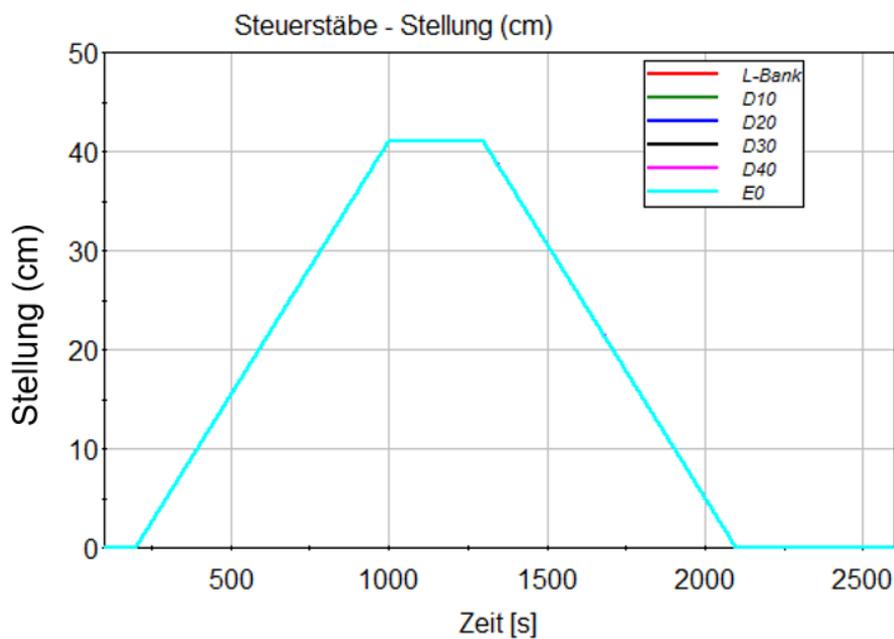
Die daraus resultierende Lastrampe ist in Abb. 2.111 und Abb. 2.112 jeweils für die Reaktorleistung und die Generatorleistung zu sehen.

In Abb. 2.113 ist das axiale Leistungsprofil zusammen mit der Steuerstabeintauchtiefe zu der Zeit  $t = 500$  s dargestellt. Zu diesem Zeitpunkt wird der zeitliche Temperaturverlauf in die obersten drei Knoten am Rand der aktiven Länge (28, 29 und 30) analysiert. Für diese drei Knoten ist der Temperaturverlauf der äußeren Oxidschicht (TT/8) in Abb. 2.114 dargestellt. Der axiale Temperaturgradient dieser äußeren Oxidschicht zwischen den Knoten 28 und 29 beträgt bei  $t = 500$  s ungefähr 4 K.

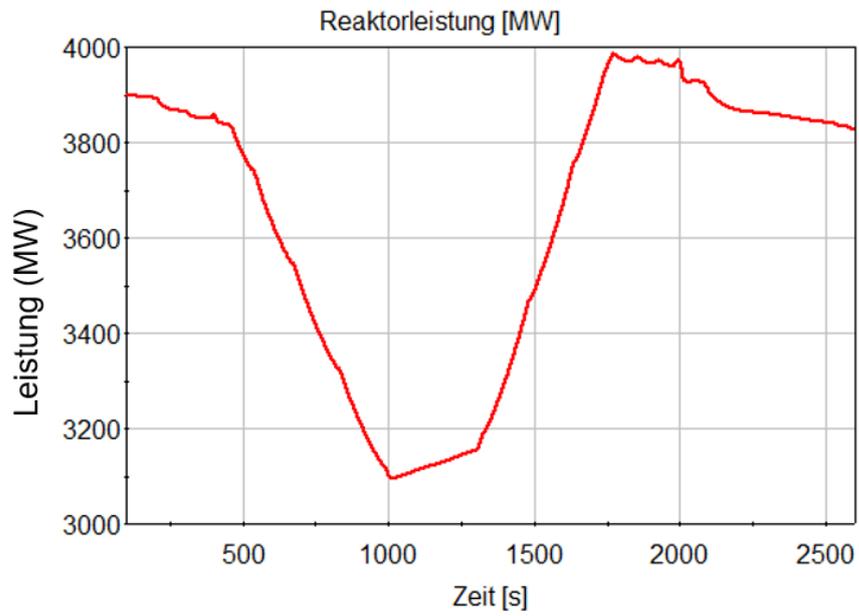
Abb. 2.115 zeigt wie sich das axiale Temperaturprofil im heißen BE für diese Schicht TT/8 während des Lastwechsels verändert. Das Temperaturprofil wird zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt: bei der Leistungsreduktion ( $t = 500$  s), bei konstanter Leistung ( $t = 1000$  s) und bei der Leistungserhöhung ( $t = 2400$  s).

Abb. 2.116 bis Abb. 2.118 zeigen die Temperaturverläufe der Hüllrohr- und Oxidschichten für die drei oberen Knoten im heißen BE, sodass die radialen Temperaturgradienten über die Zeit abgelesen werden können. So wie bei der axialen Verteilung findet man die größten Gradienten vor Beginn des Lastwechsels. Der radiale Temperaturgradient über die Hüllrohrschichten (TT/5 und TT/6) bei  $t = 500$  s beträgt für den Knoten 28 (siehe Abb. 2.116) ungefähr 9 K, für den Knoten 29 (siehe Abb. 2.117) ungefähr 6 K und für den Knoten 30 (siehe Abb. 2.118) ungefähr 4 K. Für die äußere Hüllrohrschicht TT/6 kann man z. B. im Knoten 28 eine Temperaturdifferenz von ungefähr 17 K zwischen 500 s und 1000 s erkennen.

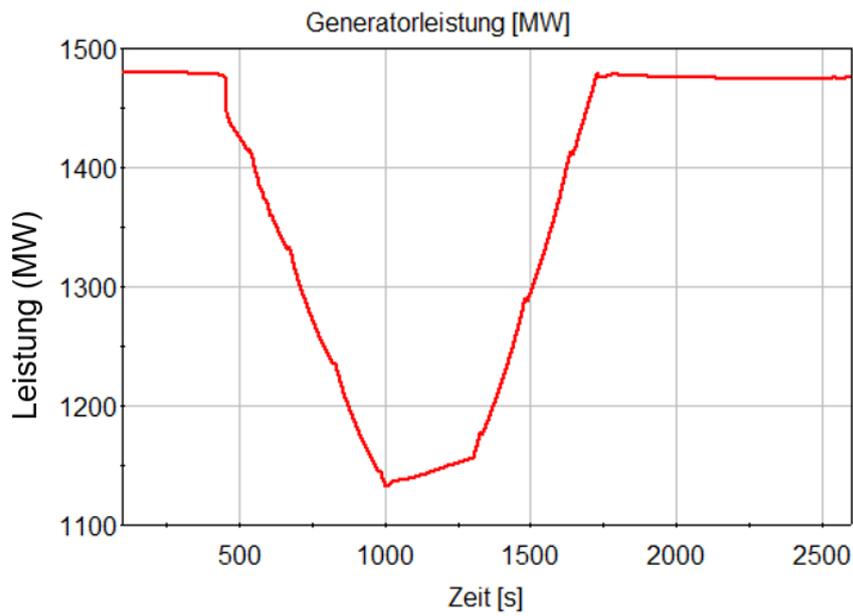
In Abb. 2.119 ist die zu diesen oberen Knoten dazugehörige Kühlmitteltemperatur dargestellt. Abb. 2.120 und Abb. 2.121 zeigen jeweils den Voidgehalt und die Verdampfungs- und Kondensationsrate auch für die oberen Knoten des heißen BEs, wo die Oxidationsbefunde festgestellt worden sind. Ein positives Vorzeichen des in der Abb. 2.121 dargestellten Parameters weist auf die Verdampfung in dem entsprechenden Thermo-fluidobjekt hin. Stattdessen deutet ein negatives Vorzeichen auf Kondensation in den entsprechenden Volumina. Abb. 2.122 zeigt die axiale Verteilung des Voidgehalts und der Verdampfungs- und Kondensationsrate zu  $t = 2000$  s. In den oberen Knoten wechselt die geringe Verdampfungsrate zu Kondensation.



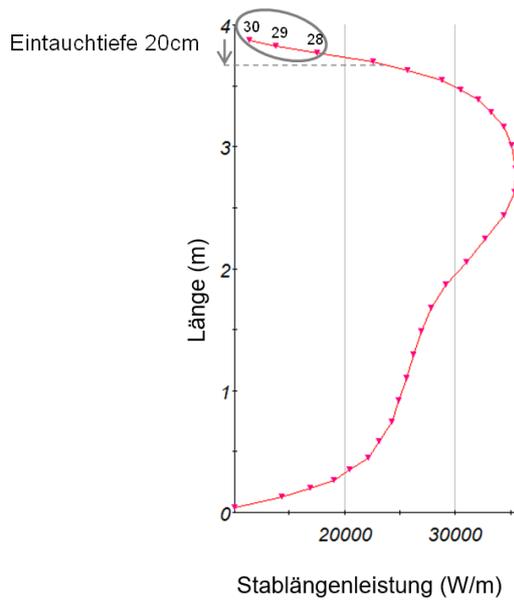
**Abb. 2.110** Steuerstabstellungen



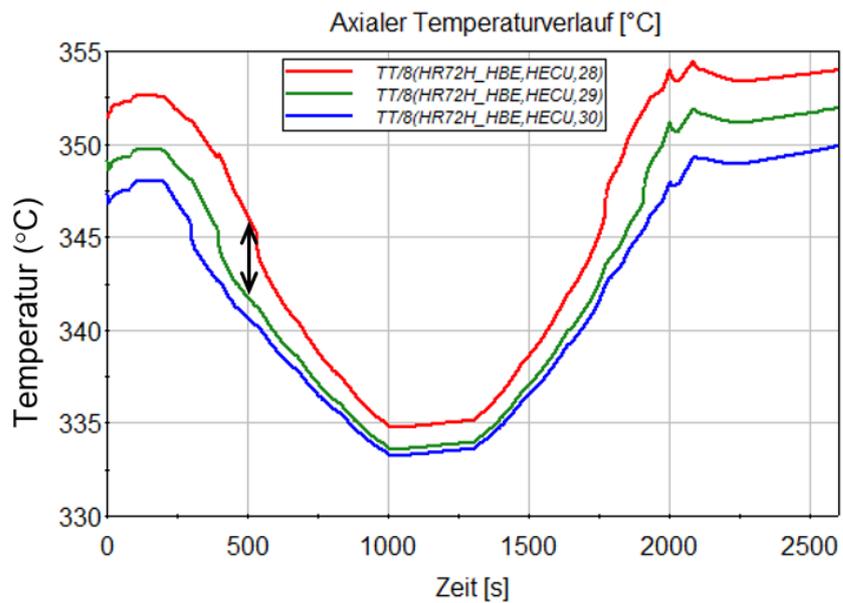
**Abb. 2.111** Reaktorleistung



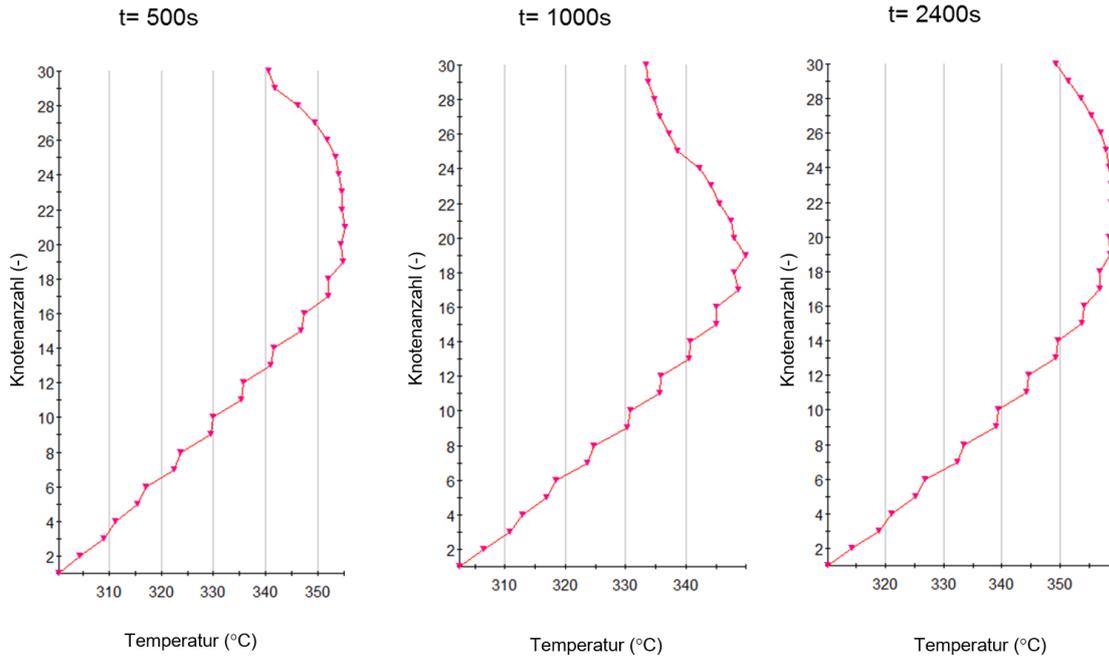
**Abb. 2.112** Generatorleistung



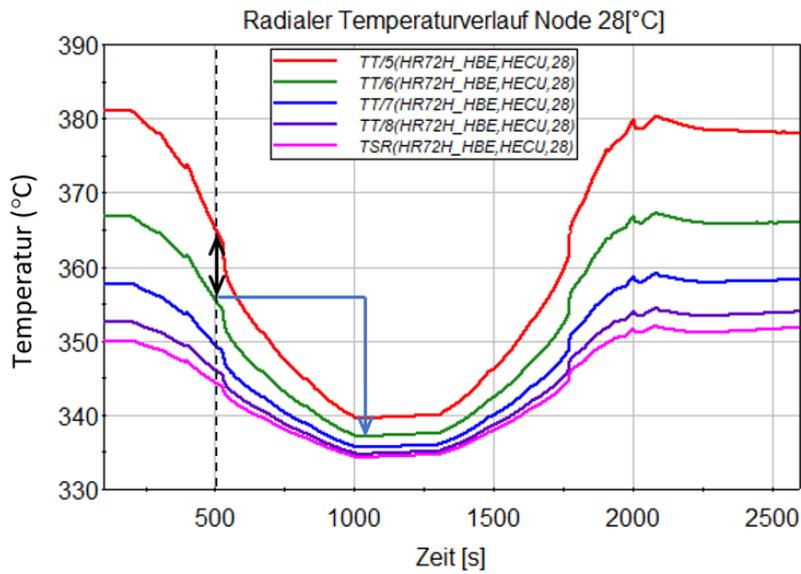
**Abb. 2.113** Axiales Profil der Stablängenleistung am hochbelasteten Brennstab HR72H\_1BS und Stabeintauchtiefe nach  $t = 500$  s



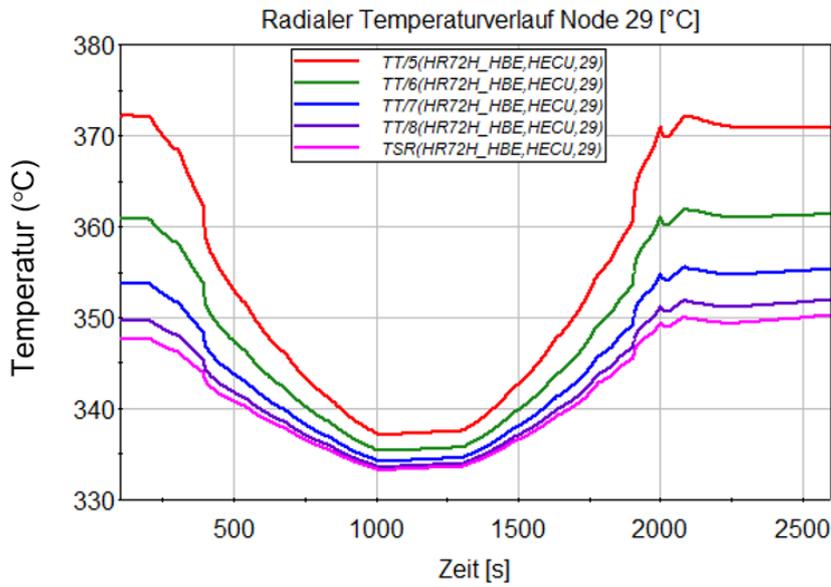
**Abb. 2.114** Axialer Temperaturverlauf der äußeren Oxidschicht TT/8 für die oberen drei Knoten der aktiven Länge (28, 29, 30) im heißen BE



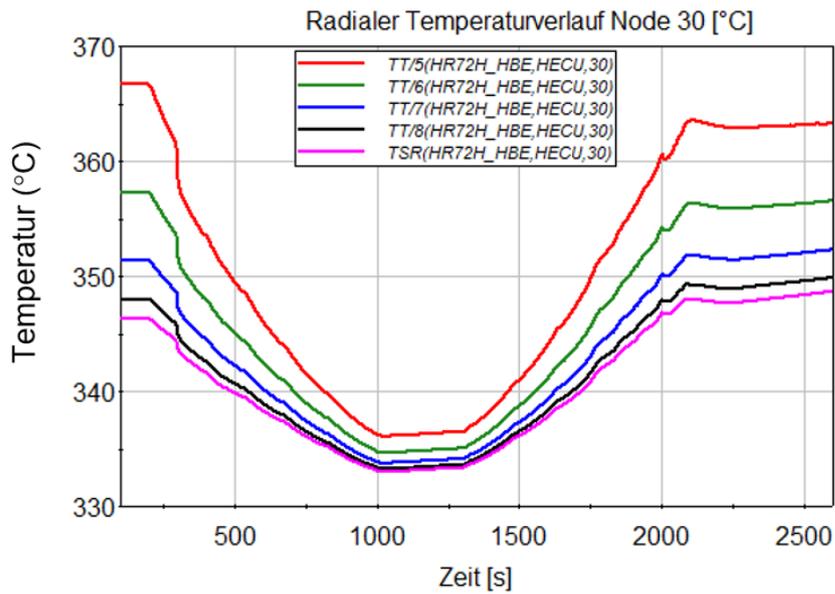
**Abb. 2.115** Axiales Temperaturprofil der äußeren Oxidschicht TT/8 im heißen BE (HR72H\_HBE) zu  $t = 500\text{ s}$ ,  $t = 1000\text{ s}$  und  $t = 2400\text{ s}$



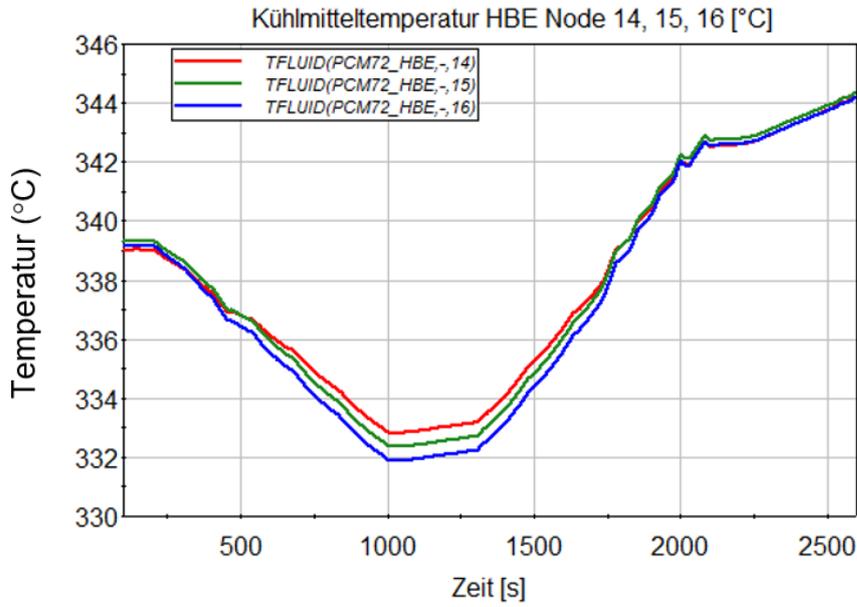
**Abb. 2.116** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 28 des heißen BEs



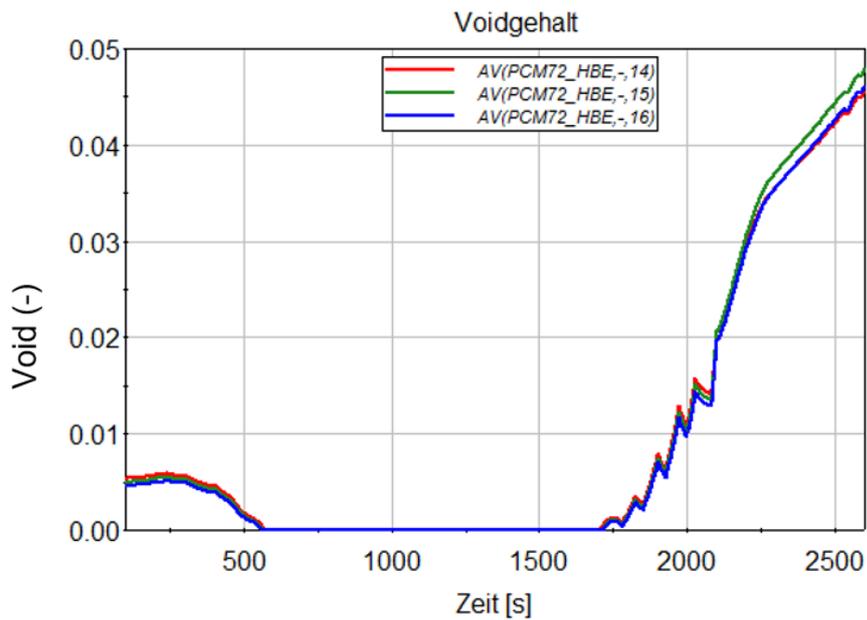
**Abb. 2.117** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemp. TSR) für Knoten 29 des heißen BEs



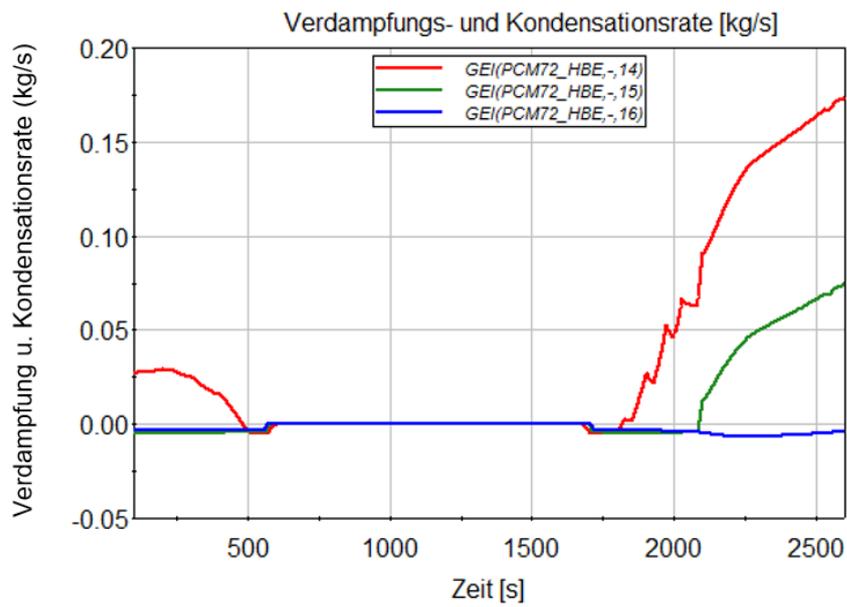
**Abb. 2.118** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemp. TSR) für Knoten 30 des heißen BEs



