

**Statistische  
LOCA-Analysen**

## Statistische LOCA-Analysen

Winfried Pointer  
Nadine Berner  
Martina Kloos  
Stefan Wenzel

Juli 2018

### **Anmerkung:**

Das diesem Bericht zugrundeliegende FE-Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMU) unter dem Kennzeichen 4716R01354 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.

## **Deskriptoren**

2F-Bruch, ATHLET, DWR, SUSA, Statistische LOCA-Analyse

## Kurzfassung

Allgemeine Zielsetzung des Vorhabens 4716R01354 „statistische LOCA-Analyse“ war 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 umfasste 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 war es, durch Vorhaltung geeigneter Analysehilfsmittel und Ergebnisse vorausschauender orientierender Analysen, Voraussetzungen für eine schnelle Reaktion auf aufkommende Fragestellungen zu schaffen.

Die Arbeiten umfassten Entwicklungen sowie Analysen und technische Bewertungen zum anlagendynamischen Verhalten (Kern, Kühlkreisläufe) bei Leckstörfällen mit Hilfe von „Best Estimate“ Störfallanalysen im Rahmen einer statistischen Nachweisführung für in Deutschland in Betrieb befindlichen Leichtwasserreaktoren.

Da zum Zeitpunkt der Erstellung der RSK-Stellungnahme der 475. Sitzung vom 15.04.2015 „Anforderungen an die statistische Nachweisführung bei Kühlmittelverluststörfall-Analysen“ unklar war, ob die derzeit in der Genehmigungspraxis angewandten Nachweisverfahren („konservativ-deterministische Nachweisführung“ bzw. „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“) die Ergebnisse einer statistischen Nachweisführung, bei der die integrale Leistung und lokale Leistungsdichte statistisch behandelt werden, abdecken, wurde im Rahmen dieses Vorhabens geprüft, ob mit der in diesem Vorhaben durchgeführten statistischen LOCA-Analyse die RSK-Anforderungen an eine konservativ-deterministische Nachweisführung aus der 475. Sitzung vom 15.04.2015 erfüllt sind und ob sich Hinweise ergeben haben, die gegen die Anwendung der bisher in der Genehmigungspraxis angewandten konservativen Nachweisverfahren sprechen.

Für die Durchführung der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ wurde für die Referenzanlage ein detailliertes Modell des Reaktorkerns mit 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen erstellt, das entsprechend der UPTF Versuchsergebnisse die Durchbruchkanäle im Kern für die heißseitige Einspeisung bei einem Bruch der Hauptkühlmittelleitung (HKML) /PAP 96/ berücksichtigt. In jedem der 17 Kernhauptkanäle ist ein thermohydraulischer Kanal mit einem heißen Brennelement (BE) und einem



Heißkanal mit einem Heißstab integriert, die untereinander mit Querverbindungen verbunden sind. Diese Kernmodellierung führt zu einer Minimierung der erforderlichen Rechenläufe, da in einem Rechenlauf 17 Heißstäbe berechnet werden können.

Es wurden insgesamt 253 unsichere Parameter definiert, wobei davon 66 Modellparameter und betriebspezifische Parameter und 187 brennstabspezifische Parameter sind. Die Verteilungsparameter der unsicheren Parameter für die integrale Leistung, die Brennstableistung und die Verzerrung der Stablängenleistung wurden so gewählt, dass die Maxima dieser Parameter zu einer maximalen Stablängenleistung von 485 W/cm, dem Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse, führen würden. Bei der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ wurde jeder Heißstab auf den Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse von 485 W/cm verzerrt. Der Einfluss von Geometrieänderungen auf die Leistungsverteilung im Kern und die Kühlungsbedingungen des Kerns während eines LOCA-Störfalls wird bei den unsicheren Parametern nicht berücksichtigt. Geometrieänderung treten im Reaktorbetrieb infolge von Brennelementverbiegungen und während eines LOCA-Störfalls infolge von mechanischer und thermischer Belastung (z. B. Ballooning) auf.

Im Rahmen des Vorhabens wurden folgende vier LOCA-Analysen für einen kaltseitigen Bruch einer Hauptkühlmittelleitung durchgeführt:

- Nachweisführung ausgehend vom Nennzustand
- konservativ-deterministische Nachweisführung
- statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab und
- statistischen Nachweisführung

Die „konservativ-deterministische Nachweisführung“ und die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ berechneten maximale Hüllrohrtemperaturen von 1.075 °C bzw. 1.046 °C (95 % / 95 % Toleranzlimit) für das erste Temperaturmaximum und 995 °C bzw. 950 °C für das zweite Temperaturmaximum. Die „Nachweisführung ausgehend vom Nennzustand“ und die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ berechneten niedrigere maximale Hüllrohrtemperaturen von 811 °C bzw. 878 °C (70 % / 95 % Toleranzlimit) für das erste Temperaturmaximum und 734 °C bzw. 798 °C für das zweite Temperaturmaximum. Hiermit wurde gezeigt, dass das von der RSK in der Stellungnahme /RSK 15/ festgelegte Nachweiskriterium (höchstens ein BS überschreitet das Nachweiskriterium) mit einer Wahrscheinlichkeit von mindestens 95 %

bei einer statistischen Sicherheit von mindestens 95 % eingehalten wird und die konservativen Nachweisverfahren das Ergebnis der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ abdecken. Damit wurde gezeigt, dass das Ergebnis der konservativ-deterministischen Nachweisführung einen geringeren Abstand vom Nachweiskriterium (1.200 °C) hat als das Ergebnis der statistischen Nachweisführung, und somit die konservativ-deterministische Nachweisführung weiterhin verwendet werden kann.

Die Ursache für diese großen Temperaturunterschiede zwischen dem konservativ-deterministischen Nachweis und dem statistischen Nachweis liegt darin, dass das konservativ-deterministische Nachweisverfahren von einem ungünstigen aber real möglichen Anlagen- und Kernzustand (LOCA-Grenzwert für Stablängenleistung von 440 W/cm) ausgeht und zusätzlich Unsicherheiten mit einem Zuschlag auf die Stablängenleistung (Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse von 485 W/cm) berücksichtigt. Das statistische Nachweisverfahren erfasst bei der durchgeführten statistischen LOCA-Analyse mit dem ausgespielten Satz zufälliger Parameterwerten dagegen nur einen Anlagen- und Kernzustand, der am bzw. nahe am Nennzustand (Stablängenleistung von 333 W/cm) der Anlage liegt. Die Verteilungsfunktionen der unsicheren Parameter, die den Anlagen- und Kernzustand bestimmen, ermöglichen für die statistische Nachweisführung zwar eine maximale Stablängenleistung am Leistungsbegrenzungswert von 440 W/cm und mit Berücksichtigung aller unsicheren Parameter auch am Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse von 485 W/cm. Aufgrund der geringen Anzahl von den gezogenen neun Zufallsstichproben wird nur eine maximale Stablängenleistung von 368 W/cm bestimmt und in den thermohydraulischen Rechnungen berücksichtigt. Deshalb kann mit den Ergebnissen der durchgeführten „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ nicht nachgewiesen werden, dass für den ungünstigsten Anlagen- und Kernzustand am LOCA-Grenzwert mit einer maximalen Stablängenleistung von 440 W/cm der pönalisierte Heißstab bei der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ bzw. der „konservativen-deterministischen Nachweisführung“ der ungünstigste Brennstab ist. Aufgrund der im Vorhaben „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ erzielten Ergebnisse ergibt sich ein Klärungsbedarf, ob für eine Bewertung einer Kernbeladung eine „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“, wie in diesem Vorhaben durchgeführt, ausreichend ist.

Ein weiteres wichtiges Ergebnis der vier durchgeführten Analysen für einen Bruch einer kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ist der Einfluss der Kernmodellierung auf die maximale Hüllrohrtemperatur. Die direkte Umgebung der Heißstäbe, die den Heißstab

umgebenden Brennstäbe einschließlich von Steuerstabführungsrohren und das Brennelement in dem der Heißstab positioniert ist, wurde in den Analysen für jeden modellierten Heißstab entsprechend der Daten im Pin-File der Referenzanlage nachgebildet. In der weiteren Umgebung wurden die Brennstäbe in den 17 Kernhauptkanälen durch zwei mittlere Brennstäbe, einen hoch und einen niedrig belasteten Brennstab, nachgebildet. Aufgrund der unterschiedlichen Zuordnung von Brennelementen zu den Kernhauptkanälen im äußeren Ring ergab sich ein Unterschied von 18 % bei der mittleren Brennelementleistung in diesen Kernhauptkanälen. Dieser Leistungsunterschied in den Kernhauptkanälen führte zu unterschiedlichen maximalen Hüllrohrtemperaturen von 20 °C bei der „Nachweisführung ausgehend vom Nennzustand“ und 29 °C bei der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“, obwohl die maximale Stablängenleistung und die Brennstableistung der Heißstäbe nahezu identisch war. Es sollte daher bei einer erneuten Durchführung einer statistischen LOCA-Analyse geprüft werden, ob die mittlere Brennelementleistung der Brennelemente im Umkreis des Brennelements mit dem Heißstab bei der Zuordnung von Brennelementen zu einem Kernhauptkanal genauer modelliert werden kann.

Beim zweiten Temperaturmaximum ergaben sich Temperaturunterschiede von etwa 75 °C bei der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ und etwa 160 °C bei der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ in den 17 Kernhauptkanälen. Ursache hierfür ist neben unterschiedlicher Brennelementleistung in den Kernhauptkanälen vor allem die Zuordnung der Kernhauptkanäle zu den aktiven heißseitigen Einspeisepositionen der Druckspeicher.

Folgende Optimierungen für die Modellierung des Reaktorkerns und Ergänzungen zur durchgeführten statistischen LOCA-Analyse werden ausgehend von den Ergebnissen und gewonnenen Erfahrungen der durchgeführten Analysen gesehen:

- Optimierung der Zuordnung von Brennelementen zu den Kernhauptkanälen um die Differenz zwischen der mittleren Brennelementleistung in den Kernhauptkanälen und der mittleren Brennelementleistung in der direkten Umgebung des Brennelements mit dem Heißstab zu minimieren.
- Berücksichtigung der Brennelementleistung des Brennelements mit dem Heißstab als zusätzlicher unsicherer Parameter.

- Durchführung von Unsicherheitsanalysen für die höchstbelasteten Heißstäbe mit zwei, einem bzw. keinem Steuerstabführungsrohr in der direkten Nachbarschaft und mit Berücksichtigung eines Heißstabs am Brennelementrand.
- Durchführung einer Unsicherheitsanalyse ausgehend vom ungünstigsten Anlagenzustand mit einer maximalen Stablängenleistung am oberen Leistungsbegrenzungswert.



# Inhaltsverzeichnis

|          |  |           |
|----------|--|-----------|
|          | <b>Kurzfassung.....</b>  | <b>I</b>  |
| <b>1</b> | <b>Einleitung .....</b>  | <b>1</b>  |
| <b>2</b> | <b>Regulatorische Anforderungen an die deterministische Nachweisführung von Störfallereignissen und abgeleitete Einzelzielsetzungen.....</b>                         | <b>3</b>  |
| <b>3</b> | <b>Stand von Wissenschaft und Technik.....</b>   | <b>9</b>  |
| <b>4</b> | <b>Strukturierung und Planung des Arbeitsprogramms.....</b>  | <b>13</b> |
| <b>5</b> | <b>Arbeitsergebnisse .....</b>   | <b>15</b> |
| 5.1      | Anpassung eines ATHLET Datensatzes für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ (AP 4.1).....  | 15        |
| 5.1.1    | Erweiterung des Kernmodells für die Referenzanlage (AP 4.1.1).....   | 16        |
| 5.1.2    | Ermittlung der lokalen Leistungsdichte der höchst belasteten Brennstäbe und der mittleren Brennstäbe in den modellierten thermohydraulischen Kanälen (AP 4.1.2)..... | 19        |
| 5.1.3    | Unsichere Parameter und Festlegung der Verteilungen (AP 4.1.3) und der Abhängigkeit von Parametern (AP 4.1.4).....   | 25        |
| 5.2      | Durchführung von LOCA-Nachweisen (AP 4.2) .....  | 54        |
| 5.2.1    | LOCA-Analyse ausgehend vom Nennzustand .....   | 55        |
| 5.2.2    | Konservativ-deterministische Nachweisführung (AP 4.2.1) .....  | 69        |
| 5.2.3    | Statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab (AP 4.2.2) .....   | 81        |
| 5.3      | Statistische Unsicherheitsanalyse (AP 4.3).....  | 121       |
| 5.3.1    | Methode der Statistischen Unsicherheitsanalyse (AP 4.3.1) .....  | 121       |
| 5.3.2    | Durchführung der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ auf dem HPC-Cluster .....  | 132       |
| 5.3.3    | Randbedingungen der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ .....  | 138       |
| 5.3.4    | Eingabe unsicherer Parameter und Monte Carlo Simulation (AP 4.3.2) .   | 143       |
| 5.3.5    | Quantifizierung der Ergebnisunsicherheit (AP 4.3.3).....   | 147       |

|          |   |            |
|----------|---|------------|
| 5.3.6    | Übergeordnete Einflüsse .....   | 154        |
| 5.3.7    | Sensitivitätsanalyse (AP 4.3.4) .....   | 161        |
| 5.3.8    | Abschließende Bemerkungen .....   | 184        |
| <b>6</b> | <b>Empfehlung zur Durchführung von LOCA-Analysen (AP 4.4).....</b>  | <b>187</b> |
| 6.1      | Thermohydraulische Modellierung des Reaktorkerns .....  | 187        |
| 6.2      | Anforderungen an die konservativ-deterministische Nachweisführung...  | 189        |
| 6.3      | Ergebnisse der deterministischen und der statistischen LOCA-<br>Nachweise .....                             | 192        |
| 6.4      | Zusammenfassende Bewertung .....  | 194        |
| <b>7</b> | <b>Zusammenfassung .....</b>  | <b>197</b> |
| <b>8</b> | <b>Literatur .....</b>  | <b>201</b> |
|          | <b>Tabellenverzeichnis.....</b>   | <b>207</b> |
|          | <b>Abbildungsverzeichnis.....</b>   | <b>211</b> |
| <b>A</b> | <b>Anhang .....</b>   | <b>219</b> |
| A.1      | Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse für die maximale<br>Hüllrohrtemperatur in ausgewählten Kernkanälen..... | 219        |

# 1 Einleitung

Allgemeine Zielsetzung des Vorhabens 4716R01354 „statistische LOCA-Analyse“ war 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 umfasste sowohl Einzelfragen als auch Empfehlungen zum Einsatz neuerer Methoden und Rechenprogramme sowie zu technischen Aspekten der Sicherheitsbewertung (Vorgaben für Verfahrensweisen bei Analysen, Genehmigungs-, Aufsicht- und Sicherheitspraxis). Ein weiteres Ziel des Vorhabens war es, durch Vorhaltung geeigneter Analysehilfsmittel und Ergebnissen vorausschauender orientierender Analysen, Voraussetzungen für eine schnelle Reaktion auf aufkommende Fragestellungen zu schaffen.

Die Arbeiten umfassten Entwicklungen sowie Analysen und technische Bewertungen zum anlagendynamischen Verhalten (Kern, Kühlkreisläufe) bei Leckstörfällen mit Hilfe von „Best Estimate“ Störfallanalysen im Rahmen einer „statistischen Nachweisführung für eine LOCA- Analyse“ für in Deutschland in Betrieb befindlichen Leichtwasserreaktoren.

Da unklar war, ob die derzeit in der Genehmigungspraxis angewandten Nachweisverfahren („konservativ-deterministische Nachweisführung“ bzw. „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“) die Ergebnisse einer „statistischen Nachweisführung für eine LOCA- Analyse“, bei der die integrale Leistung und lokale Leistungsdichte statistisch behandelt werden, abdecken, wurde im Rahmen dieses Vorhabens geprüft, ob die folgende RSK Anforderung aus der 475. Sitzung vom 15.04.2015 /RSK 15/ erfüllt ist und in welcher Form die bisher in der Genehmigungspraxis angewandten Nachweisführungen weiter angewendet werden können:

„Wenn das Ergebnis der unveränderten konservativ-deterministischen Nachweisführung einen geringeren Abstand vom Nachweiskriterium hat als das Ergebnis der statistischen Nachweisführung unter Berücksichtigung des gesamten aktuellen Kenntnisstandes zu den Effekten, kann die konservativ-deterministische Nachweisführung weiterhin verwendet werden. Andernfalls ist die konservativ-deterministische Nachweisführung – falls sie weiterhin genutzt werden soll – so zu ergänzen, dass sie das Ergebnis der statistischen Nachweisführung abdeckt. Bei hinsichtlich der überprüften Effekte relevanten Änderungen der Kernausslegung oder der Betriebsweise des Reaktors ist die weitere Gültigkeit des Überprüfungsergebnisses zu bewerten“ /RSK 15/.



Die Ergebnisse des Vorhabens geben Orientierung zur Sicherstellung eines bundeseinheitlichen Vorgehens bei der Durchführung und Bewertung von „Best Estimate“ Störfallanalysen und damit Ausführungsanleitungen zur Anwendung und Berücksichtigung der „Sicherheitsanforderungen für Kernkraftwerke /SIA 15/ und der RSK-Stellungnahme der 475. Sitzung „Anforderungen an die statistische Nachweisführung bei Kühlmittelverluststörfall-Analysen“ /RSK 15/. Es fehlt bei den derzeit in der Genehmigungspraxis angewandten Nachweisverfahren für Leckstörfälle, der „konservativ-deterministischen Nachweisführung“ bzw. „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“, der Nachweis, ob die Ergebnisse dieser Verfahren die Ergebnisse einer statistischen Nachweisführung, bei der die integrale Leistung und lokale Leistungsdichte statistisch behandelt werden, abdecken. Daher sollte im Rahmen dieses Vorhabens geprüft werden, ob dies, wie in der RSK-Stellungnahme der 475. Sitzung vom 15.04.2015 /RSK 15/ gefordert wird, erfüllt ist und in welcher Form die bisher in der Genehmigungspraxis angewandten Nachweisführungen weiter angewendet werden können. Es sollte eine Aussage erarbeitet werden, ob und ggf. in welcher Form die bisher in der Genehmigungspraxis angewandten Nachweisverfahren „konservativ-deterministische Nachweisführung“ bzw. „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ weiter angewendet werden können.

Mit den Ergebnissen des Vorhabens wird ein technisch-wissenschaftlicher Sachverstand bereitgestellt. Zusätzlich werden mit dem Vorhaben die Kompetenzerhaltung, die Qualifikation und die Weiterbildung für fachkundige Mitarbeiter unterstützt.

Das diesem Bericht zugrundeliegende Forschungsvorhaben „Statistische LOCA-Analyse“ stärkt die Kompetenz und Aussagefähigkeit zu sicherheitstechnischen Fragestellungen für Anlagen im Leistungsbetrieb.

Dieses Forschungsvorhaben wurde im Rahmen der GRS-Eigenforschung (Kat.1) durchgeführt.

## **2 Regulatorische Anforderungen an die deterministische Nachweisführung von Störfallereignissen und abgeleitete Einzelzielsetzungen**

Best-Estimate Analysen mit Quantifizierung bzw. Abschätzung von Unsicherheiten sind Stand von Wissenschaft und Technik und werden im Rahmen der sicherheitstechnischen Nachweisführung national (/SIA 15/, /RSK 05/) und international /IAE 09/ empfohlen und weltweit im Genehmigungs- und Aufsichtsverfahren eingesetzt /NEA 11/.

Entsprechend der „Sicherheitsanforderungen für Kernkraftwerke“ /SIA 15/, Anhang 5, Absatz 3 (2) d sind *„Bei Nachweisführungen durch die Analyse von Ereignissen oder Zuständen für die Sicherheitsebenen 1 bis 3 die Unsicherheiten, die mit dem jeweiligen Analyseergebnis für das jeweilige Nachweiskriterium verbunden sind, in ihrer Gesamtheit gemäß Nummer 3.3 [Quantifizierung der Ergebnisunsicherheiten] zu quantifizieren und zu berücksichtigen oder gemäß dem Abschnitt 3.4 [Abdeckende Nachweisführung] zu berücksichtigen“*.

Die „Sicherheitsanforderungen für Kernkraftwerke“ /SIA 15/, ermöglichen im Anhang 5, Absatz 3.4 (1) a einen Verzicht auf die Ermittlung der Gesamtunsicherheit, *„falls durch Standardisierung abgesicherte Verfahren bzw. Daten vorliegen, aus denen die Unsicherheit oder ein gesicherter Abstand zur Auslegungsgrenze bzw. zum Nachweiskriterium abgeleitet werden kann“* /SIA 15/.

Die RSK stellte in ihrer Stellungnahme von der 385. Sitzung am 20./21.07.2005 /RSK 05/ Folgendes bezüglich der eingesetzten Rechenprogramme fest:

*„Diese Rechenprogramme wurden und werden weiterhin verbessert und anhand von umfangreichen Experimenten validiert. Das Ziel der Verwendung dieser Rechenprogramme ist es, physikalisch möglichst realistische Ergebnisse zu erhalten.*

*Trotz Validierung der Rechenmodelle verbleibt ein Unsicherheitsband aufgrund von Modellunsicherheiten sowie der Unsicherheiten der Anlagen- und Brennstabparameter, z. B. Streuungen von Messwerten, Vereinfachungen in der Modellierung sowie aufgrund von Variation und ungenauer Kenntnis der Anfangs- und Randbedingungen sowie auch deshalb, weil Modelle unter Berücksichtigung von Experimenten entwickelt werden, mit denen das komplexe Verhalten einer Reaktoranlage im Störfall nur näherungsweise ermittelt wird. Es ist daher bei diesem Rechenverfahren nicht ersichtlich, mit welcher*

*Wahrscheinlichkeit und statistischen Sicherheit das Ergebnis unterhalb des Nachweiskriteriums liegt.*

*Weiterhin wurde davon ausgegangen, dass die Unsicherheiten der Analysen durch konservative Randbedingungen und Annahmen abgedeckt werden. Ein quantitativer Nachweis dafür fehlt jedoch, so lange nicht durch Unsicherheitsanalysen diese Abdeckung nachgewiesen wird“.*

Für die Durchführung einer „best-estimate“ KMV-Analyse empfiehlt die RSK in Ihrer 385. Sitzung /RSK 05/ „die Quantifizierung der Modellunsicherheiten sowie der Datenunsicherheiten der Anlagen- und Brennstabparameter“ und „die für die Durchführung einer KMV-Störfallanalyse benötigten Anfangs- und Randbedingungen und Parameterwerte sind im Hinblick auf die Art und Weise ihrer Festlegung zu unterscheiden in Bedingungen, die deterministisch vorgegeben werden und solche, die statistisch behandelt werden können“. Bei best-estimate Analysen mit der Quantifizierung von Unsicherheiten wird deshalb die ungünstigste Kombination aus den folgenden Annahmen für die Anfangs- und Randbedingungen verwendet:

- einem zu unterstellenden Einzelfehler,
- einem Ausfall infolge Instandhaltung,
- der Bruchlage,
- der Bruchgröße und dem Bruchtyp:
  - Doppelendiger Bruch von 1F bis 2F
  - kleines Leck,
- dem Notstromfall,
- der Ausgangsleistung im Kern (Bei Störfalleintritt ist von den ungünstigsten Werten auszugehen, die im bestimmungsgemäßen Betrieb unter Berücksichtigung der Begrenzungseinrichtungen in der integralen Leistung und in der Leistungsdichte auftreten können. Mess- und Kalibrierfehler können statistisch berücksichtigt werden.) und
- dem Zykluszeitpunkt /RSK 05/.

Dabei sollen entsprechend der RSK-Stellungnahme der 385. Sitzung /RSK 05/ folgende Unsicherheiten erfasst werden, die durch ungenaue Kenntnis von Eingangsparametern bedingt sind:

- Unsicherheiten einzelner Rechenmodelle: Unsicherheiten der einzelnen Modelle des Rechenprogramms sind auf der Basis experimenteller Ergebnisse zu bestimmen.
- Ungenaue Kenntnis der Anlagenzustände: Statistisch zu berücksichtigen sind z. B. Anfangswerte für Drücke, Temperaturen, Massenströme, Brennstabeigenschaften, die Nachzerfallswärme sowie Mess- und Kalibrierfehler. Parameter, für die Punkt- werte festgelegt werden können, die gesichert zu konservativen Ergebnissen führen, können mit dem jeweiligen Punktwert in der Rechnung berücksichtigt werden /RSK 05/.

Die Vorgaben der RSK führten dazu, dass für die Best-Estimate-Analysen mit Quantifizierung der Unsicherheiten eine Verzerrung des axialen Leistungsprofils im Kern nach oben für alle Brennstäbe vorgenommen wurde. Diese Randbedingungen werden normalerweise nicht erreicht, da die hierfür erforderliche Fahrweise von der im BHB empfohlenen abweicht. Zusätzlich wurde die maximale lineare Stablängenleistung des Heißstabs auf den Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse angehoben (pönalisierter Heißstab). Dadurch ergab sich eine maximale Stablängenleistung für den Heißstab von 535 W/cm (Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse bzw. LOCA-Grenzwert plus Unsicherheiten) eines 16\*16 Brennelements. Bei der Unsicherheitsanalyse mit pönalisierten Heißstab werden die Randbedingungen für den Heißstab nicht variiert.

Die RSK stellte in ihrer Stellungnahme aus der 475. Sitzung vom 15.04.2015 /RSK 15/ fest, dass *„die Mischung von deterministisch-konservativer und statistischer Vorgehensweise es erschwert, den Einfluss einzelner Parameter zu bewerten. Eine statistische Behandlung weiterer Parameter, hier integrale Leistung und Leistungsdichte, erlaubt dagegen eine genauere Beurteilung“*.

Die RSK stellte fest: *„Aus Sicht der RSK kann bei einer statistischen Nachweisführung von [in /RSK 05/] festgelegten Vorgabe, wonach bei Störfalleintritt im Hinblick auf die Ausgangsleistung im Reaktorkern von den ungünstigsten Werten auszugehen ist, die im bestimmungsgemäßen Betrieb unter Berücksichtigung der Begrenzungseinrichtungen in der integralen Leistung und in der Leistungsdichte auftreten können, unter folgenden Bedingungen abgewichen werden /RSK 15/“*, wenn bei einer Nachweisführung mit

statistischer Behandlung von Unsicherheiten das Nachweiskriterium so angewendet wird, „dass mit einer Wahrscheinlichkeit von mindestens 95 % bei einer statistischen Sicherheit von mindestens 95 % höchstens ein BS das Nachweiskriterium überschreitet“ /RSK 15/.

Die RSK geht in /RSK 15/ davon aus, dass „die deterministischen Vorgaben aus [RSK 05/] für die integrale Leistung des Reaktorkerns und die maximale lokale Leistungsdichte zum Zeitpunkt des Störfalleintritts im Vergleich zu einer Analyse, bei der auch diese beiden Einflussgrößen statistisch behandelt werden, tendenziell zu ungünstigeren Analyseergebnissen führen, da es sich bei diesen Größen um sensitive Eingabeparameter handelt“ [RSK 15/]. Weiterhin geht die RSK in Ihrer Stellungnahme der 385. Sitzung /RSK 05/ davon aus, „dass die Unsicherheiten der Analysen durch konservative Randbedingungen und Annahmen abgedeckt werden“, wofür allerdings eine Bestätigung erforderlich ist und „eine KMV-Störfallanalyse nach einem vereinfachten Vorgehen ohne Quantifizierung der Ergebnisunsicherheiten zulässig ist, wenn Einflussparameter identifiziert worden sind, mit denen ein konservatives Ergebnis erzielt werden kann, d. h. die Toleranzgrenzen der Unsicherheitsanalyse [95 % Wahrscheinlichkeit und 95 % statistischer Sicherheit] abgedeckt werden“ /RSK 05/.