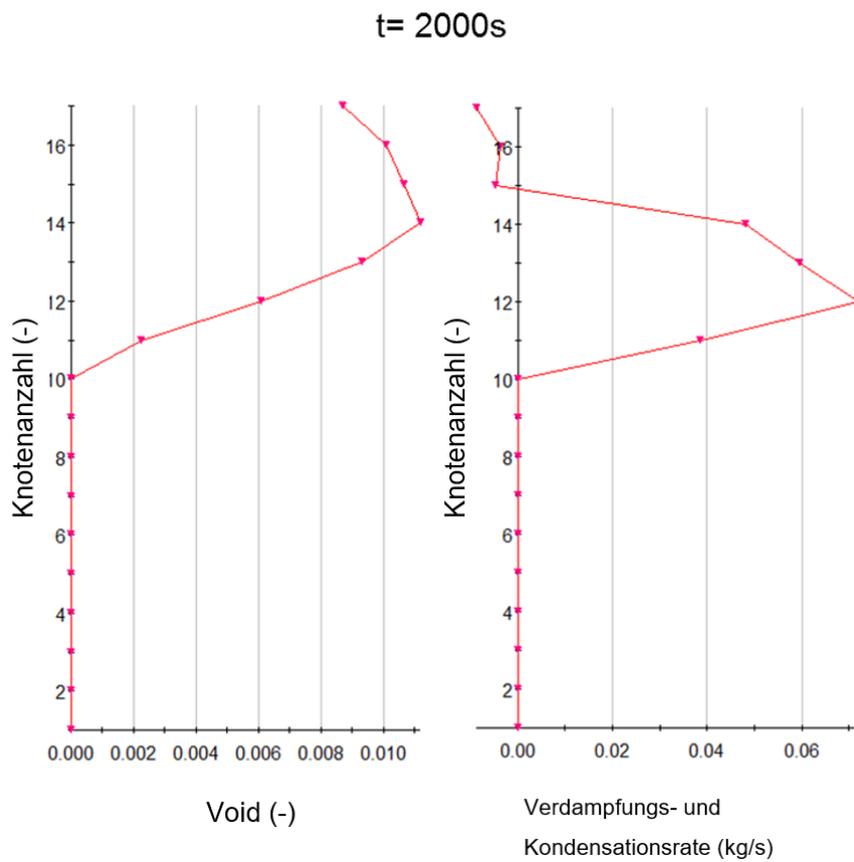
**Abb. 2.119** Kühlmitteltemperatur in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs



**Abb. 2.120** Voidgehalt in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs



**Abb. 2.121** Verdampfungs- und Kondensationsrate in den oberen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs



**Abb. 2.122** Axiale Voidverteilung (li.) und Verdampfungs- und Kondensationsrate (re.) am heißen BE (PCM72\_HBE) zu t = 2000 s

#### 2.4.2.2 Ergebnisse der Simulation 2 „Niedrigere Endleistung“

Für Simulation 2 wurde die folgende Lastrampe nachgefahren (siehe Abb. 2.123 bis Abb. 2.125):

- 200 – 1450 s: Stabeinfahren, Absenkung der Generatorleistung mit einem Gradienten von  $\sim -35$  MW/min
- 1450 – 1750 s: Generatorleistung konstant auf  $\sim 930$  MW
- 1750 – 3000 s: Stabausfahren, Erhöhung der Generatorleistung mit einem Gradienten von  $\sim 35$  MW/min

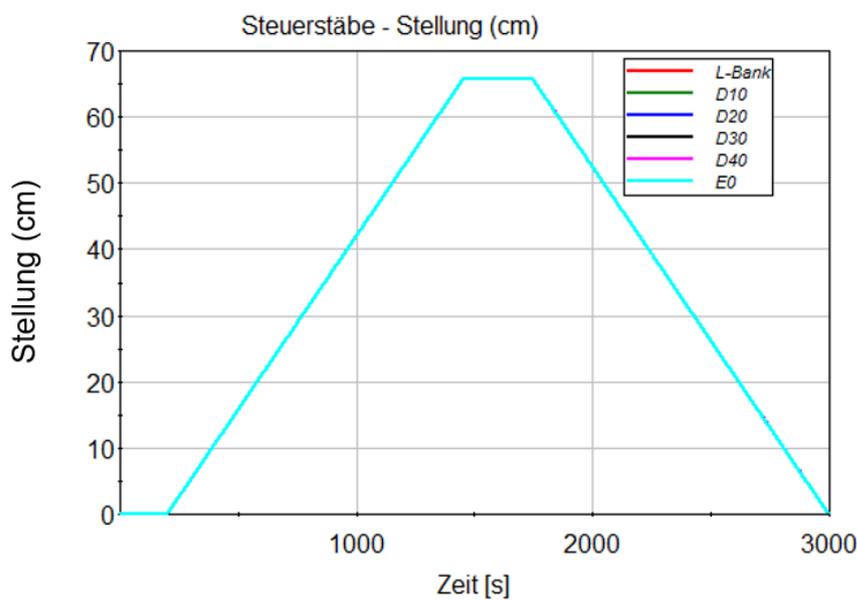
Die Eintauchtiefe der Steuerstäbe nach 500 s beträgt für diese Simulation ungefähr 16 cm. Das axiale Profil der Stablängenleistung am hochbelasteten Brennstab zu dem Zeitpunkt  $t = 500$  s ist in Abb. 2.126 dargestellt.

Abb. 2.127 bis Abb. 2.130 zeigen die Temperaturverläufe der oberen fünf Knoten des Wärmeleitobjekts jeweils für die äußere Hüllrohrschicht (TT/6 – Abb. 2.127), die innere Oxidschicht (TT/7 – Abb. 2.128), die äußere Oxidschicht (TT/8 – Abb. 2.129) und die Oberflächentemperatur (TSR – Abb. 2.130). Die axialen Gradienten sind über die verschiedenen Schichten ähnlich. Der größte Gradient kommt während der Leistungsreduktion nach ungefähr 500 s in der äußeren Hüllrohrschicht TT/6 vor und beträgt ungefähr 7 K zwischen Knoten 28 und 29 (Abb. 2.127).

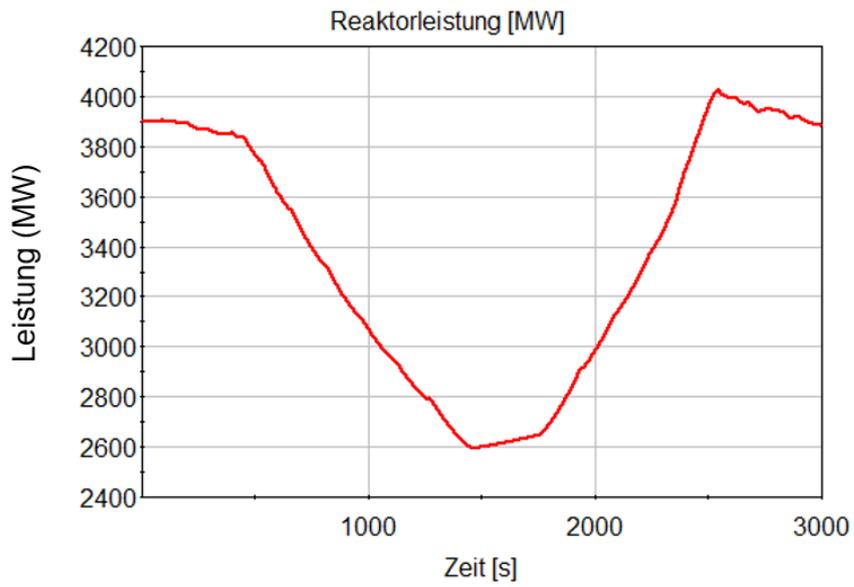
Abb. 2.131 zeigt die Veränderung des Temperaturprofils durch das Ein- und Ausfahren der Steuerstäbe für drei verschiedene Zeitpunkte ( $t = 500$  s,  $t = 1400$  s und  $t = 2400$  s).

An Abb. 2.132 bis Abb. 2.134 kann man die radialen Temperaturgradienten zwischen der inneren Hüllrohrschicht (TT/5) und der Oxidoberfläche (TSR) ablesen. Bei  $t = 500$  s ist zwischen TT/5 und TT/6 ein Gradient von ungefähr 9 K für den Knoten 28, 6 K für den Knoten 29 und 4 K für den Knoten 30 zu erkennen. Die berechneten Gradienten sind vergleichbar mit denen aus der Simulation 1. Für TT/6 im Knoten 28 ist die Temperaturvariation während der Rechnung von ca. 16 K zwischen 500 s und 1000 s und von ca. 23 K zwischen 500 s und 1500 s (siehe Abb. 2.132). In Abb. 2.135 ist die zu den oberen Knoten dazugehörige Kühlmitteltemperatur dargestellt.

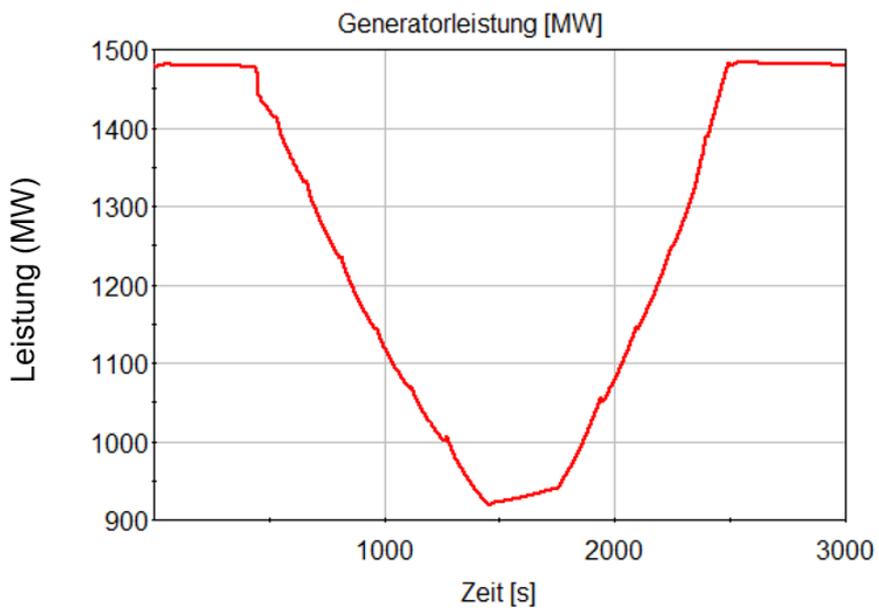
Der Voidgehalt und die Verdampfungs- und Kondensationsrate sind in Abb. 2.136 und Abb. 2.137 dargestellt. Beide Parameter zeigen ein sehr ähnliches Verhalten wie in Simulation 1 (Vergleich mit der Abb. 2.120 und Abb. 2.121) und sind dementsprechend von dem unterschiedlichen Gradient und der niedrigeren Endleistung nicht signifikant beeinflusst. Der Voidgehalt vor dem Beginn der Leistungsreduktion ist sehr gering (beträgt einen Wert von ca. 0.5 %) und reduziert sich während der Leistungsabsenkung bis auf null. Bei der Leistungserhöhung steigt stattdessen bis über 2 %. Im letzten Knoten der aktiven Länge (Knoten 16) überwiegt die Kondensation über den ganzen Verlauf des Lastwechsels. Diese Kondensation in den oberen Knoten ist in Abb. 2.138 zu der Zeit  $t = 2700$  s dargestellt.



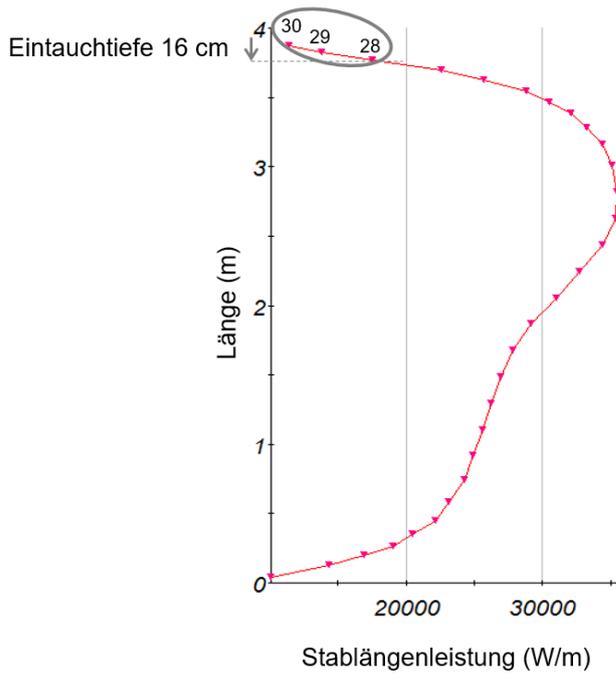
**Abb. 2.123** Steuerstabstellungen



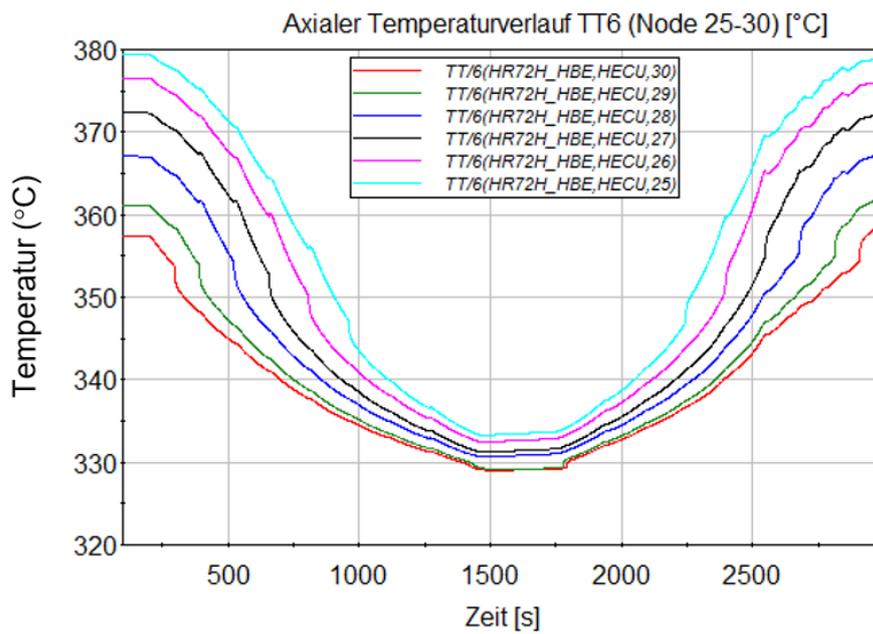
**Abb. 2.124** Thermische Leistung



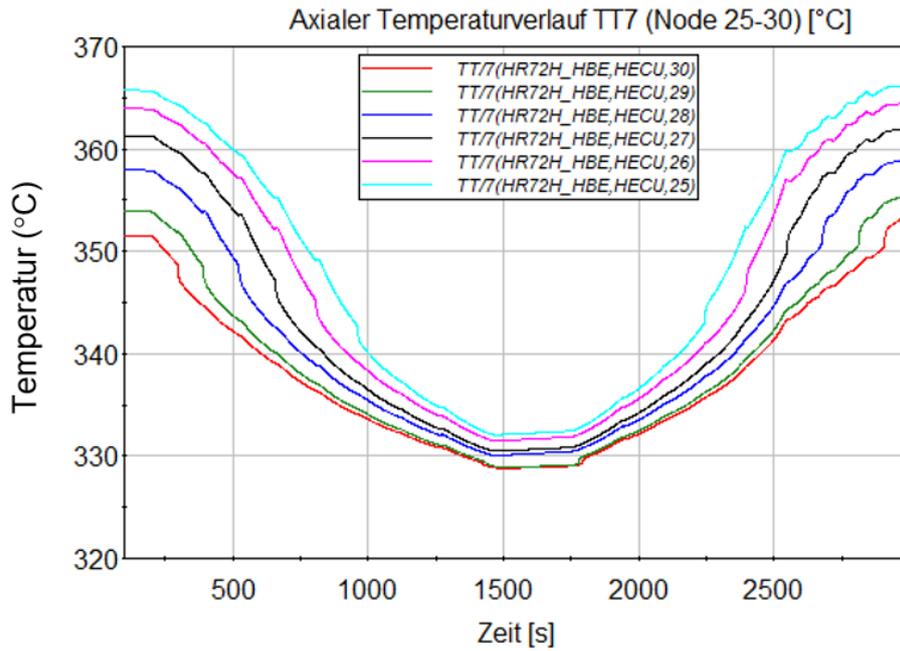
**Abb. 2.125** Generatorleistung



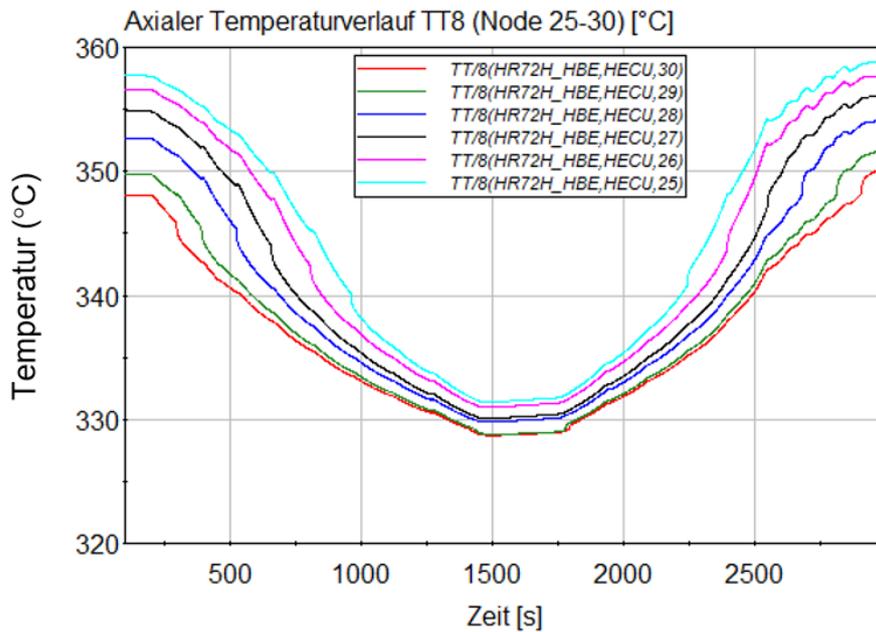
**Abb. 2.126** Axiales Profil der Stablängenleistung am hochbelasteten Brennstab HR72H\_1BS und Stabeintauchtiefe zu  $t = 500$  s



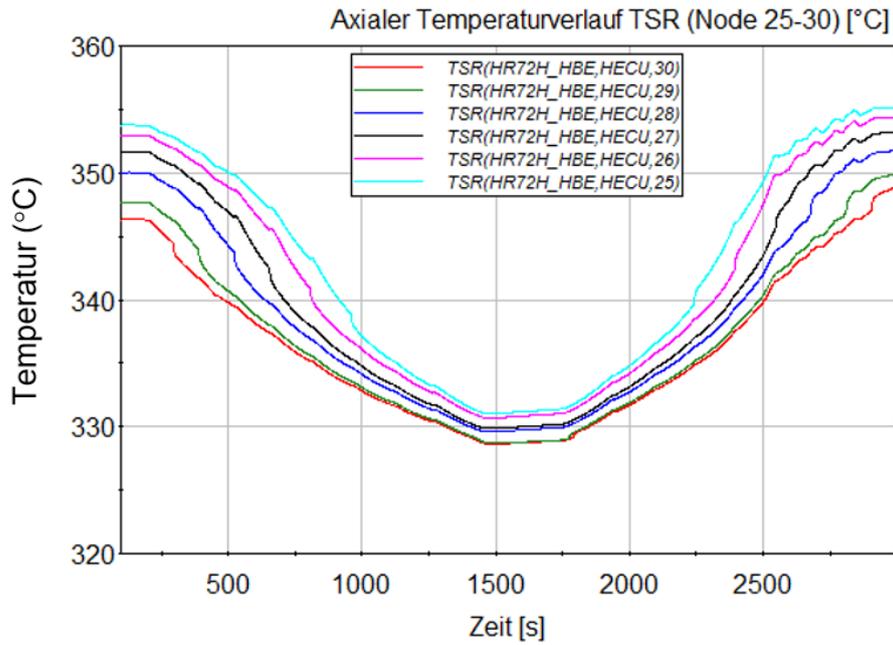
**Abb. 2.127** Axialer Temperaturverlauf der äußeren Hüllrohrsicht TT/6 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30)



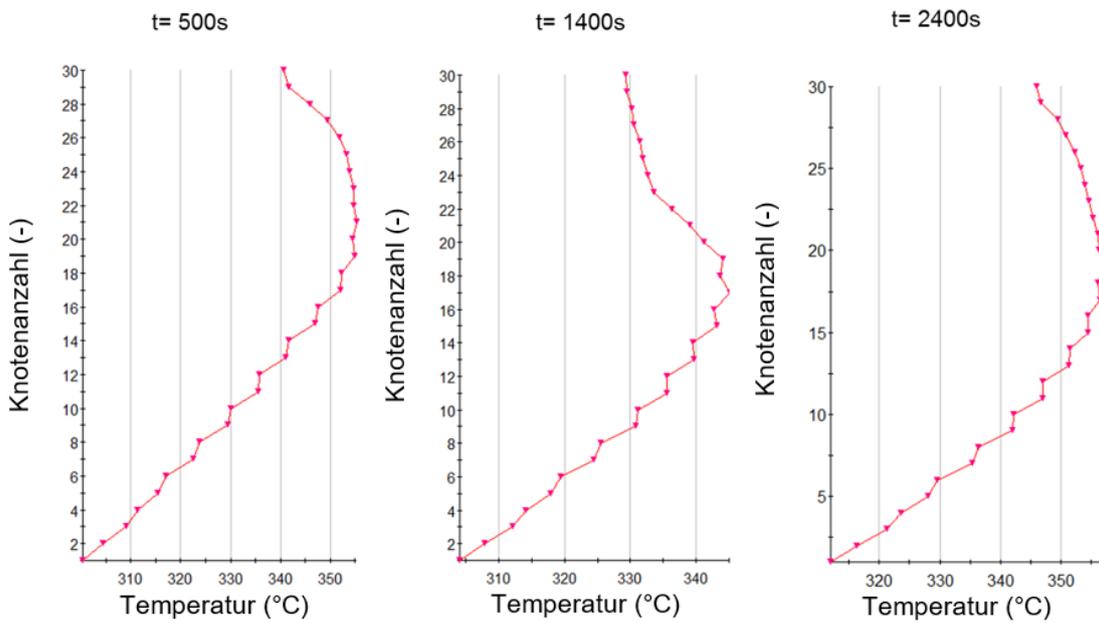
**Abb. 2.128** Axialer Temperaturverlauf der inneren Oxidschicht TT/7 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30)