Es lag zu Beginn des Vorhabens keine Bestätigung vor, ob die Ergebnisse einer Unsicherheitsanalyse, bei der die integrale Leistung und die lokale Leistungsdichte statistisch behandelt werden, von den bisherigen Verfahren, „konservativ-deterministische Nachweisführung“ bzw. „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“, abgedeckt werden. Ziel dieses Vorhabens war zu prüfen, ob die bisher mit den in der Genehmigungspraxis angewandten konservativen Nachweisverfahren erzielten Ergebnisse, die mit der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ unter Berücksichtigung des gesamten aktuellen Kenntnisstandes einschließlich der per lokalen Leistungsdichteverteilung erzielten Ergebnisse abdecken. Die RSK sagt in ihrer Stellungnahme aus der 475. Sitzung vom 15.04.2015 /RSK 15/ dazu aus, dass wenn dies nicht erfüllt ist, „die konservativ-deterministische Nachweisführung (falls sie weiterhin genutzt werden soll) so zu ergänzen ist, dass sie das Ergebnis der statistischen Nachweisführung abdeckt“. Dies trifft auch für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ zu.

Es soll daher eine Aussage erarbeitet werden, ob und ggf. in welcher Form die bisher in der Genehmigungspraxis angewandten Nachweisverfahren „konservativ-deterministische Nachweisführung“ bzw. „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ weiter angewendet werden können.

Das Ergebnis dieses Vorhabens wurde in die Wissensbasis zur Durchführung von Best-Estimate-Analysen integriert und sollte eine Entscheidungsgrundlage liefern, ob eine vollständige „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ erforderlich ist, oder ob die derzeit anerkannten Verfahren der Genehmigungspraxis ausreichend sind.



### 3 Stand von Wissenschaft und Technik

Der Nachweis, dass ein Kernkraftwerk Störfälle sicher beherrschen kann, wird deterministisch entweder mit konservativen Sicherheitsanalysen oder mit Best Estimate Analysen und Quantifizierung von Unsicherheiten durchgeführt /IAE 09/. Im NEA/CSNI Statusbericht der OECD aus dem Jahr 2011 /NEA 11/ wird festgestellt, dass „Best Estimate Plus Uncertainty“ (BEPU) Methoden weltweit im Genehmigungsverfahren für Kühlmittelverluststörfälle eingesetzt werden. Zu den Staaten, die BEPU einsetzen, zählen mittlerweile z. B. USA, Frankreich, Brasilien, Korea, Niederlande und Litauen. In weiteren Staaten werden umfangreiche Forschungsaufgaben für den zukünftigen Einsatz von BEPU-Methoden umgesetzt.

Die Anforderungen an „Best Estimate“ Analysen mit Berücksichtigung von Unsicherheiten werden in nationalen und internationalen Regelwerken beschrieben. Hervorzuheben sind folgende Regelwerke/Stellungnahmen/Empfehlungen:

- Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke: Kriterien für Nachweisführung und Dokumentation /SIA 15/,
- RSK Empfehlung der 385. Sitzung vom 20./21.07.2005, Anforderungen an die Nachweisführung bei Kühlmittelverluststörfallanalysen /RSK 05/.
- RSK-Stellungnahme der 475. Sitzung vom 15.04.2015, Anforderungen an die Nachweisführung bei Kühlmittelverluststörfallanalysen /RSK 15/.
- IAEA, Specific Safety Guide No. SSG-2, Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants, Chapter 5, ‚Best-Estimate Plus Uncertainty Analysis‘ /IAE 09/,
- IAEA, Safety Report Series No. 52, Best Estimate Safety Analysis for Nuclear Power Plants: Uncertainty Evaluation,
- US NRC Regulatory Guide 1.157 und 1.203.

Im NEA/CSNI Statusbericht der OECD aus dem Jahr 2011 /NEA 11/ wird festgestellt, dass zwei verschiedene Methoden eingesetzt werden, um Unsicherheiten zu bestimmen. Die erste Methode setzt ein statistisches Verfahren ein, das aus den Unsicherheiten bzgl. der Eingangsparameter (z. B. Modellunsicherheiten) und deren Fortpflanzung durch das Rechenmodell die Ergebnisunsicherheiten (z. B. Prozessgrößen wie maximale Hüllrohrtemperatur) ermittelt. Diese Methode wurde zuerst von der GRS entwickelt und vorgeschlagen und ist in dem GRS-eigenen Programm SUSIA implementiert. Die



zweite Methode ist die „Uncertainty Method based on Accuracy Extrapolation“ (UMEA) und deren Anwendung auf ein Rechenprogramm mit der „Capability of Internal Assessment of Uncertainty“ (CIAU). Diese Methode wurde von der Universität Pisa entwickelt und basiert auf dem Vergleich zwischen Rechenergebnissen und Versuchsdaten mit vergleichbarem Störfallverhalten.

Das BEMUSE (Best Estimate Method Uncertainty and Sensitivity Evaluation) Programm der OECD /NEA 11/ hatte sich die Aufgabe gestellt, die Methoden zur Quantifizierung von Unsicherheiten bei „Best Estimate“ Analysen zu qualifizieren. Alle Teilnehmer außer der Universität Pisa benutzten die auf statistischen Verfahren wie SUSANA /KLO 15a/, /KLO 15b/ basierende Methode /GLA 94a/.

Das im BEMUSE Programm qualifizierte Verfahren zur Bestimmung von Unsicherheiten SUSANA /KLO 08/, welches bei der GRS entwickelt wurde, wird bei der GRS für Unsicherheitsanalysen eingesetzt. Um auf rechenaufwändige Unsicherheitsanalysen zu verzichten und eine konservative Abschätzung der Unsicherheit zu erhalten, wurde im Forschungsvorhaben RS1166 die „Factorial Design“ Methode zur Abschätzung von Ergebnisunsicherheiten entwickelt /KLO 08/.

In der GRS wird das im BEMUSE Programm qualifizierte statistische Verfahren für Unsicherheitsanalysen eingesetzt. Wesentlich dabei ist das Identifizieren der relevanten unsicheren Eingangsparameter des angewendeten Rechenprogramms sowie die Quantifizierung der zugehörigen Wertebereiche, Verteilungen und Abhängigkeiten zwischen einzelnen Parametern. Mit Monte-Carlo-Simulation und der Anwendung statistischer Verfahren wird schließlich die Ergebnisunsicherheit ermittelt. Für dieses Verfahren ist eine Mindestzahl von Rechenläufen erforderlich. Z. B. sind für die Ermittlung einer einseitigen (95 %; 95 %) Toleranzgrenze für ein Rechenergebnis 59 Rechenläufe und für die Ermittlung eines zweiseitigen (95 %; 95 %) Toleranzintervalls mindestens 93 Rechenläufe erforderlich.

Im Rahmen einer statistischen Unsicherheitsanalyse bzgl. des LOCA-Nachweiskriteriums („statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“) wurden in der GRS bisher im Allgemeinen 100 Rechenläufe durchgeführt, um eine einseitige obere (95 % / 95 %) Toleranzgrenze für die maximale Hüllrohrtemperatur zu ermitteln. Diese Toleranzgrenze ist derjenige Wert der maximalen Hüllrohrtemperatur, der mit einer Wahrscheinlichkeit von mindestens 95 % bei einer statistischen Sicherheit von mindestens 95 % nicht überschritten wird.

Die ausgewiesene Hüllrohrtemperatur bezog sich bei allen LOCA-Analysen in der GRS auf den Heißstab. Er repräsentiert den höchstbelasteten Brennstab mit Verzerrung auf den Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse und weist die höchste Stablleistung oder höchste gespeicherte Wärme auf. Da angenommen wurde, dass seine maximale Hüllrohrtemperatur abdeckend für alle Brennstäbe im Kern ist, wurde davon ausgegangen, dass mit diesem Heißstab die Einhaltung des LOCA-Nachweiskriteriums überprüft werden kann. Dieses Nachweiskriterium fordert, dass eine maximale Hüllrohrtemperatur von höchstens 1.200 °C mit einer hohen Wahrscheinlichkeit von mindestens 95 % bei einer hohen statistischen Sicherheit von mindestens 95 % (obere einseitige 95 % / 95 % Toleranzgrenze) erfüllt sein muss.



## 4 Strukturierung und Planung des Arbeitsprogramms

Im Rahmen des Vorhabens wird gezeigt, wie eine „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ unter Berücksichtigung einer großen Anzahl hochbelasteter Brennstäbe mit praktikablem Rechenaufwand durchgeführt werden kann. Ferner wird untersucht, wie die Ergebnisse aus der statistischen LOCA-Analyse mit Berücksichtigung eines pönalisierten Heißstabs und aus der LOCA-Analyse mit konservativ-deterministischen Randbedingungen im Vergleich zu den Ergebnissen aus der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ einzuordnen sind. Für die Analyse wird neben dem Programm ATHLET für die Störfallsimulation das GRS-eigene Programm SUSANA für die Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse eingesetzt. Das Arbeitsprogramm für das Vorhaben „statistische LOCA-Analyse“ ist wie folgt strukturiert:

- Anpassung eines ATHLET Datensatzes für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ (AP 4.1):
  - Erweiterung des Kernmodells der Referenzanlage (AP 4.1.1),
  - Ermittlung lokale Leistungsdichte höchst belasteter Brennstäbe und mittlerer Brennstäbe in den modellierten thermohydraulischen Kanälen (AP 4.1.2),
  - unsichere Parameter und Festlegung der Verteilungen (AP 4.1.3),
  - Abhängigkeit von Parametern (AP 4.1.4).
- Durchführung von LOCA- Nachweisen (AP 4.2):
  - Konservativ-deterministischer Nachweisführung (AP 4.2.1),
  - „Statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ (AP 4.2.2).
- Statistische Unsicherheitsanalyse (AP 4.3):
  - Methode der statistischen Unsicherheitsanalyse (AP 4.3.1),
  - Eingabe von unsicheren Parametern und Monte Carlo Simulation (AP 4.3.2),
  - Quantifizierung der Ergebnisunsicherheit (AP 4.3.3),
  - Sensitivitätsanalyse (AP 4.3.4).
- Empfehlung zur Durchführung von LOCA- Analysen (AP 4.4),
- Dokumentation (AP 4.5).

Die Darstellung der erzielten Arbeitsergebnisse erfolgt im nächsten Kapitel entsprechend dieser Gliederung.

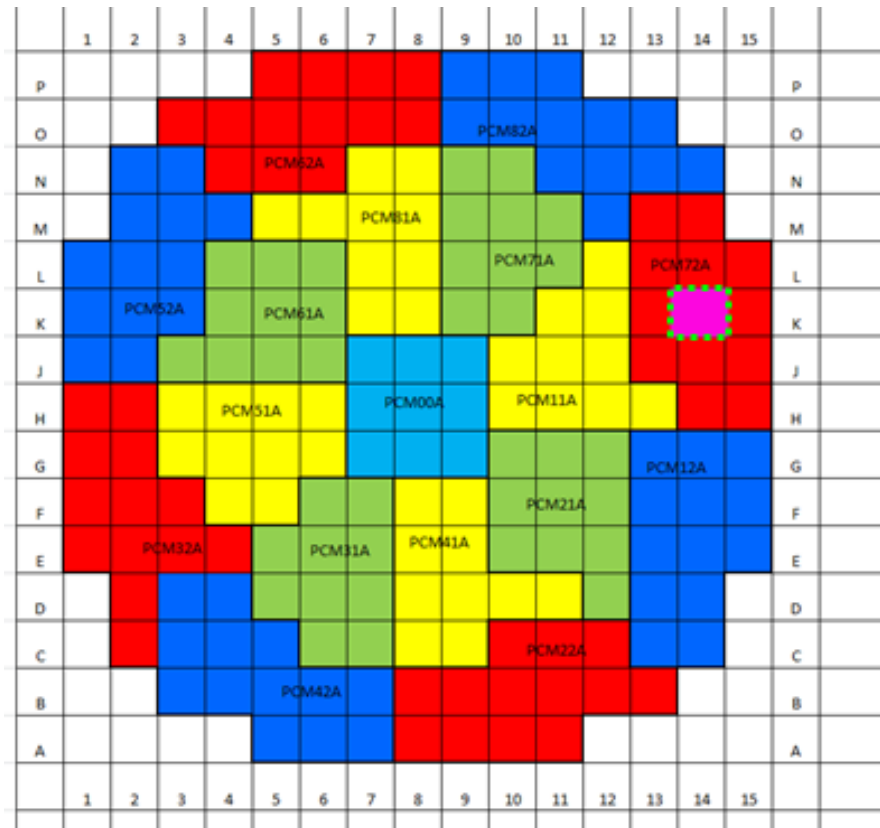


## **5 Arbeitsergebnisse**

### **5.1 Anpassung eines ATHLET Datensatzes für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ (AP 4.1)**

Der Datensatz einer Konvoianlage wurde für die Nachbildung der Referenzanlage übernommen. Die Referenzanlage wird in diesem Datensatz mit einem 4-Loop-Modell und einer Kernleistung von 3850 MW nachgebildet. Der Reaktordruckbehälter ist mit acht thermohydraulischen Ringraumkanälen und 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen (Abb. 5.1) vom unteren Plenum bis zum oberen Plenum nachgebildet. Diese Aufteilung in 17 thermohydraulische Kanäle kommt auch bei den Steuerstabführungsrohren zum Einsatz. Die 17 Kernhauptkanäle sind in einem äußeren und inneren Ring mit je acht Kernhauptkanälen und einem zentralen Kernhauptkanal angeordnet. Im zentralen Kernhauptkanal befinden sich neun Brennelemente, in jedem Kernhauptkanal des inneren Rings 10 Brennelemente und in jedem Kernhauptkanal des äußeren Rings 13 Brennelemente. In einem der äußeren Kernhauptkanäle befindet sich ein heißes Brennelement mit einem Heißkanal, der einen Heißstab und acht Umgebungsstäbe enthält.

Im ersten Schritt wurde der vorliegende Datensatz für die Referenzanlage stabilisiert, um regelungstechnische Eingriffe in der stationären Simulationsphase weitgehend zu vermeiden und stabile Anfangsbedingungen für die spätere „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ herzustellen. Neben Anpassungen der Widerstandsbeiwerte zur verbesserten Simulation der Strömungsverteilung, wurden die Anfangsbedingungen der modellierten Anlage überprüft und bei Unstimmigkeiten angepasst. Darüber hinaus wurde die Darstellung der Brennelemente aktualisiert. Hierzu erfolgte eine Ersetzung des im Datensatz noch vorhandenen 16x16 Bündels in ein 18x18 Bündel. Entsprechend wurden die Strömungsfläche und der hydraulische Durchmesser des thermohydraulischen Kernhauptkanals angepasst, sowie die zugeordneten Brennstäbe und die Leistungsverteilung neu definiert.



**Abb. 5.1** Radiale Verteilung der thermohydraulischen Kernhauptkanäle im Ausgangsdatensatz

Mit den o. g. Änderungen wurde zur Überprüfung der Datensatzstabilität eine stationäre Rechnung ohne Störfallunterstellung durchgeführt. Nach einer Einschwingphase von 600 s stellte sich eine akzeptable Temperatur- und Druckverteilung ohne Ansprechen eines Sprüh- bzw. Heizvorgangs der Druckregelung ein. Die mittlere Kühlmitteltemperatur lag nach 600 s bei 308.7 °C und wich somit lediglich um 0.1 °C von dem Sollwert (308.6 °C) ab. Auch während der Einschwingphase waren die Abweichungen der mittleren KMT vom Sollwert gering, so dass kein Verfahren der D-Stäbe ausgelöst wurde.

### 5.1.1 Erweiterung des Kernmodells für die Referenzanlage (AP 4.1.1)

Der Ausgangsdatensatz für die Referenzanlage wurde für die Durchführung einer „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ modifiziert.

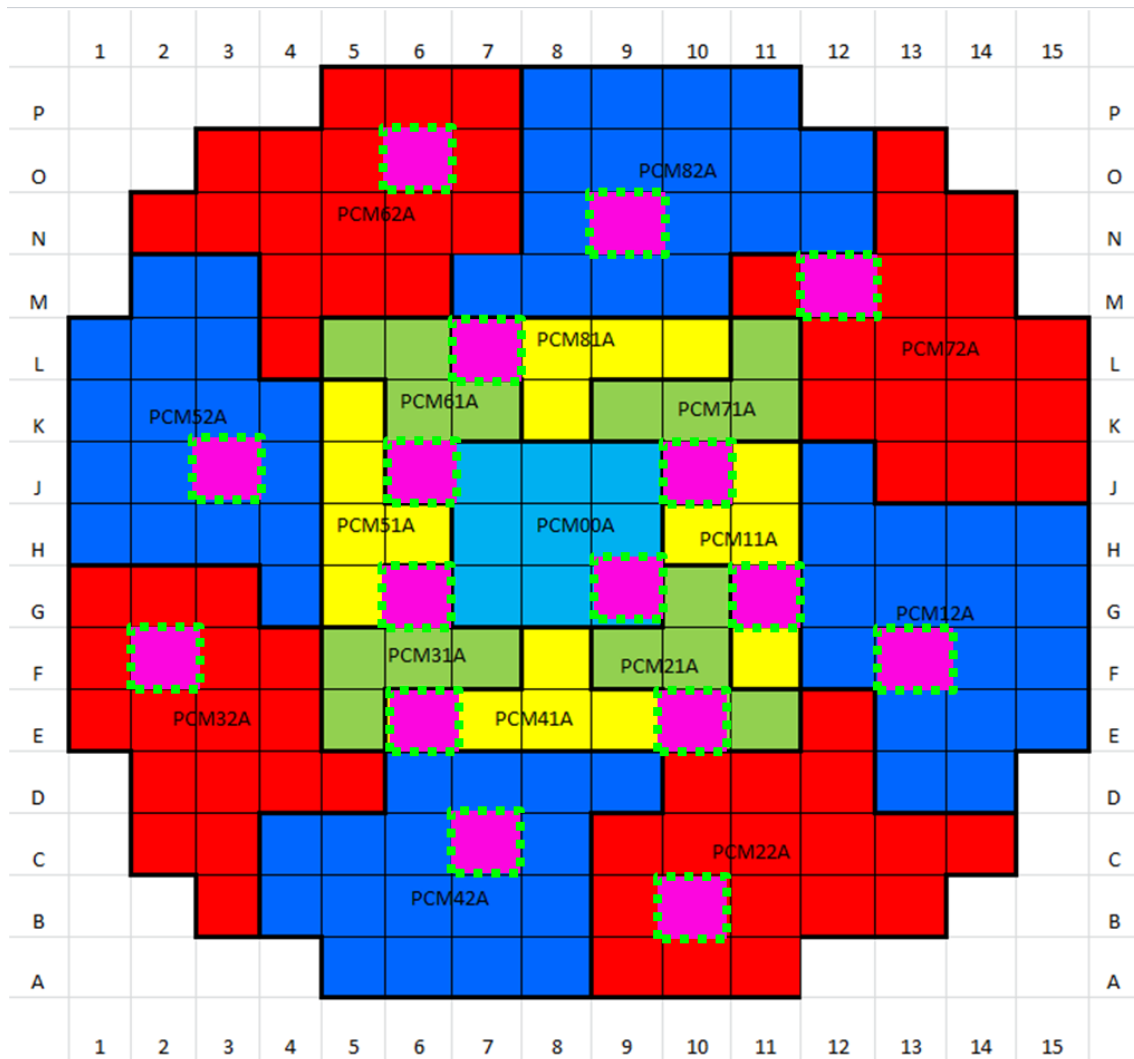
Die Brennstäbe mit der höchsten Stablängenleistung sind nicht gleichmäßig über den Kern verteilt. Bei gleichmäßiger Verteilung könnten 5 % der Brennstäbe mit der höchsten Stablängenleistung (entspricht 2.895 Brennstäben) bei 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen in 171 Datensätzen integriert werden. Da keine gleichmäßige Verteilung

der Brennstäbe mit den höchsten Stablängenleistungen vorliegt, wurde ausgehend von der Verteilung der Brennstäbe mit den höchsten Stablängenleistungen die folgende Zuordnung der Brennelemente zu den 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen (siehe Abb. 5.2) gewählt:

- neun Brennelemente im zentralen Kernhauptkanal,
- fünf Brennelemente in jedem der acht Kernhauptkanäle im inneren Ring,
- achtzehn Brennelemente in jedem der acht Kernhauptkanäle im äußeren Ring.

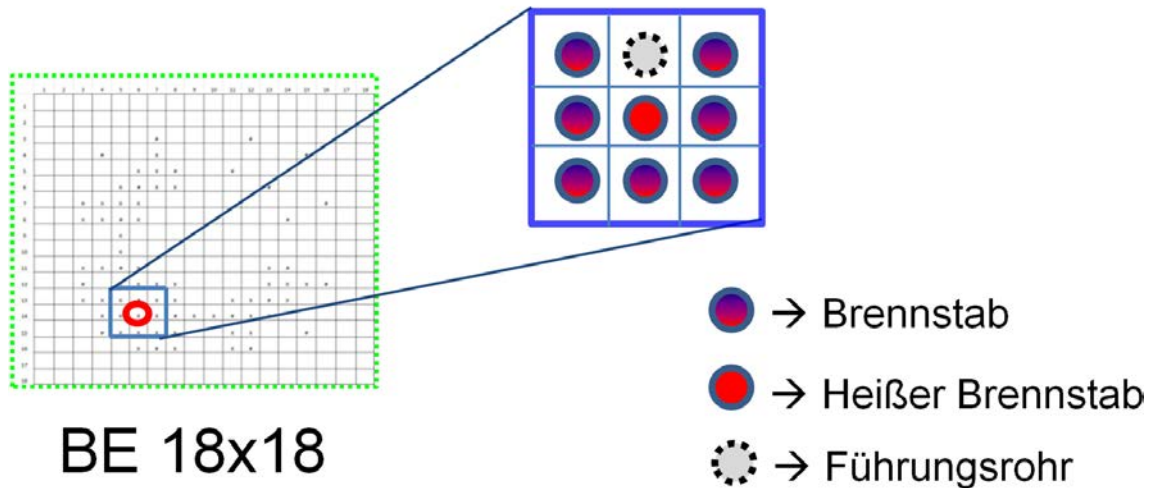
Diese Anordnung erfüllt auch eine Anforderung an die Größe der Durchbruchkanäle für die Heißeinspeisung bei einem 2F Bruch, die in UPTF mit etwa 20 Brennelementen experimentell bestimmt wurde /PAP 96/. Bei dieser Anordnung können die 2.895 höchstbelasteten Brennstäbe 201 Datensätzen zugeordnet werden.





**Abb. 5.2** Radiale Verteilung der thermohydraulischen Kernhauptkanäle im Datensatz für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA- Analyse“

Darüber hinaus wurden ein heißes Brennelement (Abb. 5.2) und ein Heißkanal (Abb. 5.3) in jedem der 17 Kernhauptkanäle thermohydraulisch nachgebildet. Der Heißkanal wird über ein „Cross Connection“ Objekt mit dem zugeordneten heißen Brennelement (BE) verknüpft und dieses wiederum mit dem Kernhauptkanal, in dem das zugeordnete heiße Brennelement liegt. Jedem Heißkanal wurden ein hochbelasteter Brennstab (Heißstab) und ein mittlerer Brennstab, der die sechs bis acht umgebenden Brennstäbe repräsentiert, zugeordnet (Abb. 5.3). Die restlichen Brennstäbe in dem heißen Brennelement, in dem der ausgewählte Heißstab liegt, wurden durch einen Brennstab mit einer mittleren Leistung modelliert. Die BE ohne das heiße BE in dem entsprechenden thermohydraulischen Kernhauptkanal wurden in hochbelastete und niedrigbelastete BE untergeteilt, die mit je einem mittleren Brennstab nachgebildet wurden.



**Abb. 5.3** Integration des Heißkanals in ein 18x18 heißes Brennelement

Damit die Erstellung der großen Anzahl Datensätze effizient gestaltet werden kann, wurde der Basisdatensatz für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ in seine Bestandteile modular zerlegt. Der Basisdatensatz wurde auf die zu variierenden Abschnitte reduziert und die allgemein gültigen Abschnitte mittels eines Ordnerverweises (Nutzung der „Include-Funktion“) implementiert. Auf diese Weise reduziert sich die Zeit zur Erstellung der großen Anzahl von Datensätzen für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ auf wenige Minuten.

### 5.1.2 Ermittlung der lokalen Leistungsdichte der höchst belasteten Brennstäbe und der mittleren Brennstäbe in den modellierten thermohydraulischen Kanälen (AP 4.1.2)

Die axiale und radiale Leistungs- und Abbrandverteilung aller Brennstäbe der Referenzanlage wurde aus einem vom Betreiber für den 24. Zyklus eines Druckwasserreaktors bereitgestellten Pin-File entnommen. Für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ wurden die Brennstabdaten bei BOC (sechs Tage nach Zyklusbeginn) ausgewertet. Der Zeitpunkt bei BOC wurde für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ ausgewählt, da zu Zyklusbeginn die höchsten Stablängenleistungen auftreten und diese im oberen Bereich des Reaktorkerns liegen. Im oberen Bereich des Reaktorkerns herrschen bei einem kaltseitigen Bruch der Hauptkühlmitteleitung (HKML) die ungünstigsten Kühlungsbedingungen. Dort sind während eines kaltseitigen Bruchs der HKML auch die höchsten Hüllrohrtemperaturen zu erwarten.

Die Pin-Files stellen für jeden Brennstab folgende Daten bereit:

- Zeit [d], Lastfaktor [-], Zyklus [-], Stabtyp [-], Zeilenr. [-], Spaltenr. [-], Brennstab-Position,
- Leistung je Axialabschnitt n [W/cm], mit n = 1 bis 32,
- Neutronenfluss je Axialabschnitt n [ $1E13/cm^2s$ ], mit n = 1 bis 32,
- Abbrand je Axialabschnitt n [MWd/kg], mit n = 1 bis 32,
- Mittelwerte für: Leistung [W/cm], Neutronenfluss [ $1E13/cm^2s$ ], Abbrand [MWd/kg].

Die Zeit [d] gibt die Anzahl der Tage im Zyklus an, die der Reaktorkern bereits im aktuellen Zyklus im Betrieb ist. Der Lastfaktor gibt an, ob die Anlage bei Volllast (1.0) oder im Strechout (< 1.0) gefahren wird. Beim Stabtyp wird angegeben, ob es sich an der Stabposition um einen Brennstab (01) oder um ein Steuerstabführungsrohr handelt. Die Zeilennummer und Spaltennummer gibt die Lage in der 18x18 Matrix des Brennelements an. Bei der Brennstab-Position wird die Zeilennummer 18 bis 1 durch die Buchstaben A bis V ersetzt.

Zunächst wurden aus den Pin-Files für die 193 Brennelemente die 5 % der Brennstäbe (2.895 Brennstäbe aus 57.900 Brennstäben) herausgesucht, die die höchsten Stablängenleistungen aufweisen und diese Brennstäbe ihren Brennelementen (BE) zugeordnet.

Im Kernhauptkanal 81 (Abb. 5.2) befinden sich 201 der 2.895 Brennstäbe mit der höchsten Stablängenleistung. Dem Kernhauptkanal 81 sind die Brennelemente (BE) K08 (29 heiße Brennstäbe), L07 (16 heiße Brennstäbe), L09 (13 heiße Brennstäbe), L10 (143 heiße Brennstäbe) und L08 (0 heiße Brennstäbe) zugeordnet.

Die höchste Stablängenleistung beträgt 333.25 W/cm und wurde für das BE O07 (Position 12 (Spalte) und 14 (Zeile) im BE) im Kernhauptkanal PCM62A an der auf der Höhenposition 226 cm ausgewiesen. Die Stablängenleistung für den Brennstab mit der 2.895ten höchsten Stablängenleistung beträgt 309.57 W/cm und wurde für das BE L07 (Position 11 (Spalte) und 4 (Zeile) im BE) im Kernhauptkanal PCM81A auf der Höhenposition 275 cm ausgewiesen.

Die maximale Stablängenleistung für einem Randstab wurde mit 325.586 W/cm im BE L10 (Position 12 (Spalte) und 18 (Zeile) im BE) im Kernhauptkanal PCM81A auf der Höhenposition 263 cm ausgewiesen. Somit beträgt die maximale Stablängenleistung

eines Randstabs 97,7 % der maximalen Stablängenleistung an der Heißstelle des Brennstabs mit der höchsten Stablängenleistung.

In allen thermohydraulischen Kanälen, außer dem Kanal 81, befinden sich weniger als 201 der 2.895 Brennstäbe mit den höchsten Stablängenleistungen. In diesen thermohydraulischen Kanälen werden ergänzend die Brennstäbe ausgewählt mit den nachfolgend höchsten Stablängenleistungen. Somit werden neben den 2.895 Brennstäben mit der höchsten Stablängenleistung noch zusätzlich 522 Brennstäbe mit einer hohen Stablängenleistung in die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ mit einbezogen. Insgesamt wird also das thermohydraulische Verhalten von 3.417 Brennstäben mit hoher Stablängenleistung explizit berücksichtigt.

Dem ersten Datensatz wird in jedem thermohydraulischen Kernhauptkanal der Brennstab zugeordnet, der in diesen Kernhauptkanälen die höchste Stablängenleistung besitzt. Jedem weiteren der 201 Datensätze wird in den 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen der Brennstab zugeordnet, der diesen Kernhauptkanälen eine Stablängenleistung entsprechend seiner Nummerierung besitzt. Zum Beispiel wird dem hundertsten Datensatz der Brennstab zugeordnet, der in der Reihenfolge von oben nach unten die hundertste hohe Stablängenleistung besitzt.

In einem nächsten Schritt werden die acht Brennstabpositionen neben allen 3.417 Brennstäben mit einer hohen Stablängenleistung bestimmt. An benachbarten Brennstabpositionen stehen entweder andere Brennstäbe oder ein bis zwei Steuerstabführungsrohre. Brennstäbe mit einer hohen Stablängenleistung können auch am Rand oder einer Ecke eines Brennelements (BE) stehen. Daher ergeben sich abhängig von der Umgebung des Brennstabs mit einer hohen Stablängenleistung im thermohydraulischen Heißkanal (3\*3 Konfiguration) unterschiedliche freie Strömungsflächen und axial unterschiedliche Reibungs- und Formverluste (Abstandshalter), die für jeden der 201 Datensätze berechnet werden. Für die Brennstäbe (acht minus die Anzahl der Steuerstabführungsrohre) werden mittlere Werte für die Stablängenleistung und mittlere Profile für die axiale Leistungs- und Abbrandverteilung aus dem Pin-File bestimmt.

In einem weiteren Schritt werden für alle 17 heißen BE, in denen sich die 17 Brennstäbe mit einer hohen Stablängenleistung (Heißstäbe) befinden – mittlere Werte für die Stablängenleistung und mittlere Profile für die axiale Leistungs- und Abbrandverteilung aus dem Pin-File bestimmt. Dabei werden alle Brennstäbe im heißen BE berücksichtigt außer dem Heißstab und die sechs bis acht umgebenden Brennstäbe.

Die restlichen Brennstäbe in jedem thermohydraulischen Kanal werden durch einen repräsentativen Brennstab mit hoher Stablleistung und einen repräsentativen Brennstab mit niedriger Stablleistung nachgebildet. Im zentralen thermohydraulischen Kanal werden die BE mit einer normierten radialen BE-Leistung über 1.0 (G7, G9, J7, J9) durch einen repräsentativen Brennstab mit hoher Stablleistung nachgebildet, wobei das BE mit dem Brennstab mit der höchsten Stablängenleistung nicht berücksichtigt wird. Die restlichen BE (G8, H7, H8, H9, J8) werden durch einen repräsentativen Brennstab mit niedriger Stablleistung nachgebildet.

Im inneren thermohydraulischen Ringkanal werden die BE mit einer normierten radialen BE-Leistung über 1.2 (z. B. im thermohydraulischen Kernhauptkanal 21: F10, E11 (siehe Abb. 5.2)) durch einen repräsentativen Brennstab mit hoher Stablleistung und die restlichen BE (F9, G10) durch einen repräsentativen Brennstab mit niedriger Stablleistung nachgebildet, wenn der Heißstab im BE E10 liegt. Im äußeren thermohydraulischen Ringkanal werden die BE mit einer normierten radialen BE-Leistung über 0.8 (z. B. im thermohydraulischen Kernhauptkanal 22: B9, C9, C10, C11, C12, D10, D11, D12, E12) durch einen repräsentativen Brennstab mit hoher Stablleistung nachgebildet und die restlichen BE (A9, A10, A11, B11, B12, B13, C13, C14) durch einen repräsentativen Brennstab mit niedriger Stablleistung nachgebildet, wenn der Heißstab im BE B10 liegt.

Das BE mit dem Brennstab mit der höchsten Stablängenleistung wird beim repräsentativen Brennstab mit hoher Stablängenleistung nicht berücksichtigt. Für alle repräsentativen Brennstäbe mit hoher und mittlerer Stablängenleistung werden mittlere Werte für die Stablleistung und mittlere Profile für die axiale Leistungs- und Abbrandverteilung aus dem Pin-File bestimmt.

Für die Berechnung der Spaltgase wird für jeden der 17 Brennstäbe mit der höchsten Stablängenleistung und jedem der Brennstäbe mit einer hohen und niedrigen Stablleistung im dazugehörigen Kernhauptkanal ein Mittelwert für den Abbrand zwischen den Segmenten 1 und 32 gebildet (im Pin-File wird der Brennstab für die Bestimmung der axialen Abbrandverteilung in 32 Segmente geteilt). Dies erfolgt für jeden der 201 Datensätze. Für das heiße BE und die Umgebungsstäbe wird der mittlere Abbrand des Brennstabs mit der höchsten Stablängenleistung verwendet. Die Spaltgaszusammensetzung wird in Abhängigkeit vom mittleren Abbrand entsprechend der Tabellen XHE, XKR und XXE (Tab. 5.1) /GLA 05/ bestimmt.

**Tab. 5.1** Abhängigkeit der Konzentration von Helium, Krypton und Xenon vom Abbrand

| K---- XHE Dependence of Helium percentage on burnup  |       |
|--|-------|
| Burnup (MWd/kg UO <sub>2</sub> )                     | XHE   |
| 0.0  | 1.000 |
| 10.0   | 0.993 |
| 20.0   | 0.948 |
| 30.0   | 0.856 |
| 40.0   | 0.802 |
| 50.0   | 0.730 |
| 60.0   | 0.660 |
| 70.0   | 0.566 |
| K---- XKR Dependence of Krypton percentage on burnup |       |
| Burnup (MWd/kg UO <sub>2</sub> )                     | XKR   |
| 0.0  | 0.000 |
| 10.0   | 0.001 |
| 20.0   | 0.005 |
| 30.0   | 0.014 |
| 40.0   | 0.020 |
| 50.0   | 0.027 |
| 60.0   | 0.034 |
| 70.0   | 0.043 |
| K---- XXE Dependence of Krypton percentage on burnup |       |
| Burnup (MWd/kg UO <sub>2</sub> )                     | XXE   |
| 0.0  | 0.000 |
| 10.0   | 0.006 |
| 20.0   | 0.047 |
| 30.0   | 0.130 |
| 40.0   | 0.178 |
| 50.0   | 0.243 |
| 60.0   | 0.306 |
| 70.0   | 0.391 |

Für die Berechnung des Pellet-Durchmessers und der Spaltweite im kalten Zustand wird für jeden der 17 Brennstäbe mit der höchsten Stablängenleistung und jeden der Brennstäbe mit einer hohen und niedrigen Stableistung im dazugehörigen Kernhauptkanal ein

Mittelwert für den Abbrand zwischen den Segmenten 5 und 28 gebildet (im Pin-File wird der Brennstab für die Bestimmung der axialen Abbrandverteilung in 32 Segmente geteilt). Dies erfolgt für jeden der 201 Datensätze. Für das heiße BE und die Umgebungsstäbe wird der mittlere Abbrand des Brennstabs mit der höchsten Stablängenleistung verwendet. Der Pellet-Durchmesser und die Spaltweite im kalten Zustand wird in Abhängigkeit vom mittleren Abbrand entsprechend der Tabellen DS10 und GAP10 (Tab. 5.2) /GLA 05/ bestimmt.

**Tab. 5.2** Abhängigkeit des Pellet-Durchmessers und der Spaltweite vom Abbrand im kalten Zustand

| K---- DS10 Dependence of pellet radius on burnup         |             |
|--|-------------|
| Burnup (MWd/kg UO <sub>2</sub> )                         | DS10        |
| 5.0  | 0.004025000 |
| 20.0   | 0.004078684 |
| 35.0   | 0.004099263 |
| 50.0   | 0.004110000 |
| 65.0   | 0.004110000 |
| K---- GAP10 Dependence of gap width percentage on burnup |             |
| Burnup (MWd/kg UO <sub>2</sub> )                         | GAP10       |
| 5.0  | 0.000085000 |
| 20.0   | 0.000031316 |
| 35.0   | 0.000010737 |
| 50.0   | 0.000000000 |
| 65.0   | 0.000000000 |

Die Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs wird abbrandabhängig für jedes axiale Segment jedes simulierten Brennstabs mit einem in ATHLET implementierten Modell berechnet ausgehend von einer temperaturabhängigen Leitfähigkeitsverteilung bei einem Abbrand von 0 [MWd/kg]. Die Dichte des Brennstoffs wird indirekt abbrandabhängig berechnet indem das abbrandabhängige Schwellen des Pellet berücksichtigt wird, d. h. die Dichte des Brennstoffs nimmt mit dem Abbrand ab.

### **5.1.3 Unsichere Parameter und Festlegung der Verteilungen (AP 4.1.3) und der Abhängigkeit von Parametern (AP 4.1.4)**

Die unsicheren Parameter (Tab. 5.3) und deren Verteilungsparameter (Tab. 5.4) wurden weitgehend den folgenden Berichten GRS-A-2177 /GLA 94b/, GRS-A-3279 /GLA 05/, GRS-A-3436, /GLA 08b/, GRS-A-3438 /DRA 08/, GRS-A-3443 /GLA 08a/ und dem Bericht GRS-A-3685 /AUS 13/ entnommen. Alle zusätzlichen Parameter werden in den folgenden Unterkapiteln beschrieben.



**Tab. 5.3** Parameterliste der unsicheren Parameter mit Dokumentationshinweisen

| Par. Nr. | Par. ID | Parameter Name   | Einheit | Wert | Dokumente  | Bemerkungen  |
|----------|---------|--|---------|------|--|--|
| 1        | ODVPI   | Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Vertikale Rohre (Pipe)   | -       | 1    | GE Blowdown Experiment, Wilson und Toshiba /ISH 78/, GE Blowdown- und Wilson-Drift-Experimente /SKO 88/ und zahlreiche integrale Experimente, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 5 |  |
| 2        | ODHPI   | Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Horizontale Leitungen (Pipe)   | -       | 1    | UPTF Experimente, TPTF Experimente, IVO Experimente /SKO 88/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 6   |  |
| 3        | ODBUN   | Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Bündelgeometrie, Heizstabbündel  | -       | 1    | Validierung der Korrelation für Brennstabbündel /LEF 98/ und Expertenbeurteilung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Para. 7   |  |
| 4        | OHWFC   | Einphasige Konvektion in Wasser (Dittus-Boelter, MC Eligot) – Korrekturfaktor, Alle Oberflächen mit Wärmeübertragung | -       | 1    | Analysen der KWU Experimente mit 25-Stabbündel /VOJ 82/ und Expertenbeurteilung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Para. 24   |  |
| 5        | OHWNC   | Einphasige Naturkonvektion in Wasser Korrekturfaktor, Alle Flächen mit Wärmeübertragung                              | -       | 1    | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kapitel 3.5.1.3, Parameter 6   |  |
| 6        | OHWNB   | Blasensieden (modifizierte Chen Korrelation) – Korrekturfaktor, Alle Flächen mit Wärmeübertragung                    | -       | 1    | Analysen der KWU Experimenten mit 25-Stabbündel /VOJ 82/ und Expertenbeurteilung, GRS-A-3685, Tab. 5.2-1, Para. 25   |  |
| 7        | IHTC1   | Modell für Dampf-Tropfenkühlung: 1=modifizierte Dougall-Rohsenow / 2=Condie-Bengston IV Korrelation                  | -       | 1    | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kapitel 3.5.1.3, Parameter 9, Siehe Parameter OHWFB  | Kern: TFJKA0KE10-Objekte, Dampferzeuger: TFJEA10SR1-Objekte  |
| 8        | OHWFB   | Dampf-Tropfenkühlung: modifizierte Dougall-Rohsenow / Condie-Bengston IV Korrelation – Korrekturfaktor, Kern         | -       | 1    | Literatur /GOT 85/, /NIJ 80/ und Analysen der KWU-Experimente mit 25-Stabbündel /VOJ 82/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 26  |  |
| 9        | OTMFB   | Minimale Filmsiedetemperatur (Groeneveld-Stewart Korrelation) – Korrekturfaktor, Kern                                | -       | 1    | Literatur /WIC 91/, Analysen der KWU Experimenten mit 25-Stabbündel /VOJ 82/ und OMEGA Experiment /GLA 94a/, /CHA 82/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 27                       | Min: 0.99, in GRS-A-3685 0.9, Max: 1.03, in GRS-A-3685 /AUS 13/ 1.3, Reduktion des Unsicherheitsbereichs erforderlich um DNB in der stationären Rechnung zu vermeiden; für die Unsicherheitsanalyse nicht relevant, da CHF Korrelationen bereits vorher wirksam werden |
| 10       | IHTC3   | Modell für einphasige Zwangskonvektion in Dampf: 1=Dittus-Boelter II / 2=Mc Eligot                                   | -       | 2    | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kapitel 3.5.1.3, Parameter 7, siehe OHVFC  | Kern: TFJKA0KE10-Pbjekte, Dampferzeuger: TFJEA10SR1-Objekte  |
| 11       | OHVFC   | Einphasige Konvektion in Dampf Dittus-Boelter II / Mc Eligot – Korrekturfaktor; alle Flächen, mit Wärmeübertragung   | -       | 1    | Parameter 28, Literatur /GOT 85/ und Expertenbeurteilung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 28  |  |

| Par. Nr. | Par. ID | Parameter Name   | Einheit          | Wert     | Dokumente   | Bemerkungen  |
|----------|---------|--|------------------|----------|---|--|
| 12       | OTRNB   | Kritische Heizflächenbelastung Minimalwert aus 3 Korrelationen / Biasi Korrelation – Korrekturfaktor, Kern   | -                | 1        | Literatur /GOT 85/, /WIC 91/, /NIJ 80/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 29   | Der Parameterbereich von 0.7 bis 1.3 wurde auf 0.85 bis 1.15 reduziert, bei einem Parameter kleiner 0.85 bei auf Peak oben gestreckten Heißstäben (auf 485 W/cm) bereits in der stationären Einschwingrechnung DNB auftrat |
| 13       | OHWPB   | Pool Filmsieden bei Naturkonvektion (Bromley Korrelation) Korrekturfaktor, Kern                              | -                | 1        | Literatur Analysen der KWU Experimente mit 25-Stabbündel /VOJ 82/, /GLA 08a/, Kapitel 3.5.1.3, Parameter 13   |  |
| 14       | OMCON   | Korrekturfaktor für Direktkondensation   | -                | 1        | HDR Kondensations-Experiment /TES 93/, UPTF-TRAM Experiment /PAP 96/ und Beurteilung der Programmentwickler, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 32          |  |
| 15       | ZB      | Zahl der Blasen pro Einheitsvolumen, Primär- und Sekundärkreislauf   | 1/m <sup>3</sup> | 5.00E+09 | Moby Dick und Sozzi & Sutherland Experimente zur kritischen Ausströmung /SOZ 75/ und zahlreiche Integral-Experimente, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 30 |  |
| 16       | ZT      | Zahl der Tropfen pro Einheitsvolumen, Primär- und Sekundärkreislauf  | 1/m <sup>3</sup> | 5.00E+09 | Moby Dick und Sozzi & Sutherland Experimente zur kritischen Ausströmung /SOZ 75/ und zahlreiche Integral-Experimente, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Para. 31     |  |
| 17       | OADDI   | Maximales spezifisches Volumen für Begrenzung der Verdampfungskorrelation, Primär- und Sekundärkreislauf     | -                | 0.2      | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kapitel 3.5.1.3, Parameter 17   |  |
| 18       | EPS     | Konvergenzkriterium  | -                | 0.001    | GRS-A-3279 /GLA 05/, Kapitel 6.1.5, Parameter 55  | Die Grenzen wurden von 10 <sup>-2</sup> und 10 <sup>-4</sup> auf einen Bereich von 2*10 <sup>-3</sup> und 5*10 <sup>-4</sup> reduziert, um die Rechenzeit zu reduzieren, Vergleichsrechnungen zeigten kaum Unterschiede    |
| 19       | ODANU   | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit, Vertikale Ringraumgeometrie                          | -                | 1        | Validierung der Korrelation für Ringraumgeometrie und Beurteilung von Experten, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 8  |  |
| 20       | ODHCC   | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | -                | 1        | Beurteilung der Experten, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 9  |  |
| 21       | OENBU   | Multiplikationsfaktor für kritische Geschwindigkeit für Wassermittels, Heizstabbündel im Kernsimulator       | -                | 1        | FLECHT-Experiment, Experimente für Rohrgeometrie und ingenieurmäßige Abschätzg., GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Para. 20  |  |
| 22       | OMOXR   | Multiplikationsfaktor für Oxidationsrate, Brennstabbündel  | -                | 1        | Expertenabschätzung, siehe Kap. 5.1.3.1   |  |

| Par. Nr. | Par. ID | Parameter Name  | Einheit | Wert | Dokumente  | Bemerkungen |
|----------|---------|---|---------|------|--|-------------|
| 23       | OI2V    | Zweiphasen-Multiplikator für vertikale Rohre, Martinelli- Nelson Korrelation Korrekturfaktor, Vertikale Leitungen   | -       | 1    | Literatur: /BEA 82/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 22   |             |
| 24       | OI2H    | Zweiphasen-Multiplikator für horizontale Rohre, Martinelli- Nelson Korrelation Korrekturfaktor, Horizontale Leitungen   | -       | 1    | Literatur: /BEA 82/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 23   |             |
| 25       | OFRIC   | Koeffizient für den Anteil von Wasser und Dampf an der Wandreibung, Alle Leitungen  | -       | 0    | Beurteilung der Experten, GRS-A-3685, /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 21   |             |
| 26       | OIHST   | Zwischenphasenreibung bei geschichteter Strömung und Wellenströmung im horizontalen, Horizontale Leitungen, Rohr – Multiplikationsfaktor                      | -       | 1    | IME Toulouse Experiment zur Zwischenphasen-Reibung /FAB 87/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 10   |             |
| 27       | OIHSB   | Zwischenphasenreibung bei Blasen-, Kolbenblasen- und Schaumströmung im horizontalen Rohr – Multiplikationsfaktor, Horizontale Leitungen                       | -       | 1    | Analysen der ANL Experimente /ISH 79/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 11                               |             |
| 28       | OIHDI   | Zwischenphasenreibung bei disperser Tropfenströmung im horizontalen Rohr – Multiplikationsfaktor, Horizontale Leitungen                                       | -       | 1    | Analysen der ANL Experimente /ISH 79/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 12                               |             |
| 29       | OIHT1   | Kritische Geschwindigkeit für den Übergang von geschichteter Strömung zur Schwallströmung im horizontalen Rohr - Multiplikationsfaktor, Horizontale Leitungen | -       | 1    | TPTF und UPTF Experimente /SKO 01/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 13  |             |
| 30       | OIHT2   | Kritische Geschwindigkeit für den Übergang von nichtdispenser zur disperser Strömung im horizontalen Rohr – Multiplikationsfaktor, Horizontale Leitungen      | -       | 1    | Harwell Experimente von Whalley und Fells /SKO 99/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 14                  |             |
| 31       | OIANU   | Zwischenphasenreibung bei nicht-disperser Strömung im vertikalen Ringraum Multiplikationsfaktor, Ringraum   | -       | 1    | Ingenieurmäßige Abschätzung und integrale Experimente, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 15   |             |
| 32       | OIBUN   | Zwischenphasenreibung bei nicht-disperser Strömung im vertikalen Bündel Multiplikationsfaktor, Brennstabbündel  | -       | 1    | PERICLES und THETIS-Experimente /SKO 01/, /GLA 05/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 16  |             |
| 33       | OIVPI   | Zwischenphasenreibung bei nicht-disperser Strömung im vertikalen Rohr Multiplikationsfaktor, Vertikale Rohre  | -       | 1    | GE Experimente /HEW 86/, Toshiba Experimente /ISH 78/, Wilson Drift-Experimente /SKO 88/ und andere, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 17 |             |
| 34       | TURB    | Turbulenzfaktor für Verdampfung bei kritischer, Bruch Strömung  | -       | 10   | Super Moby Dick und Sozzi & Sutherland Experimente /SOZ 75/, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 2  |             |

| Par. Nr. | Par. ID | Parameter Name  | Einheit             | Wert     | Dokumente   | Bemerkungen   |
|----------|---------|---|---------------------|----------|---|---|
| 35       | OIVDI   | Zwischenphasenreibung bei disperser Tropfenströmung im vertikalen Rohr – Multiplikationsfaktor, Vertikale Leitungen   | -                   | 1        | Analysen der AN- Experimente /ISH 79/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 18          |   |
| 36       | OIVTP   | Kritische Geschwindigkeit für den Übergang von nichtdispenser zu disperser Strömung im vertikalen Rohr – Multiplikationsfaktor, Vertikale Leitungen außerhalb des Kerns | -                   | 1        | Harwell Experimente von Whalley und Fells /SKO 99/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Para. 19 |   |
| 37       | OPVISL  | Transport Stoffwerte, Viskosität des Wassers – Korrekturfaktor  | -                   | 1        | Auswertung der Abweichungen der ATHLET Stoffwerte von IAPWS-97 Daten, siehe Kap. 5.1.3.2                                      |   |
| 38       | OPVISV  | Transport Stoffwert, Viskosität des Gases - Korrekturfaktor   | -                   | 1        | Auswertung der Abweichungen der ATHLET Stoffwerte von IAPWS-97 Daten, siehe Kap. 5.1.3.2                                      |   |
| 39       | OPLAML  | Transport Stoffwert, Wärmeleitfähigkeit des Wassers – Korrekturfaktor   | -                   | 1        | Auswertung der Abweichungen der ATHLET Stoffwerte von IAPWS-97 Daten, siehe Kap. 5.1.3.2                                      |   |
| 40       | OPLAMV  | Transport Stoffwert, Wärmeleitfähigkeit des Gases – Korrekturfaktor   | -                   | 1        | Auswertung der Abweichungen der ATHLET Stoffwerte von IAPWS-97 Daten, siehe Kap. 5.1.3.2                                      |   |
| 41       | OPCPL   | Transport Stoffwert, Wärmekapazität des Wassers (nur Transport Eigenschaft) – Korrekturfaktor   | -                   | 1        | Auswertung der Abweichungen der ATHLET Stoffwerte von IAPWS-97 Daten, siehe Kap. 5.1.3.2                                      |   |
| 42       | FD      | Druckverluste in der Düse (Wandreibung und Formverluste) (CW CDR1DIN), Bruch  | -                   | 0.02     | Literatur /IDE 86/ und ingenieurmäßige Abschätzung, GRS-A-3685 /AUS 13/, Tab. 5.2-1, Parameter 1                              |   |
| 43       | OPCPV   | Transport Stoffwert, Wärmekapazität des Gases (nur Transport Eigenschaft) – Korrekturfaktor   | -                   | 1        | Auswertung der Abweichungen der ATHLET Stoffwerte von IAPWS-97 Daten, siehe Kap. 5.1.3.2                                      |   |
| 44       | CGHTWB  | Maximal möglicher Wärmeübergangskoeffizient für die untere Quenchfront, BE  | W/m <sup>2</sup> *K | 300000   | GRS-A-3279 /GLA 05/, Kapitel 6.1.3, Parameter 15  |   |
| 45       | CGHTWT  | Maximal möglicher Wärmeübergangskoeffizient für die obere Quenchfront, BE   | W/m <sup>2</sup> *K | 200000   | GRS-A-3279 /GLA 05/, Kapitel 6.1.3, Parameter 14  |   |
| 46       | IDPBR   | Kontrolle der Berechnung des Beschleunigungsterms an der Verbindung "Branch-pipe" im oberen Plenum  |                     | 2        | Expertenangabe (siehe Bemerkungen)  | Der Momentenfluxterm wird zu 50 % für Cross Connections nicht gerechnet und zu 50 % gerechnet   |
| 47       | ROU0UR  | Wandrauigkeit der Dampferzeuger U-Rohre   | m                   | 7.00E-06 | /DRA 08/ GRS-A-3438, Tab 2.1-5, Parameter 21  |   |
| 48       | ICMPO   | Kontrolle des Druckrückgewinns an Verbindung heißer Strang zum Dampferzeugereintrittsplenum und vom kalten Strang zum Ringraum  |                     | 0        | Expertenangabe (siehe Bemerkungen)  | Der Druckrückgewinn wird bei einer Strömungsflächenerweiterung zu 50 % mit dem Standard Pipe Modell und zu 50 % mit dem Diffusor Modell gerechnet |
| 49       | ROU0HBE | Wandrauigkeit im heißen BE  |                     | 5.00E-07 | GRS-A-3438 /DRA 08/, Tab. 2.1-5, Para. 23   |   |