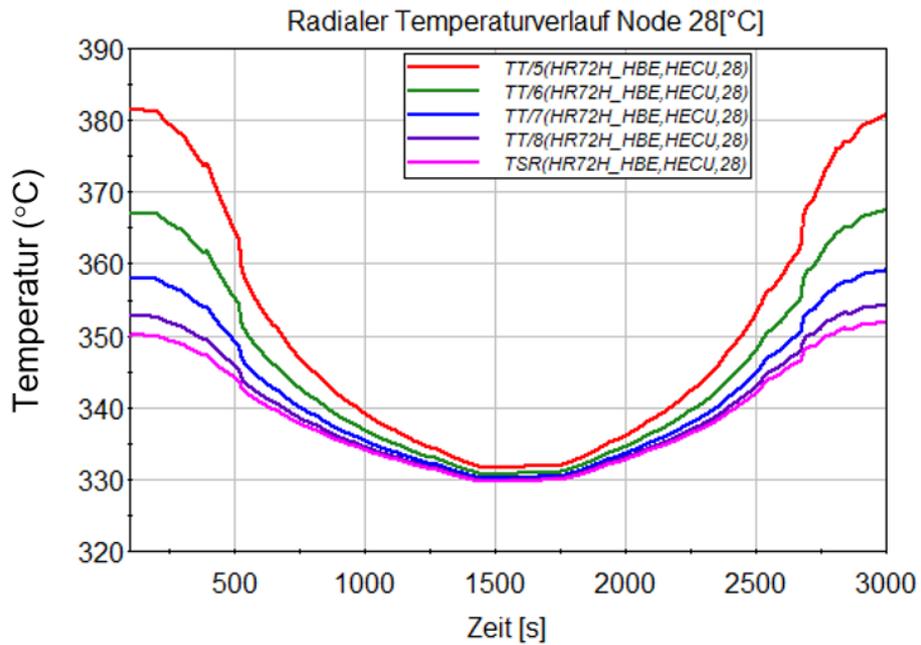
**Abb. 2.129** Axialer Temperaturverlauf der äußeren Oxidschicht TT/8 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30)



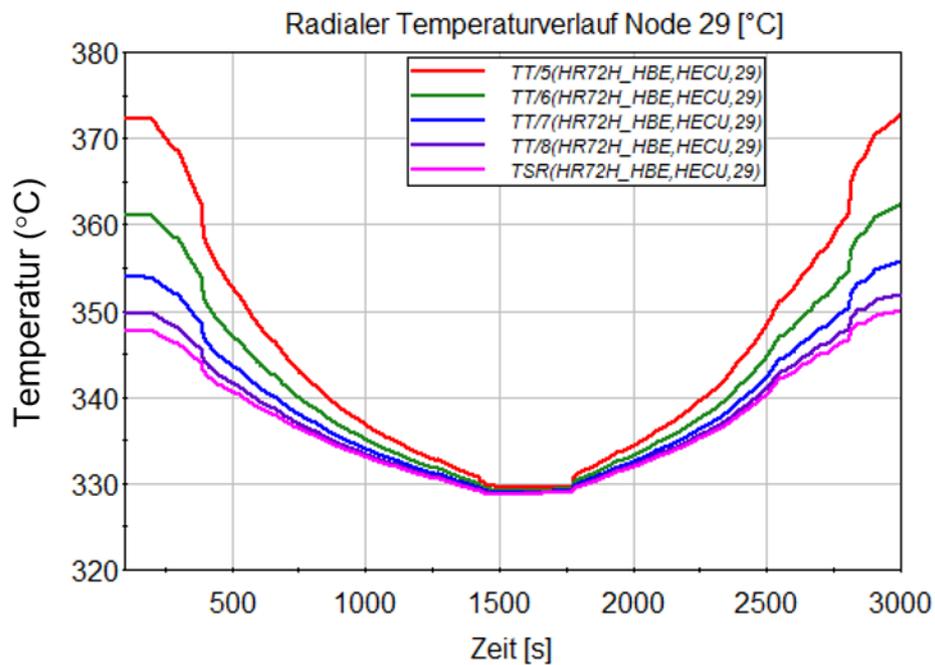
**Abb. 2.130** Axialer Temperaturverlauf an der Oberfläche der Oxidschicht (TSR) für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30)



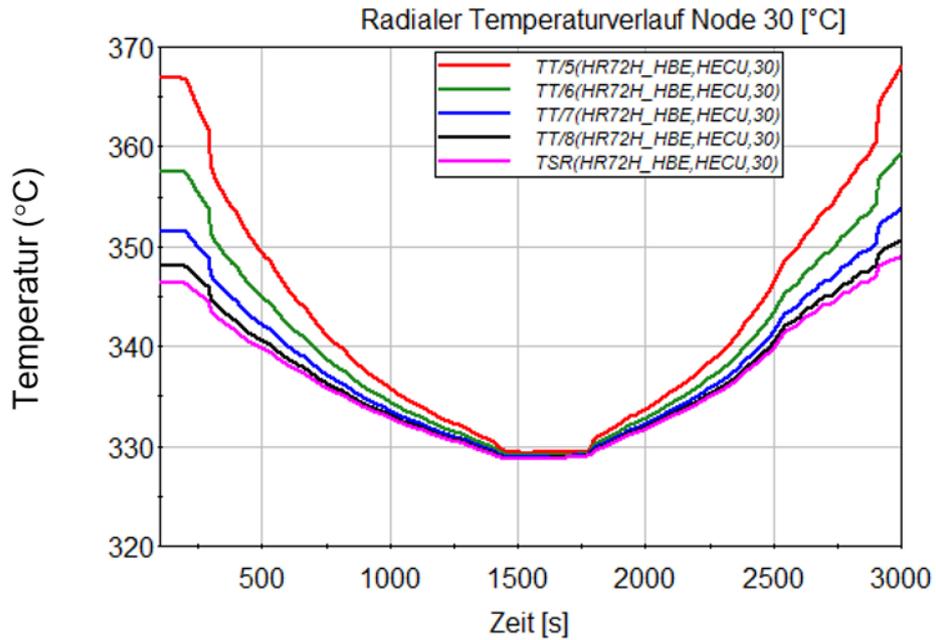
**Abb. 2.131** Axiales Temperaturprofil der äußeren Oxidschicht TT/8 am heißen BE (HR72H\_HBE) zu t = 500 s, t = 1400 s und t = 2400 s



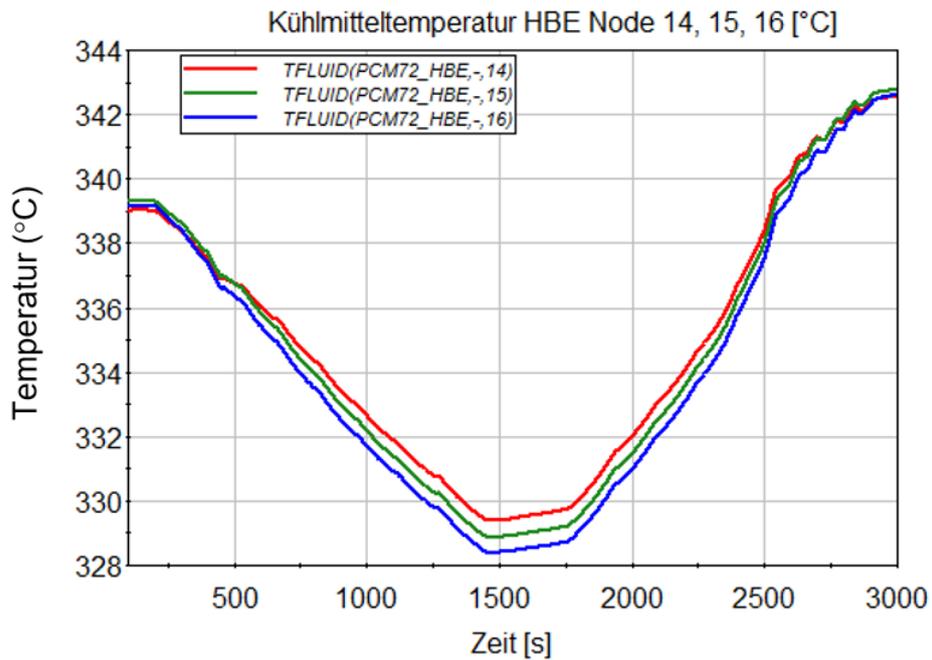
**Abb. 2.132** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemp. TSR) für Knoten 28 des heißen BEs



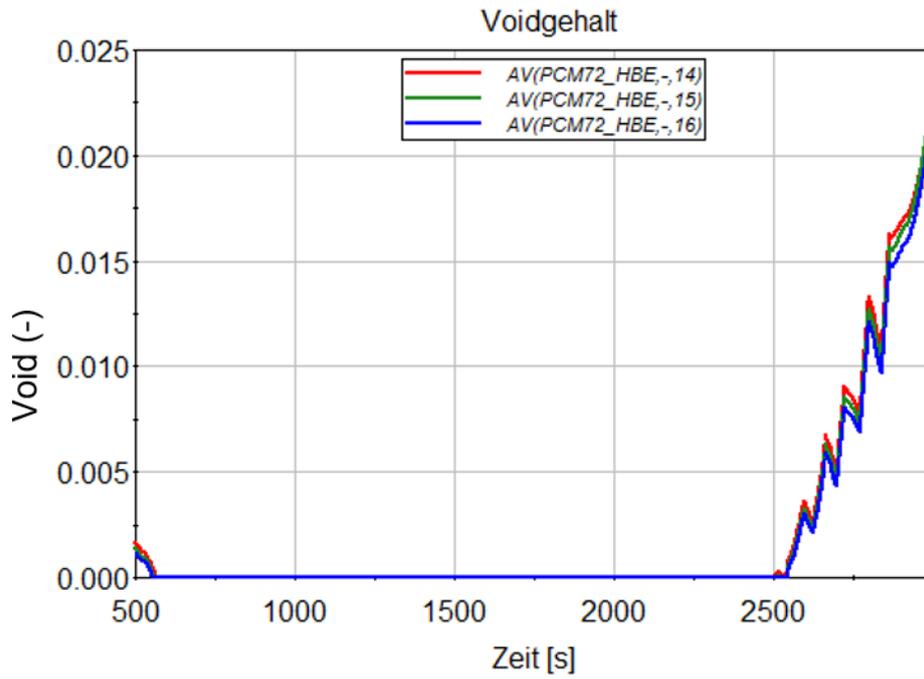
**Abb. 2.133** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemp. TSR) für Knoten 29 des heißen BEs



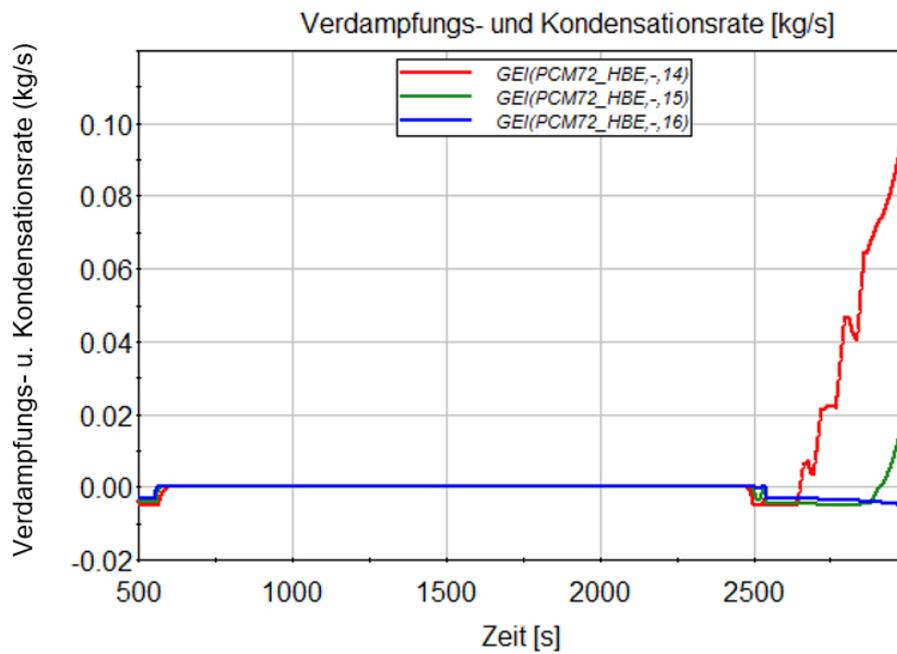
**Abb. 2.134** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemp. TSR) für Knoten 30 des heißen BEs



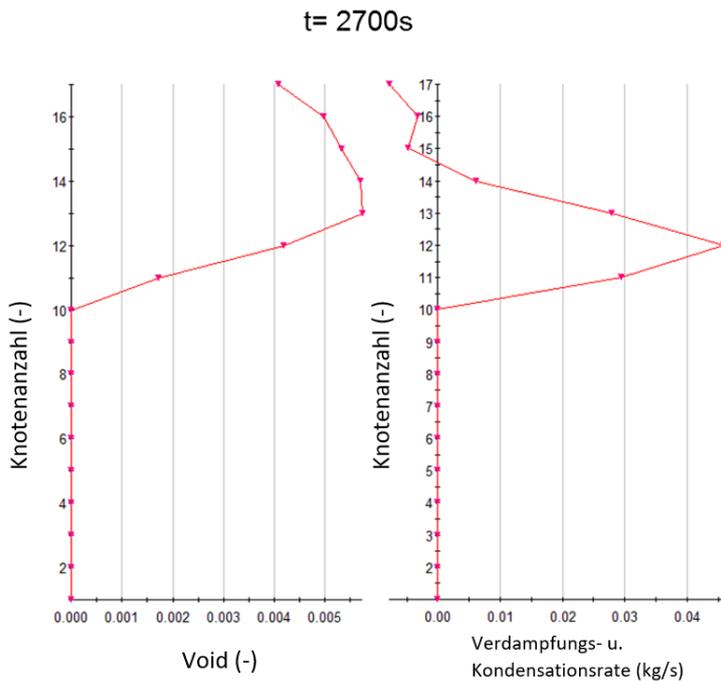
**Abb. 2.135** Kühlmitteltemperatur in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs



**Abb. 2.136** Voidgehalt in oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs



**Abb. 2.137** Verdampfungs- und Kondensationsrate in oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs



**Abb. 2.138** Axiale Voidverteilung (links) und Verdampfungs- und Kondensationsrate (rechts) am heißen BE (PCM72\_HBE) zu t = 2700 s

#### 2.4.2.3 Ergebnisse der Simulation 3 „Langsamere Rampe“

Das Ziel von Simulation 3 ist, den Effekt einer langsameren Lastrampe auf die Entwicklung des axialen Temperaturprofils über das BE zu analysieren. Um die Rechenzeit zu verkürzen wurde in diesem Fall nur die Leistungsreduktion gerechnet. Dazu wurde das folgende Stabverfahren implementiert:

- 200 – 2800 s: Stabeinfahren, Absenkung der Generatorleistung mit einem Gradienten von  $\sim -17$  MW/min
- 2800 – 3000 s: Generatorleistung konstant auf  $\sim 1115$  MW

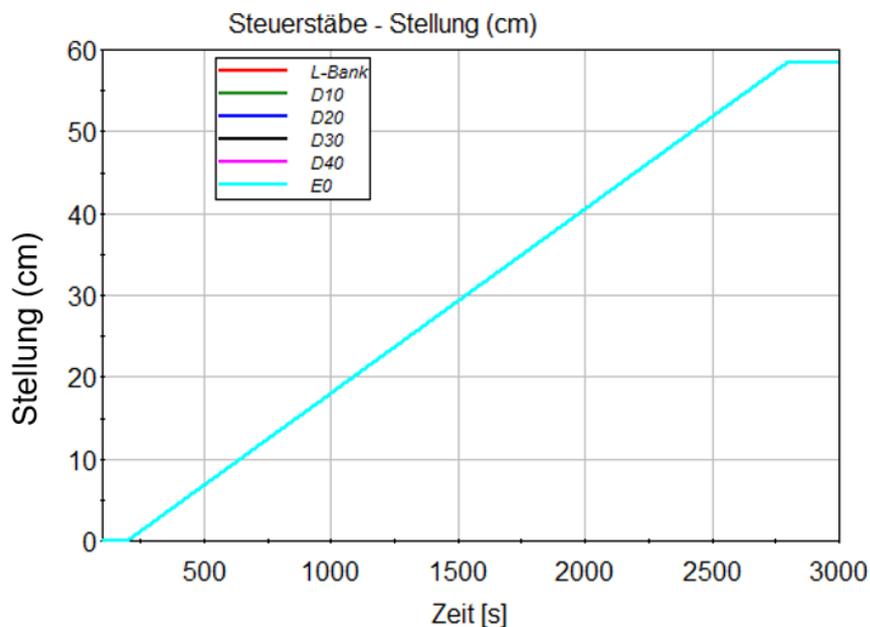
Die Steuerstabstellung sowie die resultierende Lastrampe sind in Abb. 2.139 bis Abb. 2.141 dargestellt.

Bei der langsameren Leistungsabsenkung erreichen die Steuerstäbe nach 500 s eine Eintauchtiefe von ungefähr 7 cm. Diese Eintauchtiefe ist auf dem axialen Leistungsprofil in Abb. 2.142 dargestellt.

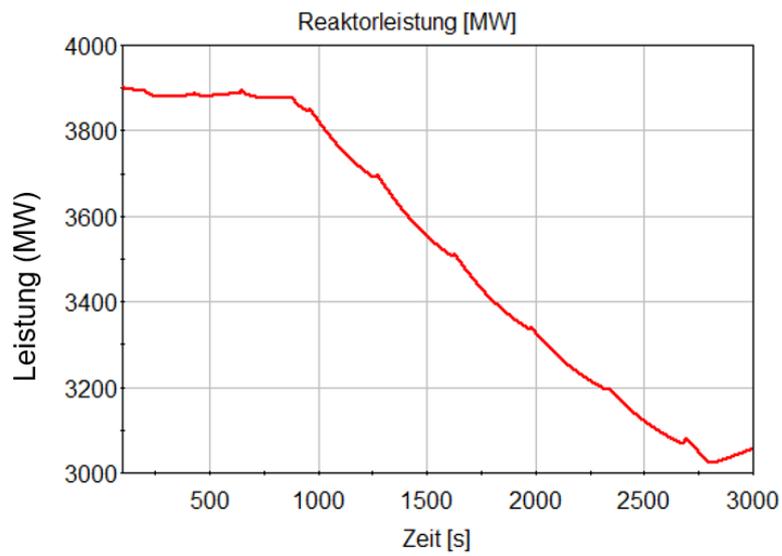
Der axiale Temperaturverlauf der Hüllrohrschicht sowie der inneren bzw. äußeren Oxid-schicht für die oberen fünf HCO-Knoten der aktiven Länge sind in der Abb. 2.143 bis Abb. 2.146 dargestellt. Die axialen Leistungsgradienten für die verschiedenen Oxid-schichten sind aus diesen Verläufen ableitbar. Es sind keine signifikanten Unterschiede zu den vorherigen zwei Simulationen zu erkennen.

An Abb. 2.148 bis Abb. 2.150 sind die radialen Temperaturverläufe zwischen der inneren Hüllrohrschicht und der Oxidoberfläche am heißen BE dargestellt. Die Temperaturgradi-enten für die oberen drei Knoten sind aus diesen Kurven abzulesen. Auch für diese Rechnung gibt es keine signifikanten Unterschiede zu den ersten beiden Simulationen. Bei  $t = 500$  s ist zwischen TT/5 (innere Hüllrohrschicht) und TT/6 (äußere Hüllrohr-schicht) eine Temperaturdifferenz von ungefähr 10 K für den Knoten 28, 8 K für den Knoten 29 und 6 K für den Knoten 30 zu erkennen.

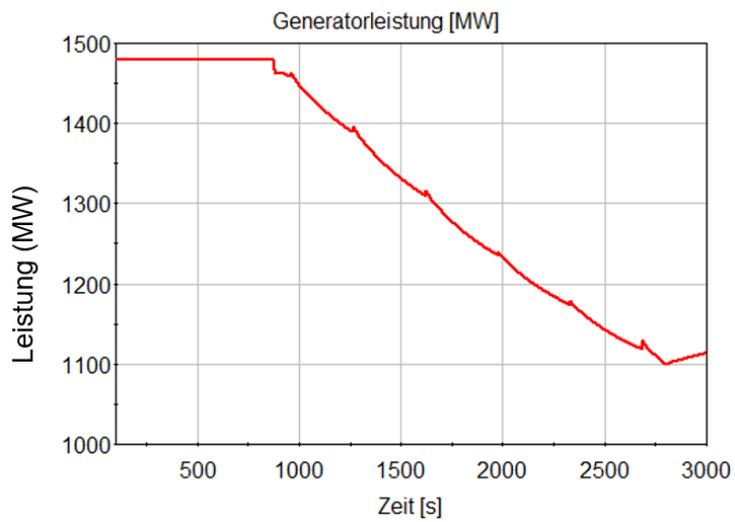
Der Voidgehalt sowie die Verdampfungs- und Kondensationsrate sind in den Abb. 2.152 und Abb. 2.153 dargestellt. Das Verhalten der zwei Parameter während der Leistungs-absenkung ist vergleichbar mit den Verläufen der zwei vorherigen Simulationen.



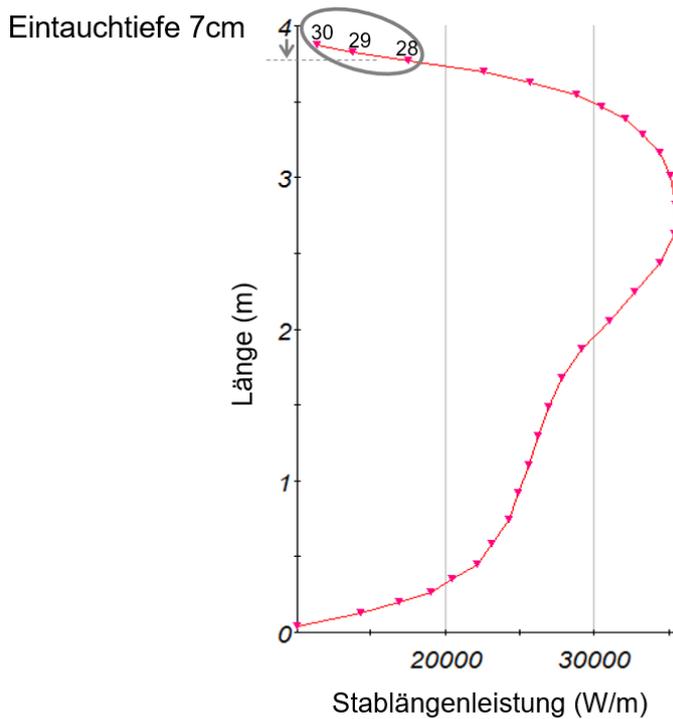
**Abb. 2.139** Steuerstabstellungen



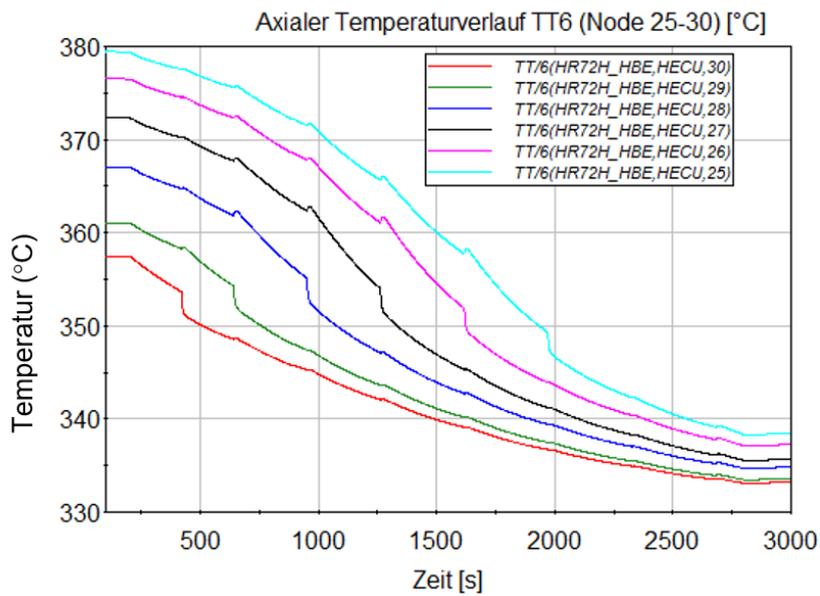
**Abb. 2.140** Thermische Leistung



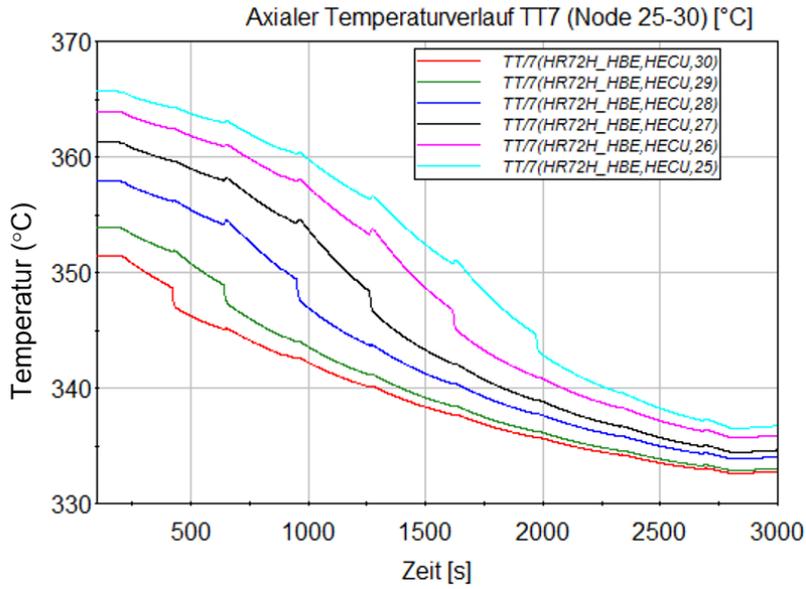
**Abb. 2.141** Generatorleistung



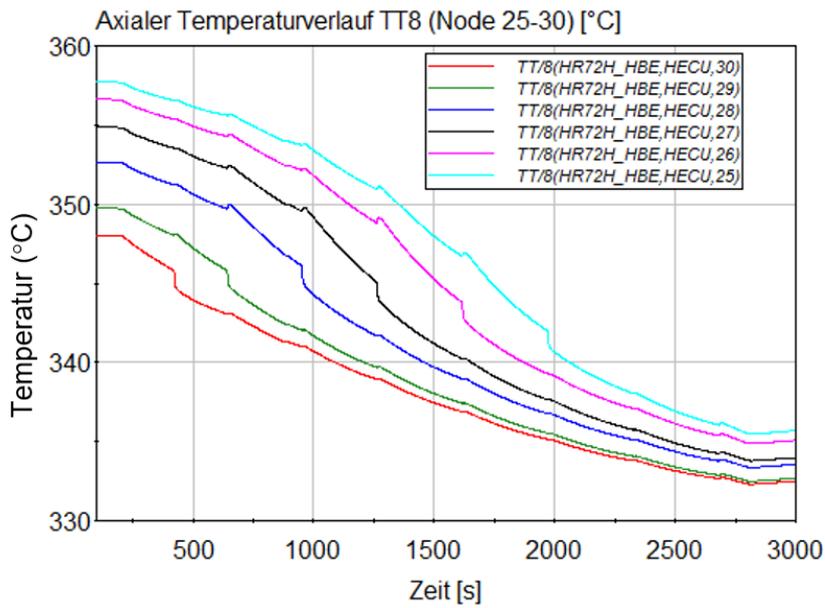
**Abb. 2.142** Axiales Profil der Stablängenleistung am hochbelasteten Brennstab HR72H\_1BS und Stabeintauchtiefe zu  $t = 500$  s



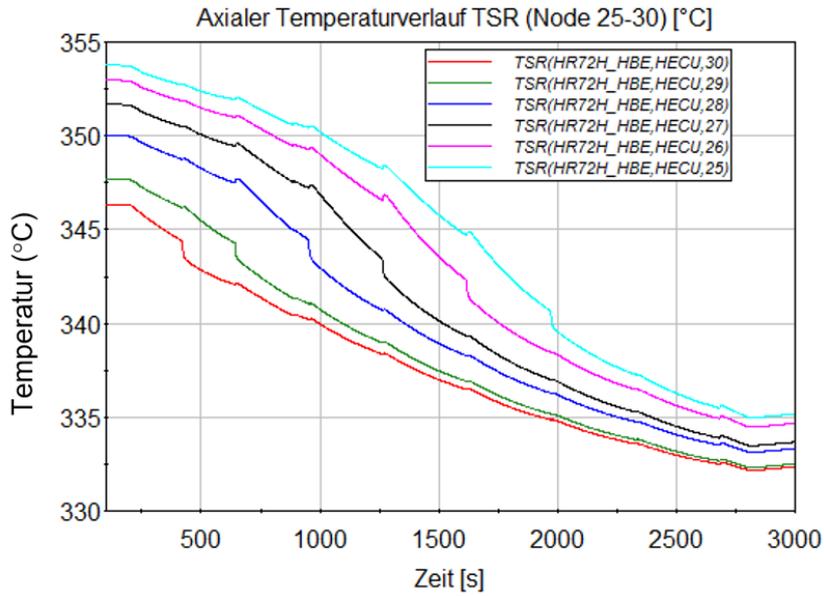
**Abb. 2.143** Axialer Temperaturverlauf der äußeren Hüllrohrschicht TT/6 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30)



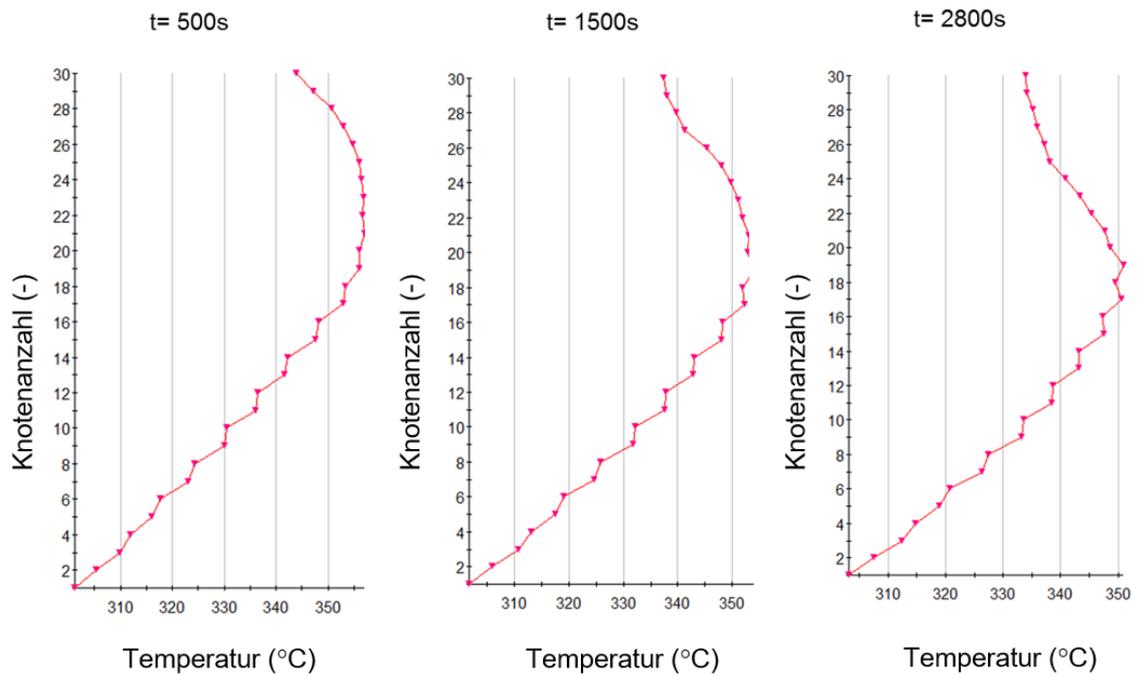
**Abb. 2.144** Axialer Temperaturverlauf der inneren Oxidschicht TT/7 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30)



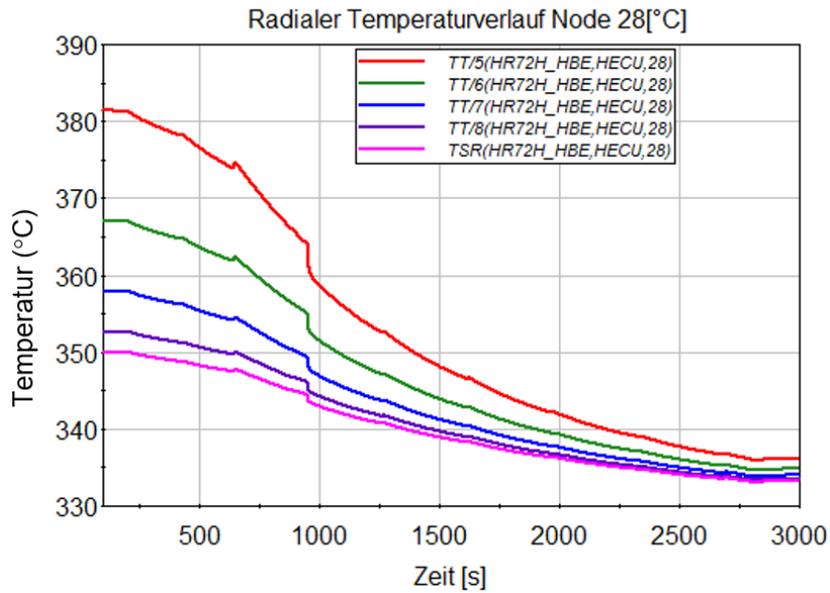
**Abb. 2.145** Axialer Temperaturverlauf der äußeren Oxidschicht TT/8 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30)



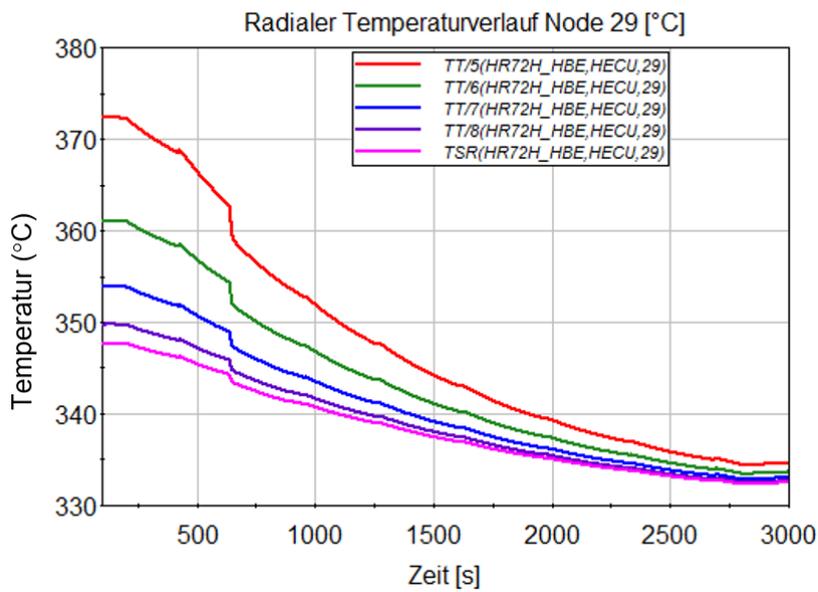
**Abb. 2.146** Axialer Temperaturverlauf an der Oberfläche der Oxidschicht (TSR) für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30)



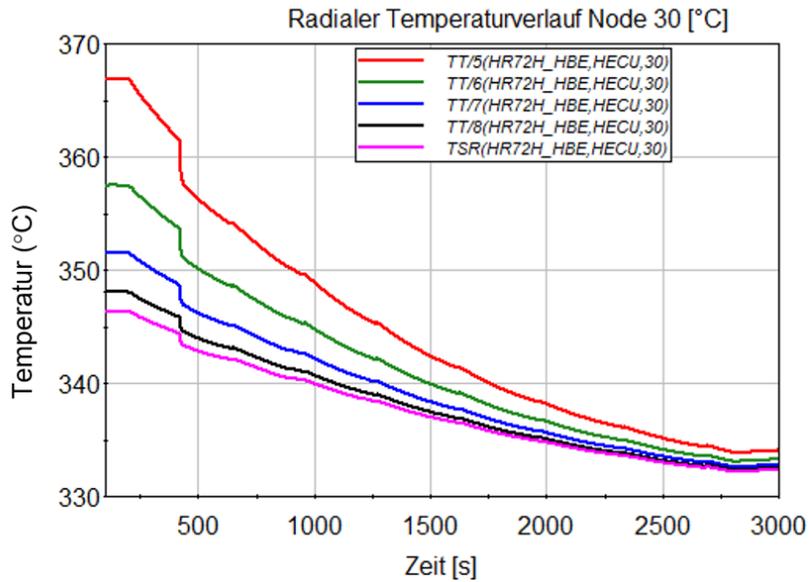
**Abb. 2.147** Axiales Temperaturprofil der äußeren Oxidschicht TT/8 am heißen BE (HR72H\_HBE) zu t = 500 s, t = 1500 s und t = 2800 s



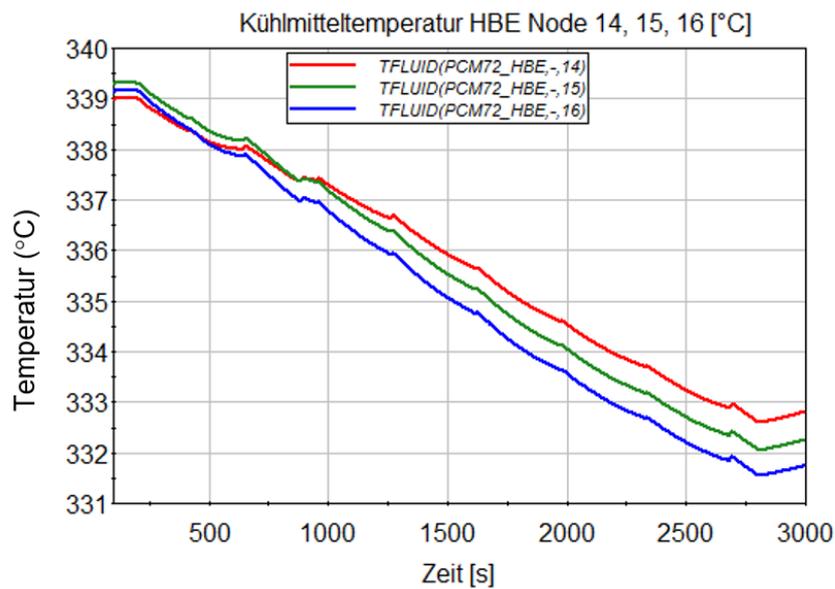
**Abb. 2.148** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 28 des heißen BEs



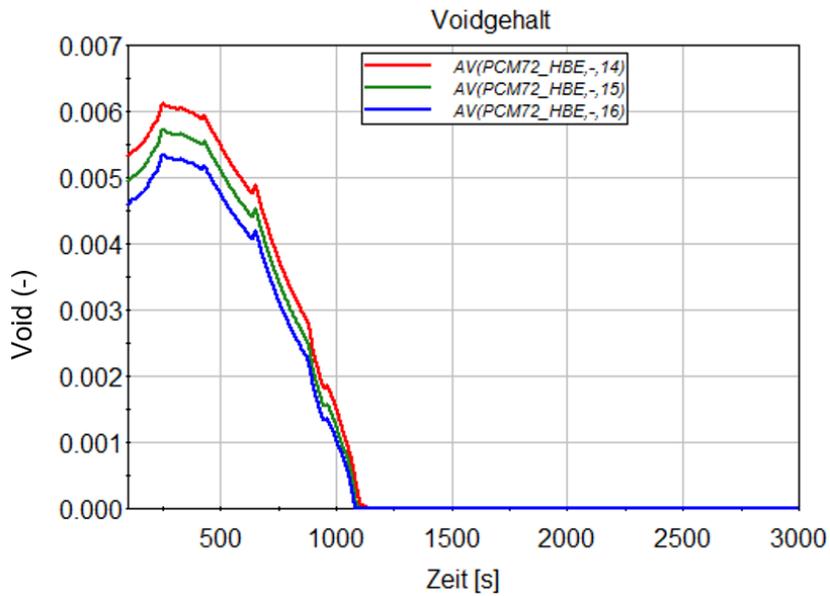
**Abb. 2.149** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 29 des heißen BEs



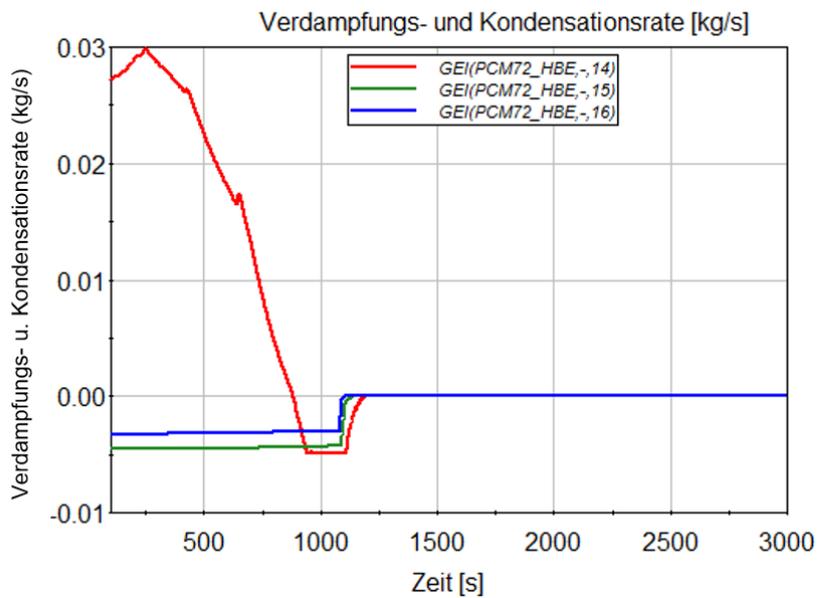
**Abb. 2.150** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 30 des heißen BEs



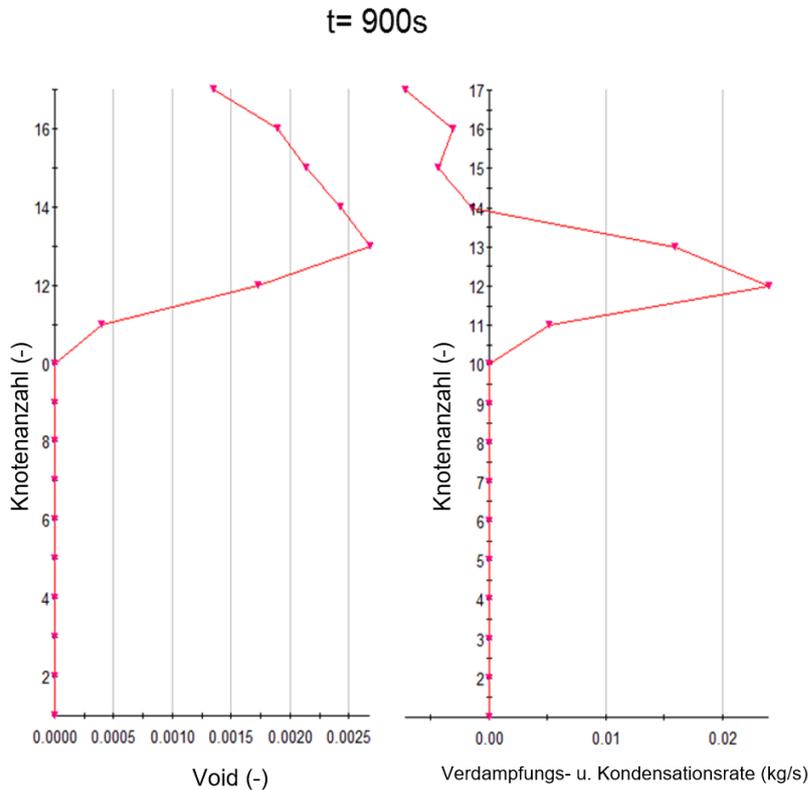
**Abb. 2.151** Kühlmitteltemperatur in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs



**Abb. 2.152** Voidgehalt in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs



**Abb. 2.153** Verdampfungs- und Kondensationsrate in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs



**Abb. 2.154** Axiale Voidverteilung (links) und Verdampfungs- und Kondensationsrate (rechts) am heißen BE (PCM72\_HBE) zu t = 900 s

#### 2.4.2.4 Ergebnisse der Simulationen 4 und 5 „Einfluss der Wärmeleitfähigkeit der Oxidschicht“

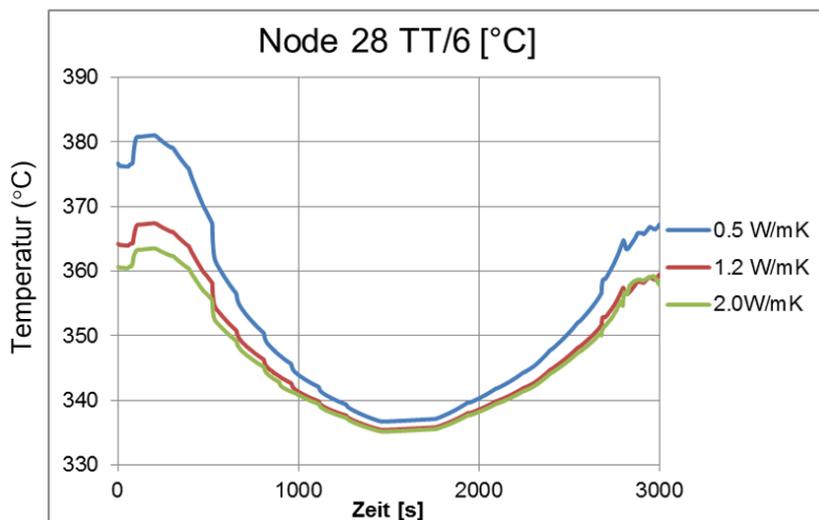
In den Simulationen 4 und 5 wurden als Sensitivitätsstudie jeweils eine im Vergleich zum Nennwert niedrigere und höhere Wärmeleitfähigkeit für die Oxidschicht angenommen (siehe Tab. 2.13), um die drei Rechenergebnisse zu vergleichen und den Einfluss auf die Temperaturgradienten auszuwerten. Alle anderen Randbedingungen entsprechen denen aus der Simulation 2.