| Par. Nr. | Par. ID    | Parameter Name   | Einheit | Wert  | Dokumente  | Bemerkungen  |
|----------|------------|--|---------|-------|--|--|
| 50       | ZFDSP      | Korrekturfaktor für Formverluste in der Verbindungsleitung vom Druckspeicher zum Kühlkreislauf         | -       | 1     | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kap. 3.5.1.10, Parameter 37, Abschneidekriterium enger gesetzt damit der Druckspeichermassenstrom nur +/- 10 % variiert wird |  |
| 51       | ZFCCO      | Korrekturfaktor für Druckverlustbeiwerte der "Cross Connection" im Ringraum und Reaktorkern            | -       | 1     | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kap. 3.5.1.10, Parameter 37  | Abschneidekriterium enger gesetzt zwischen 0.4 und 2.5   |
| 52       | FKPDMHL    | Korrekturfaktor für Strömungsfläche oberer Ringraum und Heißer Strang                                  | -       | 1     | GRS-A-3279 /GLA 05/, Kap. 6.1.10, Parameter 41   |  |
| 53       | FKPDTPH    | Korrekturfaktor für Strömungsfläche oberer Ringraum und Deckelraum                                     | -       | 1     | GRS-A-3279 /GLA 05/, Kap. 6.1.10, Parameter 40   |  |
| 54       | F_YTS      | Zweiphasenmultiplikator für das Drehmoment YTS (HKMP) – Korrekturfaktor                                | -       | 1     | GRS-A-3279 /GLA 05/, Kap. 6.1.11, Parameter 43   |  |
| 55       | F_YHS      | Zweiphasenmultiplikator für die Förderhöhe YHS (HKMP) – Korrekturfaktor                                | -       | 1     | GRS-A-3279 /GLA 05/, Kap. 6.1.11, Parameter 42   |  |
| 56       | DPJMA      | Additiver Term für den Druck im Sicherheitsbehälter (berechnet mit CONDRU)                             | Pa      | 0     | GRS-A-3438 /DRA 08/, Tab. 2.1-5, Parameter 44  |  |
| 57       | F_NZF      | Korrekturfaktor für die Nachzerfallsleistung   | -       | 1     | GRS-A-3279 /GLA 05/, Kap.6.1.12, Para. 45  | Parameterraum auf etwa 2 Sigma reduziert   |
| 58       | TODSP      | Wassertemperatur in den Druckspeichern   | Grd C   | 30    | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kap.3.5.1.13, Par.51   |  |
| 59       | DT_HKMP    | Totzeit zwischen Prozesssignal zum Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen und dem Abschalten             | s       | 0.5   | GRS-A-3436 /GLA 08b/, Kap. 6,1.18, Parameter 56  |  |
| 60       | MESSFED HF | Fehler der Druckhalterfüllstandmessung   | m       | 0     | Expertenabschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.3   | Die Druckhalterfüllstandmessung wird im GKN2 Datensatz nicht abgebildet, der Unterschied zwischen dem realen Füllstand und dem gemessenen unterscheidet sich abhängig vom Systemdruck, der Variationsbereich deckt diesen Unterschied rund um den Nenndruck (Druckbegrenzung durch Sprühen und Heizen) ab. |
| 61       | FQDCH      | Anteil der Kernleistung die direkt im Kühlmittel erzeugt wird  | -       | 0.026 | Expertenschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.4   |  |
| 62       | QGAME      | Anteil des Wärmestroms aus der Struktur, die zu einer direkten Verdampfung an Strukturoberfläche führt | -       | 1     | Expertenschätzung, ATHLET Default Wert 1.0, siehe Kapitel 5.1.3.5  | Eine vollständige Direktverdampfung ist aber nicht zu erwarten, da ein Teil der Wärmezufuhr zu einer Überhitzung des Kühlmittels führen kann, daher wurde ein Unsicherheitsbereich zwischen 0.8 und 1.0 gewählt  |

| Par. Nr.        | Par. ID  | Parameter Name  | Einheit | Wert     | Dokumente   | Bemerkungen  |
|-----------------|--|---|---------|----------|---|--|
| 63<br>–<br>79   | HRmnH_1<br>BSL mit<br>m= 0,1,..8<br>und<br>n=0,1,2 | Parameter zur Berücksichtigung von Unsicherheiten bei der Bestimmung der axialen Leistungsverteilung für den Brennstab HRmnH_1BSL | -       | 0        | Expertenschätzung, siehe Kap. 5.1.3.6                     | Berücksichtigt die längerfristige Verzerrung der axialen Leistungsverteilung z.B. durch lokale Abbrandveränderung infolge vom Verfahren von Steuerstäben im Betrieb und Lastwechsel, und Ungenauigkeiten bei der Berechnungsverfahren (Veränderung der Stablängenleistung um max. 5 % und Veränderungen der Lage des Leistungsmaximums um 0.3 m). Parameter wird auch für Umgebungsstäbe verwendet. Kurzfristige Veränderung des globalen axialen Leistungsprofils infolge vom Verfahren Steuerstäben (z. B. für gleichmäßige Abbrandverteilung) wird durch den Parameter HR00A_HBL berücksichtigt |
| 80<br>–<br>96   | DS10mnH<br>B mit<br>m= 0,1,..8<br>und<br>n=0,1,2   | Durchmesser des Pellets von hochbelasteten Brennstäben im Kanal pcmnA   | m       | 0.004025 | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kap. 3.5.1.11, Parameter 38 und 39  | Die Parameter liefern Angaben zur Unsicherheit der Spaltweite; da der Innendurchmesser des Cladding konstant angenommen wird, wird die Spaltweite über eine Parametrierung des Pellet-Durchmessers variiert. Das Schwellen des Pellets bei hohem Abbrand wird zusätzlich berücksichtigt.   |
| 97<br>–<br>113  | DS10mnH<br>BE mit<br>m= 0,1,..8<br>und<br>n=0,1,2  | Durchmesser des Pellet von restlichen Brennstäben im heißen Brennelement pcmnA  | m       | 0.004025 | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kap. 3.5.1.11, Parameter 38 und 39  | Die Parameter liefern Angaben zur Unsicherheit der Spaltweite; da der Innendurchmesser des Cladding konstant angenommen wird, wird die Spaltweite über eine Parametrierung des Pellet-Durchmessers variiert. Das Schwellen des Pellets bei hohem Abbrand wird zusätzlich berücksichtigt.   |
| 114<br>–<br>130 | DS10mn8<br>BS mit<br>m= 0,1,..8<br>und<br>n=0,1,2  | Durchmesser des Pellet von Umgebungs-brennstäben des Heißstabs im Kanal pcmnA   | m       | 0.004025 | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kap. 3.5.1.11, Parameter 38 und 39  | Die Parameter liefern Angaben zur Unsicherheit der Spaltweite; da der Innendurchmesser des Cladding konstant angenommen wird, wird die Spaltweite über eine Parametrierung des Pellet-Durchmessers variiert. Das Schwellen des Pellets bei hohem Abbrand wird zusätzlich berücksichtigt.   |
| 131<br>–147     | DS10mn1<br>BS mit<br>m=0,1,..8<br>und<br>n=0,1,2   | Durchmesser des Pellet vom Heißstab im Kanal pcmnA  | m       | 0.004025 | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kap. 3.5.1.11, Parameter 38 und 39  | Die Parameter liefern Angaben zur Unsicherheit der Spaltweite; da der Innendurchmesser des Cladding konstant angenommen wird, wird die Spaltweite über eine Parametrierung des Pellet-Durchmessers variiert. Das Schwellen des Pellets bei hohem Abbrand wird zusätzlich berücksichtigt.   |
| 148<br>–<br>164 | Qmn1BS<br>mit<br>m=0, 1,..8<br>und<br>n=0,1,2      | Multiplikationsfaktor Leistung Heißstab in Kanal pcmnA  | -       | 1        | Vortrag AREVA vom 14/03/2016 /STO 16/, siehe Kap. 5.1.3.7 | Der Multiplikationsfaktor "Leistung Heißstab" wird auch für die Umgebungsstäbe verwendet   |

| Par. Nr.  | Par. ID                                | Parameter Name   | Einheit         | Wert     | Dokumente  | Bemerkungen   |
|-----------|--|--|-----------------|----------|--|---|
| 165 – 181 | ZFmnHBE mit m=0, 1,..8 und n=0,1,2     | Zeta Korrekturwert für das heiße Brennelement im Kanal pcmnA   | -               | 1        | Abgeleitet aus GRS-A-3436 /GLA 08b/, Kap. 6.1.14, Parameter 47, siehe Kap. 5.1.3.8 |   |
| 182 –198  | HRmnH_1 BSA mit m=0, 1,..8 und n=0,1,2 | Korrekturfaktor für axiale Abbrandverteilung für Heißstab im Kanal PCMmnA  | -               | 1        | Expertenabschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.9   | Der Korrekturfaktor für die axiale Abbrandverteilung des Heißstabs wird auch für die Umgebungsstäbe und die restlichen Brennstäbe im heißen Brennelement verwendet.   |
| 199       | ZGT                                    | Zeta Wert am Eintritt zu den Steuerstabführungsrohren  | m <sup>-4</sup> | 180      | Expertenabschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.10  | Nominal beträgt rechnerisch die Kühlmitteltemperatur im oberen Plenum 323 °C. Durch die Variation der Druckverlustbeiwerte am Steuerstabführungsrohr können die Kühlmitteltemperaturen in Deckel zwischen 315 °C und 330 °C variiert werden.  |
| 200       | ZGTUP                                  | Zeta Wert über den oberen Spalt von den Steuerstabführungsrohren zum oberen Plenum   | m <sup>-4</sup> | 1000     | Expertenabschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.10  | Nominal beträgt rechnerisch die Kühlmitteltemperatur im oberen Plenum 323 °C. Durch die Variation der Druckverlustbeiwerte am Steuerstabführungsrohr können die Kühlmitteltemperaturen in Deckel zwischen 315 °C und 330 °C variiert werden.  |
| 201 –217  | HRmnA_H BA mit m=0, 1,..8 und n=0,1,2  | Korrekturfaktor für axiale Abbrandverteilung für die hochbelasteten BS im Kanal PCMmnA   | -               | 1        | Expertenabschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.9   |   |
| 218 –234  | HRmnA_N BA mit m=0, 1,..8 und n=0,1,2  | Korrekturfaktor für axiale Abbrandverteilung für die niedrigbelasteten BS im Kanal PCMmnA  | -               | 1        | Expertenabschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.9   |   |
| 235 - 251 | DS10mnN B mit m=0, 1,..8 und n=0,1,2   | Durchmesser des Pellets von niedrigbelasteten Brennstäben im Kanal pcmnA   | m               | 0.004025 | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Kap. 3.5.1.11, Parameter 38 und 39                           | Die Parameter 38 und 39 liefern Angaben zur Unsicherheit der Spaltweite; da der Innendurchmesser des Cladding konstant angenommen wird, wird die Spaltweite über eine Parametrierung des Pellet-Durchmessers variiert. Das Schwellen des Pellet bei hohem Abbrand wird zusätzlich berücksichtigt. |
| 252       | HR00A_H BL                             | Globale Änderung der axialen Leistungsverteilung infolge von Änderungen der Steuerstabstellungen z. B. bei Lastwechseln oder zur Optimierung der Abbrandverteilung | -               | 0        | Expertenabschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.6   | Veränderungen des globalen Leistungsprofils infolge vom Verfahren mehrerer Steuerstabgruppen (z.B. bei Lastwechseln) werden durch diesen Parameter berücksichtigt.  |

| Par. Nr. | Par. ID  | Parameter Name   | Einheit | Wert | Dokumente   | Bemerkungen   |
|----------|----------|--|---------|------|---|---|
| 253      | PERL     | Korrekturfaktor Generatorleistung +/- 3 %  | -       | 1    | /STO 16/, Expertenabschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.11                     | Die Leistungsbegrenzung wird bei 103 % wirksam. Die gefahrene Leistung darf jedoch über einen festgelegten Zeitraum integral 100 % nicht überschreiten, d. h. jede Überschreitung von 100 % muss durch eine Unterschreitung von 100 % wieder ausgeglichen werden.                                 |
| 254      | REALEI   | Kalibrierfehler (Abweichung zwischen gemessener Reaktorleistung und durch Rechen-schaltung (REALEI) berechneten kurzzeitkorrigierter. thermischen Reaktorleistung ca. +/- 1 %) | -       | 1    | /STO 16/, Expertenabschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.11                     | Die Variationsbreite zwischen 0.995 und 1.015 bei einer Unsicherheit von +/-1% wurde gewählt, da der Betreiber erst bei einer Abweichung von 1 % neu kalibrieren muss, so dass die Tendenz besteht, dass infolge des Kalibrierfehlers mit einer etwas erhöhten Leistung die Anlage gefahren wird. |
| 255      | SPWDEL   | Messfehler für die Bestimmung der Dampferzeuger-Leistung   | -       | 1    | /STO 16/, Expertenabschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.11                     | Der Messfehler bei der Bestimmung der Dampferzeugerleistung beruht im Wesentlichen auf der Messunsicherheit der Durchfluss-messung des Speisewassers  |
| 256      | FAKPOWER | Summenfaktor aus den drei Leistungsunsicherheiten PERL, REALEI, SPWDEL   |         | 1    | siehe Kapitel 5.1.3.11  |   |
| 257      | FAKWLF   | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs   | -       | 1    | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Parameter 40  |   |
| 258      | FAKCPL   | Korrekturfaktor der Wärmekapazität des Brennstoffs   | -       | 1    | GRS-A-3443 /GLA 08a/, Parameter 41  |   |
| 259      | FAKGJNA  | Variation der JNA Pumpenkennlinie  | -       | 1    | Expertenabschätzung (Kap. 5.1.3.12) und BEMUSE, Annex 1, Table 1 /BEM 09/ |   |
| 260      | ZETCOR   | Variation der Formverluste im Kühlkreislauf  |         | 1    | Expertenabschätzung (Kap. 5.1.3.13) und BEMUSE, Annex 1, Table 1 /BEM 09/ |   |
| 261      | DELDKMT  | Abweichung des Drucks im Druckspeicher vom Sollwert  | Pa      | 0    | Expertenschätzung, Kap. 5.1.3.14 und BEMUSE, Annex 1, Table 1 /BEM 09/    |   |
| 262      | DELDKMT  | Abweichung des Füllstands in den Druckspeichern vom Sollwert   | m       | 0    | Expertenschätzung, siehe Kapitel 5.1.3.15                                 |   |
| 263      | DELDKMT  | Abweichung der Mittleren Kühlmitteltemperatur vom Sollwert   | Grd C   | 0    | Expertenschätzung, Kap 5.1.3.16 und BEMUSE, Annex 1, Table 1 /BEM 09/     |   |



**Tab. 5.4** Parameterliste mit Angaben zum Verteilungstyp, den Verteilungsparametern und dem Verteilungsbereich der unsicheren Parameter

| Para. No. | Parameter ID | Distribution Type | Distribution Parameter1 | Distribution Parameter2 | Minimum  | Maximum  | F(Min)   | F(Max)   | x y w if given |            |            |                |
|-----------|--------------|-------------------|-------------------------|-------------------------|----------|----------|----------|----------|----------------|------------|------------|----------------|
| 1         | ODVPI        | Polygonal Line    |                         |                         | 5.00E-01 | 1.50E+00 | 0.00E+00 | 1.00E+00 | 0.50,0.00E+00  | 0.70, 1.00 | 1.20,1.00  | 1.50, 0.00E+00 |
| 2         | ODHPI        | Polygonal Line    |                         |                         | 7.50E-01 | 2.25E+00 | 0.00E+00 | 1.00E+00 | 0.75, 0.00E+00 | 1.00, 1.00 | 2.00, 1.00 | 2.25, 0.00E+00 |
| 3         | ODBUN        | Normal            | 0.84                    | 0.28                    | 0.3      | 1.5      | 0.026892 | 0.99079  |                |            |            |                |
| 4         | OHWFC        | Uniform           | 8.50E-01                | 1.15E+00                | 8.50E-01 | 1.15E+00 | 0.00E+00 | 1.00E+00 |                |            |            |                |
| 5         | OHWNC        | Uniform           | 8.50E-01                | 1.15E+00                | 8.50E-01 | 1.15E+00 | 0.00E+00 | 1.00E+00 |                |            |            |                |
| 6         | OHWNB        | Uniform           | 8.00E-01                | 1.20E+00                | 8.00E-01 | 1.20E+00 | 0.00E+00 | 1.00E+00 |                |            |            |                |
| 7         | IHTC1        | Discrete          |                         |                         | 1.00E+00 | 2.00E+00 | 0.00E+00 | 1.00E+00 | 1.00, 0.50     | 2.00, 0.50 |            |                |
| 8         | OHWFB        |                   |                         |                         |          |          |          |          |                |            |            |                |
| 9         | OTMFB        | Uniform           | 0.99                    | 1.03                    | 9.90E-01 | 1.03E+00 | 0        | 1        |                |            |            |                |
| 10        | IHTC3        | Discrete          |                         |                         | 1.00E+00 | 2.00E+00 | 0.00E+00 | 1.00E+00 | 1, 0.5         | 2,0.5      |            |                |
| 11        | OHVFC        |                   |                         |                         |          |          |          |          |                |            |            |                |
| 12        | OTRNB        | Uniform           | 0.85                    | 1.15                    | 0.85     | 1.15     | 0        | 1        |                |            |            |                |
| 13        | OHWPB        | Uniform           | 7.50E-01                | 1.25E+00                | 7.50E-01 | 1.25E+00 | 0.00E+00 | 1.00E+00 |                |            |            |                |
| 14        | OMCON        | Histogram         |                         |                         | 5.00E-01 | 2.00E+00 | 0.00E+00 | 1.00E+00 | 0.50, 0.50     | 1.00, 0.50 | 2          |                |
| 15        | ZB           | Log. Triangular   | 5.00E+09                |                         | 1.00E+08 | 1.00E+10 | 0.00E+00 | 1.00E+00 |                |            |            |                |
| 16        | ZT           | Log. Triangular   | 5.00E+09                |                         | 1.00E+08 | 1.00E+10 | 0.00E+00 | 1.00E+00 |                |            |            |                |
| 17        | OADDI        | Uniform           | 2.00E-01                | 1.20E+00                | 2.00E-01 | 1.20E+00 | 0.00E+00 | 1.00E+00 |                |            |            |                |
| 18        | EPS          | Log. Triangular   | 0.001                   |                         | 5.00E-04 | 2.00E-03 | 0        | 1        |                |            |            |                |
| 19        | ODANU        | Uniform           | 0.4                     | 1.6                     | 0.4      | 1.6      | 0        | 1        |                |            |            |                |
| 20        | ODHCC        | Histogram         |                         |                         | 0.5      | 2.5      | 0        | 1        | 0.5, 0.5       | 1, 0.5     | 2.5, 0     |                |
| 21        | OENBU        | Uniform           | 1                       | 3                       | 1        | 3        | 0        | 1        |                |            |            |                |
| 22        | OMOXR        | Uniform           | 0.85                    | 1.15                    | 0.85     | 1.15     | 0        | 1        |                |            |            |                |
| 23        | OFI2V        | Log. Normal       | -0.274                  | 0.339                   | 0.2      | 2        | 4.09E-05 | 0.99783  |                |            |            |                |

| Para. No. | Parameter ID | Distribution Type | Distribution Parameter1 | Distribution Parameter2 | Minimum  | Maximum  | F(Min)   | F(Max)  | x y w if given |          |          |          |
|-----------|--------------|-------------------|-------------------------|-------------------------|----------|----------|----------|---------|----------------|----------|----------|----------|
| 24        | OFI2H        | Log. Normal       | -0.545                  | 0.411                   | 0.1      | 2        | 9.50E-06 | 0.9987  |                |          |          |          |
| 25        | OFRIC        | Uniform           | -3.2                    | 4                       | -3.2     | 4        | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 26        | OIHST        | Histogram         |                         |                         | 0.2      | 2        | 0        | 1       | 0.2, 0.5       | 1, 0.5   | 2        |          |
| 27        | OIHSB        | Histogram         |                         |                         | 0.35     | 3.5      | 0        | 1       | 0.35, 0.5      | 1, 0.5   | 3.5      |          |
| 28        | OIHDI        | Uniform           | 0.2                     | 1.4                     | 0.2      | 1.4      | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 29        | OIHT1        | Uniform           | 0.75                    | 3                       | 0.75     | 3        | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 30        | OIHT2        | Uniform           | 1                       | 2.5                     | 1        | 2.5      | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 31        | OIANU        | Histogram         |                         |                         | 0.15     | 3        | 0        | 1       | 0.15, 0.5      | 1, 0.5   | 3        |          |
| 32        | OIBUN        | Histogram         |                         |                         | 0.15     | 2.5      | 0        | 1       | 0.15, 0.5      | 1, 0.5   | 2.5      |          |
| 33        | OIVPI        | Histogram         |                         |                         | 0.35     | 2.5      | 0        | 1       | 0.35, 0.5      | 1, 0.5   | 2.5      |          |
| 34        | TURB         | Log. Normal       | 2.29                    | 0.65                    | 0        | 50       | 0        | 0.99371 |                |          |          |          |
| 35        | OIVDI        | Uniform           | 0.3                     | 1.5                     | 0.3      | 1.5      | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 36        | OIVTP        | Uniform           | 1                       | 2                       | 1        | 2        | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 37        | OPVISL       | Uniform           | 0.989                   | 1.011                   | 0.989    | 1.011    | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 38        | OPVISV       | Uniform           | 0.949                   | 1.051                   | 0.949    | 1.051    | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 39        | OPLAML       | Uniform           | 0.992                   | 1.008                   | 0.992    | 1.008    | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 40        | OPLAMV       | Uniform           | 0.985                   | 1.015                   | 0.985    | 1.015    | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 41        | OPCPL        | Uniform           | 0.99                    | 1.01                    | 0.99     | 1.01     | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 42        | FD           | Polygonal Line    |                         |                         | 0.02     | 0.08     | 0        | 1       | 0.02, 0        | 0.04, 1  | 0.06, 1  | 0.08, 0  |
| 43        | OPCPV        | Uniform           | 0.955                   | 1.045                   | 0.955    | 1.045    | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 44        | CGHTWB       | Log. Uniform      | 100000                  | 1000000                 | 100000   | 1000000  | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 45        | CGHTWT       | Log. Uniform      | 20000                   | 1000000                 | 20000    | 1000000  | 0        | 1       |                |          |          |          |
| 46        | IDPBR        | Discrete          |                         |                         | 0        | 2        | 0        | 1       | 0, 0.5         | 2, 0.5   |          |          |
| 47        | ROU0UR       | Polygonal Line    |                         |                         | 2.00E-06 | 2.00E-05 | 0        | 1       | 2E-06, 0       | 4E-06, 1 | 1E-05, 1 | 2E-05, 0 |

| Para. No. | Parameter ID                           | Distribution Type | Distribution Parameter1 | Distribution Parameter2 | Minimum  | Maximum  | F(Min)     | F(Max)  | x y w if given |          |          |          |
|-----------|--|-------------------|-------------------------|-------------------------|----------|----------|------------|---------|----------------|----------|----------|----------|
| 48        | ICMPO                                  | Discrete          |                         |                         | 0        | 6        | 0          | 1       | 0, 0.5         | 6, 0.5   |          |          |
| 49        | ROUOHBE                                | Polygonal Line    |                         |                         | 1.00E-06 | 1.00E-05 | 0          | 1       | 1E-06, 0       | 2E-06, 1 | 5E-06, 1 | 1E-05, 0 |
| 50        | ZFDSP                                  | Normal            | 1                       | 0.2                     | 0.8      | 1.2      | 0.15866    | 0.84134 |                |          |          |          |
| 51        | ZFCCO                                  | Histogram         |                         |                         | 0.4      | 2.5      | 0          | 1       | 0.4, 0.5       | 1, 0.5   | 2.5      |          |
| 52        | FKPDMHL                                | Histogram         |                         |                         | 0.5      | 2        | 0          | 1       | 0.5, 0.5       | 1, 0.5   | 2        |          |
| 53        | FKPDTPH                                | Histogram         |                         |                         | 0.75     | 1.33     | 0          | 1       | 0.75, 0.5      | 1, 0.5   | 1.33     |          |
| 54        | F_YTS                                  | Uniform           | 0                       | 1                       | 0        | 1        | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 55        | F_YHS                                  | Uniform           | 0                       | 1                       | 0        | 1        | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 56        | DPJMA                                  | Uniform           | -30000                  | 20000                   | -30000   | 20000    | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 57        | F_NZF                                  | Uniform           | 0.92                    | 1.08                    | 0.92     | 1.08     | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 58        | TODSP                                  | Uniform           | 20                      | 40                      | 20       | 40       | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 59        | DT_HKMP                                | Uniform           | 0.3                     | 0.8                     | 0.3      | 0.8      | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 60        | MESSFEDHF                              | Uniform           | -0.2                    | 0.2                     | -0.2     | 0.2      | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 61        | FQDCH                                  | Normal            | 0.026                   | 0.005                   | 0.02     | 0.032    | 0.11507    | 0.88493 |                |          |          |          |
| 62        | QGAME                                  | Uniform           | 0.8                     | 1                       | 0.8      | 1        | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 63 – 79   | HRmnH_1BSL mit m= 0, 1,..8 und n=0,1,2 | Normal            | 0                       | 0.03                    | -0.1     | 0.1      | 0.00042906 | 0.99957 |                |          |          |          |
| 80 – 96   | DS10mnHB mit m= 0, 1,..8 und n=0,1,2   | Normal            | 1                       | 0.004                   | 0.996    | 1.004    | 0.15865    | 0.84134 |                |          |          |          |
| 97 – 113  | DS10mnHBE mit m= 0, 1,..8 und n=0,1,2  | Normal            | 1                       | 0.004                   | 0.996    | 1.004    | 0.15865    | 0.84134 |                |          |          |          |
| 114 – 130 | DS10mn8BS mit m= 0, 1,..8 und n=0,1,2  | Normal            | 1                       | 0.004                   | 0.996    | 1.004    | 0.15865    | 0.84134 |                |          |          |          |
| 131 – 147 | DS10mn1BS mit m= 0, 1,..8 und n=0,1,2  | Normal            | 1                       | 0.004                   | 0.996    | 1.004    | 0.15865    | 0.84134 |                |          |          |          |
| 148 – 164 | Qmn1BS mit m= 0, 1,..8 und n=0,1,2     | Normal            | 1.01                    | 0.018                   | 0.935    | 1.091    | 1.55E-05   | 1       |                |          |          |          |
| 165 – 181 | ZFmnHBE mit m= 0, 1,..8 und n=0,1,2    | Uniform           | 0.95                    | 1.05                    | 0.95     | 1.05     | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 182 – 198 | HRmnH_1BSA mit m= 0, 1,..8 und n=0,1,2 | Uniform           | 0.9                     | 1.1                     | 0.9      | 1.1      | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 199       | ZGT                                    | Uniform           | 90                      | 360                     | 90       | 360      | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 200       | ZGTUP                                  | Uniform           | 500                     | 2000                    | 500      | 2000     | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 201 – 217 | HRmnA_HBA mit m= 0, 1,..8 und n=0,1,2  | Uniform           | 0.9                     | 1.1                     | 0.9      | 1.1      | 0          | 1       |                |          |          |          |
| 218 – 234 | HRmnA_NBA mit m= 0, 1,..8 und n=0,1,2  | Uniform           | 0.9                     | 1.1                     | 0.9      | 1.1      | 0          | 1       |                |          |          |          |

| Para. No. | Parameter ID                          | Distribution Type | Distribution Parameter1 | Distribution Parameter2 | Minimum | Maximum | F(Min)     | F(Max)  | x y w if given |  |  |  |
|-----------|---------------------------------------|-------------------|-------------------------|-------------------------|---------|---------|------------|---------|----------------|--|--|--|
| 235 – 251 | DS10mnNB mit m= 0, 1,...8 und n=0,1,2 | Normal            | 1                       | 0.004                   | 0.996   | 1.004   | 0.15865    | 0.84134 |                |  |  |  |
| 252       | HR00A_HBL                             | Normal            | 0                       | 0.08                    | -0.1    | 0.3     | 0.10565    | 0.99991 |                |  |  |  |
| 253       | PERL                                  | Normal            | 0                       | 0.01                    | -0.03   | 0.03    | 0.0013499  | 0.99865 |                |  |  |  |
| 254       | REALEI                                | Uniform           | -0.005                  | 0.015                   | -0.005  | 0.015   | 0          | 1       |                |  |  |  |
| 255       | SPWDEL                                | Normal            | 0                       | 0.0067                  | -0.02   | 0.02    | 0.00141755 | 0.99858 |                |  |  |  |
| 256       | FAKPOWER                              |                   |                         |                         |         |         | 0          | 1       |                |  |  |  |
| 257       | FAKWLF                                | Normal            | 1                       | 0.1                     | 0.9     | 1.1     | 0.15866    | 0.84134 |                |  |  |  |
| 258       | FAKCPL                                | Normal            | 1                       | 0.02                    | 0.98    | 1.02    | 0.15866    | 0.84134 |                |  |  |  |
| 259       | FAKGJNA                               | Normal            | 1                       | 0.1                     | 0.9     | 1.1     | 0.15866    | 0.84134 |                |  |  |  |
| 260       | ZETCOR                                | Normal            | 1                       | 0.1                     | 0.9     | 1.1     | 0.15866    | 0.84134 |                |  |  |  |
| 261       | DELDRDS                               | Normal            | 0                       | 50000                   | -100000 | 100000  | 0.0227501  | 0.97725 |                |  |  |  |
| 262       | DELWLDS                               | Normal            | 0                       | 0.1                     | -0.2    | 0.2     | 0.0227501  | 0.97725 |                |  |  |  |
| 263       | DELKMT                                | Normal            | 0                       | 0.5                     | -1      | 1       | 0.0227501  | 0.97725 |                |  |  |  |

### 5.1.3.1 Zircaloy Oxidationsrate

Eine Auswertung der Abweichungen zwischen der von ATHLET berechneten Oxidationsrate und einer gemessenen Oxidationsrate für ein großes Leck liegt nicht vor. Aus diesem Grund wurde eine Expertenschätzung vorgenommen. Für den Parameter 22 „OMOXR“, der multiplikativ in die Berechnung der Oxidationsrate eingeht, wurde eine Gleichverteilung zwischen 0.85 und 1.15 angenommen. Ein großer Einfluss auf die maximale Hüllrohrtemperatur infolge der Hüllrohroxidation wird nicht erwartet, da Temperaturen oberhalb 800 °C (relevant für die Oxidation) nur kurzfristig (etwa 80 s bei der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ und 10 s bei der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“) auftreten, bei Temperaturen unter 1.100 °C die Oxidation nur langsam erfolgt und die Energiefreisetzung im Vergleich zur Nachzerfallsleistung im erwarteten Temperaturbereich klein ist (< 1 %). Daher wird nicht erwartet, dass die unzureichenden Kenntnisse zur Unsicherheit des Oxidationsmodells in ATHLET einen relevanten Einfluss auf die berechnete maximale Hüllrohrtemperatur haben.