**Tab. 2.13** Angenommene Wärmeleitfähigkeiten für die Oxidschicht

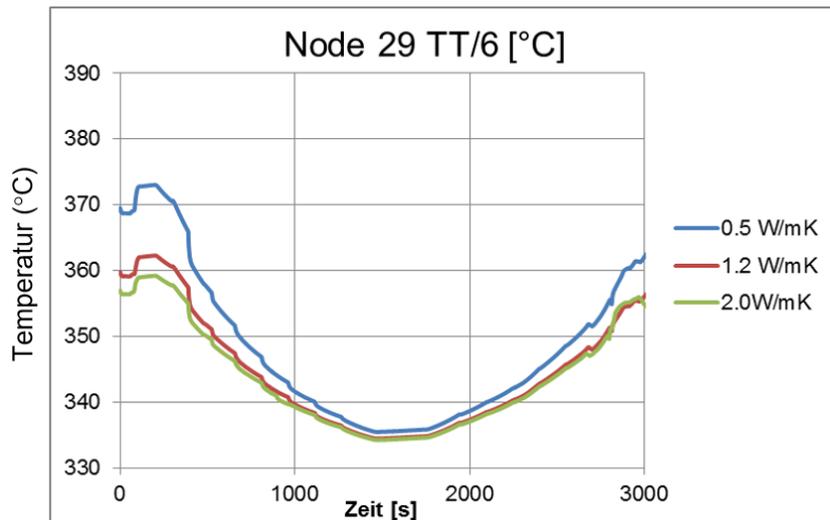
Simulation	Wärmeleitfähigkeit Oxidschicht
Simulation 2	1,2 W/ (m K)
Simulation 4	0,5 W/ (m K)
Simulation 5	2,0 W/ (m K)

Die Abb. 2.155 und Abb. 2.156 zeigen den Temperaturverlauf an der äußeren Hüllrohrschicht (TT/6) in den Wärmeleitobjekt-Knoten 28 bzw. 29 für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten. Die Ergebnisse weisen darauf hin, dass sich die Temperaturverläufe für die Hüllrohrschichten bei abnehmender Wärmeleitfähigkeit der Oxidschicht nach oben verschieben.

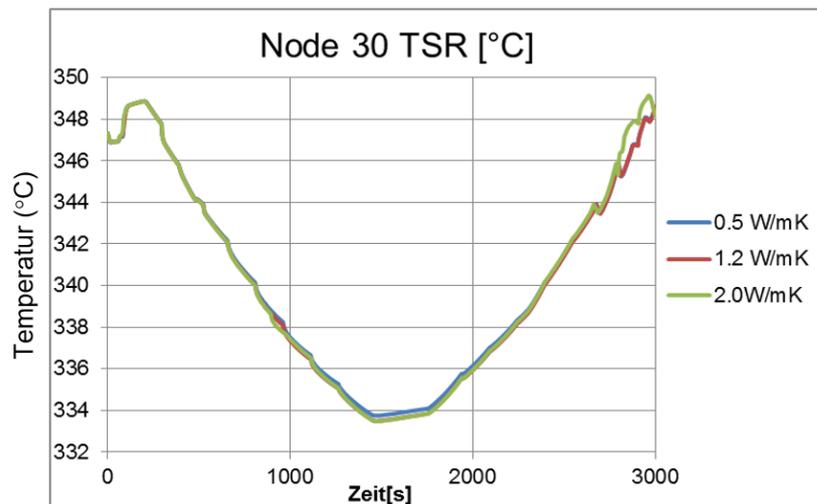
Abb. 2.157 zeigt, dass die Temperatur an der Oxidoberfläche nicht von den unterschiedlichen Werten der Wärmeleitfähigkeit beeinflusst wird und stattdessen von der Kühlmitteltemperatur bestimmt wird (siehe Abb. 2.158). Es lässt sich aus Abb. 2.159 und Abb. 2.160 schlussfolgern, dass der Temperaturgradient über das Hüllrohr von den im angenommenen Bereich variierten Wärmeleitfähigkeiten der Oxidschicht nicht beeinflusst wird.



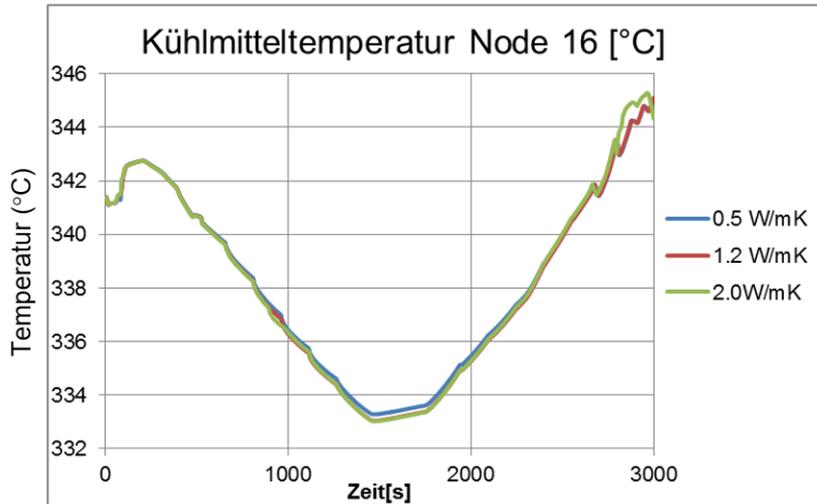
**Abb. 2.155** Temperaturverlauf an der äußeren Hüllrohrschicht (TT/6) im Knoten 28 des heißen BEs für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten



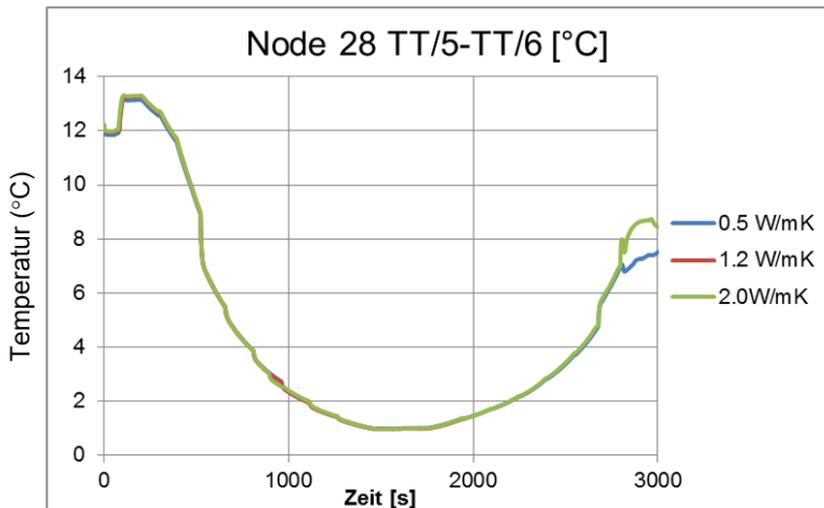
**Abb. 2.156** Temperaturverlauf an der äußeren Hüllrohrschicht (TT/6) im Knoten 29 des heißen BEs für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten



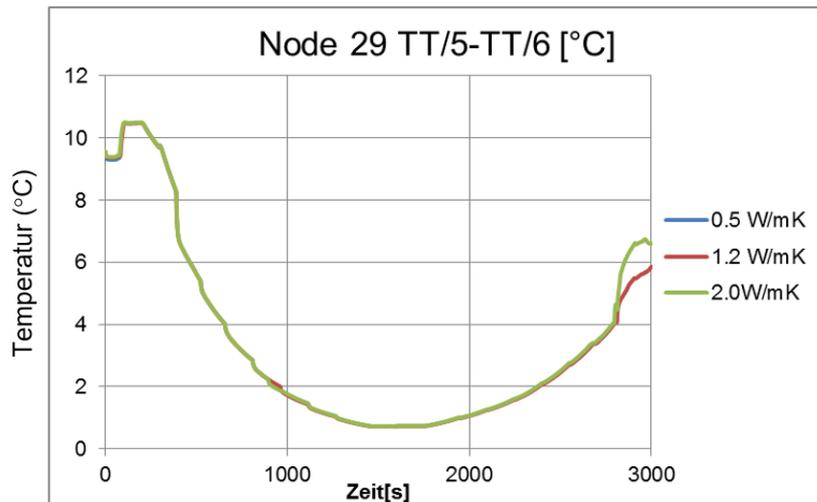
**Abb. 2.157** Temperaturverlauf an der Oxidoberfläche (TSR) im Knoten 30 des heißen BEs für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten



**Abb. 2.158** Kühlmitteltemperatur für den thermohydraulischen Knoten 16 des heißen BEs für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten



**Abb. 2.159** Temperaturgradient über das Hüllrohr (TT/5-TT/6) für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten im Knoten 28 des heißen BEs



**Abb. 2.160** Temperaturgradient über das Hüllrohr (TT/5-TT/6) für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten im Knoten 29 des heißen BEs

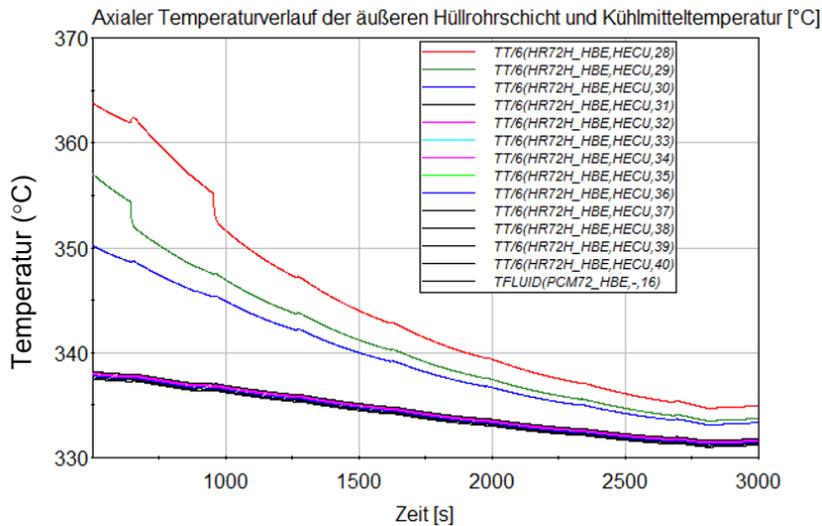
#### 2.4.2.5 Ergebnisse der Simulation 6 „Vereinfachte Modellierung des oberen BE-Plenums“

Nachdem auch in der unbeheizten Zone unmittelbar nach der aktiven Länge Oxidation an einigen Hüllrohren gefunden wurde, wurde für Simulation 6 ein vereinfachtes Modell des oberen BE-Plenums entwickelt (siehe Abb. 2.109), um auch in dieser Zone die Temperaturgradienten am Hüllrohr ableiten zu können. Alle anderen Randbedingungen für diese Rechnung stammen aus Simulation 3. Die neuen 10 Knoten in den Wärmeleitobjekten (HCO), die das obere Brennelement-Plenum darstellen, reichen von Knoten 31 bis Knoten 40.

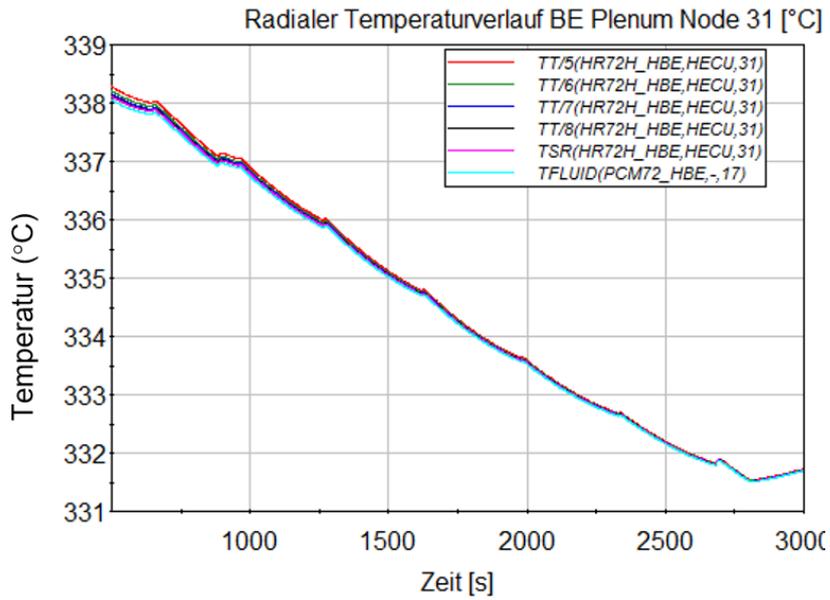
Der axiale Temperaturverlauf der äußeren Hüllrohrschiicht im oberen BE-Plenum für das hochbelastete BE sowie der radiale Temperaturverlauf zwischen der Hüllrohr- und der Oxidschichtoberfläche für die untersten (31) und obersten (40) Knoten sind in Abb. 2.161 bis Abb. 2.163 dargestellt. Die resultierenden Temperaturen im oberen BE-Plenum liegen im Bereich der KM-Temperatur mit einer Abweichung von ca. 1 K. Der axiale Temperaturverlauf an der äußeren Hüllrohrschiicht ergibt eine maximale Temperaturdifferenz von ca. 12 K zwischen dem obersten Knoten der aktiven Länge (30) und der untersten Zone im Plenum (31) bei Vollast (siehe Abb. 2.161).

Die radialen Temperaturverläufe für das obere BE-Plenum zeigen, dass für den ersten Knoten nach der aktiven Länge der Gradient über die radialen Schichten weniger als 1 K beträgt (Abb. 2.162) und für den zweiten bis zum letzten Knoten rechnerisch kein Temperaturunterschied zwischen den Schichten der ungeheizten Zone ermittelt wurde (siehe Abb. 2.163).

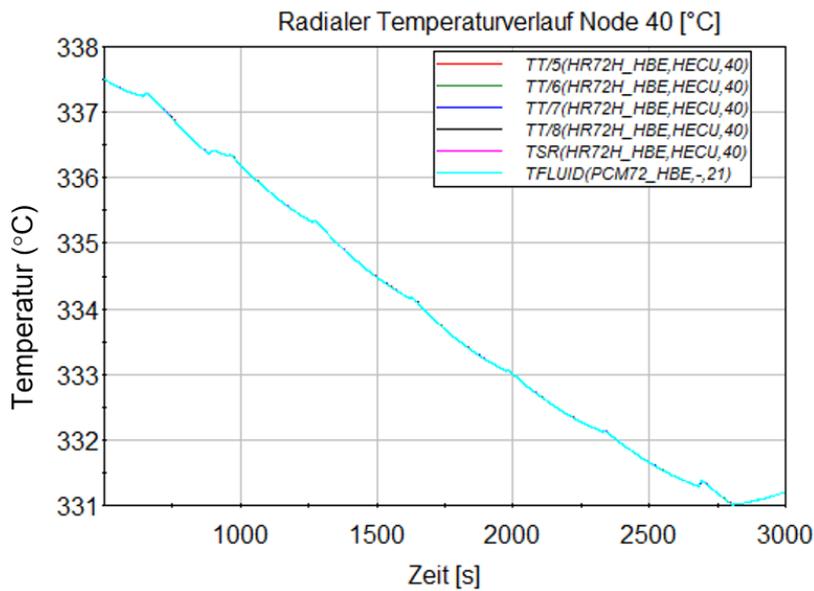
Der Verlauf des Voidgehalts in den nachgebildeten thermohydraulischen Zonen am oberen Ende des heißen BEs und im BE-Plenum ist in Abb. 2.164 dargestellt. Der Voidgehalt reduziert sich in Richtung des oberen BE-Plenums. Vor und über den Verlauf der Transiente kommt in der oberen Zone der aktiven Länge sowie im oberen BE-Plenum Kondensation vor (siehe Abb. 2.165). In Abb. 2.166 ist die axiale Voidverteilung sowie die Verdampfungs- und Kondensationsrate am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum zu dem Zeitpunkt  $t = 900$  s dargestellt.



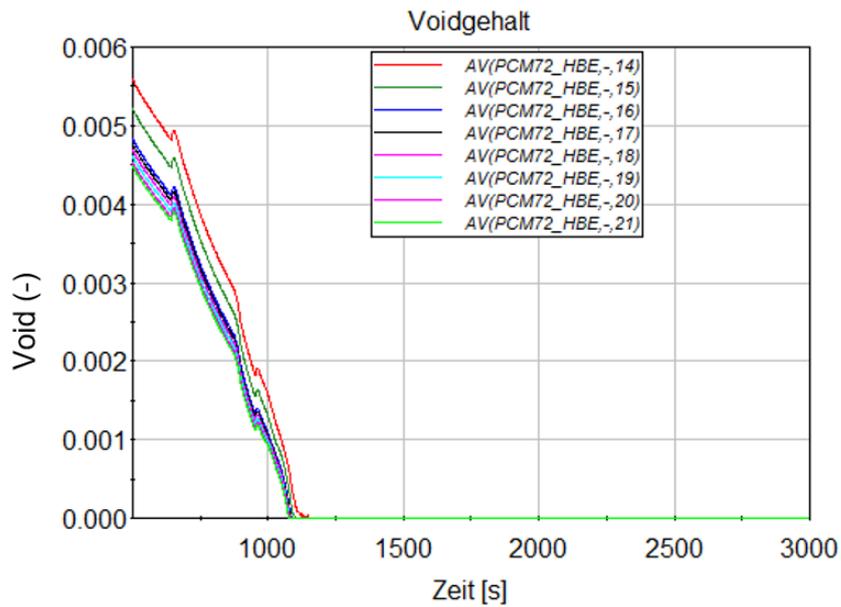
**Abb. 2.161** Axialer Temperaturverlauf der äußeren Hüllrohrschiicht (TT/6) über die oberen Knoten des Wärmeleitobjekts (von 28 bis 40) am heißen BE und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur



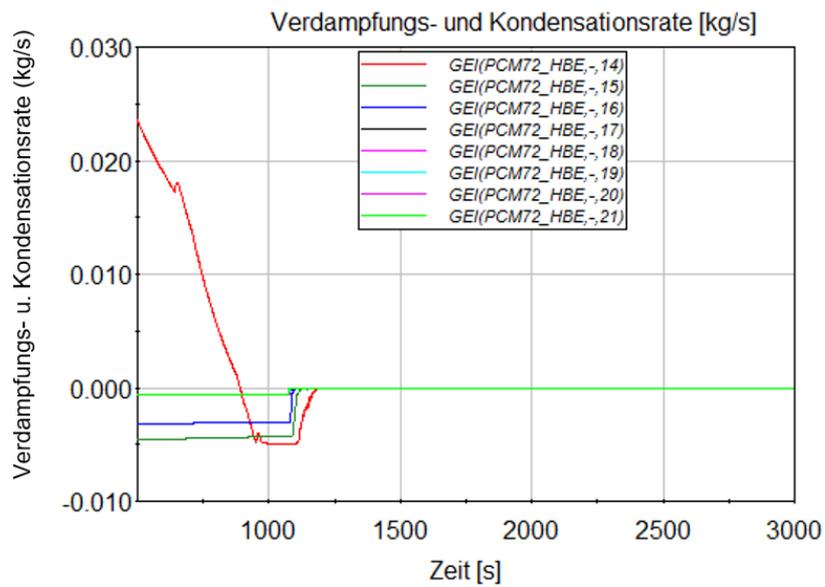
**Abb. 2.162** Radialer Temperaturverlauf im Knoten 31 des oberen BE-Plenums und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur



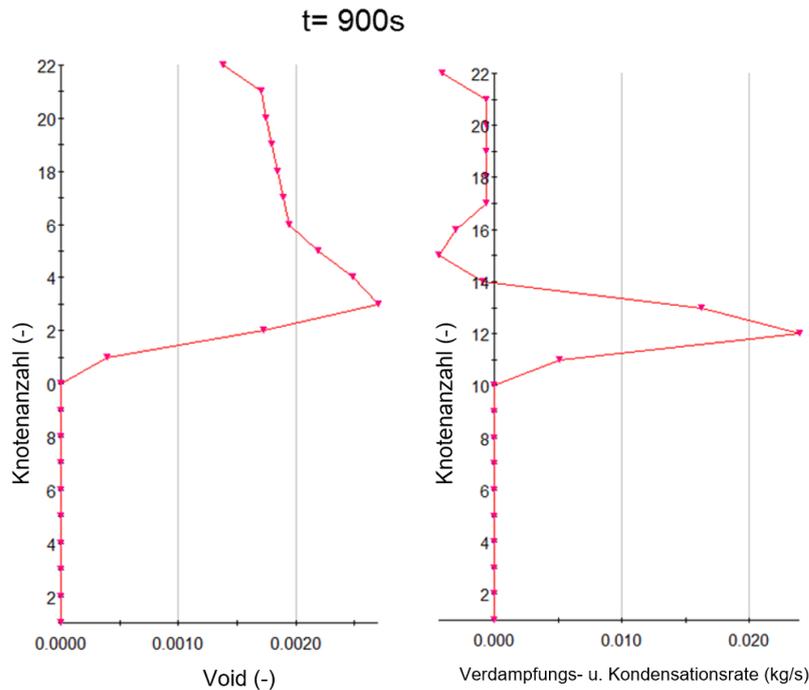
**Abb. 2.163** Radialer Temperaturverlauf im Knoten 40 des oberen BE-Plenums und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur



**Abb. 2.164** Voidgehalt am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum



**Abb. 2.165** Verdampfungs- und Kondensationsrate am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum



**Abb. 2.166** Axiale Voidverteilung (links) und Verdampfungs- und Kondensationsrate (rechts) am oberen Ende des heißen BEs (PCM72\_HBE) inklusive BE-Plenum zu  $t = 900$  s

#### 2.4.2.6 Ergebnisse der Simulation 7 „Einfluss der Oxidschichtdicke“

Simulation 7 wurde anhand der gleichen Randbedingungen durchgeführt, die für Simulationen 3 und 6 berücksichtigt wurden. Für diese Rechnung wurde das implementierte vereinfachte Modell des BE-Plenums verwendet. Um den Einfluss der Oxidschichtdicke auf den Temperaturverlauf an der Hüllrohrschicht sowie an der nicht beheizten Oberfläche zu analysieren, wurde eine Dicke von  $110 \mu\text{m}$  angenommen, die nach Informationen des Betreibers /PRE 17a/ ungefähr der höchsten gefundenen Oxidschichtdicke entspricht.