### 5.1.3.2 ATHLET Stoffwerte

Die Transporteigenschaften von Wasser und Dampf werden in ATHLET (blaue Kurven in Abb. 5.4 bis Abb. 5.9) zwischen Stützwerten interpoliert und weichen daher etwas von den Bibliotheken IAPWS-97 (rote Kurven, <https://pypi.org/project/iapws/>) und CoolProp (grüne Kurven, [www.coolprop.org](http://www.coolprop.org)) ab. Für den bei einem großen Leck relevanten Druckbereich von 0 bis 5 bar wurde für die Viskosität (Abb. 5.4 und Abb. 5.5), die Wärmeleitfähigkeit (Abb. 5.6 und Abb. 5.7) und die Wärmekapazität (Abb. 5.8 und Abb. 5.9) die Abweichungen zwischen den ATHLET Stoffwerten und den Bibliotheken ausgewertet. Die maximalen Abweichungen waren für

- Dynamische Viskosität von Wasser: 1.09 % (Parameter 37 "OPVISL"),
- Dynamische Viskosität von Dampf: 5.12 % (Parameter 38 "OPVISV"),
- Wärmeleitfähigkeit von Wasser: 0.83 % (Parameter 39 "OPLAML"),
- Wärmeleitfähigkeit von Dampf: 1.55 % (Parameter 40 "OPLAMV"),
- Wärmekapazität von Wasser: 0.94 % (Parameter 41 "OPCPL"),
- Wärmekapazität von Dampf: 4.53 % (Parameter 43 "OPCPV").

Eine statistische Auswertung der Abweichungen zwischen den ATHLET Stoffwerten und den Bibliotheken liegt nicht vor. Aus diesem Grund wurde eine Gleichverteilung bei den Verteilungsparametern zwischen Maximum (positiver Prozentwert für Parameter 37 bis 43) und Minimum (negativer Prozentwert für Parameter 37 bis 43) gewählt.

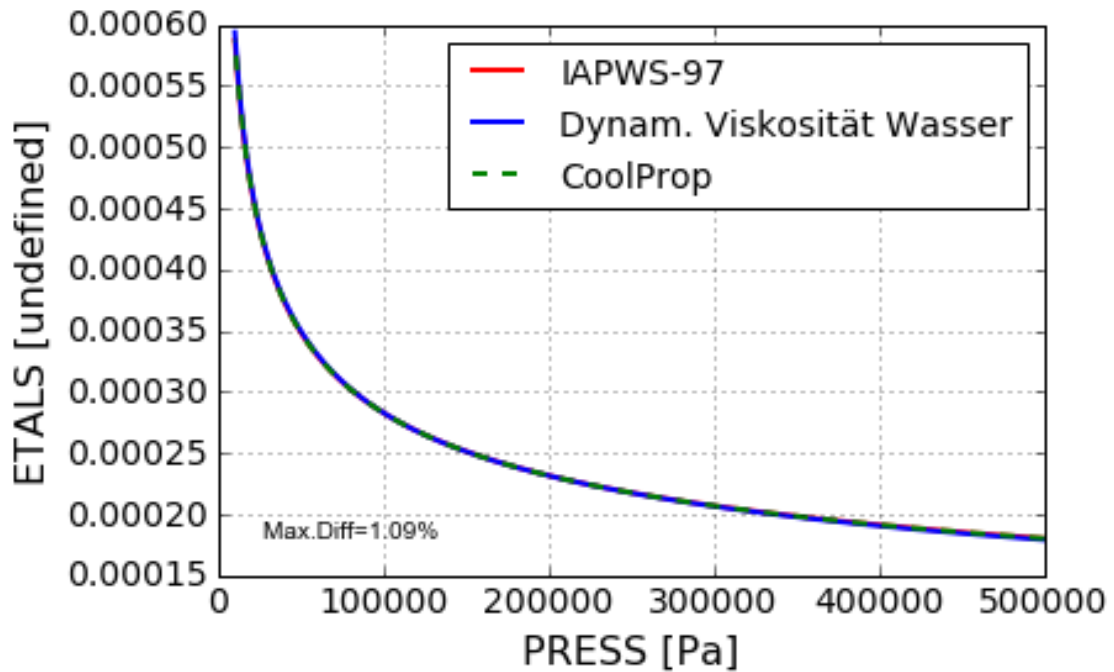


Abb. 5.4 Dynamische Viskosität von Wasser

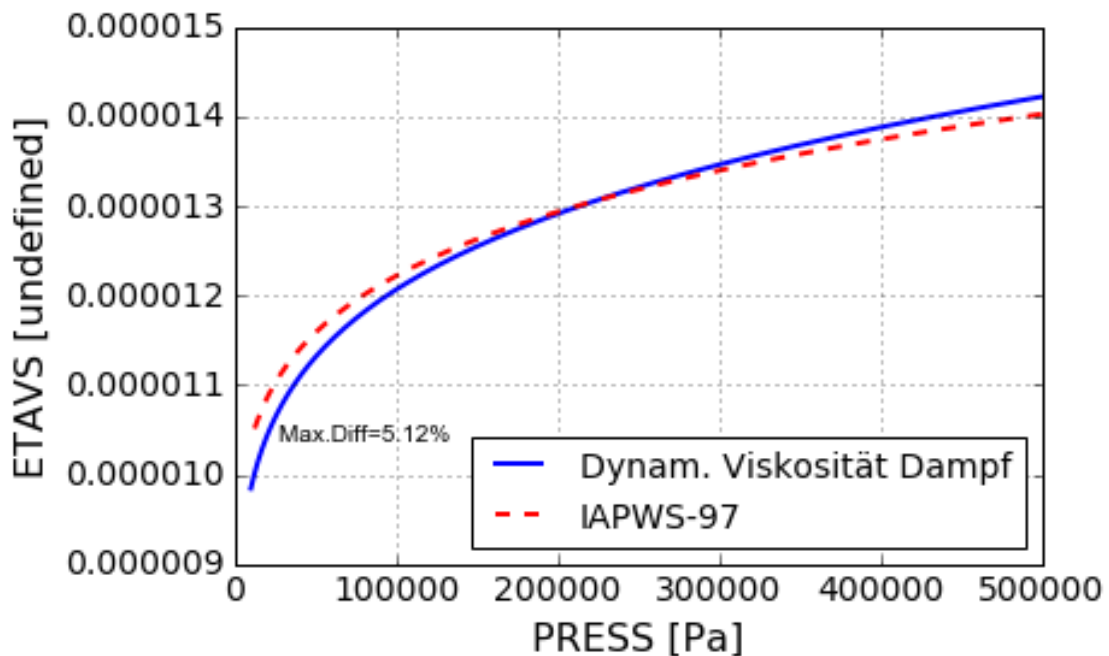


Abb. 5.5 Dynamische Viskosität von Dampf

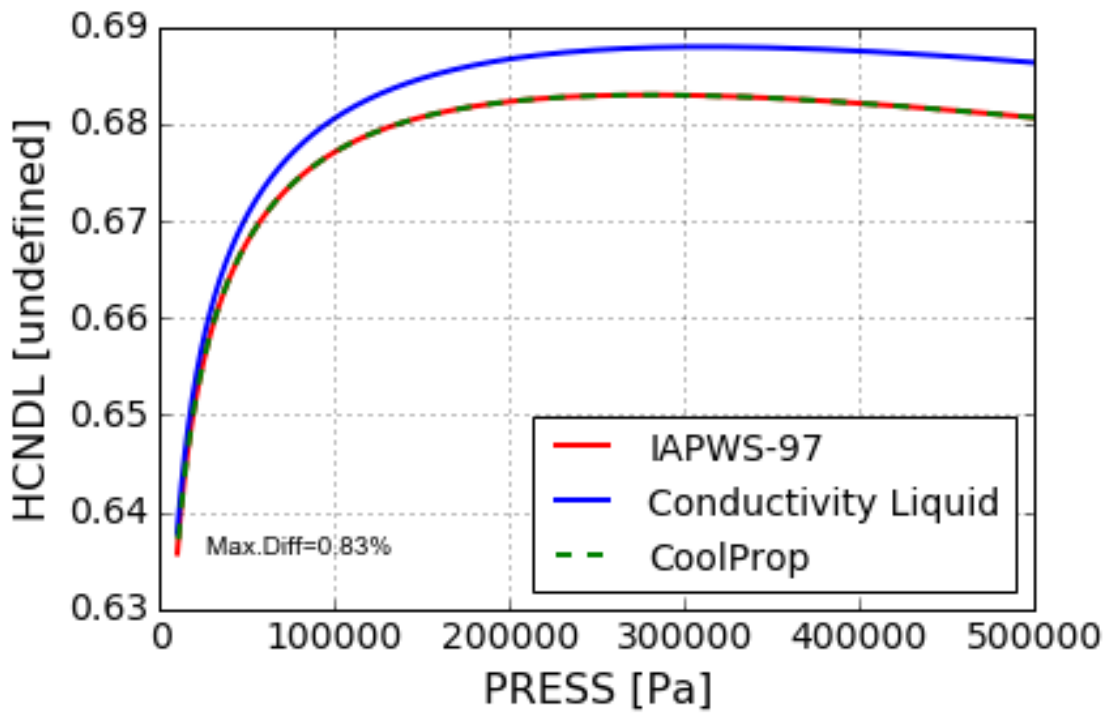


Abb. 5.6 Wärmeleitfähigkeit von Wasser

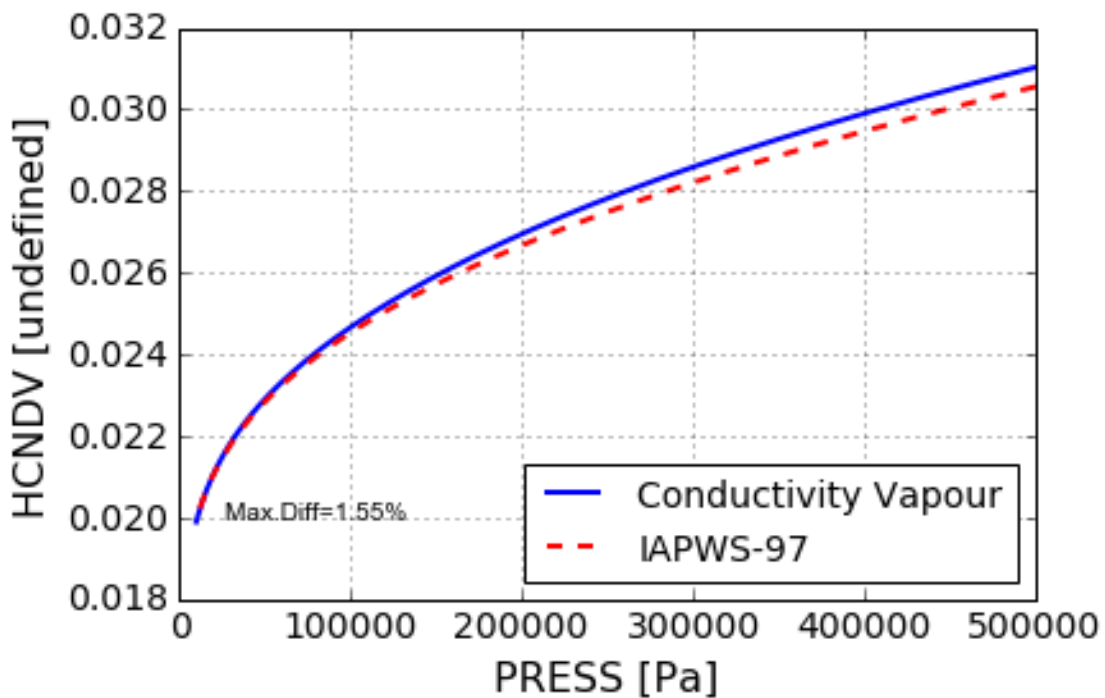


Abb. 5.7 Wärmeleitfähigkeit von Dampf

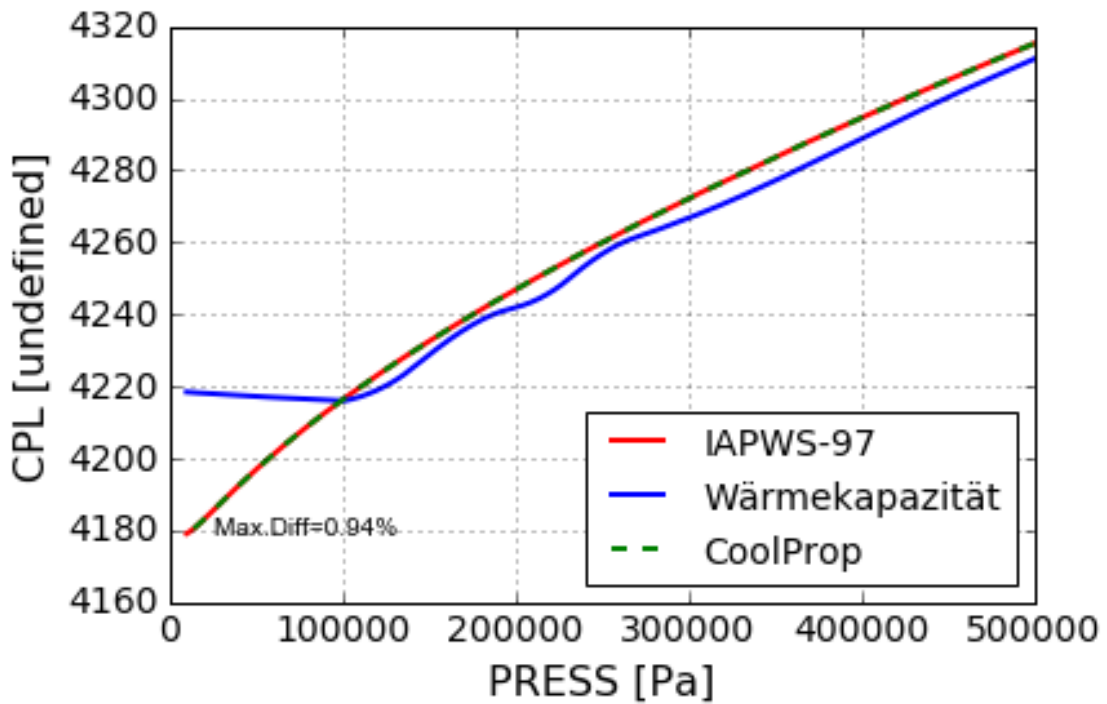


Abb. 5.8 Wärmekapazität von Wasser

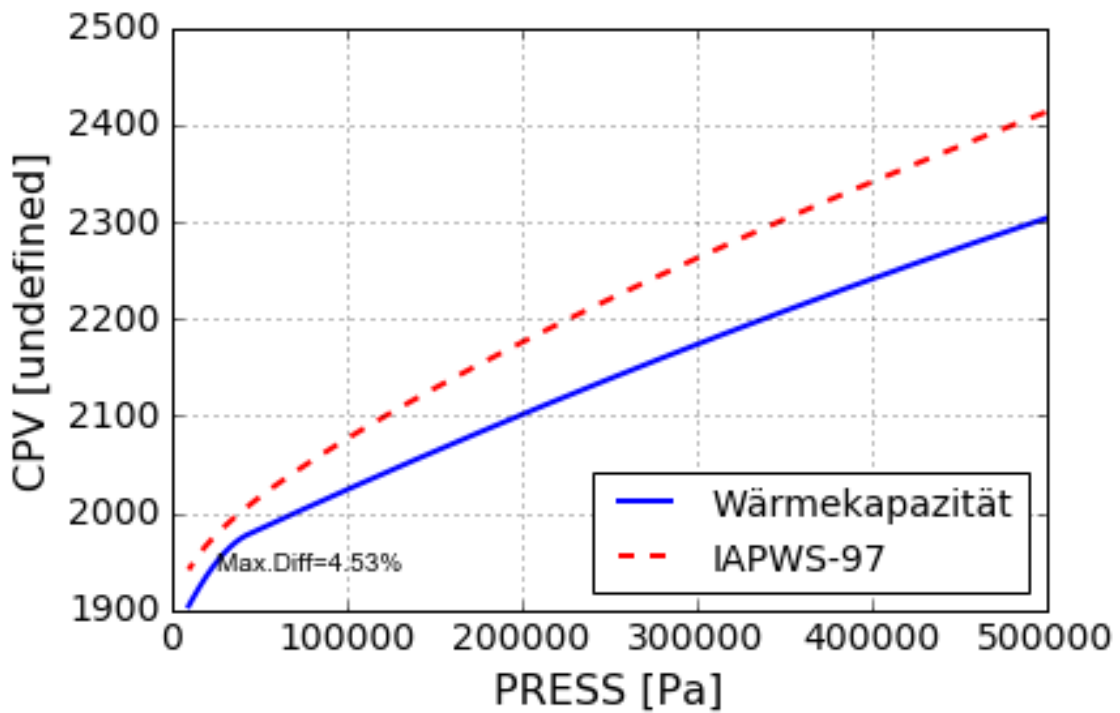


Abb. 5.9 Wärmekapazität von Dampf



### 5.1.3.3 Druckhalterfüllstand

Die Druckhalterfüllstandsmessung wird im Referenzdatensatz nicht abgebildet. Der Unterschied zwischen dem realen Füllstand und dem gemessenen Füllstand unterscheidet sich abhängig vom Systemdruck. Der gewählte Unsicherheitsbereich für den Parameter 60 „MESSFEDHF“ deckt den Druckbereich zwischen der Aktivierung des Druckhaltersprühen und Druckhalterheizen über das Druckbegrenzungssystem ab. Eine statistische Auswertung der Abweichung des realen Füllstands vom Nennfüllstand liegt nicht vor. Es wurde daher auf Basis einer Expertenschätzung eine Gleichverteilung des Druckhalterfüllstands zwischen -0.2 m und +0.2 m bezogen auf den Nennfüllstand festgelegt.

### 5.1.3.4 Anteil der nuklearen Leistung, die direkt im Kühlmittel freigesetzt wird

Der Anteil der nuklearen Leistung (Parameter 61 „FQDCH“), der direkt im Kühlmittel erzeugt wird, hat einen relevanten Einfluss auf den Wärmetransport im Brennstoff und Hüllrohr, auf den Wärmeübertrag im Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr und an der Oberfläche zwischen Hüllrohr und Kühlmittel und somit insbesondere auf die gespeicherte Energie im Brennstab. Es wurde unterstellt, dass maximal 3.2 % der nuklearen Leistung direkt im Kühlmittel erzeugt wird. Auf Basis einer Expertenschätzung wurde ein Bereich zwischen 2 % und 3.2 % für die nukleare Leistung festgelegt, die direkt im Kühlmittel erzeugt wird. Es wurde eine Normalverteilung angenommen mit den Parameterwerten 0.026 für den Parameter  $\mu$  und 0.005 für den Parameter  $\sigma$ . Die Dichtefunktion für den Parameter 61 „FQDCH“ ist in Abb. 5.10 dargestellt.

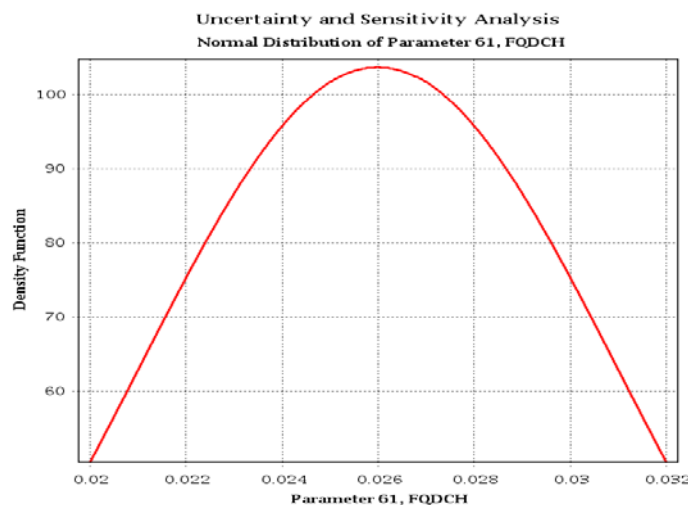


Abb. 5.10 Dichtefunktion für den Parameter 61 „FQDCH“

### **5.1.3.5 Anteil des Wärmestroms aus einer Struktur, die zu einer direkten Verdampfung führt**

Der Anteil des Wärmestroms aus einer Struktur, der zu einer direkten Verdampfung im Kühlmittel führt wird durch den Eingabewert QGAME in ATHLET eingegeben. Der Default Eingabewert in der ATHLET Eingabebeschreibung ist 1.0, d. h., dass 100 % des Wärmestroms zur direkten Verdampfung führt. In der Realität wird der Wärmestrom auch zu einer Überhitzung des Kühlmittels führen. Um diesem Phänomen Rechnung zu tragen wurde für den Parameter 62 „QGAME“) eine Gleichverteilung zwischen 0.8 und 1.0 (80 % bis 100 % des Wärmestroms führt zur direkten Verdampfung) festgelegt.

### **5.1.3.6 Axiale Leistungsverteilung im Heißstab und im gesamten Reaktorkern**

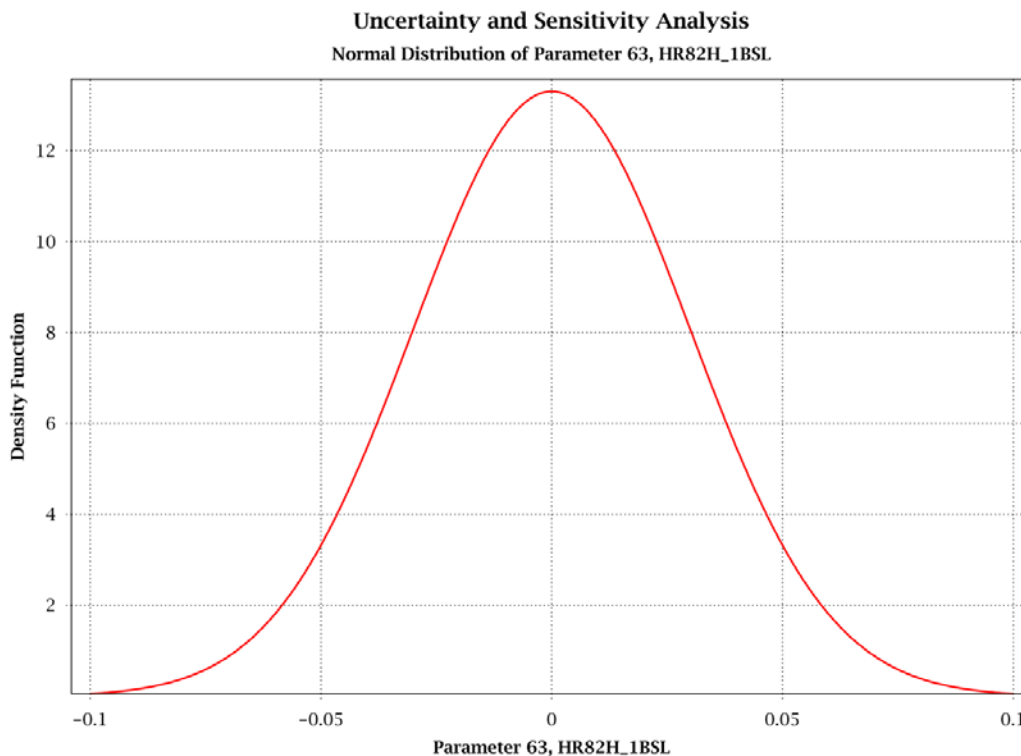
Die axiale Leistungsverteilung wird durch die Fahrweise des Reaktors beeinflusst (z. B. Lastwechsel, Optimierung der Abbrandverteilung) und kann daher nicht im Voraus bestimmt werden. Daher ist dieser Einfluss der Fahrweise des Reaktors im Pin-File nicht berücksichtigt. Außerdem sind die Berechnungsverfahren zur Bestimmung der axialen und radialen Leistungsverteilung mit Unsicherheiten beaufschlagt. Als Basis für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ wurde ein Pin-File des 24. Zyklus der Referenzanlage mit 18\*18 Brennelementen verwendet. Die Auswirkung der Fahrweise der Referenzanlage auf Veränderungen der lokalen Abbrandverteilung und Leistungsverteilung gegenüber den Angaben im Pin-File ist nicht bekannt. Auch die Unsicherheiten des Berechnungsverfahrens für die Abbrand- und Leistungsverteilung, das für die Erstellung des Pin-File zum Einsatz kam, sind nicht bekannt.