Abb. 2.167 zeigt den axialen Temperaturverlauf der äußeren Hüllrohrschicht (TT/6) über die oberen Knoten des Wärmeleitobjekts (von 28 bis 40) am heißen BE und die Kühlmitteltemperatur in der entsprechenden thermohydraulischen Zone. Die Ergebnisse sind mit denen aus Simulation 6 (siehe Abb. 2.161) für die Knoten im oberen Plenum vergleichbar. Die Temperaturverläufe der oberen drei Knoten der aktiven Länge (Knoten 28, 29 und 30) zeigen im Unterschied zu Simulation 6 mit geringerer Oxidschichtdicke eine Temperaturdifferenz von über  $40$  K. Die größere Temperaturdifferenz an der äußeren Hüllrohrschicht (TT/6) zwischen dem obersten Knoten der aktiven Länge (Knoten 30)

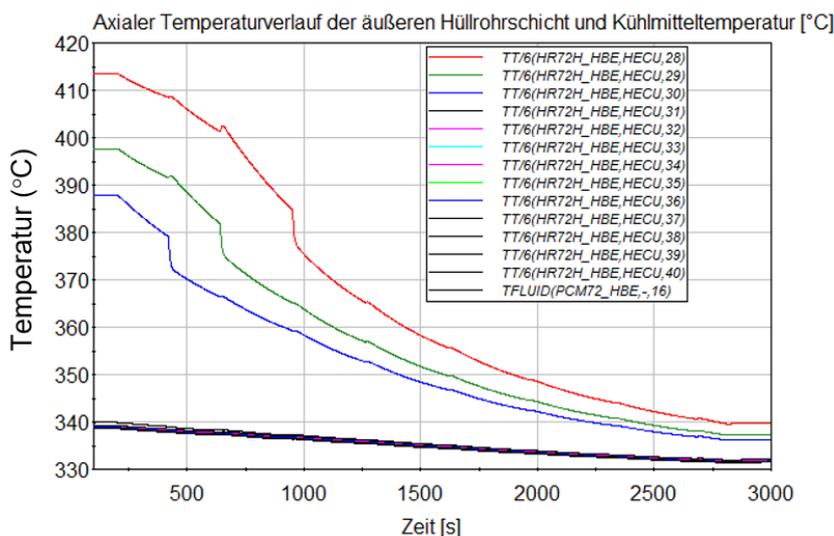
und der untersten Zone im BE-Plenum (Knoten 31) bei Volllast ergibt bei einer Oxidschicht von 110 µm ungefähr 48 K.

Die radialen Temperaturverläufe für die oberen Knoten der aktiven Länge (Knoten 28, 29 und 30) sind in Abb. 2.168 bis Abb. 2.170 dargestellt. Die radialen Temperaturverläufe am BE-Plenum (Knoten 31, 32 und 40) sind in Abb. 2.171 bis Abb. 2.173 geplottet.

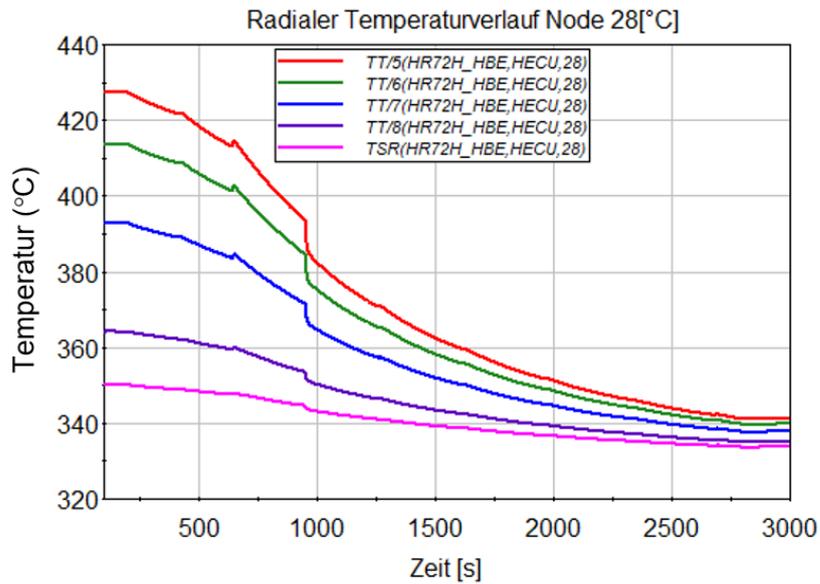
Im Vergleich mit den berechneten Temperaturen aus Simulation 3, weisen die neuen Ergebnisse ein vergleichbares Temperaturverhalten für die äußere Oxidschicht und je näher am Kühlmittel (Abweichung von ca. 5 K) auf, aber über 30 K höhere Temperaturen für die innere Hüllrohrschicht.

Die radialen Temperaturverläufe für das BE-Plenum oberhalb der aktiven Länge (siehe Abb. 2.171 bis Abb. 2.173) sind abhängig von der Kühlmitteltemperatur und zeigen deswegen ein ähnliches Verhalten wie in Simulation 6.

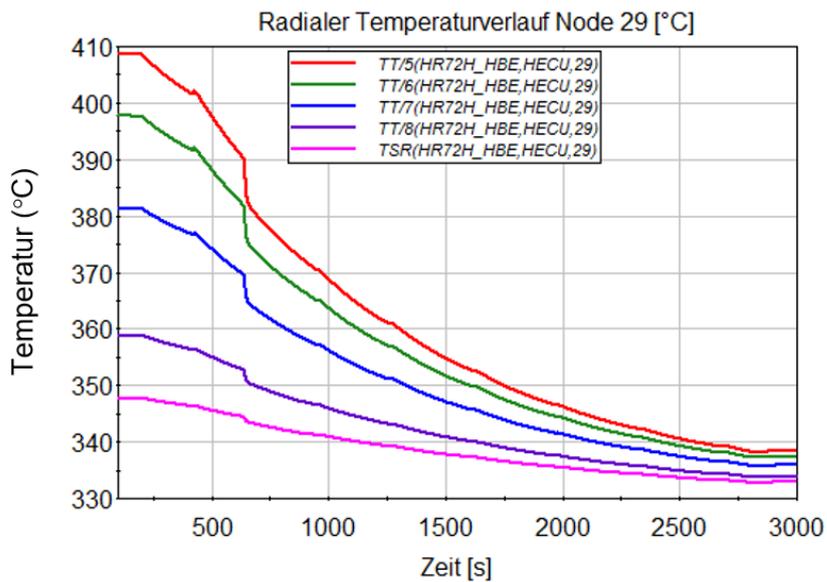
Der Verlauf des Voidgehalts in den nachgebildeten thermohydraulischen Zonen am oberen Ende des heißen BEs und im BE-Plenum ist in Abb. 2.174 dargestellt. Bei vergleichbarer Oxidschichtoberflächen- und Kühlmitteltemperatur sind am Voidgehalt und an der Verdampfungs- und Kondensationsrate (siehe Abb. 2.175) auch keine relevanten Unterschiede festzustellen. In den oberen Knoten kommt wie in Simulation 6 Kondensation vor (siehe Abb. 2.176).



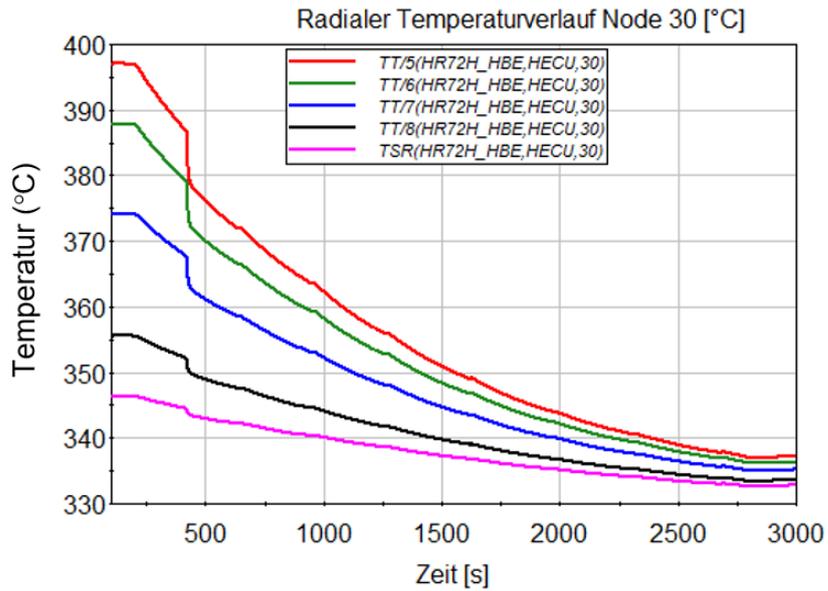
**Abb. 2.167** Axialer Temperaturverlauf der äußeren Hüllrohrschicht (TT/6) über die oberen Knoten des Wärmeleitobjekts (von 28 bis 40) am heißen BE und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur



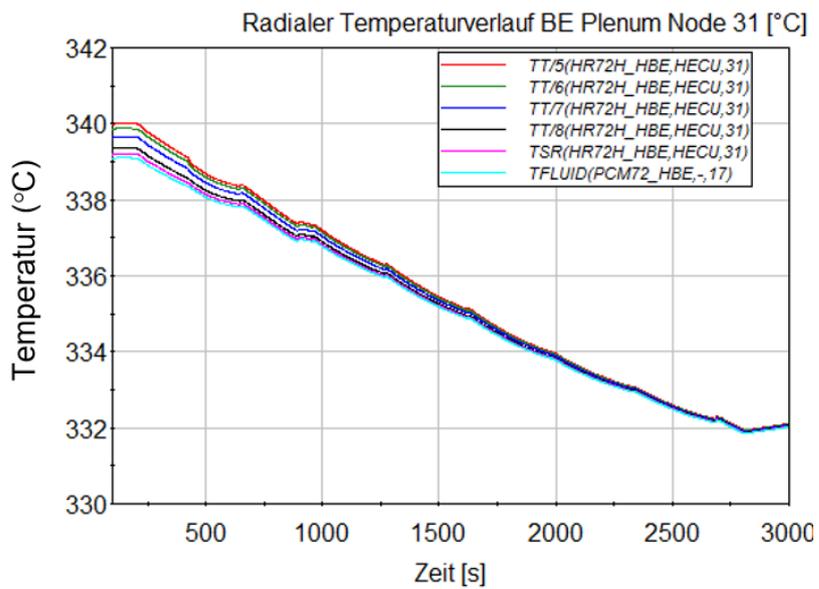
**Abb. 2.168** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 28 des heißen BEs



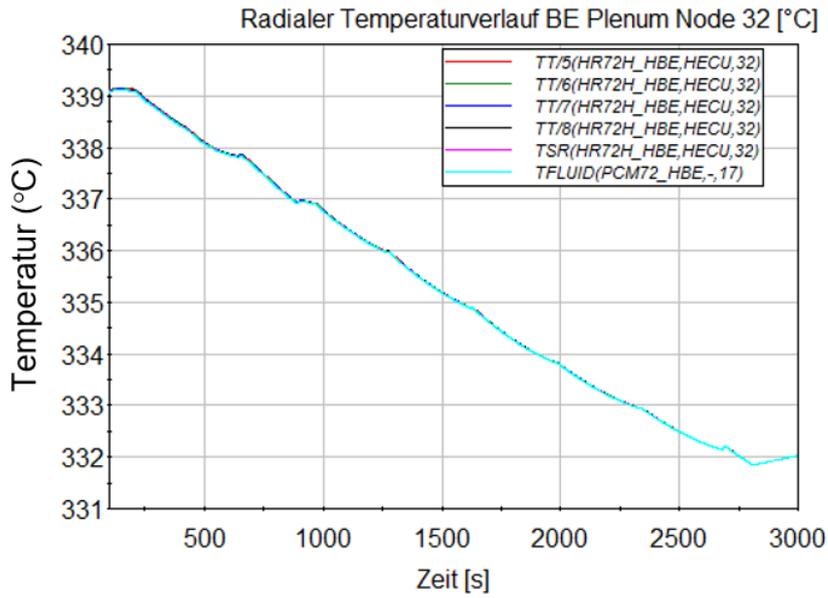
**Abb. 2.169** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 29 des heißen BEs



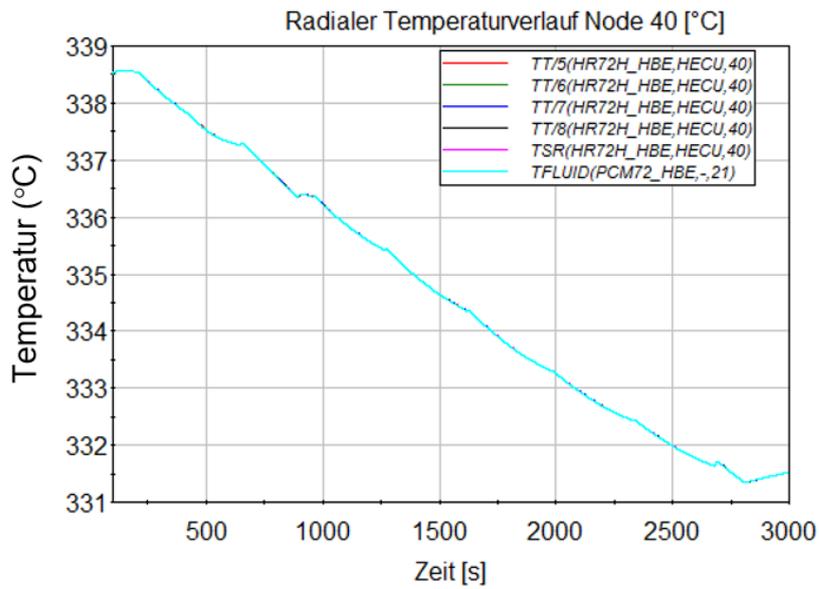
**Abb. 2.170** Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschtichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 30 des heißen BEs



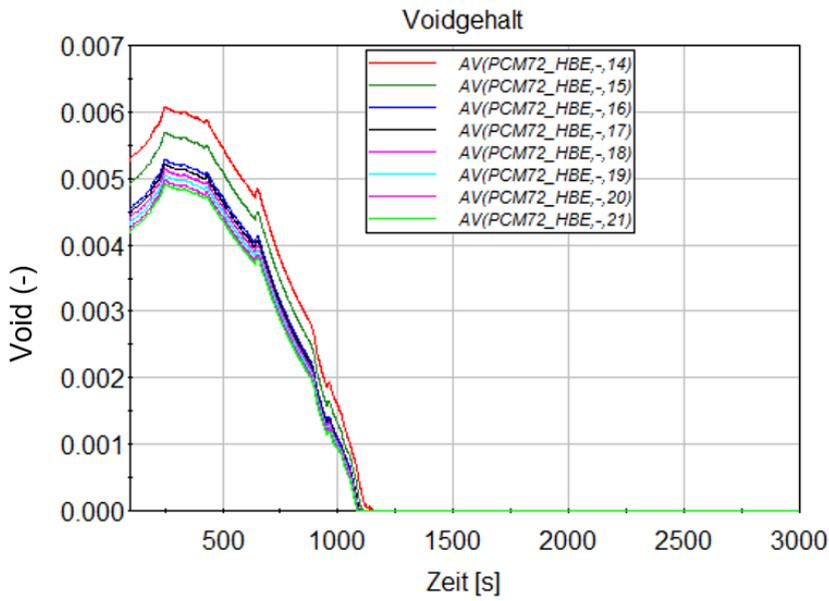
**Abb. 2.171** Radialer Temperaturverlauf im Knoten 31 des oberen BE-Plenums und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur



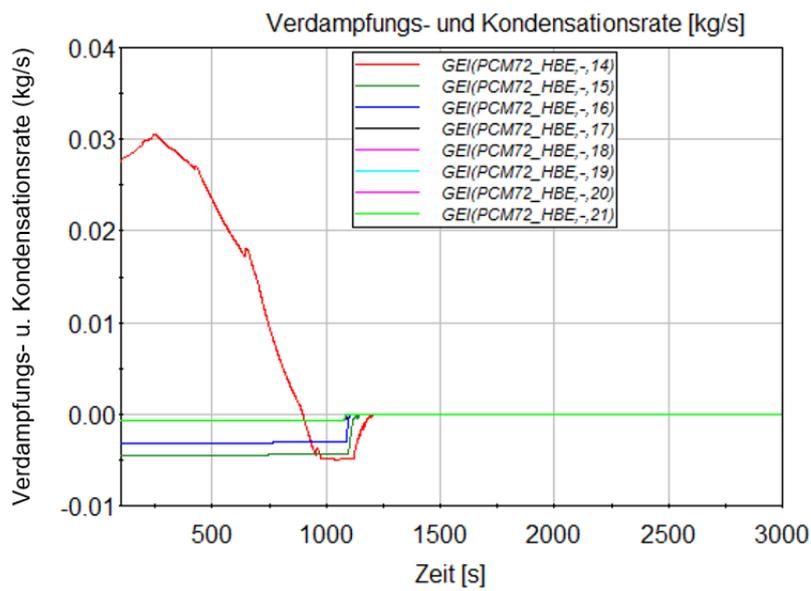
**Abb. 2.172** Radialer Temperaturverlauf im Knoten 32 des oberen BE-Plenums und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur



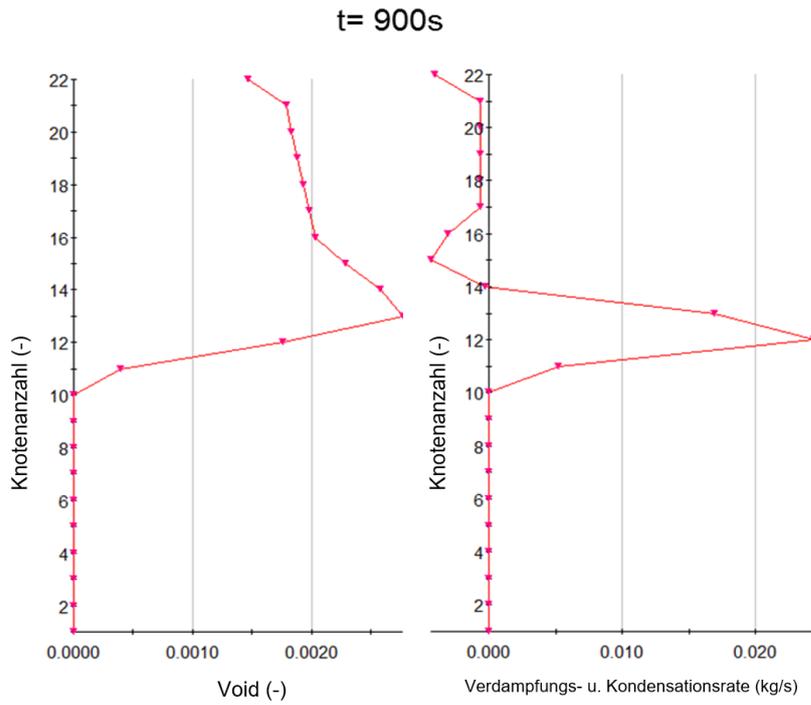
**Abb. 2.173** Radialer Temperaturverlauf im Knoten 40 des oberen BE-Plenums und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur



**Abb. 2.174** Voidgehalt am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum



**Abb. 2.175** Verdampfungs- und Kondensationsrate am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum



**Abb. 2.176** Axiale Voidverteilung (links) und Verdampfungs- und Kondensationsrate (rechts) am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum zu t = 900 s

## **3 Zusammenfassung**

### **3.1 Weiterentwicklung des Wasser-/Dampfkreislaufs durch Implementierung eines thermohydraulischen Turbinen- und Kondensator-Modells für den SWR-Analysesimulator (AP 4.1)**

Im Rahmen dieses AP wurde für den SWR-Analysesimulator (KRB-II) ein thermohydraulisches Turbinen- und Kondensatormodell mit ATHLET erstellt und hinsichtlich Plausibilität anhand der verfügbaren Anlagedokumentation geprüft.

Dabei wurden folgende Komponenten für das Turbinen- und Kondensatormodell neu implementiert:

- Im Turbinen-Bereich:
  - Vier Turbinenregelventile (für jedes Ventil wurde eine Widerstandskennlinie implementiert)
  - HD-Turbine mit 3 Stufen
  - ND-Turbine mit 5 Stufen
  - 1 Zwischenüberhitzer
  - 5 Anzapfungen
  - Entwässerungsleitung und Wasserabscheider
- Im Kondensatorbereich:
  - Dampfkollektor (hotwell)
  - Kondensator (wetwell) mit HCO für die Wärmeübertragung
  - 2 Ventile: Schnellschluss- (USSV) und Umleitregelventile (USTV) für jede Redundanz (für jedes Ventil wurde eine Widerstandskennlinie implementiert)
  - Einspritzwasser (als FILL-Junction nachgebildet)

Das Hauptkondensatsystem wurde als wesentlicher Bestandteil des Wasser-Dampf-Kreislaufs im Analysesimulator ebenfalls weiterentwickelt und zum Teil thermohydraulisch nachgebildet. Das Modell besteht aus folgenden Komponenten:

- zwei Behälter (Verweil- und Kondensatvorratsbehälter) sowie der Sammler als einzelne Thermofluidobjekte (sog. „Branch“-Objekt)
- Leitungen für die Simulation der Rückführung des Kondensats zwischen den Behältern (sog. „Single junction pipe“-Objekt)

Die Implementierung des entwickelten thermohydraulischen Modells im Datensatz erfolgte nach der gezielten Anpassung der GCSM-Modelle. Folgende GCSM-Modelle wurden erweitert bzw. angepasst:

- Modell für die Regelung des Füllstandes im Verweil- und Kondensatvorratsbehälter (GCSM-Block „RM-FLOW“)
- Modelle der Vorwärmstrecken im Hoch- (GCSM-Block „RL\_VORW“) und Niederdruckbereich (GCSM-Block „RM\_VORW“)
- Modell für die Stützdampfregelung des Speisewasserbehälters (GCSM-Block „RF04B101“)
- Modell für die Regelung der Blockleistung (GCSM-Block „LEIST\_REG“)

Testrechnungen für die Berechnung eines stationären Zustandes mit und ohne Berücksichtigung des neuen Turbinen- und Kondensatormodells haben für die wesentlichen Parameter plausible Ergebnisse gezeigt.

Um die Fähigkeit des thermohydraulischen Turbinen- und Kondensatormodells bei der Berechnung unterschiedlicher Anlagezustände prüfen zu können, wurden drei weitere Nachrechnungen durchgeführt, in der ein Abfahren der Anlage unterstellt wurde. Folgende Zielwerte für die Generatorleistung wurden für diese Rechnungen berücksichtigt:

- Simulation 1: 100 % → 95 % (Zielwert  $P_{\text{gen}} = 1276 \text{ MW}$ )
- Simulation 2: 100 % → 54 % (Zielwert  $P_{\text{gen}} = 725 \text{ MW}$ )
- Simulation 3: 100 % → 20 % (Zielwert  $P_{\text{gen}} = 269 \text{ MW}$ )

Die Simulationsergebnisse wurden mit den entsprechenden Werten aus den Wärmeschaltplänen verglichen. Die Ergebnisse zeigten eine gute Übereinstimmung der Druck- und Enthalpie-Werte für die verschiedene Leistungen. Die Enthalpie-Werte aus den Rechnungen werden im Bereich des Kondensators im Vergleich zu den Referenzwerten allerdings etwas unterschätzt.

Zum Verifizierungszweck des neuen thermohydraulischen Turbinen- und Kondensatormodells wurden mit dem Analysesimulator zwei Simulationen durchgeführt. Eine Fehlfunktion im Wasser-Dampf-Kreislauf wurde für die zwei Fälle unterstellt, die zur Fehlanregung einer Armatur der Frischdampf-Umleitstation bzw. zum Fehlschließen von zwei Turbinen-Schnellschlussventilen führt.