Zur Berücksichtigung der Unsicherheit der axialen Leistungsverteilung wurden zwei Parameter definiert:

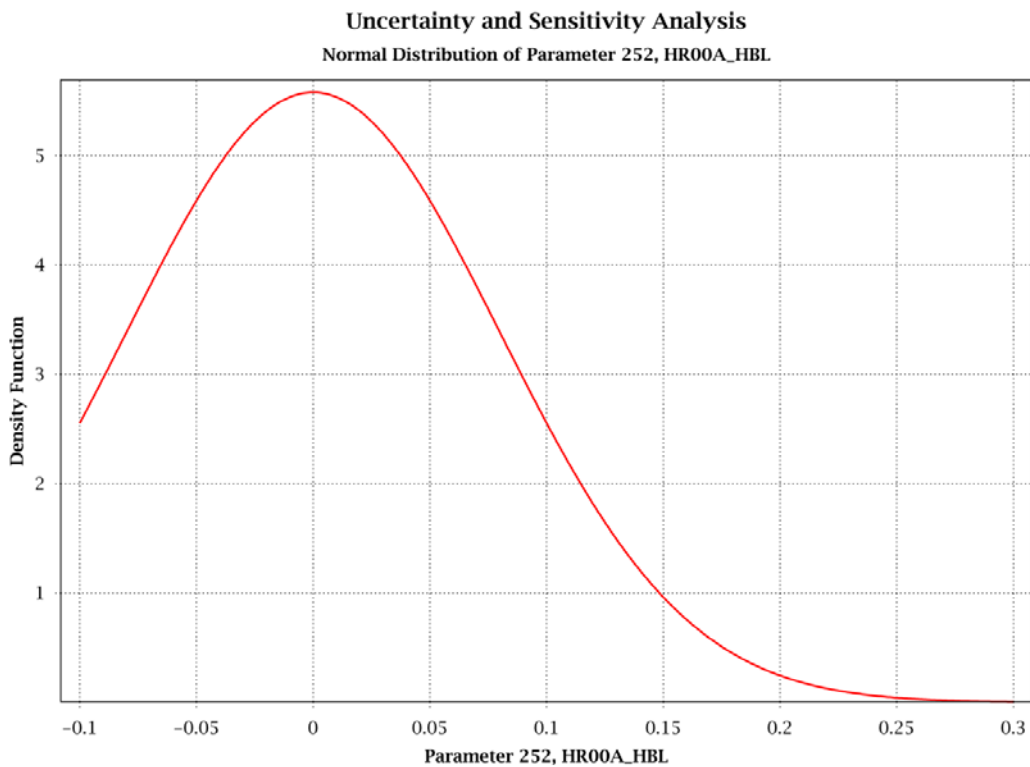
Parameter 1 berücksichtigt Unsicherheiten aus der Berechnung der Abbrand- und Leistungsverteilung für das Pin-File und langfristige Auswirkungen der Fahrweise des Reaktors (Para. 63 bis 79, HRnmH\_1BSL mit  $n = 0, 1, \dots, 8$  und  $m = 0, 1, 2$ ). Dieser Parameter wird für alle Heißstäbe variiert und auch auf alle dazugehörigen Umgebungsstäbe und dazugehörigen BE übertragen. Die gewählten Verteilungsparameter (Minimum: -0.1, Maximum: 0.1, Normalverteilung mit 0.0 für Para. p1 und 0.03 für Para. p2, Tab. 5.4) beruhen auf einer Expertenschätzung, da Unsicherheiten aus der Berechnung der Abbrand- und Leistungsverteilung für das Pin-File und langfristige Auswirkungen der

Fahrweise des Reaktors nicht bekannt sind. Die Dichtefunktion für Para. 63 bis 79 „HRnmH\_1BSL“ ist in Abb. 5.11 dargestellt. Ein Parameterwert von 0.1 führt zu einer maximalen Veränderung der Stablängenleistung um max. 5 % und der Lage des Leistungsmaximums um 0.3 m.

Parameter 2 berücksichtigt die Verzerrung des axialen Leistungsprofils infolge des Verfahrens von Steuerstabgruppen z. B. zur Beeinflussung der axialen Leistungsverteilung (Parameter 252 HR00A\_HBL). Die gewählten Verteilungsparameter (Minimum: -0.1, Maximum: 0.3, Normalverteilung mit 0.0 für den Parameter p1 und 0.08 für den Parameter p2, Tab. 5.4) beruhen auf einer Expertenschätzung, da die Verzerrung des axialen Leistungsprofils infolge des Verfahrens von Steuerstabgruppen nicht bekannt ist. Die Dichtefunktion für den Parameter 252 „HR00A\_HBL“ ist in Abb. 5.12 dargestellt. Das Maximum von 0.3 wurde allerdings so ausgewählt, dass sich für eine maximale Kernleistung von 106 % (siehe Kapitel 5.1.3.11), eine maximale Heißstableistung von 109.1 % (siehe Kapitel 5.1.3.7), ein Wert von 0.1 für den Parameter 63 bis 79 HRnmH\_1BSL und ein Wert von 0.3 für den Parameter 252 „HR00A\_HBL“ eine maximale Stablängenleistung von 485 W/cm ergibt.



**Abb. 5.11** Dichtefunktion für die Parameter 63 bis 79 „HRnmH\_1BSL“

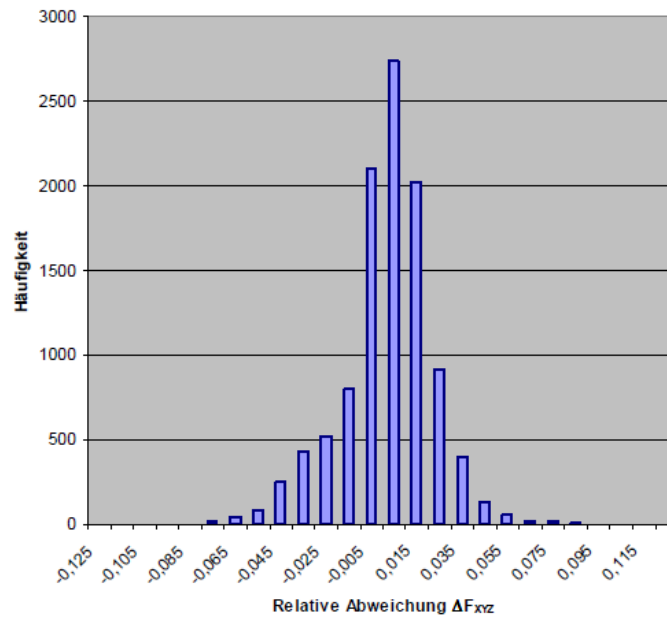


**Abb. 5.12** Dichtefunktion für den Parameter 252 „HR00A\_HBL“

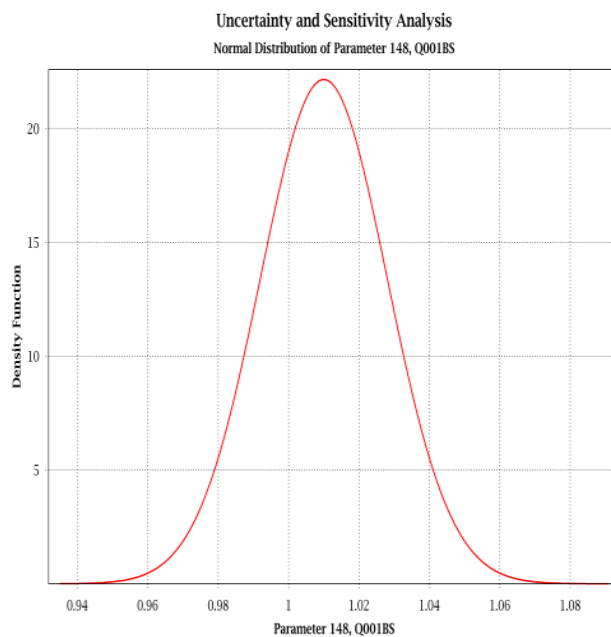
Die Parameter 63 bis 79 (HRnmH\_1BSL) und 252 (HR00A\_HBL) werden addiert, mit einem Cosinus (cosinus = -1.0 am unteren Brennstabumfang und 1.0 am oberen Brennstabende) multipliziert und auf die normierte Stablängenleistung aus dem Pin-File addiert. Mit diesem Rechenschritt wird ein verzerrtes Leistungsprofil erzeugt, das die ausgespielten Unsicherheiten berücksichtigen kann.

### 5.1.3.7 Multiplikationsfaktor für die Heißstableistung

Aus der Betriebserfahrung kann eine Variation der Heißstableistung /STO 16/ abgeleitet werden (Abb. 5.13). Diese Variation der Heißstableistung wird mit den Parametern 148 bis 164 „Qnm1BS“ ( $n = 0, 1, \dots, 8$  und  $m = 0, 1, 2$ ) über einen Multiplikationsfaktor auf die Brennstableistung übertragen. Diese Parameter werden für alle Heißstäbe variiert und auf alle dazugehörigen Umgebungsstäbe übertragen. Die gewählten Verteilungsparameter (Minimum: 0.935, Maximum: 1.091, Normalverteilung mit 1.01 für Para. p1 und 0.018 für Para. p2, Tab. 5.4) wurden aus Abb. 5.13 abgeleitet. Die Dichtefunktion für die Parameter 148 bis 164 „Qnm1BS“ ist in Abb. 5.14 dargestellt.



**Abb. 5.13** Variation der Leistung des Heißstabs, Parameter 148 bis 164 „Qnm1BS“



**Abb. 5.14** Dichtefunktion für die Heißstableistung

### 5.1.3.8 Zeta Korrekturwert für die heißen Brennelemente (BE)

Der Massenstrom in den heißen Brennelementen ist mit Unsicherheiten behaftet. Im Bericht GRS-A-436 /GLA 08b/, Kap. 6.1.14, Parameter 47 wird die Unsicherheit der BE-Durchsätze mit +/- 2 % angegeben. In der aktuellen Datenbasis für die Referenzanlage

wird keine Druckiteration vorgenommen, so dass sich die Massenstromverteilung auf der Basis der vorgegebenen Druckverlustbeiwerte und der Pumpenkennlinie der Hauptkühlmittelpumpen einstellt. Da im einphasigen Bereich der Druckverlust proportional zum Quadrat des Massenstroms ist, muss sich der Druckverlustbeiwert umgekehrt zum Quadrat der Massenströme ändern, damit sich der gewünschte neue BE-Durchsatz (auch im Heißkanal) einstellt. Für die Unsicherheitsanalyse wurde ein Multiplikationsfaktor-Parameter 165 bis 181 „ZFnmHBE“ (mit  $n = 0, 1, \dots, 8$  und  $m = 0, 1, 2$ ) für die Formverluste (Abstandshalter und Stabhalterplatten) mit einer Gleichverteilung zwischen einem Minimum von 0.95 und einem Maximum von 1.05 festgelegt. Die Druckverluste infolge von Reibung werden nicht beeinflusst. Mit diesem Multiplikationsfaktor „ZFnmHBE“ wird der Durchsatz in den heißen BE und den Heißkanälen um bis zu +/- 2 % beim Ausspielen der Parametervariationen verändert.

#### **5.1.3.9 Korrekturwert für den Abbrand**

Die axiale und radiale Abbrandverteilung wird durch die Fahrweise des Reaktors beeinflusst (z. B. Lastwechsel) und kann daher nicht exakt im Voraus bestimmt werden. Daher ist dieser Einfluss der Fahrweise des Reaktors im Pin-File nicht berücksichtigt. Außerdem sind die Berechnungsverfahren zur Bestimmung der axialen und radialen Abbrandverteilung mit Unsicherheiten beaufschlagt. Als Basis wurde für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ ein Pin-File des 24. Zyklus der Referenzanlage mit 18\*18 Brennelementen verwendet. Die Auswirkung der Fahrweise der Referenzanlage auf Veränderungen der lokalen Abbrandverteilung und Leistungsverteilung gegenüber den Angaben im Pin-File ist nicht bekannt. Auch die Unsicherheiten des Berechnungsverfahrens für die Abbrand- und Leistungsverteilung, das für die Erstellung des Pin-File zum Einsatz kam, sind nicht bekannt.

Der Parameter HRnmH\_1BSA ( $n = 0, 1, \dots, 8$  und  $m = 0, 1, 2$ ) berücksichtigt Unsicherheiten aus dem Berechnungsverfahren der Abbrand- und Leistungsverteilung für das Pin-File und aus langfristigen Auswirkungen der Fahrweise des Reaktors (Para. 182 bis 198, HRnmH\_1BSA mit  $n = 0, 1, \dots, 8$  und  $m = 0, 1, 2$ ). Dieser Parameter wird für alle Heißstäbe variiert und auch auf alle Umgebungsstäbe und die dazugehörigen Brennelemente übertragen. Die gewählten Verteilungsparameter (Minimum: 0.9, Maximum: 1.1, Gleichverteilung) beruhen auf einer Expertenschätzung, da Unsicherheiten aus dem Berechnungsverfahren der Abbrand- und Leistungsverteilung für das Pin-File und aus den langfristigen Auswirkungen der Fahrweise des Reaktors nicht bekannt sind. Die

Abbrandverteilung aus dem Pin-File wird mit den ausgespielten Werten für den Parameter HRnmH\_1BSA multipliziert.

Die axiale und radiale Abbrandverteilung wird auch für die hochbelasteten Brennstäbe (Para. 201 bis 217, HRnmH\_HBA mit  $n = 0, 1, \dots, 8$  und  $m = 0, 1, 2$ ) und niedrig belasteten Brennstäbe (Para. 218 bis 234, HRnmH\_NBA mit  $n = 0, 1, \dots, 8$  und  $m = 0, 1, 2$ ) in den 17 thermohydraulischen Hauptkanälen mit einem Multiplikationsfaktor (HRnmH\_HBA, HRnmH\_NBA) genauso variiert wie die Heißstäbe.

#### **5.1.3.10 Druckverlustbeiwerte an den Steuerstabführungsrohren**

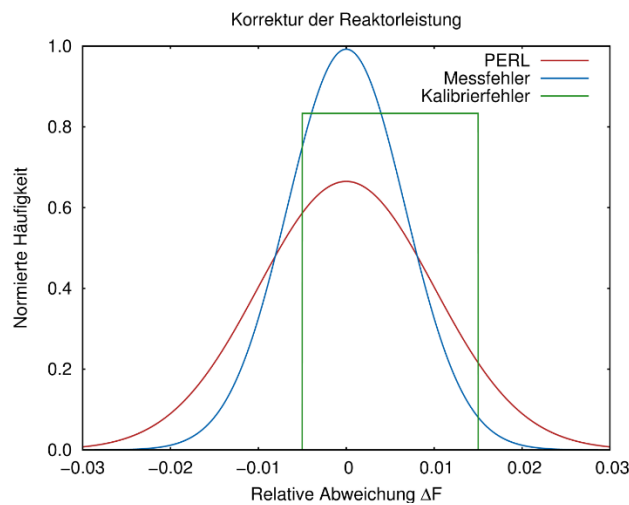
Die mittlere Kühlmitteltemperatur im Deckelraum der Referenzanlage ist nicht genau bekannt. Die mittlere Kühlmitteltemperatur im Deckelraum ist jedoch für den transienten Verlauf eines großen Lecks von Bedeutung, da der Beginn der Verdampfung im Deckelraum zur ersten „Not“-Bespeisung oberhalb des Kerns führt. Mit den nominalen Druckverlustbeiwerten am Eintritt zu den Steuerstabführungsrohren ( $180 \text{ m}^{-4}$ ) und oben am Spalt zwischen den Steuerstabführungsrohren und dem oberen Plenum ( $1000 \text{ m}^{-4}$ ) wird bei nominalen Randbedingungen eine mittlere Kühlmitteltemperatur im Deckelraum von  $322 \text{ }^\circ\text{C}$  (Austrittstemperatur aus dem Reaktordruckbehälter:  $325 \text{ }^\circ\text{C}$ ) berechnet. Für die Unsicherheitsanalyse wird der Druckverlustbeiwert am Eintritt zu den Steuerstabführungsrohren (Parameter 199 „ZGT“) mit einer Gleichverteilung zwischen  $90 \text{ m}^{-4}$  und  $360 \text{ m}^{-4}$  variiert. Gleichzeitig wird der Druckverlustbeiwert oben am Spalt zwischen den Steuerstabführungsrohren und dem oberen Plenum (Parameter 200 „ZGTUP“) mit einer Gleichverteilung zwischen  $500 \text{ m}^{-4}$  und  $2000 \text{ m}^{-4}$  variiert. Durch die Variation der Druckverlustbeiwerte am Steuerstabführungsrohr können die Kühlmitteltemperaturen im Deckelraum zwischen  $315 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $330 \text{ }^\circ\text{C}$  variiert werden.

#### **5.1.3.11 Korrekturfaktor Reaktorleistung**

Die Unsicherheit für die Bestimmung der Reaktorleistung ergibt sich aus drei Unsicherheiten.

- Der erste unsichere Parameter beschreibt den Messfehler in der Durchflussmessung (Parameter 255 „SPWDEL“) des Speisewassers für die Bestimmung der Dampferzeugerleistung in der Anlage. Dieser kann bis zu 2 % groß sein. Für diesen Messfehler wird eine Normalverteilung angenommen im Bereich von -2 % bis +2 % (Abb. 5.15: Messfehler).

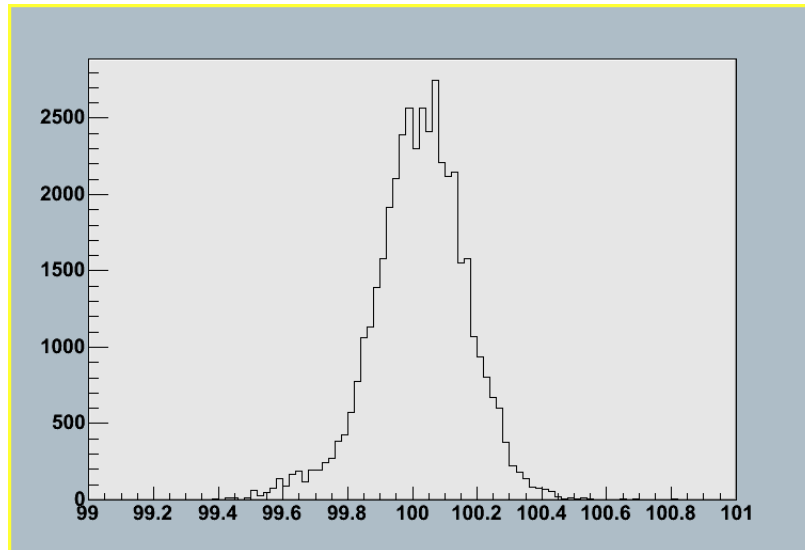
- Der zweite unsichere Parameter wird durch die erlaubte Reaktorleistung (Parameter 253 „PERL“) bestimmt, die zwischen -3 % bis +3 % schwanken darf. Diese Unsicherheit wird ebenfalls mit einer Normalverteilung abgedeckt (Abb. 5.15: PERL).
- Die dritte Unsicherheit (Kalibrierfehler) besteht aus der Abweichung zwischen gemessener Reaktorleistung und berechneter kurzzeitkorrigierter thermischer Reaktorleistung durch die Rechenschaltung (Parameter 254 „REALEI“). Diese Abweichung kann bis zu 1 % betragen und wird durch eine Rechteckverteilung beschrieben (Abb. 5.15: Kalibrierfehler).



**Abb. 5.15** Qualitative Dichteverteilung der Korrekturfaktoren für die Reaktorleistung (normiert auf das Maximum des Messfehlers)

Die ausgewählten Verteilungsparameter für PERL sind eine Normalverteilung mit einem Minimum von -0.03, einem Maximum: +0.03, 0.0 für Parameter p1 und 0.01 für Parameter p2 (Tab. 5.4). Eine Verteilung der thermischen Reaktorleistung aus den Anlagenaufzeichnungen /STO 16/ ist in Abb. 5.16 dargestellt. Diese abgebildete Verteilung zeigt ein Minimum von -0.006 und ein Maximum von +0.005 und ist somit wesentlich schmäler als die für die Unsicherheitsanalyse ausgewählte Verteilung für PERL (Abb. 5.15). Die Verteilung für PERL deckt somit konservativ eine wesentlich größere Leistungsvariation ab als die in Abb. 5.16 dargestellte Anlagenaufzeichnung.





**Abb. 5.16** Verteilung der thermischen Reaktorleistung aus Anlagenaufzeichnungen (AREVA /STO 16/)

Die ausgewählten Verteilungsparameter für SPWDEL sind eine Normalverteilung mit einem Minimum von -0.02, einem Maximum: +0.02, 0.0 für Parameter p1 und 0.0067 für Parameter p2 (Tab. 5.4).

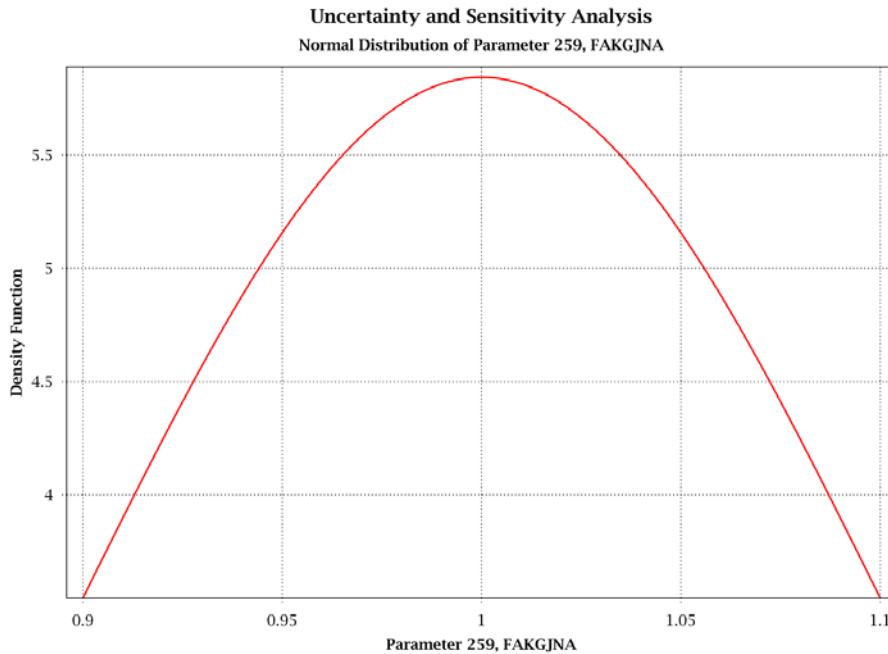
Der ausgewählte Verteilungsparameter für REALEI (Abweichung zwischen gemessener Reaktorleistung und berechneter kurzzeitkorrigierter thermischer Reaktorleistung) ist eine Gleichverteilung mit einem Minimum bei -0.005 und einem Maximum bei +0.015. Es wird davon ausgegangen, dass der Betreiber im Mittel erst bei einer positiven Abweichung von REALEI von +0.005 eine Kalibrierung vornimmt, da er erst bei einer Abweichung von +0.01 zu einer Kalibrierung verpflichtet ist. Daraus ergibt sich bei einer Unsicherheit von +/- 0.01 eine Variationsbreite zwischen -0.005 und +0.015.

Der Multiplikationsfaktor für die Reaktorleistung (Parameter 256 „FAKPOWER“) ist die Summe von 1.0 plus die ausgespielten Werte für PERL, SPWDEL und REALEI.

#### **5.1.3.12 Korrekturfaktor Pumpenkennlinie Not- und Nachkühlpumpe**

Die Pumpenförderkennlinie für die Not- und Nachkühlpumpe wird mit dem Korrekturfaktor FAKGJNA (Parameter 259) in der Unsicherheitsanalyse variiert. Das BEMUSE Programm „Best-Estimate Methods, Uncertainty and Sensitivity Evaluation“ /BEM 09/ empfiehlt zur Berücksichtigung der Unsicherheit der Pumpenförderkennlinie eine Normalverteilung zwischen einem Minimum von 0.95 und einem Maximum von 1.05. Für

die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ wurde jedoch ein erweiterter Unsicherheitsbereich gewählt (Minimum: 0.9, Maximum: 1.1, Normalverteilung mit 1.0 für Parameter p1 und 0.1 für Parameter p2, Tab. 5.4). Die Verteilungsdichtefunktion für den Parameter 259 „FAKGJNA“ wird auf Abb. 5.17 gezeigt.



**Abb. 5.17** Dichtefunktion für Parameter 259 „FAKGJNA“

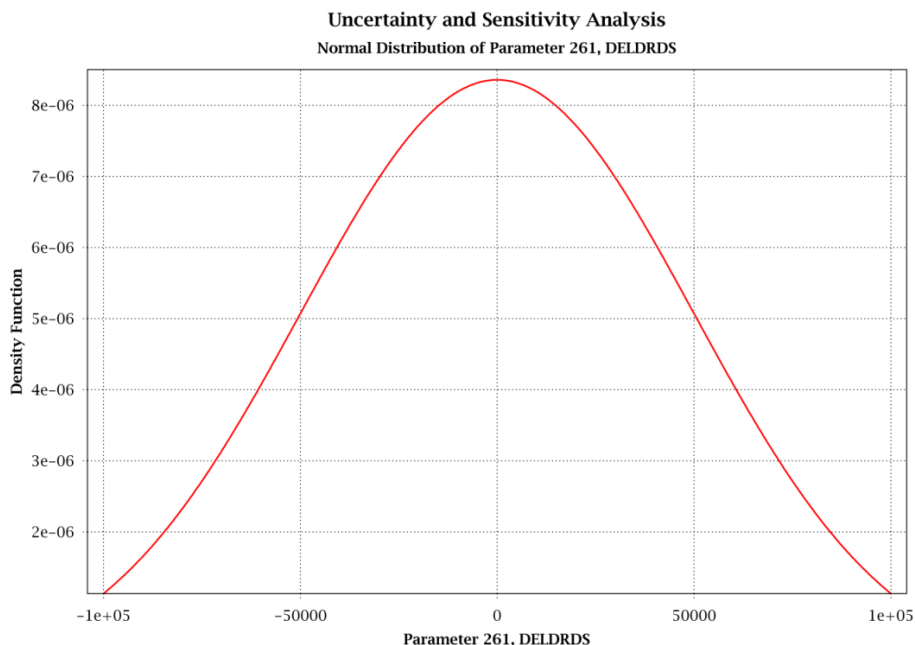
### 5.1.3.13 Korrekturfaktor Formverluste im Kühlkreislauf

Der Kühlmitteldurchsatz im Primärsystem wird mit dem Korrekturfaktor für Formverlust ZETCOR (Para. 260) in der Unsicherheitsanalyse variiert. Das BEMUSE Programm „Best-Estimate Methods, Uncertainty and Sensitivity Evaluation“ /BEM 09/ empfiehlt zur Berücksichtigung der Unsicherheit beim Kühlmitteldurchsatz im Primärsystem eine Normalverteilung zwischen einem Minimum von 0.96 und einem Maximum von 1.04. Der Kühlmitteldurchsatz kann in der Datenbasis für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ nicht eingestellt werden, sondern der Kühlmitteldurchsatz wird auf der Basis der vorgegebenen Druckverlustbeiwerte und der Pumpenkennlinie der Hauptkühlmittelpumpen berechnet. Daher werden die Formverlustbeiwerte mit dem Parameter 260 „ZETCOR“ als Multiplikator variiert. Für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ wurde für „ZETCOR“ folgender Parameterbereich ausgewählt (Minimum: 0.9, Maximum: 1.1, Normalverteilung mit 1.0 für Para. p1 und 0.1 für Para. p2). Die Verteilungsdichtefunktion für den Parameter 260 „ZETCOR“ ist identisch zur Verteilungsdichtefunktion des Parameters 259 „FAKGJNA“ (Abb. 5.17). Der Variationsbereich

für „ZETCOR“ führte bei der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ zu einer Primärdurchsatzdifferenz zwischen Minimum und Maximum von etwa 5 % verglichen mit der BEMUSE Vorgabe von 8 %. Dabei ist allerdings zu berücksichtigen, dass dieses Rechenergebnis durch andere variierte Parameter wie z. B. Rohrrauigkeit und Druckverlustbeiwerte im Kern beeinflusst wird.

### 5.1.3.14 Abweichung des Drucks im Druckspeicher

Das BEMUSE Programm „Best-Estimate Methods, Uncertainty and Sensitivity Evaluation“ /BEM 09/ empfiehlt zur Berücksichtigung der Unsicherheit beim Druckspeicherdruck (Para. 261 „DELRDRDS“) eine Normalverteilung zwischen einem Minimum von -0.2 MPa und einem Maximum von 0.2 MPa. Für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ wurde für „DELRDRDS“ folgender Parameterbereich ausgewählt (Minimum: -0.1 MPa, Maximum: +0.1 MPa, Normalverteilung mit 0.0 für Para. p1 und 50.000 für Para. p2). Der Parameterbereich wurde von +/-0.2 MPa auf +0.1/-0.1 MPa reduziert, da in der Referenzanlage ein nur etwa halb so großer Nenndruck im Druckspeicher eingestellt ist als in der Referenzanlage des BEMUSE Programms. Es wird davon ausgegangen, dass dieser niedrigere Druck genauer eingestellt werden kann. Die Verteilungsdichtefunktion für den Parameter 261 „DELRDRDS“ verdeutlicht Abb. 5.18.



**Abb. 5.18** Dichtefunktion für Parameter 261 „DELRDRDS“

### 5.1.3.15 Abweichung des Füllstands in den Druckspeichern

Die Füllstandmessung im Druckspeicher wird im Referenzdatensatz nicht abgebildet. Es wurde wie beim Druckhalter ein Unsicherheitsbereich für Parameter 262 „DELWLDS“ zwischen -0.2 m und +0.2 m bezogen auf den Nennfüllstand festgelegt. Für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ wurde für „DELWLDS“ folgender Parameterbereich ausgewählt (Minimum: -0.2 m, Maximum: +0.2 m, Normalverteilung mit 0.0 für Parameter p1 und 0.1 für Parameter p2).

### 5.1.3.16 Abweichung der Mittleren Kühlmitteltemperatur

Das BEMUSE Programm „Best-Estimate Methods, Uncertainty and Sensitivity Evaluation“ /BEM 09/ empfiehlt zur Berücksichtigung der Unsicherheit bei der mittleren Kühlmitteltemperatur (Para. 263 „DELKMT“) eine Normalverteilung zwischen einer Temperaturabweichung beim Minimum von -2.0 °C und einem Maximum von +2.0 °C. Für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ wurde für „DELKMT“ ein kleinerer Parameterbereich ausgewählt (Minimum: -1.0 °C, Maximum: +1.0 °C, Normalverteilung mit 0.0 für Para. p1 und 0.5 für Para. p2, Tab. 5.4). Der Parameterbereich wurde von +/-2.0 °C auf +/-1.0 °C reduziert, da in der Referenzanlage die gemessene Kühlmitteltemperatur aus vier Messgrößen gebildet wird, wobei die höchste und niedrigste Temperatur ausgeklammert wird. So bleibt ein großer Messfehler bei der Kühlmitteltemperaturregelung unberücksichtigt. Die Verteilungsdichtefunktion für Para. 263 „DELKMT“ wird in Abb. 5.19 gezeigt.

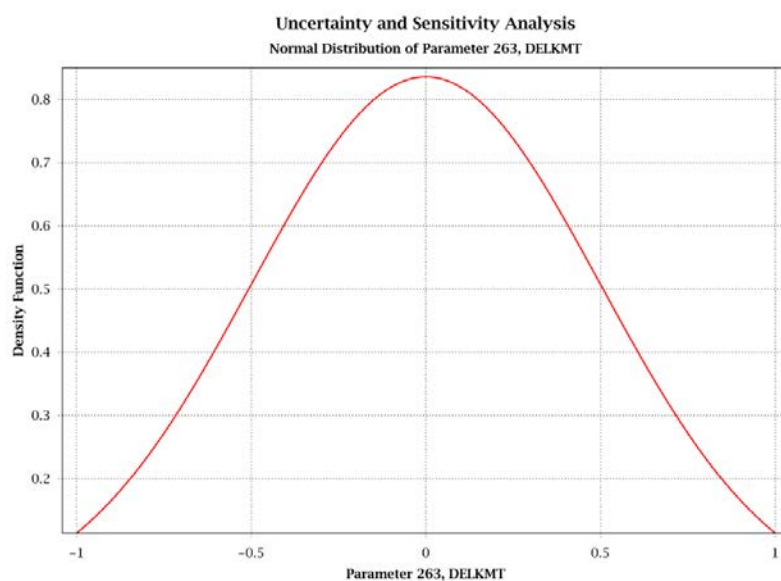


Abb. 5.19 Dichtefunktion für Parameter 263 „DELKMT“

## 5.2 Durchführung von LOCA-Nachweisen (AP 4.2)

Ausgangszustand für die LOCA-Analyse ist der Anlagenzustand der Referenzanlage bei Nennbedingungen sechs Tage nach Zyklusbeginn. Der Kernzustand axiale und radiale Leistungs- und Abbrandverteilung wurde dem Pin-File für den 24. Zyklus der Referenzanlage entnommen. Die Reaktorleistung beträgt 3850 MWth. Der Druckhalter ist am Kühlkreislauf JEC20 angeschlossen.

Für die LOCA-Analysen wird ein Abriss (doppelendiger Bruch) der Hauptkühlmittelleitung JEC20 im kalten Strang (5.1 m vom Ringraum des Reaktordruckbehälters entfernt) unterstellt. Die Bruchöffnungszeit beträgt 150 ms. Es wird unterstellt, dass aufgrund der mechanischen Lasten auf den Kernbehälter die Steuerstäbe mechanisch blockiert werden und somit keinen Beitrag zur Bereitstellung und dem längerfristigen Erhalt der Unterkritikalität liefern, d. h. die Reaktorschnellabschaltung wird nicht wirksam. Die Kühlbarkeit des Kerns wird durch die mechanischen Lasten auf den Kernbehälter nicht beeinträchtigt. Des Weiteren wird bei den Analysen unterstellt, dass nach der Auslösung des Turbinenschnellschlusses die Umschaltung der Stromversorgung auf das externe Stromnetz nicht erfolgt und somit ein Notstromfall ausgelöst wird. Die Sicherheitssysteme zur Notkühlung sind für die Analysen nur eingeschränkt verfügbar, da das Einzelfehlerkriterium – Einzelfehler (EF) und Reparaturfall (RF) – bei Komponenten des Not- und Nachkühlsystems angewendet wird. Für die LOCA-Analysen wird unterstellt, dass die Rückschlagklappe des heißseitigen Druckspeichers im Notkühlstrang JN40 im geschlossenen Zustand in Reparatur steht. Weiter wird angenommen, dass die erste Rückschlagklappe im heißseitigen Einspeisestrang des Notkühlstrangs JN30 in einer geschlossenen Stellung versagt (Einzelfehler). Tab. 5.5 zeigt die Verfügbarkeit der Einspeisesysteme.

**Tab. 5.5** Verfügbare Einspeisesysteme während des doppelendigen Bruchs der Hauptkühlmittelleitung im kalten Strang des Kühlkreislaufs JEC20

| Einspeisesystem             | Loop JEC10 |      | Loop JEC20 |      | Loop JEC30 |      | Loop JEC40 |      |
|-----------------------------|------------|------|------------|------|------------|------|------------|------|
|                             | Heiß       | Kalt | Heiß       | Kalt | Heiß       | Kalt | Heiß       | Kalt |
| Sicherheits-einspeisepumpen | 1          | -    | 1          | -    | EF         | -    | 1          | -    |
| Druckspeicher               | 1          | 1    | 1          | 1    | EF         | 1    | RF         | 1    |
| Not- und Nachkühl-pumpen    | 1          | 1    | 1          | 1    | EF         | 1    | 1          | 1    |

1 Einspeisesystem verfügbar

EF Nicht-Verfügbarkeit wegen Einzelfehler

RF Nicht-Verfügbarkeit wegen Reparaturfall

### **5.2.1 LOCA-Analyse ausgehend vom Nennzustand**

Eine LOCA-Analyse für einen Abriss der Hauptkühlmittelleitung JEC20 zwischen der Hauptkühlmittelpumpe und dem Reaktordruckbehälter wurde ausgehend von Nennzustand für die Referenzanlage durchgeführt. Für die LOCA-Analyse ausgehend vom Nennzustand wurden für die Heißstäbe in den 17 Hauptkernkanälen die Brennstabdaten aus dem Pin-File ausgewählt, die in dem entsprechenden Kernhauptkanal die höchste Stablängenleistung aufwiesen. Die Brennstabdaten der sechs Umgebungsstäbe und des dazugehörigen Brennelements wurden dem Brennelement entnommen, das den jeweiligen Heißstab enthält. Der Ereignisablauf des LOCA-Störfalls ist in Tab. 5.6 beschrieben.

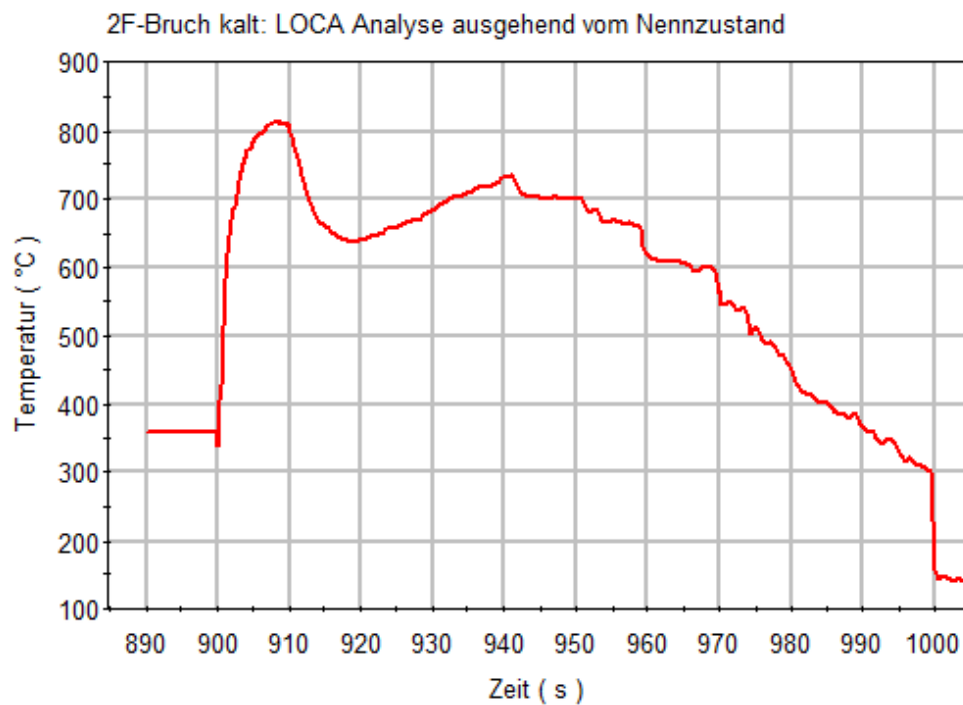
**Tab. 5.6** Ereignisablauf des LOCA-Störfalls „Abriss einer kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung JEC20“ ausgehend vom Nennzustand

| <b>Ereignis</b>   | <b>Zeit (s)</b> |
|---|-----------------|
| Abriss einer Hauptkühlmitteleitung  | 900.0           |
| Signal für RESA, TUSA und Notstromfall<br>Erster DNB an Brennstabpos. 13 der Brennstäbe HR41/51/81H_HBE   | 900.06          |
| Beginn des Schließens aller Turbinenregelventile,<br>JR81: Auf-Signal für das Abblaseabsperrventil<br>JR82, JR83: Signal für 100 K/h Abfahren   | 900.1           |
| HD-Kriterium:<br>JR21, JR22 und JR25: GBA-Signal<br>JR31: Notkühlvorbereitungssignal<br>JR32: Flutsignal1<br>JR34: HD Einspeisesignal<br>JR44A: Abschaltssignal Hauptkühlmittelpumpen<br>JR51, JR53: Auf-Signal Druckspeicher<br>JR62: Absperrsignal Hauptspeisewasserkopf<br>JR95: Zuschaltssignal PE/PJ | 900.4           |
| Beginn des Auslaufs der Hauptkühlmittelpumpen   | 900.6           |
| JR73, JR93: Abschaltung Notstromverbraucher<br>JR91: Einschaltssignal Notstromdiesel  | 902.1           |
| JR38: Flutsignal 2  | 902.4           |
| Maximale Hüllrohrtemperatur, 1. Peak: 811.1°C an Pos. 9*)<br>des Brennstabs HR82H_1BS   | 908.3           |
| Einspeisebeginn des kaltseitigen Druckspeichers in den LOOP JEC20   | 909.0           |
| Zuschaltung Notstrom für Zusatzborierpumpen und gesicherten<br>Nebenkühlwasserpumpen, Start der Pumpen  | 917.5           |
| Einspeisebeginn der kaltseitigen Druckspeicher in die<br>LOOPS JEC10, JEC30 und JEC40<br>Einspeisebeginn der heißseitigen Druckspeicher in die<br>LOOPS JEC10 und JEC20   | 920.0           |
| JR36: Einspeisesignal ND-Einspeisung<br>JR37: Abschaltssignal An- und Abfahrpumpen<br>JR61: Abschaltssignal Hauptspeisewasserpumpen<br>JR63: Schließsignal Schwachlastventile<br>JR65: Absperrsignal Frischdampf Absperrarmatur   | 921.7           |
| Zuschaltung Notstrom für nukleares Zwischenkühlsystem und<br>Start der Pumpen   | 922.0           |
| Zuschaltung Notstrom für HD Sicherheitseinspeisepumpen und<br>Start der Pumpen  | 932.0           |
| Zuschaltung Notstrom für Not- und Nachkühlpumpen und<br>Start der Pumpen  | 937.0           |
| Einspeisebeginn der Not- und Nachkühlpumpen   | 939.0           |
| Maximale Hüllrohrtemperatur, 2. Peak: 734.5°C an Pos. 10*)<br>des Brennstabs HR00H_1BS  | 940.8           |
| Heißstab im Kanal PCM22 (unterhalb JEC10, vollständige heißseitige ECC<br>Einspeisung) wiederbenetzt  | 970.4           |
| Heißstab im Kanal PCM42 (unterhalb JEC20, vollständige heißseitige ECC<br>Einspeisung, Loop mit Druckhalter und Bruch) wiederbenetzt  | 987.4           |
| Wiederbenetzung des Kerns abgeschlossen: Position 13 <sup>)</sup> des Brennstabs<br>HR12H_1BS   | 999.7           |

\* Jeder Brennstab ist in 16 gleichlange aktive Brennelementabschnitte unterteilt

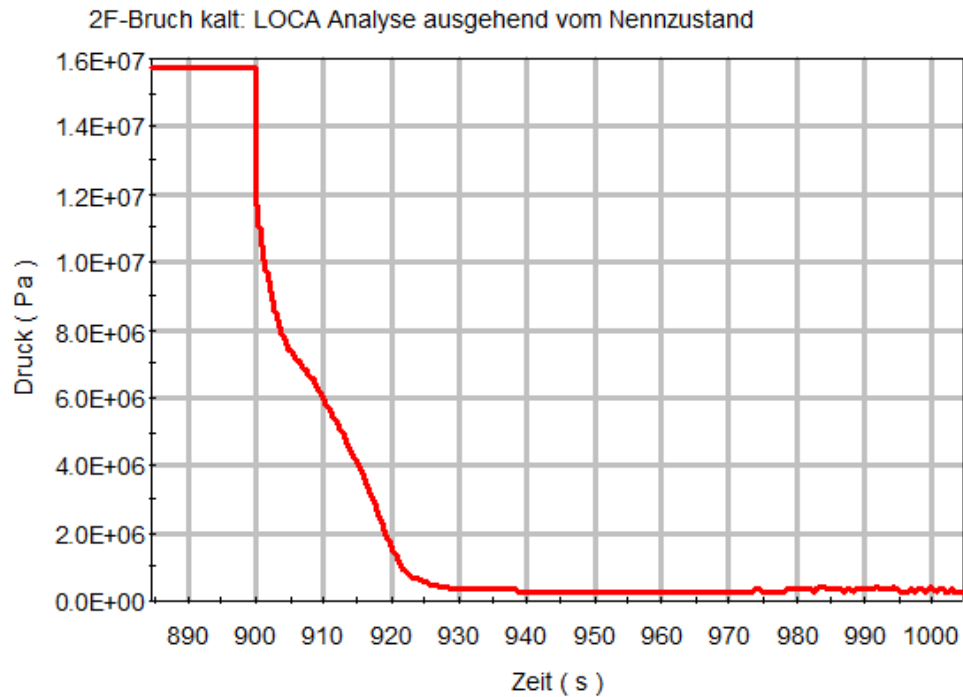
Die folgenden Abb. 5.20 bis Abb. 5.24 zeigen wesentliche thermohydraulische Parameter der LOCA-Analyse für einen Bruch der Hauptkühlmitteleitung im kalten Strang ausgehend vom Nennzustand beim 24. Zyklus der Referenzanlage sechs Tage nach dem Wiederanfahren:

- Maximale Hüllrohrtemperatur (Abb. 5.20),
- Druck im Reaktordruckbehälter (Abb. 5.21),
- Kühlmittelinventar im Primärkreis (der Wert für das Inventar enthält auch das Inventar des Abblasebehälters, Abb. 5.22),
- Volumendampfgehalt im Reaktorkern (Abb. 5.23),
- Nukleare Leistung im Reaktorkern (Abb. 5.24).

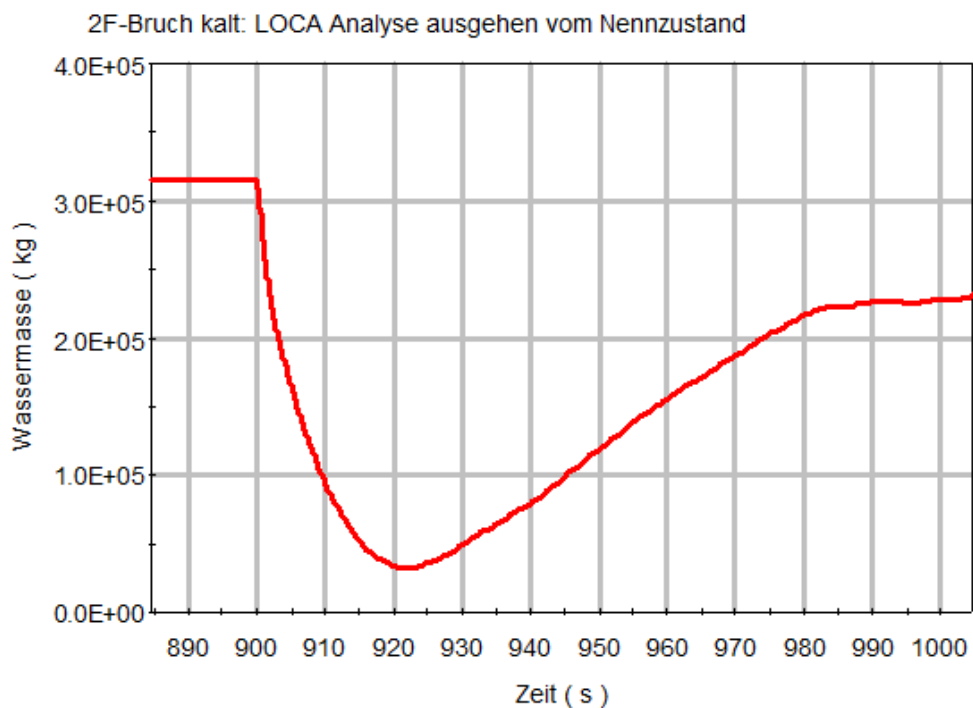


**Abb. 5.20** Maximale Hüllrohrtemperatur beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung ausgehend vom Nennzustand

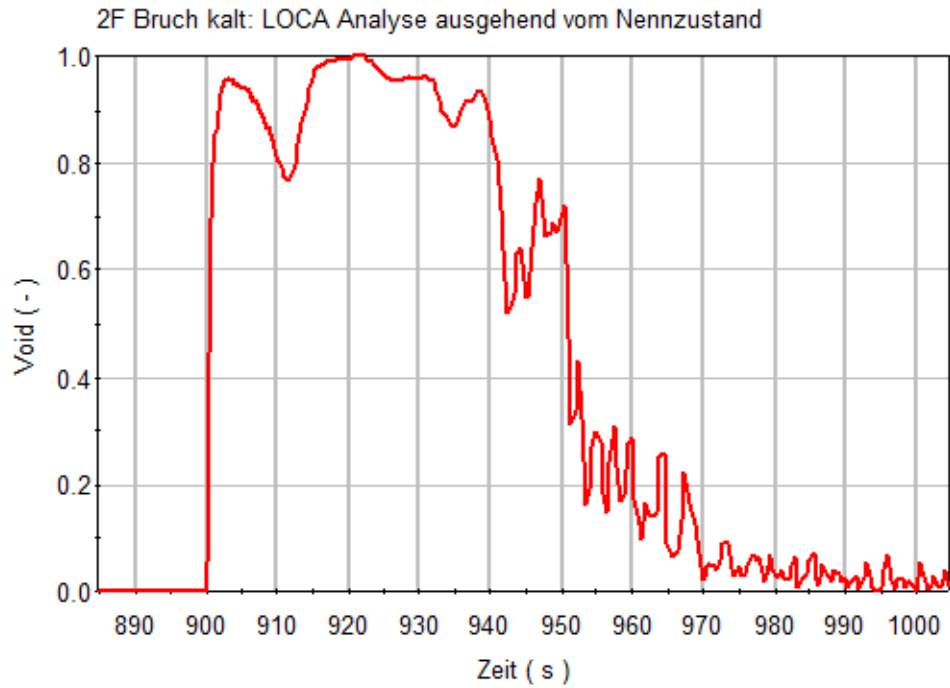




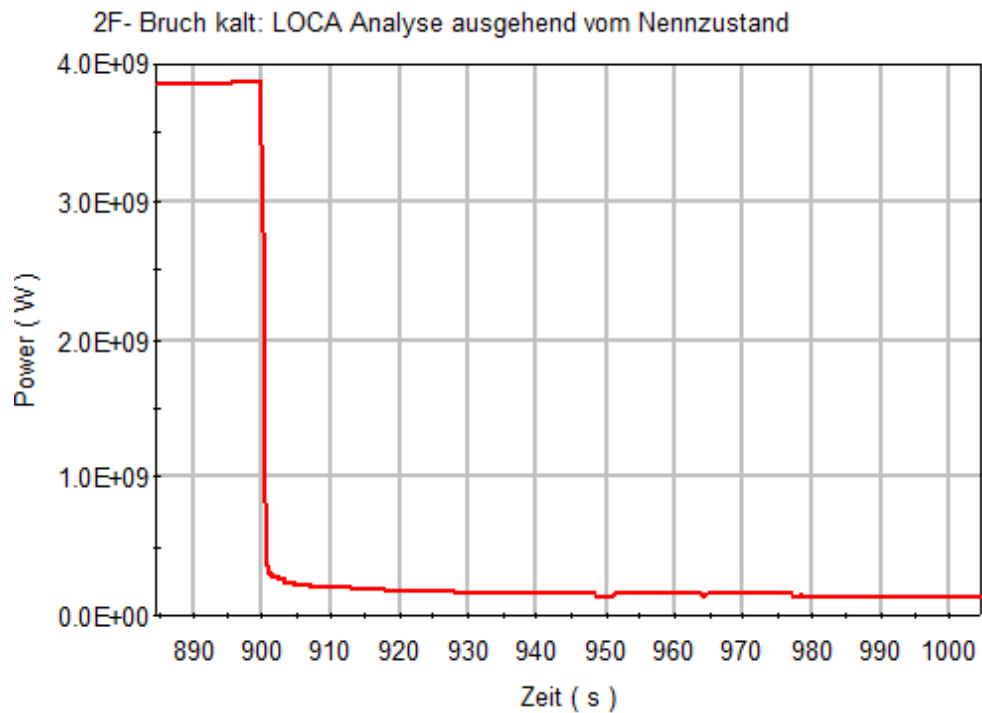
**Abb. 5.21** Druck im Reaktordruckbehälter beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung ausgehend vom Nennzustand



**Abb. 5.22** Kühlmittelinventar im Primärkreis beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung ausgehend vom Nennzustand



**Abb. 5.23** Volumendampfgehalt im Reaktorkern beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand



**Abb. 5.24** Kernleistung beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand

Abb. 5.25 zeigt die Hüllrohrtemperaturen während des kaltseitigen Abriss einer Hauptkühlmittelleitung für den Heißstab im zentralen Kernhauptkanal (PCM00A), für zwei Heißstäbe im ersten Ring (PCM71A, PCM81A) und für zwei Heißstäbe im zweiten Ring (PCM72A, PCM82A). Auf der Abbildung ist erkennbar, dass sich drei verschiedene Niveaus für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum ausbilden, obwohl die Stableistungen (Tab. 5.7) und die maximalen Stablängenleistungen (Tab. 5.8) nahezu identisch sind.

**Tab. 5.7** Stableistungen ausgewählter Brennstäbe

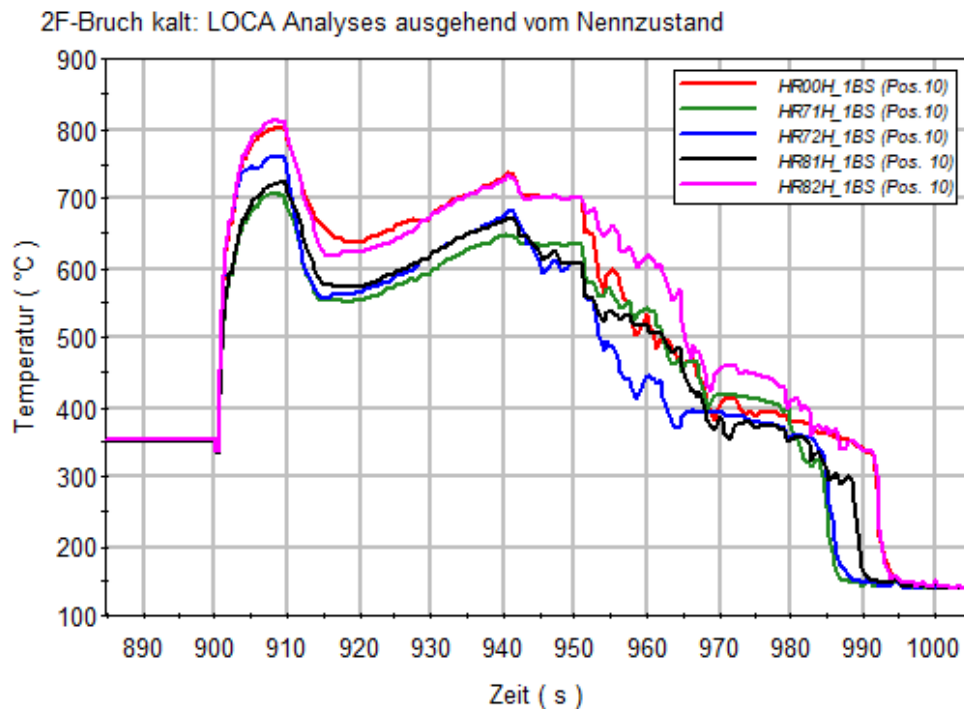
| Kanal Nr.* | Heißstab (W)      | Umgebungsstab (W) | Heißes BE (W)     | Mittlere Leistung im thermohydraulischen Hauptkanal (W) |
|------------|-------------------|-------------------|-------------------|---|
| 00         | $1.09 \cdot 10^5$ | $1.07 \cdot 10^5$ | $9.59 \cdot 10^4$ | $6.90 \cdot 10^4$                                       |
| 71         | $1.10 \cdot 10^5$ | $1.08 \cdot 10^5$ | $1.02 \cdot 10^5$ | $7.96 \cdot 10^4$                                       |
| 72         | $1.11 \cdot 10^5$ | $1.09 \cdot 10^5$ | $9.43 \cdot 10^4$ | $5.31 \cdot 10^4$                                       |
| 81         | $1.09 \cdot 10^5$ | $1.08 \cdot 10^5$ | $1.02 \cdot 10^4$ | $9.19 \cdot 10^4$                                       |
| 82         | $1.11 \cdot 10^5$ | $1.09 \cdot 10^5$ | $9.43 \cdot 10^4$ | $6.26 \cdot 10^4$                                       |

\* Die Stableistung in den thermohydraulischen Kanälen 11, 41, 51 entspricht der Stableistung im thermohydraulischen Kanal 81. Die Stableistung in den thermohydraulischen Kanälen 12, 42, 52 entspricht der Stableistung im thermohydraulischen Kanal 82.