Eine Prüfung der Ergebnisse erfolgte qualitativ anhand der Störfallablaufbeschreibung in /KRB 07a/. Beide Rechnungen lieferten nachvollziehbare Ergebnisse. Eine weitere Qualifizierung des thermohydraulischen Modells anhand von transientenspezifischen Anlagedaten wird empfohlen.

Die detaillierte thermohydraulische Abbildung des Wasser/Dampf-Kreislaufs hat zu einer Verbesserung der Analyse des Anlagenverhaltens eines SWR bei Fehlfunktionen der betrieblichen Systeme beigetragen. Vorschläge für die Verbesserung des Turbinen- und Kondensatormodells in ATHLET im Bereich der Anzapfleitungen und Kondensator wurden vorgestellt. Bzgl. der Anzapfleitungen erfolgt derzeit die Bestimmung der Massenströme aus den Anzapfungen auf Basis der vom Modellanwender mittels GCSM definierten Eingabewerte. Eine druckdifferenzbasierte Berechnung der angezapften Massenströme wäre in ATHLET nur mit entsprechenden Änderungen im Systemcode möglich. Bzgl. der Kondensator-Modellierung wird die Weiterentwicklung des vorhandenen Kondensationsmodells für die Berücksichtigung komplexerer Kondensationsvorgänge auf Rohrbündel in Kondensatoren vorgeschlagen.

### **3.2 Entwicklung dreidimensionaler thermohydraulischer Strukturen für Dampferzeuger-Eintritt und -Austritt und der heißen Stränge im Primärkreislauf für den GKN-II-Analysesimulator (AP 4.2)**

Ein neues Nodalisierungskonzept zur quasi dreidimensionalen Modellierung der heißen Leitung, des Dampferzeugereintritts- sowie Dampferzeugeraustrittsplenums eines generischen deutschen DWR (Konvoi-Baulinie) wurde im Rahmen dieses AP entwickelt und umgesetzt.

So erlaubt die Erhöhung des Detaillierungsgrades im Bereich der heißen Stränge und DE-Eintritts und Austrittsplenum (der heißen Stränge mit drei horizontalen parallelen Pipes, der Aufteilung der Dampferzeugerein- und -austrittsplenen in drei vertikale parallele Pipes und der drei U-Rohrgruppen) eine Darstellung der Temperaturschichtung in der heißen Leitung.

Aufgrund der Komplexität der thermohydraulischen Phänomene, die beim Naturumlauf infolge eines Kühlmittelverluststörfalls eintreten (Ausbildung von Zirkulationsströmungen zwischen den U-Rohren und den heißen Strängen bis zum RDB-oberen Plenum sowie das Auftreten von Wasseraufstau in den U-Rohren – CCFL Counter Current Flow Limi-

tation), zeigte sich eine qualitative Prüfung des neuen implementierten thermohydraulischen Modells anhand von Vergleichsrechnungen mit experimentellen Ergebnissen als notwendig an. Für die vorgeschlagene Qualitätsprüfung wurden die Ergebnisse aus der Versuchsserie PKL-III E und F herangezogen, die die sicherheitstechnische Bedeutung von Borverdünnungsphänomen nach KMV-Störfall bei einem kleinen Leck als Ziel hatten.

Es wurden vier Analysen durchgeführt, um einerseits die Unterschiede der Simulation der heißen Stränge und der Dampferzeugerein- und -austrittsplenen auf die Strömungs-, Kühlmitteltemperatur und Voidverteilung zu analysieren und den Einfluss des Scoop Modells auf die Strömungsverteilung zu untersuchen.

- I. Variante 1 (Referenzfall):  
1D heißer Strang und 1D Dampferzeugerein- und -austrittsplenum mit Scoop Modell für die heißseitige Einspeisung;
- II. Variante 2:  
Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes und das Dampferzeugerein- und austrittsplenum mit drei parallelen senkrechten Pipes und mit dem Scoop Model für die heißseitige Einspeisung;
- III. Variante 3:  
Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes und das Dampferzeugerein- und austrittsplenum mit drei parallelen senkrechten Pipes und ohne dem Scoop Model für die heißseitige Einspeisung;
- IV. Variante 4:  
Modellierung des heißen Strangs mit drei übereinander liegenden Pipes und das Dampferzeugerein- und austrittsplenum sowie das Anschlussbranch im oberen Plenum des RDB mit drei parallelen senkrechten Pipes und mit Berücksichtigung des Einspeiseimpulses bei heißseitiger Einspeisung.

Der Vergleich zwischen den berechneten Massenströmen und den Versuchsergebnissen aus PKL III zeigt im Allgemeinen eine gute Übereinstimmung. Die verfeinerte Modellierung ermöglicht eine realistische Berechnung des Überganges auf Naturumlauf bzw. auf Strömungsstagnation. Die Höhe des Naturumlaufts wird in der Analysevariante 4 gut getroffen. Auch das Wiederanlaufverhalten des Naturumlaufts in den Kühlkreisläufen wird gut getroffen, wobei der Umlaufmassenstrom in den Kühlkreisläufen und Füllstand in DE-U-Rohren bei verfeinerter Modellierung stark vom Ausströmungsmodell (T-Modell) beeinflusst wird.

Die Deborierung im Pumpenbogen ist von der Berücksichtigung der Impulsübertragung zwischen den heißen Strängen und oberem Plenum (Analysevariante 3 zeigte stärkere Ausprägung der Borverdünnung als Analysevarianten 1 und 4) und dem Wiederanlaufverhalten des Naturumlaufs abhängig.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die feinere Modellierung der heißen Stränge und der Dampferzeugerein- und -austrittsplenen zu einer verbesserten Vorvermischung im Dampferzeuger geführt hat und somit näher an die im PKL gemessenen Werte herankommt und mit der berechneten Temperaturschichtung im heißen Strang bei Naturumlauf bessere Randbedingungen für die Bestimmung des Bruchmassenstroms bereitgestellt werden. Eine verfeinerte Modellierung (quasi 3D-Ansatz) zeigt allerdings im Zusammenspiel mit makroskopischen Modellen (Scoop, T-Modell, etc.) Schwächen, da diese auf der Basis von globalen Parametern entwickelt wurden. Für eine breitere Verwendung dieses Modellansatzes wäre verstärkt die Anwendbarkeit in Verbindung mit noch verbliebenen makroskopischen Modellen zu prüfen.

### **3.3 Erweiterung des Analysespektrums eines DWR-Analysesimulators: Implementierung der Leistungsdichtebegrenzung (PEAK-RELEB) für den KBR-Analysesimulator (AP 4.3)**

Im Rahmen dieses AP wurde die Erweiterung des Analysespektrums eines DWR-Analysesimulators (Vorkonvoi mit Vorwärmekammer) durch die Implementierung der Leistungsdichtebegrenzung (PEAK-RELEB) vorgenommen und durchgeführt. Die für die Entwicklung des anlagenspezifischen Modells notwendigen Daten wurden von der GRS angefragt und vom Betreiber zur Verfügung gestellt (siehe /PRE 18/).

Die Implementierungsarbeit der LV-Regelung und -Begrenzung im Analysesimulator stellte aufgrund der notwendigen Anpassungen an existierenden GCSM-Modellen, der thermohydraulischen Verfeinerung der Darstellung der Kernkanäle und der erforderlichen Erweiterung der Kopplungsschnittstelle zwischen ATHLET und QUABOX/CUBBOX einen komplexen und damit aufwändigen Vorgang dar. Seitens ATHLET wurde eine zusätzliche Prozessvariable (Variable „LHGR“) neu im Code definiert, die die erzeugte Leistung in einer einzelnen Zone eines sog. „Heat-Conduction Objekts“ (HCO), welches eine Stabkomponente darstellt, dem Anwender zur Verfügung stellt. Seitens QUABOX/CUBBOX wurde die Kopplungsschnittstelle mit ATHLET so erweitert, dass die vom Neutronenkinetik-Code berechneten Werte des lokalen Neutronenflusses an ATH-

LET via der neu implementierten Prozessvariable „LHGR“ weitergegeben werden können. Ferner wurden unter Verwendung vom Kernsimulator der GRS KMacS /ZIL 18/ neue Zyklusrechnungen für die Bestimmung unterschiedlicher Kernzustände durchgeführt (BOL, BOC, MOC und EOC).

Für die Qualifikation der gekoppelten ATHLET-QUABOX/CUBBOX Version des Datensatzes nach der Implementierung der LV-Regelung bzw. PEAK-RELEB Signale wurde das Ereignis „Lastabwurf auf Eigenbedarf im Streckbetrieb“ vom 25.04.98 /KWU 99/ nachgerechnet. Ein qualitativer Vergleich mit den Ergebnissen der Rechnung unter Verwendung des Punktkinetik-Modells zeigte einen ähnlichen Verlauf der wesentlichen Anlagengrößen. Die Erhöhung der gesamten Reaktorleistung aufgrund der Zuschaltung der HKMP 2 und darauffolgender Umkehrung der Strömung wurde im Vergleich zu der Rechnung mit dem Punktkinetik-Modell nicht ausgeprägt berechnet. An der axialen Messposition 4 (auf einer Höhe von 1.75 m der gesamten aktiven Länge) erreichte die lineare Leistung im betroffenen radialen Kernsektor (Kernkanal HR42A) einen lokalen Wert von ca. 245 W/cm, welche ungefähr 100 W/cm höher als die lineare Leistung im gegenüberliegenden Kernsektor (Kernkanal HR82A) ist. Der steile Anstieg der Leistung im Bereich des Kernkanals 42 wird von der implementierten LV-Überwachung erfasst, allerdings wird für die Berechnung der PO/PU-RELEB-Ansprechwerte der zweitgrößte Wert (2. MAX) betrachtet, welcher einen deutlich niedrigeren Peak-Wert aufweist.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die neue Modellierung zu einer Erweiterung der Fähigkeit der gekoppelten Analyseverfahren (ATHLET-QUABOX/CUBBOX) bei der simulativen Untersuchung des Anlagenverhaltens bei Reaktivitätstransienten beigetragen hat.

### **3.4 Analyse der thermohydraulischen Effekte im Kern bei Lastwechsel unter Verwendung der gekoppelten Analyseverfahren (AP 4.5)**

Im Rahmen dieses AP wurde eine Reihe von Simulationen mit dem GRS-Code ATHLET, gekoppelt mit dem 3D-Neutronkinetik-Code QUABOX/CUBBOX, durchgeführt, mit dem Ziel, die in axialer und radialer Richtung auftretenden Temperaturgradienten im Hüllrohr bei Leistungsänderungen zu ermitteln.

Die wesentlichen Ergebnisse der insgesamt sieben durchgeführten Simulationen sind in Tab. 3.1 zusammengefasst.

**Tab. 3.1** Vergleich der axialen und radialen Temperaturgradienten für die verschiedenen Simulationen

Temperaturgradienten		• $\Delta P_G = 45$ MW/min • $P_{G,min} = 1115$ MW	• $\Delta P_G = 35$ MW/min • $P_{G,min} = 930$ MW	• $\Delta P_G = 35$ MW/min • $P_{G,min} = 1115$ MW • WLF $ZrO_2$ [0,5-2,0 W/mK]	• $\Delta P_G = 17$ MW/min • $P_{G,min} = 1115$ MW	• $\Delta P_G = 17$ MW/min • $P_{G,min} = 1115$ MW • Oxid-schicht 110 $\mu m$
Axialer Gradient zwischen Node 28 und 29 bei $t=500s$	TT/6	7K	7K	7K	6K	<b>16K</b>
	TT/7	6K	6K	6K	5K	
	TT/8	4K	3K	3K	3K	
Radialer Gradient zwischen TT/5 und TT/6 bei $t=500s$	Node 28	9K	9K	9K	10K	<b>12K</b>
	Node 29	6K	6K	6K	8K	10K
	Node 30	4K	4K	4K	6K	7K
Axialer Gradient für TT/6 zwischen Node 30 und 31 bei $t=0s$		-	-	-	12K	<b>48K</b>

Die ermittelten maximalen Temperaturgradienten sowohl in der axialen als auch in der radialen Richtung sind:

- Axial: 16 K / 6 cm
- Radial: 12 K / 0.35 mm
- BE- Plenum (axiale Richtung): 48 K / 3 cm

Für die angenommenen Randbedingungen wurden folgenden Resultate ermittelt:

- Die Temperaturen der äußeren Brennstabhüllrohrschicht in allen Knoten im oberen BE-Plenum liegen im Bereich der in den benachbarten Volumina berechneten Kühlmittel-Temperatur (Variation von ca. 1 K).
- Eine Variation des Leistungsgradienten [17 – 45 MW/min] hat nur geringen Einfluss sowohl auf die radiale wie auf die axiale Temperaturverteilung (1 – 2 K).
- Der radiale Temperaturgradient über das Hüllrohr wird von verschiedenen Wärmeleitfähigkeiten der Oxidschicht nicht beeinflusst.
- In den oberen Knoten der aktiven Zone und darüber wurde Kondensation beobachtet, deren Höhe von der absoluten Leistung abhängt.



## Literaturverzeichnis

- /ARE 06/ AREVA, Konzeptbeschreibung der verfahrenstechnischen Aufgabenstellung, Bericht Nr. NGLP/2004/de/0120 Rev. E, 31.05.2006.
- /DRÄ 11/ Dräger et al., „Ermittlung des Standes von Wissenschaft und Technik bei der Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen und der Verwendung von Analysesimulatoren“, GRS-A-Bericht 3536, Dezember 2011.
- /GRS 16/ ATHLET 3.1A User's Manual, GRS-P-1/ Vol. 1, Rev. 7, März 2016.
- /GRS 18/ Palazzo et. al., Verifizierung von Analysesimulatoren, AP1 des BMU-Vorhabens 4715R01345, GRS-A-Bericht 3920, März 2018.
- /KBR 09/ EON Kernkraft KBR, Reaktorregelungen YR, Leittechnische Aufgabenstellung (Level 4), Dokument Nr. YR TXS LEFU Level 4, Anlage Nr. 3.403, Rev. C, 29.01.2009.
- /KKK 07/ KKK Systembeschreibung – Umleitregelung SF, UI-Ident-Nr. 02080059916/0017, Rev. 0, 06.06.2007.
- /KRB 83/ KRB II Gundremmingen – Systembeschreibung für Umleitedampfsystem SF, KWU Stand 10.08.1983.
- /KRB 98/ Übersicht KRB-II – Thermohydraulik-Daten, Zeichnung Nr. A-50/151/G0001 Blatt 1, KRB-Gundremmingen, 21.12.1998.
- /KRB 99/ Rohrleitungsschalt- und Druckprüfplan, Zeichnung Nr. 20RF05/G0001 Blatt 1, KRB-Gundremmingen, 15.07.1999.
- /KRB 07/ KRB II Gundremmingen SÜ – Anlagenbeschreibung, SÜ-Nr. 7.0/01-A, Akten-Nr. A-50/248, Seite 115, Stand 05.12.2007.
- /KRB 07a/ KRB II Gundremmingen SÜ – Anlagenbeschreibung, SÜ-Nr. 3.5/01-0, Akten-Nr. A-50/248, Seite 65, Stand 16.11.2007.

- /KRB 10/ Rohrleitungsschalt- und Druckprüfplan (Anzapfung 5), Zeichnung 20RF05/G0001, Blatt 1, 25.06.2010.
- /KSG 03/ SWR Einführungskurs, HD/ND-Nebenkondensatsysteme, Wärmeschaltpläne bei 100 %, 95%, 54% und 20% Leistung, November 2003.
- /KSG 14/ KSG/GfS, Allgemeine Grundlage und Einführung in die Gesamtanlage, S28301RH.DOCX/0/06.08.2014/DR.
- /KWU 07/ KWU-Systembeschreibung Kernkraftwerk Brokdorf, Teil 2, Kapitel 1.2, Titel: „Reaktorkühl- und Druckhaltersystem YA,YB,YC,YD,YP“, 205000/R111/44S/222, Index „i“, 2007.
- /KWU 09/ KWU AG, YT-Begrenzungen, Funktion 9YT49C LVÜ, Bericht Nr. 205000-R193E-33- 57180 bis 57190, Rev. E, 14.04.2009.
- /KWU 09a/ KWU AG, YT-Begrenzungen, Funktion 9YT19C RELEB, Bericht Nr. 205000-R193E-33- 57138 bis 57151, Rev. L, 14.04.2009.
- /KWU 81/ Dampferzeuger – Brokdorf – Übersicht, Zeichnung Nr. R212E-00-59439, 27.09.1981.
- /KWU 99/ V. Dang et al., Nachrechnung des Ereignisses von 25.4.98: „Lastabwurf auf Eigenbedarf im Streckbetrieb“, KWU Bericht No. NDS1/99/2102, Erlangen, 19.11.99.
- /KWU 99a/ U. Stoll, KBR: Subroutine DESPRE – Nachbildung der Vollast und Schwachlast Speisewasserregelung, KWU Bericht No. NDS1/99/3093, Erlangen, 04.08.99.
- /PAL 18/ Palazzo S., Notizen zum Treffen zwischen GRS und PreussenElektra, E-Mail der GRS an BMUB vom 02.02.2018.

- /PKL 03/ Mull T., Test PKL III E2.3: Inherent Boron Dilution during SB-LOCA (Break: 50 cm<sup>2</sup>/145 in Hot Leg, ECC Injection by 2 SIPs into Hot Legs and 4 ACCs into Hot Legs, Cooldown at 100 K/h) without Breakdown of Natural Circulation in Loops Fed by SIPs, Test Report, FRAMATOME ANP, FANP TGT1/03/en/47 Rev. A, December 2003.
- /PKL 04/ Versuch PKL III F1.3: Inhärente Borverdünnung bei kleinem Leck im Primärkreis (heißseitiges Leck 39 cm<sup>2</sup>/145, 2 SEP heißseitig, 4 DSP heißseitig, 2 ND-Pumpen heiß-/kaltseitig, Abfahren mit 100K/h), Versuchsbericht, FANP NGTT1/04/de/29 Rev. A, September 2004.
- /POI 14/ Pointner W. et al., Ermittlung des Standes von Wissenschaft und Technik bei der Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen und der Verwendung von Analysesimulatoren (F&E-Vorhaben 3611R01318), Abschlussbericht, Juli 2014.
- /PRE 17/ PreussenElektra GmbH: Meldung eines meldepflichtigen Ereignisses in Kernkraftwerken, Kernkraftwerk Brokdorf (KBR): Erhöhte Oxidschichtdicke an Brennstab-Hüllrohren von Brennelementen. Vorläufige Meldung vom 17.02.2017, Block-Vork. Nr. 02/2017.
- /PRE 17a/ PreussenElektra GmbH: ME 02/2017 Erhöhte Oxidschichtdicke an Brennstab-Hüllrohren von Brennelementen — Sachstand Untersuchungskonzept, 02.03.2017.
- /PRE 18/ PreussenElektra GmbH, Antwort der Betreiber per E-Mail an GRS vom 06.03.2018.
- /RSK 12/ RSK-Stellungnahme (446. Sitzung am 05.04.2012), „Empfehlungen zur maximalen zulässigen kritischen Borkonzentration zur Sicherstellung der Unterkritikalität nach „Reflux-Condenser-Betrieb“ beim kleinen Leckstörfall, 05.04.2012.
- /SCH 07/ Schoen B. et al., „PKL III F – Experimentelle Untersuchungen zur Bor-Thematik bei Störfällen mit kleinem Leck im Primärkreis und bei Ausfall der Nachkühlung im ¾-Loop-Betrieb“, Abschlussbericht NTCTP-G/2007/de/0016 Rev. A, Erlangen, Dezember 2007.

- /SIA 15/ Anhang 2 zu den „Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke“: Zu berücksichtigende Ereignisse vom 3. März 2015.
- /SON 92/ Sonnenburg H. G. et al., Phänomenologische Versuchsauswertung des Versuchs UPTF-TRAM A3, Umschlag der heißseitigen Notkühlein- speisung in Richtung Dampferzeuger GRS-A-1972, 1992.
- /STE 06/ Steinhoff F., Nachrechnung des Versuchs PKL III E2.3 mit ATHLET, GRS-A-3327, 2006.
- /ZIL 18/ Zilly M. et al., Weiterentwicklung und Validierung des GRS-Kernsimula- tors für DWR, GRS-Bericht 499, ISBN 978-3-946607-84-7, F&E-Vorha- ben 4715R01344, Juni 2018.
- /ZIL 18a/ Zilly M., Perin Y., KMac Validation Report Version 1.0, GRS-P-8 /Vol. 2 Rev. 0, 2018-09-13.

## Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Nachbildung des Hoch- und Niederdruckanteils der Turbine sowie der Anzapfungsleitung und dessen Verbindung zum Vorwärmer (hier ist nur die Anzapfung A1 dargestellt) .....	12
Abb. 2.2	Thermohydraulische Nachbildung des Kondensators .....	14
Abb. 2.3	Darstellung des thermohydraulischen Teils des Hauptkondensatsystems.....	16
Abb. 2.4	Modellierung des GCSM-Blocks „RM-FLOW“ mittels des GRS-Tools AGM .....	16
Abb. 2.5	Füllstand (links) und Massenbilanz (rechts) im Kondensatvorratsbehälter.....	17
Abb. 2.6	Füllstand (links) und Massenbilanz (rechts) im Verweilbehälter .....	17
Abb. 2.7	Füllstand (links) und Massenbilanz (rechts) im Speisewasserbehälter.....	17
Abb. 2.8	Berücksichtigung der Randbedingungen am Turbineneintritt (Frischdampf-Enthalpie und Massenstrom) abgeleitet aus der Einschwingrechnung mit dem KRB-II Analysesimulator .....	19
Abb. 2.9	Druckverlauf im HD-Anteil (links) und ND-Anteil (rechts) der Turbine (zu $t = 200$ s).....	19
Abb. 2.10	Enthalpieverlauf im HD-Anteil (links) und ND-Anteil (rechts) der Turbine (zu $t = 200$ s).....	20
Abb. 2.11	Verlauf der Dampfqualität im HD-Anteil (links) und ND-Anteil (rechts) der Turbine (zu $t = 200$ s).....	20
Abb. 2.12	Massenstrom des Liquids (rote Kurve) sowie des Dampfes (blaue Kurve) im HD-Anteil (links) und ND-Anteil (rechts) der Turbine (zu $t = 200$ s) .....	20
Abb. 2.13	Zeitlicher Verlauf – Druck (links) und Enthalpie (rechts) – für alle Turbinenanzapfungen .....	21
Abb. 2.14	Berechnung des Wärmestroms zur HD-Vorwärmstrecke 1 (hier nur für RK11B101 sowie RF15 bzw. RP15B101 gezeigt).....	23
Abb. 2.15	Thermohydraulisches Modell der Speisewasserleitungen (Strang 1) .....	25
Abb. 2.16	Berechnung des Wärmestroms zur ND-Vorwärmstrecke 3 (RH23/33B101).....	26

Abb. 2.17	Modellierung Massen- bzw. Wärmestrom für den Speisewasserbehälter.....	29
Abb. 2.18	Widerstandskennlinie für neu implementierte Turbinenregelventile.....	31
Abb. 2.19	Thermohydraulische Nachbildung des im KRB-Analysesimulator-Datensatz implementierten Turbinen- und Kondensatormodells .....	32
Abb. 2.20	Reaktorleistung (links) und Generatorleistung (rechts) mit und ohne Turbinen- und Kondensatormodell.....	33
Abb. 2.21	Speisewassertemperatur (links) und Dichte im unteren RDB-Plenum (rechts) mit und ohne Turbinen- und Kondensatormodell.....	33
Abb. 2.22	Speisewassertemperatur nach der HD-Vorwärmstrecke (links) bzw. ND-Vorwärmstrecke (rechts) mit Turbinen- und Kondensatormodell.....	33
Abb. 2.23	Reaktor- (links) und Generatorleistung (rechts) für die Rechnung „Abfahren der Anlage auf 95 %“ .....	35
Abb. 2.24	Reaktor- (links) und Generatorleistung (rechts) für die Rechnung „Abfahren der Anlage auf 54 %“ .....	35
Abb. 2.25	Reaktor- (links) und Generatorleistung (rechts) für die Rechnung „Abfahren der Anlage auf 20 %“ .....	35
Abb. 2.26	Thermohydraulisches Modell der Frischdampfleitungen .....	38
Abb. 2.27	Widerstandskennlinie für die Umleitstellventile (USTV).....	38
Abb. 2.28	Darstellung des entwickelten Modells für die Berechnung des Einspritzwasser-Massenstroms im KRB-II Analysesimulator.....	39
Abb. 2.29	Stellung der Umleitventile (links) und Massenstrom aus dem USTV SF11S011 (rechts).....	41
Abb. 2.30	Stellung der Turbinenstellventile (links) und Massenstrom aus dem TSV (rechts) .....	42
Abb. 2.31	Reaktorleistung (links) und Generatorleistung (rechts).....	42
Abb. 2.32	Druck (links) und Füllstand (rechts) im RDB .....	42
Abb. 2.33	Kerndurchsatz (links) und Dampf- bzw. Speisewassermassenstrom (rechts) .....	43
Abb. 2.34	Einspritzwasser-Massenstrom (links) und Enthalpie des Fluids nach USTV (rechts).....	43

Abb. 2.35	Druck (links) und Temperatur (rechts) im Kondensator (TF-Objekt S0-AX-CND).....	43
Abb. 2.36	Druck am Ende der FD-Leitung nach der USTV .....	44
Abb. 2.37	Stellung der Umleitventile (links) und Massenstrom aus dem USTV SF11S011 (rechts).....	45
Abb. 2.38	Stellung der Turbinenstellventile (links) und Massenstrom aus dem TSV (rechts) .....	45
Abb. 2.39	Reaktorleistung (links) und Generatorleistung (rechts).....	46
Abb. 2.40	Druck (links) und Füllstand (rechts) im RDB .....	46
Abb. 2.41	Kerndurchsatz (links) sowie Dampf- und Speisewassermassenstrom (rechts) .....	46
Abb. 2.42	Einspritzwasser-Massenstrom (links) und Enthalpie des Fluids aus USTV (rechts).....	47
Abb. 2.43	Massenstrom aus DDV bzw. S&E-Ventile.....	47
Abb. 2.44	Druck im Kondensator (links) und im Speisewasserbehälter (rechts).....	47
Abb. 2.45	Temperatur des Kondensats nach HD-Vorwärmer (links) und nach ND-Vorwärmer (rechts).....	48
Abb. 2.46	Freigeschnittenes thermohydraulisches Modell einer Schleife mit den primärseitig gesetzten Randbedingungen.....	49
Abb. 2.47	Quasi dreidimensionales Nodalisierungskonzept der Dampferzeugerplenen und heißen Leitung .....	50
Abb. 2.48	Massenstromverteilung am Eintritt der heißen Leitung des dreidimensional aufgeteilten Strangs 30 .....	52
Abb. 2.49	Massenstromverteilung am dreidimensional aufgeteilten Krümmerstrang 30 (HL) .....	53
Abb. 2.50	Massenstromverteilung in den oberen Knoten des Dampferzeugereintrittsplenums nach 3D-Aufteilung während des stationären Anlagenbetriebs .....	53
Abb. 2.51	Ausgleichsströmung zwischen den oberen Knoten des Dampferzeugereintrittsplenums nach 3D-Aufteilung während des stationären Anlagenbetriebs .....	54
Abb. 2.52	Vergleich der Massenstromverteilung in den drei U-Rohrgruppen der Dampferzeuger mit und ohne 3D-Aufteilung .....	55

Abb. 2.53	Vergleich der Druckverläufe im 3D-Modell des Stranges 30 (3D) und des Stranges 40 (1D).....	55
Abb. 2.54	Massenstrom (links) und Dampfgehalt (rechts) in Gegenstrombedingungen unter Reflux-Condenser Betrieb .....	56
Abb. 2.55	Nodalisierung im oberen Plenum mit Anschluss der kalten und heißen Leitung .....	57
Abb. 2.56	Schematische Darstellung der untersuchten Modellierungsvarianten an der Einspeisestelle des ECCS für den Vergleich mit PKL .....	61
Abb. 2.57	Anlagenparameter für Primärdruck, Kühlmittelinventar Bruchmassenstrom und maximale Hüllrohrtemperatur.....	63
Abb. 2.58	Kühlmittelmassenströme in den kalten Strängen .....	65
Abb. 2.59	Temperaturverteilung in den heißen Strängen .....	66
Abb. 2.60	Notkühleinspeisemassenströme .....	68
Abb. 2.61	Massenströme durch die U-Rohrgruppen der vier Dampferzeuger .....	69
Abb. 2.62	Massenströme durch die U-Rohrgruppen der vier Dampferzeuger (feinere Auflösung als in Abb. 2.61) .....	70
Abb. 2.63	Borkonzentration unten im Pumpenbogen .....	72
Abb. 2.64	Borkonzentration im kalten Strang nahe am Reaktordruckbehälter.....	73
Abb. 2.65	Massenstrom- (links) und Temperaturverteilung an der Anschlussstelle des heißen Strang 30 an den RDB für Variante 3 und Variante 4 .....	75
Abb. 2.66	Anlagenparameter für Primärdruck, Kühlmittelinventar Bruchmassenstrom und maximale Hüllrohrtemperatur.....	76
Abb. 2.67	Kühlmittelmassenströme in den kalten Strängen .....	77
Abb. 2.68	Temperaturverteilung in den heißen Strängen .....	78
Abb. 2.69	Notkühleinspeisemassenströme .....	79
Abb. 2.70	Massenströme durch die U-Rohrgruppen der vier Dampferzeuger .....	80
Abb. 2.71	Vergleich der Massenströme in den U-Rohrgruppen für den 3D heißen Strang und die 1D-Modellierung.....	81
Abb. 2.72	Borkonzentration unten im Pumpenbogen .....	82
Abb. 2.73	Borkonzentration im kalten Strang nahe am Reaktordruckbehälter.....	82

Abb. 2.74	Axiale und radiale Anordnung der LD-Detektoren im generischen DWR-Kern (/KSG 14/)	89
Abb. 2.75	Bildung des AXI-Signals (/KSG 14/)	89
Abb. 2.76	Implementierung der LVD-Istwertbildung (links) und des Peak-Oben-Signals (rechts) im GCSM-Block „RL_REG“	90
Abb. 2.77	Implementierung der Peak-Oben-RELEB (links) bzw. Peak-Unten-RELEB (rechts) in GCSM-Block „RELEB_R4“	93
Abb. 2.78	Radiale Anordnung der LD-Detektoren im Kern des Analysesimulators KBR	94
Abb. 2.79	Kernbeladung (1/4 des Kerns aus Symmetriegründen dargestellt)	96
Abb. 2.80	Berechnete lineare Leistungsverteilung im Objekt HR62H_LVD für einen Kern am Zyklusbeginn (BOC) mit dem alten (links) und neuen (rechts) QUABOX/CUBBOX-Datensatz	97
Abb. 2.81	Lineare Leistungsverteilungen für die neuen implementierten Kernkanäle berechnet mit dem alten (oben) und neuen (unten) QUABOX/CUBBOX-Datensatz für einen Kern am Zyklusbeginn (BOC)	98
Abb. 2.82	Berechnete lineare Leistungsverteilung im Objekt HR62H_LVD für einen Kern am Zyklusende (EOC) mit dem neuen QUABOX/CUBBOX-Datensatz	99
Abb. 2.83	Lineare Leistungsverteilungen für die neuen implementierten Kernkanäle berechnet mit dem neuen QUABOX/CUBBOX-Datensatz für einen Kern am Zyklusende (EOC)	99
Abb. 2.84	Reaktorleistung für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts)	100
Abb. 2.85	Mittlere KMT für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts)	100
Abb. 2.86	Werte des AXI-Signals für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts)	100
Abb. 2.87	Berechnete Werte von Peak-Oben (PO) und Peak-Unten (PU) für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts)	101
Abb. 2.88	Abstand zu den Peak-Oben- (PO) und Peak-Unten- (PU) Grenzwerten für einen Kern am Zyklusbeginn (links) bzw. -ende (rechts)	101

Abb. 2.89	Reaktivitätsrückwirkung der Moderatorerdichte.....	105
Abb. 2.90	Reaktivitätsrückwirkung der Steuerstäbe .....	105
Abb. 2.91	Aufwärmspanne.....	108
Abb. 2.92	FD-Massenstrom .....	108
Abb. 2.93	Füllstand (Schmalbereich) in DE.....	109
Abb. 2.94	RDB-Ein- und Austrittstemperatur in den Loops.....	109
Abb. 2.95	Reaktorleistung.....	110
Abb. 2.96	Speisewassermassenstrom in DE.....	110
Abb. 2.97	Drehzahl von HKMP .....	111
Abb. 2.98	Druck im FD-Sammler .....	111
Abb. 2.99	Zeitlicher Verlauf der linearen Leistung für die Kernkanäle HR42H_LVD (KK-42) und HR82H_LVD (KK-82) berechnet an der Höhe der sechs axialen Messstellen.....	112
Abb. 2.100	Axiale Position und Höhe der LVD im BE (Ebene 1 bis 3 – obere Kernhälfte, Ebene 4 bis 6 – untere Kernhälfte).....	113
Abb. 2.101	3D-Visualisierung der berechneten linearen Leistungsverteilung im Kern auf der Messposition 4 (in unterer Kernhälfte) zu t = 0 s (oben) und t = 50 s (unten).....	114
Abb. 2.102	Temperaturverteilung des Kühlmittels im Fallraum und in den Kernkanälen zu t = 50 s .....	115
Abb. 2.103	Zeitlicher Verlauf der linearen Leistung für die Kernkanäle HR42A (KK-42) und HR82A (KK-82) berechnet im Knoten 3 mit dem Punktkinetik-Modell.....	116
Abb. 2.104	3D-Visualisierung der mit dem Punktkinetik-Modell berechneten linearen Leistungsverteilung in unterer Kernhälfte (Knoten 3) zu t = 50 s.....	116
Abb. 2.105	Zeitliche Verläufe der maximalen (1. MAX) bzw. zweitgrößten (2. MAX) Werte von Peak-Oben (linker Plot) und Peak-Unten (rechter Plot).....	117
Abb. 2.106	Verlauf des Abstandes des Peak-Oben bzw. -Unten (PO/PU)- Istwertes zum Grenzwert (links) und zeitlicher Verlauf der PO/PU- Grenzwertkurve (rechts) .....	117

Abb. 2.107	Platzierung der heißen BEs im 3D-Kern.....	119
Abb. 2.108	Schematische Darstellung der verschiedenen Schichten in radialer Richtung ausgehend vom Zentrum des Pellets bis zur ZrO <sub>2</sub> -Schicht.....	120
Abb. 2.109	Vereinfachte Modellierung des oberen BE-Plenums .....	121
Abb. 2.110	Steuerstabstellungen .....	125
Abb. 2.111	Reaktorleistung.....	126
Abb. 2.112	Generatorleistung .....	126
Abb. 2.113	Axiales Profil der Stablängenleistung am hochbelasteten Brennstab HR72H_1BS und Stabeintauchtiefe nach t = 500 s.....	127
Abb. 2.114	Axialer Temperaturverlauf der äußeren Oxidschicht TT/8 für die oberen drei Knoten der aktiven Länge (28, 29, 30) im heißen BE .....	127
Abb. 2.115	Axiales Temperaturprofil der äußeren Oxidschicht TT/8 im heißen BE (HR72H_HBE) zu t = 500 s, t = 1000 s und t = 2400 s.....	128
Abb. 2.116	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 28 des heißen BEs.....	128
Abb. 2.117	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemp. TSR) für Knoten 29 des heißen BEs .....	129
Abb. 2.118	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemp. TSR) für Knoten 30 des heißen BEs .....	129
Abb. 2.119	Kühlmitteltemperatur in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs .....	130
Abb. 2.120	Voidgehalt in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs .....	130
Abb. 2.121	Verdampfungs- und Kondensationsrate in den oberen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs .....	131
Abb. 2.122	Axiale Voidverteilung (li.) und Verdampfungs- und Kondensationsrate (re.) am heißen BE (PCM72_HBE) zu t = 2000 s.....	131
Abb. 2.123	Steuerstabstellungen .....	133
Abb. 2.124	Thermische Leistung.....	134
Abb. 2.125	Generatorleistung .....	134

Abb. 2.126	Axiales Profil der Stablängenleistung am hochbelasteten Brennstab HR72H_1BS und Stabeintauchtiefe zu $t = 500$ s.....	135
Abb. 2.127	Axialer Temperaturverlauf der äußeren Hüllrohrschicht TT/6 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30).....	135
Abb. 2.128	Axialer Temperaturverlauf der inneren Oxidschicht TT/7 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30).....	136
Abb. 2.129	Axialer Temperaturverlauf der äußeren Oxidschicht TT/8 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30).....	136
Abb. 2.130	Axialer Temperaturverlauf an der Oberfläche der Oxidschicht (TSR) für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30).....	137
Abb. 2.131	Axiales Temperaturprofil der äußeren Oxidschicht TT/8 am heißen BE (HR72H_HBE) zu $t = 500$ s, $t = 1400$ s und $t = 2400$ s .....	137
Abb. 2.132	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemp. TSR) für Knoten 28 des heißen BEs .....	138
Abb. 2.133	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemp. TSR) für Knoten 29 des heißen BEs .....	138
Abb. 2.134	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemp. TSR) für Knoten 30 des heißen BEs .....	139
Abb. 2.135	Kühlmitteltemperatur in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs .....	139
Abb. 2.136	Voidgehalt in oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs.....	140
Abb. 2.137	Verdampfungs- und Kondensationsrate in oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs .....	140
Abb. 2.138	Axiale Voidverteilung (links) und Verdampfungs- und Kondensationsrate (rechts) am heißen BE (PCM72_HBE) zu $t = 2700$ s.....	141
Abb. 2.139	Steuerstabstellungen .....	142
Abb. 2.140	Thermische Leistung.....	143
Abb. 2.141	Generatorleistung .....	143
Abb. 2.142	Axiales Profil der Stablängenleistung am hochbelasteten Brennstab HR72H_1BS und Stabeintauchtiefe zu $t = 500$ s.....	144

Abb. 2.143	Axialer Temperaturverlauf der äußeren Hüllrohrschicht TT/6 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30).....	144
Abb. 2.144	Axialer Temperaturverlauf der inneren Oxidschicht TT/7 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30).....	145
Abb. 2.145	Axialer Temperaturverlauf der äußeren Oxidschicht TT/8 für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30).....	145
Abb. 2.146	Axialer Temperaturverlauf an der Oberfläche der Oxidschicht (TSR) für die oberen Knoten der aktiven Länge (25-30).....	146
Abb. 2.147	Axiales Temperaturprofil der äußeren Oxidschicht TT/8 am heißen BE (HR72H_HBE) zu $t = 500$ s, $t = 1500$ s und $t = 2800$ s .....	146
Abb. 2.148	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 28 des heißen BEs.....	147
Abb. 2.149	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 29 des heißen BEs.....	147
Abb. 2.150	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 30 des heißen BEs.....	148
Abb. 2.151	Kühlmitteltemperatur in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs .....	148
Abb. 2.152	Voidgehalt in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs .....	149
Abb. 2.153	Verdampfungs- und Kondensationsrate in den oberen thermohydraulischen Knoten (14, 15, 16) des heißen BEs .....	149
Abb. 2.154	Axiale Voidverteilung (links) und Verdampfungs- und Kondensationsrate (rechts) am heißen BE (PCM72_HBE) zu $t = 900$ s.....	150
Abb. 2.155	Temperaturverlauf an der äußeren Hüllrohrschicht (TT/6) im Knoten 28 des heißen BEs für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten.....	151
Abb. 2.156	Temperaturverlauf an der äußeren Hüllrohrschicht (TT/6) im Knoten 29 des heißen BEs für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten.....	152
Abb. 2.157	Temperaturverlauf an der Oxidoberfläche (TSR) im Knoten 30 des heißen BEs für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten .....	152

Abb. 2.158	Kühlmitteltemperatur für den thermohydraulischen Knoten 16 des heißen BEs für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten .....	153
Abb. 2.159	Temperaturgradient über das Hüllrohr (TT/5-TT/6) für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten im Knoten 28 des heißen BEs.....	153
Abb. 2.160	Temperaturgradient über das Hüllrohr (TT/5-TT/6) für verschiedene Wärmeleitfähigkeiten im Knoten 29 des heißen BEs.....	154
Abb. 2.161	Axialer Temperaturverlauf der äußeren Hüllrohrschiicht (TT/6) über die oberen Knoten des Wärmeleitobjekts (von 28 bis 40) am heißen BE und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur.....	155
Abb. 2.162	Radialer Temperaturverlauf im Knoten 31 des oberen BE-Plenums und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur .....	156
Abb. 2.163	Radialer Temperaturverlauf im Knoten 40 des oberen BE-Plenums und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur .....	156
Abb. 2.164	Voidgehalt am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum .....	157
Abb. 2.165	Verdampfungs- und Kondensationsrate am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum .....	157
Abb. 2.166	Axiale Voidverteilung (links) und Verdampfungs- und Kondensationsrate (rechts) am oberen Ende des heißen BEs (PCM72_HBE) inklusive BE-Plenum zu $t = 900$ s .....	158
Abb. 2.167	Axialer Temperaturverlauf der äußeren Hüllrohrschiicht (TT/6) über die oberen Knoten des Wärmeleitobjekts (von 28 bis 40) am heißen BE und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur.....	159
Abb. 2.168	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschiichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 28 des heißen BEs.....	160
Abb. 2.169	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschiichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 29 des heißen BEs.....	160
Abb. 2.170	Radialer Temperaturverlauf (innere Hüllrohrschiichttemperatur TT/5 bis zur Oxidoberflächentemperatur TSR) für Knoten 30 des heißen BEs.....	161
Abb. 2.171	Radialer Temperaturverlauf im Knoten 31 des oberen BE-Plenums und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur .....	161
Abb. 2.172	Radialer Temperaturverlauf im Knoten 32 des oberen BE-Plenums und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur .....	162

Abb. 2.173	Radialer Temperaturverlauf im Knoten 40 des oberen BE-Plenums und Vergleich zur Kühlmitteltemperatur .....	162
Abb. 2.174	Voidgehalt am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum .....	163
Abb. 2.175	Verdampfungs- und Kondensationsrate am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum .....	163
Abb. 2.176	Axiale Voidverteilung (links) und Verdampfungs- und Kondensationsrate (rechts) am oberen Ende des heißen BEs inklusive BE-Plenum zu $t = 900$ s.....	164



## Tabellenverzeichnis

Tab. 1.1	Ansprechwerte der PEAK-RELEB.....	5
Tab. 2.1	Gegenüberstellung der Druck- und Enthalpiewerte zwischen ATHLET (rot markiert) und Referenzwerte aus /KSG 03/ (schwarz markiert) .....	15
Tab. 2.2	Informationen über thermohydraulische Implementierung (Nomenklatur / Länge) der TF-Objekte der Dampfleitungen im KRB-II Analysesimulator .....	18
Tab. 2.3	Berechnung des Wärmestroms für Wärmetauscher RK, RF und RP .....	24
Tab. 2.4	Berechnung des Wärmestroms für die Wärmetauscher RH und RN.....	27
Tab. 2.5	Vergleich der Simulationsergebnisse (Druck und Enthalpie) mit den Daten aus dem Wärmeschaltplan /KSG 03/.....	36
Tab. 2.6	Werte der wesentlichen Anlagenparameter für die Testrechnung (zu $t = 1500$ s) .....	40
Tab. 2.7	Randbedingungen der durchgeführten Analysen und PKL Versuche.....	59
Tab. 2.8	Anfangs- und Randbedingungen aus /KWU 99/.....	102
Tab. 2.9	Anfangs- und Randbedingungen für die GRS-Rechnung.....	104
Tab. 2.10	Ereignisablauf bei der Rechnung .....	105
Tab. 2.11	Nennwerte und berechnete Werte wesentlicher Anlageparameter.....	122
Tab. 2.12	Überblick über die durchgeführten Simulationen.....	123
Tab. 2.13	Angenommene Wärmeleitfähigkeiten für die Oxidschicht .....	150
Tab. 3.1	Vergleich der axialen und radialen Temperaturgradienten für die verschiedenen Simulationen.....	171



## Abkürzungsverzeichnis

ACC	Accumulatoren (Druckspeicher)
AW	Ansprechwert
BE	Brennelement
CCFL	Counter Current Flow Limitation
CCO	Cross Connection Object
CV	Control Volume
DDV	Diversitäres Druckbegrenzungsventil
DE	Dampferzeuger
DH	Druckhalter
DWR / SWR	Druckwasserreaktor / Siedewasserreaktor
ECCS	Emergency Core Cooling System
FD	Frischdampf
GLAD-AW	„zeitlich“ Gleitender Ansprechwert
HCO	Heat Conduction Object
HD / ND	Hochdruck / Niederdruck
KMD	Kühlmitteldruck
KMT	Kühlmitteltemperatur
KMV	Kühlmittelverlust
KUP	Kühlmittelumwälzpumpe
LD	Leistungsdetektoren
LOCA	Loss Of Coolant Accident
LOFE	Loss Of Flow Event
LVÜ	Leistungsverteilungs-Überwachung
PKL	Primärkreislauf
POR / PUR	Peak Oben RELEB / Peak Unten RELEB
QM	Qualifizierter Mittelwert
RDB	Reaktordruckbehälter
RELEB	Leistungsdichtebegrenzung
RESA	Reaktorschnellabschaltung
SEP	Sicherheitseinspeisepumpe
TDV	Time Dependent Volume
TFO	Thermofluidobjekt
TSSV	Turbinen-Schnellschlussventil
TSV	Turbinenstellventil
URK	Umlaufregelkennlinie
USTV	Umleitstellventil
ZUP	Zwangsumwälzpumpe

**Gesellschaft für Anlagen-  
und Reaktorsicherheit  
(GRS) gGmbH**

Schwertnergasse 1  
**50667 Köln**

Telefon +49 221 2068-0

Telefax +49 221 2068-888

Boltzmannstraße 14

**85748 Garching b. München**

Telefon +49 89 32004-0

Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200

**10719 Berlin**

Telefon +49 30 88589-0

Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4

**38122 Braunschweig**

Telefon +49 531 8012-0

Telefax +49 531 8012-200

[www.grs.de](http://www.grs.de)