**Tab. 5.8** Maximale Stablängenleistung ausgewählter Brennstäbe

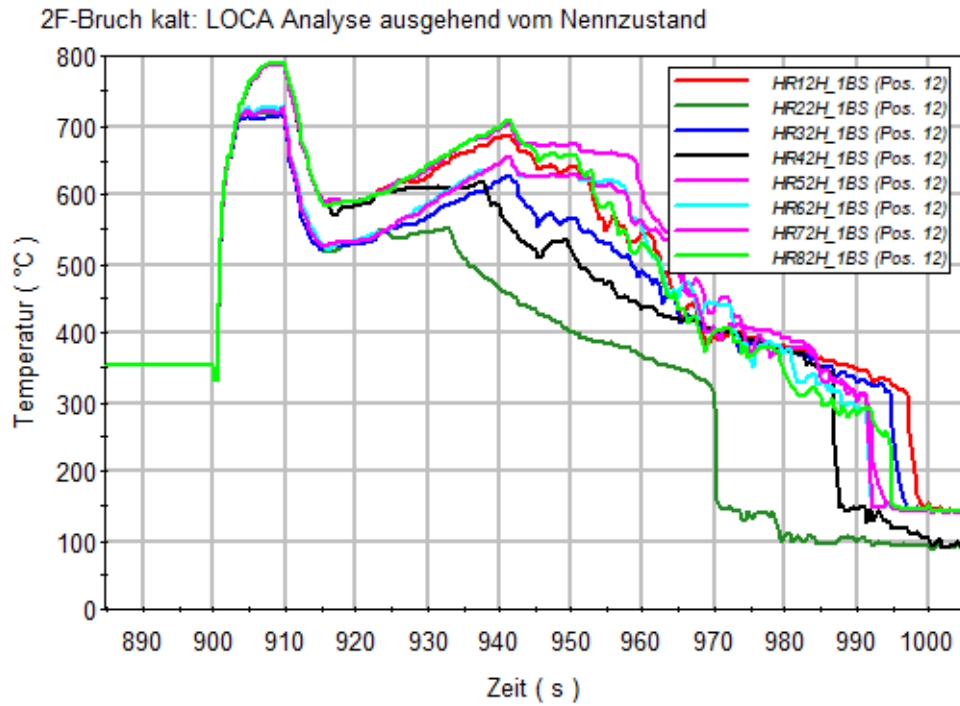
| Kanal Nr.* | Heißstab (W/cm) | Umgebungsstab (W/cm) | Heißes BE (W/cm) |
|------------|-----------------|----------------------|------------------|
| 00         | 332             | 323                  | 290              |
| 71         | 334             | 328                  | 311              |
| 72         | 337             | 330                  | 286              |
| 81         | 333             | 328                  | 311              |
| 82         | 336             | 330                  | 286              |

\* Die maximale Stablängenleistung in den thermohydraulischen Kanälen 11, 41, 51 entspricht der Stablängenleistung im thermohydraulischen Kanal 81. Die maximale Stablängenleistung in den thermohydraulischen Kanälen 12, 42, 52 entspricht der Stablängenleistung im thermohydraulischen Kanal 82.

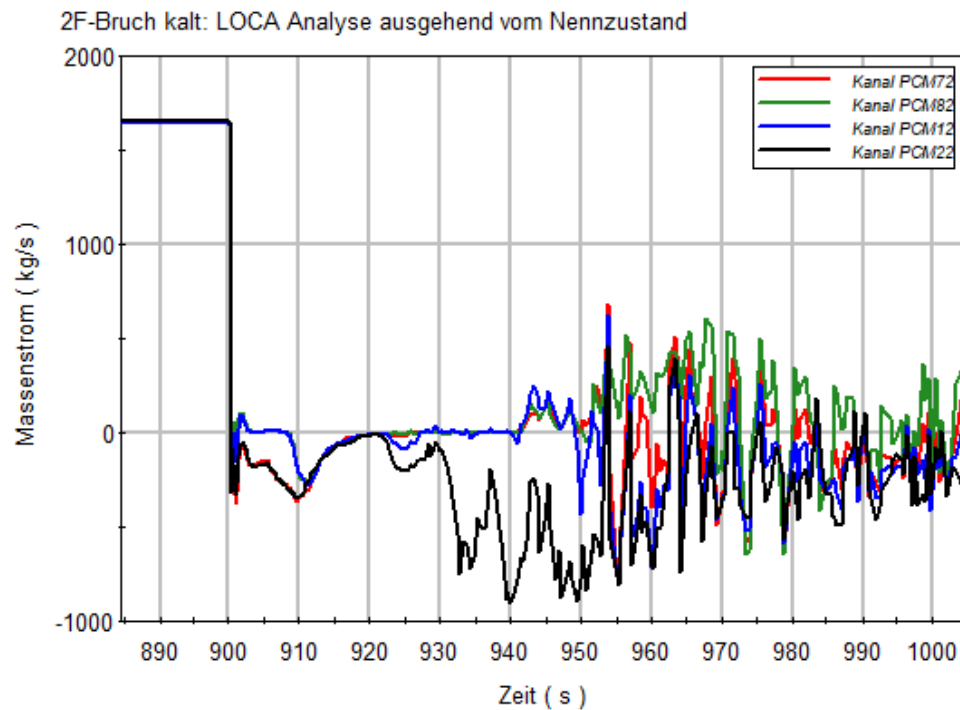


**Abb. 5.25** Verteilung der Hüllrohrtemperaturen (Zentrum, Ring 1, Ring 2) beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung ausgehend vom Nennzustand

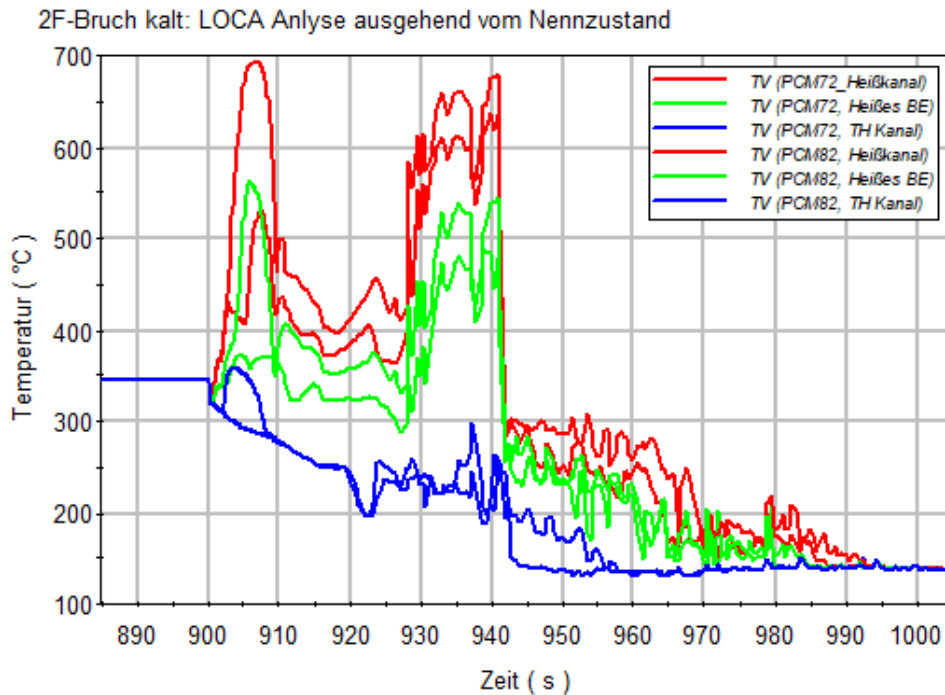
Die Ursache für die unterschiedlichen Niveaus der max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum zwischen den acht Kernhauptkanälen im äußeren Ring (Abb. 5.26) sind die unterschiedlichen mittleren Stableistungen in den thermohydraulischen Hauptkanälen. In den thermohydraulischen Kanälen PCM22A, PCM32A, PCM62A und PCM 72A beträgt die mittlere Stableistung  $5.31 \cdot 10^4$  W, während in den thermohydraulischen Kanälen PCM12A, PCM42A, PCM52A und PCM82A die mittlere Stableistung  $6.26 \cdot 10^4$  W beträgt. Die geringere mittlere Stableistung in den thermohydraulischen Kanälen PCM22A, PCM32A, PCM62A und PCM 72A führt dazu, dass mehr Kühlmittel in den ersten 10 s von oben in diese Kernhauptkanäle eintreten kann (Abb. 5.27) und dass sich somit über den Queraustausch niedrigere Dampftemperaturen im heißen Brennelement und Heißkanal (Abb. 5.28) ausbilden. Infolge der niedrigeren Dampftemperaturen in den Heißkanälen PCM22\_8BS, PCM32\_8BS, PCM62\_8BS und PCM72\_8BS (Abb. 5.28) ergeben sich auch niedrigere Hüllrohrtemperaturen an der axialen Position 12 beim ersten Temperaturmaximum an den Heißstäben HR22H\_1BS, HR32H\_1BS, HR62H\_1BS und HR72H\_1BS (Abb. 5.26).



**Abb. 5.26** Verteilung der Hüllrohrtemp. an axialer Pos. 12 im äußeren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand

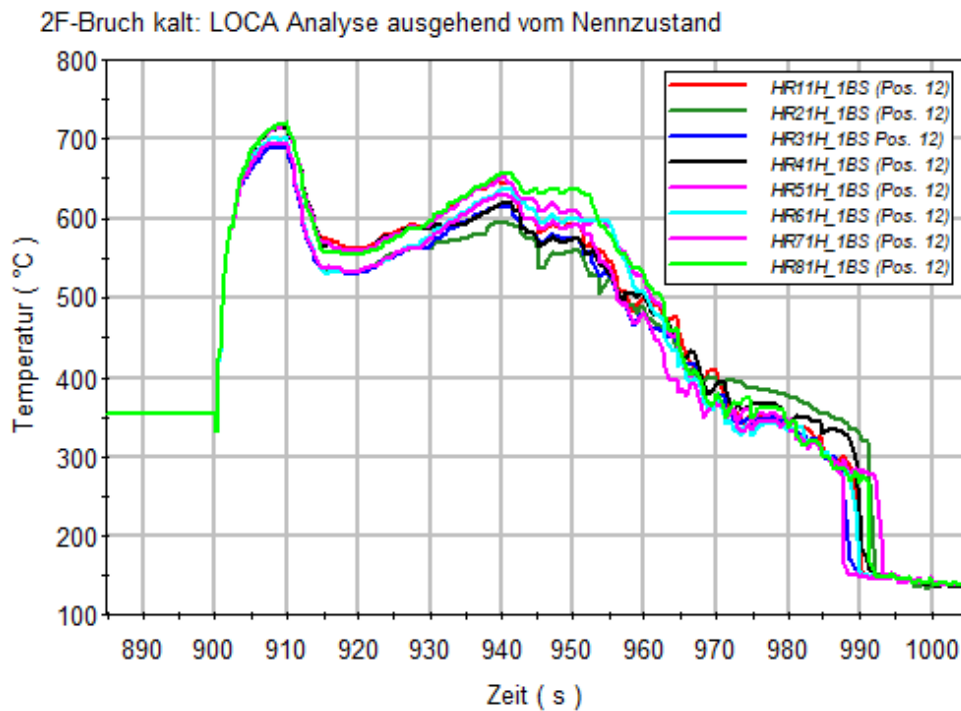


**Abb. 5.27** Wassermassenstrom am Kernaustritt im äußeren Ring beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand



**Abb. 5.28** Dampftemperaturen an Pos. 6 (BS Pos. 10) im äußeren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand

Ein ähnlich unterschiedliches Niveau der max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum ist zwischen den acht Kernhauptkanälen im inneren Ring (Abb. 5.29) sichtbar. In den thermohydraulischen Kernhauptkanälen PCM21A, PCM31A, PCM61A und PCM71A beträgt die mittlere Stableistung  $7.96 \cdot 10^4$  W, während in den thermohydraulischen Kernhauptkanälen PCM11A, PCM41A, PCM51A und PCM81A die mittlere Stableistung  $9.19 \cdot 10^4$  W beträgt. Die geringere mittlere Stableistung in den thermohydraulischen Kanälen PCM21A, PCM31A, PCM61A und PCM71A führt dazu, dass sich niedrigere Dampftemperaturen im heißen BE und Heißkanal einstellen. Infolge der niedrigeren Dampftemperaturen in den Heißkanälen PCM21\_8BS, PCM31\_8BS, PCM61\_8BS und PCM71\_8BS ergeben sich auch niedrigere Hüllrohrtemperaturen an der axialen Pos. 12 beim ersten Temperaturmaximum an den Heißstäben HR21H\_1BS, HR31H\_1BS, HR61H\_1BS und HR71H\_1BS (Abb. 5.29). Dies führt dazu, dass das Temperaturmaximum des Heißstabs HR71H\_1BS mit  $706$  °C um  $19$  °C niedriger liegt als das Temperaturmaximum des Heißstabs HR81H\_1BS mit  $725$  °C.



**Abb. 5.29** Verteilung der Hüllrohrtemperaturen im inneren Ring beim Bruch der kalt-seitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand

Das erste Temperaturmaximum ist im inneren (ersten) Ring kleiner (HR71H\_1BS und HR81H\_1BS in Abb. 5.25) als im äußeren (zweiten) Ring (HR72H\_1BS und HR82H\_1BS) und im zentralen Kanal (HR00H\_1BS), obwohl die Stableistung (Tab. 5.7) und max. Stablängenleistung (Tab. 5.8) des Heißstabs und der Umgebungsstäbe fast identisch ist.

Die Ursache hierfür ist der höhere Abbrand der heißen Brennstäbe und dazugehörigen BE im inneren Ring mit etwa 17 MWd im Vergleich zu den heißen Brennstäben und dazugehörigen BE im äußeren Ring und im zentralen Kanal mit etwa 0.4 MWd. Der erhöhte Abbrand hat zum Schwellen des Brennstoffs geführt und somit den Spalt zwischen dem Brennstoff und dem Hüllrohr etwa halbiert. Gemeinsam mit dem während des Abbrands entstandenen Spaltgas hat sich bei diesen Brennstäben der Spaltwärmekoeffizient wesentlich erhöht, so dass sich trotz der verringerten Wärmeleitfähigkeit des höher abgebrannten Brennstoffs eine um etwa 125 °C niedrigere Zentraltemperatur im Brennstoff (Tab. 5.9) eingestellt hat. Die Zentraltemperatur im Brennstoffpellet ist, unabhängig vom Abbrand, ein Maß für die gespeicherte Energie, da die Wärmekapazität des Brennstoffs vom Abbrand nur unwesentlich beeinflusst wird. In den ersten 10 s besteht weitgehend ein Gleichgewicht zwischen der Wärmeerzeugung durch die Nachzerfallsleistung (5 % der Nennleistung) und der Wärmeabfuhr in das

Kühlmittel (5 % der Nennleistung). Die Brennstofftemperatur im Pellet gleicht sich in den ersten Sekunden der mittleren Pellet-Temperatur vor Störfalleintritt an. Wegen des geringen Wärmeübergangskoeffizienten zwischen dem Kühlmittel und dem Hüllrohr von etwa 300 W/m<sup>2</sup>K ist die Hüllrohrtemperatur nur unwesentlich geringer als die mittlere Temperatur des Pellet. Daher ist bei einer um etwa 125 °C niedrigeren Zentraltemperatur vor Störfalleintritt eine um etwa 85 °C niedrigere maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum nachvollziehbar.

**Tab. 5.9** Maximale Zentraltemperatur im Brennstoffpellet ausgewählter Brennstäbe

| Kanal Nr.* | Heißstab (°C) | Umgebungsstab (°C) | Heißes BE (°C) |
|------------|---------------|--------------------|----------------|
| 00         | 1534          | 1507               | 1370           |
| 71         | 1429          | 1412               | 1230           |
| 72         | 1553          | 1526               | 1349           |
| 81         | 1426          | 1409               | 1350           |
| 82         | 1550          | 1523               | 1346           |

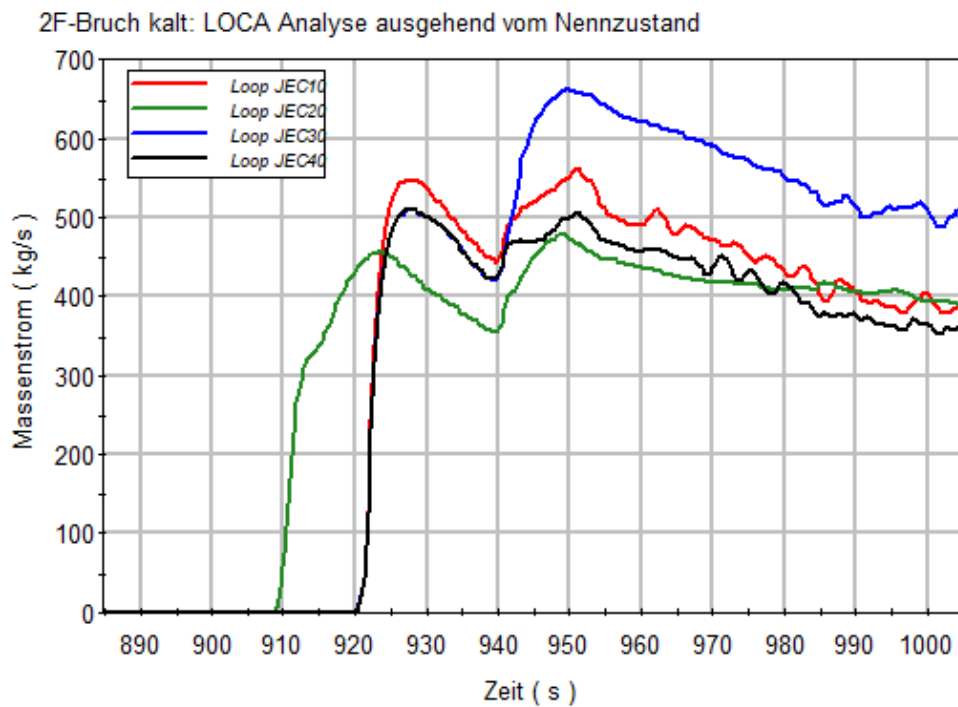
\* Die maximale Zentraltemperatur der Heißstäbe in den thermohydraulischen Kanälen 11, 41, 51 entspricht der maximalen Zentraltemperatur des Heißstabs im thermohydraulischen Kanal 81. Die maximale Zentraltemperatur der Heißstäbe in den thermohydraulischen Kanälen 12, 42, 52 entspricht der maximalen Zentraltemperatur des Heißstabs im thermohydraulischen Kanal 82.

Das zweite Temperaturmaximum (Abb. 5.26) bei 940 s (40 s nach Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung) ist abhängig vom ersten Temperaturmaximum, der Zwischenkühlungsphase zwischen 910 s und 920 s, der Aufheizphase infolge der Nachzerfallsleistung nach 920 s (abhängig von der Stablängenleistung, Abb. 5.24) und der Einspeisekonfiguration. Die Zwischenkühl- und Aufheizphase wirken sich fast gleich auf alle 17 Positionen der Heißstäbe aus. Deutliche Unterschiede werden jedoch durch die Konfiguration der Notkühleinspeisung (Abb. 5.30 und Abb. 5.31) verursacht.

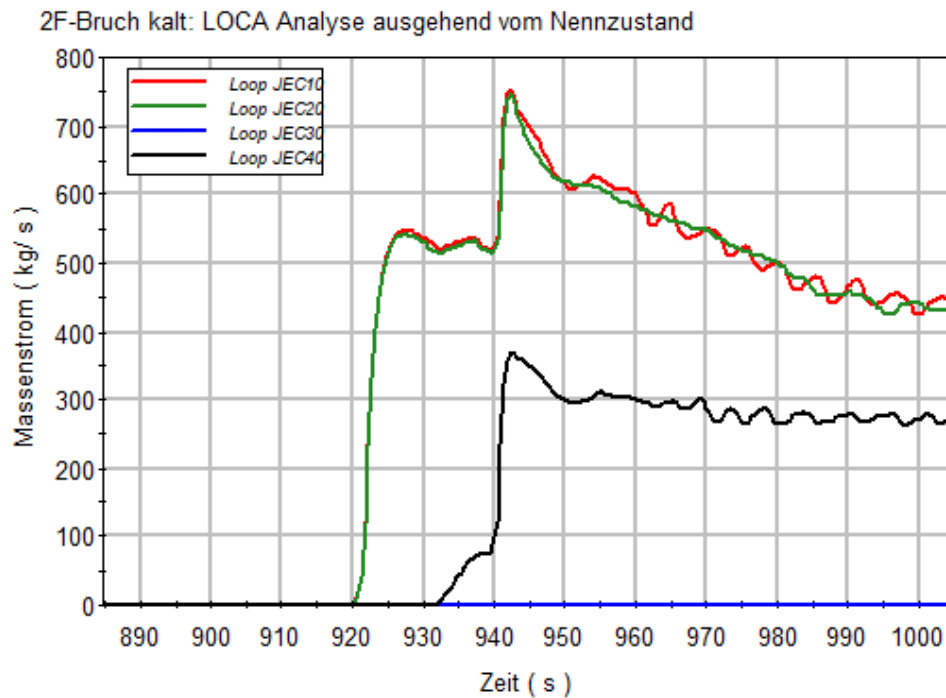
Eine heißseitige Druckspeichereinspeisung erfolgt entsprechend des gewählten Einzelfehlers und Reparaturfalls (Tab. 5.5) nur in die heißen Stränge JEC10 und JEC20 (Abb. 5.31). Unterhalb der Stützen zu den heißen Strängen JEC10 und JEC20 (Kühlkreislauf mit Bruch und Anschluss an den Druckhalter) befinden sich im äußeren (zweiten) Ring die Kernhauptkanäle PCM22A und PCM42A mit den Heißstäben HR22H\_1BS und HR42H\_1BS. Wenige Sekunden nach Beginn der Druckspeichereinspeisung bei 920 s wird an diesen Heißstäben, die sich im Durchbruchbereich der heißseitigen Notkühleinspeisung befinden, die Aufheizung infolge der Nachzerfallsleistung unterbrochen. Zwischen 932 s und 934 s beginnt am gesamten Heißstab HR22H\_1BS die Abkühlung (Maximale Temperatur beim zweiten Maximum 625 °C, erstes Temperaturmaximum 790 °C) und dieser Heißstab wird bei 970 s vollständig wiederbenetzt.



Zwischen 935 s und 940 s beginnt am gesamten Heißstab HR42H\_1BS die Abkühlung (max. Temperatur beim zweiten Maximum 670 °C, erste Temperaturspitze 810 °C). Dieser Heißstab wird erst bei 987 s vollständig wiederbenetzt. Die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum wird mit 734 °C am Brennstab HR00H\_1BS bei 941 s erreicht. Dieser Heißstab im zentralen thermohydraulischen Kanal wird bei 999 s wiederbenetzt. Die restlichen Heißstäbe des äußeren Rings werden zwischen 992 s und 999 s wiederbenetzt. Die Heißstäbe des inneren Rings werden zwischen 992 s und 997 s wiederbenetzt.



**Abb. 5.30** Kaltseitige Notkühleinspeisung beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung ausgehend vom Nennzustand



**Abb. 5.31** Heißseitige Notkühleinspeisung beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung ausgehend vom Nennzustand

Die Auswertung der transienten Hüllrohrtemperaturen während eines kaltseitigen Abrisses der Hauptkühlmitteleitung hat gezeigt, dass bei nahezu identischer Heißstableistung und max. Stablängenleistung an 17 Positionen im Kern relevante Unterschiede beim ersten und zweiten Temperaturmaximum auftreten. Niedriger Abbrand und erhöhte mittlere Brennstableistung im umgebenden thermohydraulischen Hauptkanal führt bis zu einem etwa 100 °C höheren ersten Temperaturmaximum. Das zweite Temperaturmaximum wird vor allem durch die Einspeisekonfiguration und wiederum von der mittleren Brennstableistung des umgebenden thermohydraulischen Hauptkanals beeinflusst. Eine heißseitige Druckspeichereinspeisung oberhalb eines Durchbruchkanals zusammen mit einer niedrigen mittleren Brennstableistung im umgebenden thermohydraulischen Kernhauptkanal führt zu einem etwa 150 °C niedrigeren zweiten Temperaturmaximum am Heißstab im Vergleich zu einem Heißstab mit einer hohen mittleren Brennstableistung im umgebenden thermohydraulischen Hauptkanal und ohne Druckspeichereinspeisung in den Durchbruchkanal.

Bei einer Bewertung des Einflusses einer unterschiedlichen mittleren Brennstableistung im umgebenden thermohydraulischen Kernhauptkanal ist zu berücksichtigen, dass bei der Modellierung dieser Kernhauptkanäle nicht alle die dem Heißstab zugehörigen BE umgebenden BEs berücksichtigt wurden. Die Kernhauptkanäle erfüllen die

Anforderungen an Durchbruchkanäle (etwa 20 BE laut UPTF /PAP 96/) und eine gleichmäßige Verteilung der Heißstäbe auf die 17 Kernhauptkanäle für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ (Kap. 5.3). Daher können die Temperaturmaxima bei der Berücksichtigung der mittleren Brennstableistung der BE in der direkten Umgebung des Heißstabs noch höher sein als bei der Berechnung mit der mittleren Brennstableistung des Kernhauptkanals. Der Einfluss einer unterschiedlichen mittleren Brennstableistung der BE in der direkten Umgebung des Heißstabs wurde nicht parametrisiert und auch in der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ (Kap. 5.3) nicht berücksichtigt.

Tab. 5.10 zeigt für einige Heißstäbe die relative Brennstableistung in den umgebenden BE und die relative Brennstableistung in den thermohydraulischen Kernhauptkanälen abgeleitet aus dem Pin-File (in der Analyse verwendet). In der Analyse ausgehend vom Nennzustand wurde im thermohydraulischen Kanal PCM82A im BE O\_9 eine Maximaltemperatur von 811 °C und im Kanal PCM72A im BE J\_14 eine Maximaltemperatur von 789 °C berechnet. Die beiden Werte für die relative Leistung von vier bzw. acht Umgebungsbrennelementen des BE O\_9 (PCM82A) weisen auf eine leichte Überschätzung der relativen Brennstableistung der Umgebungsbrennelemente in der Analyse hin, d. h. es ist anzunehmen, dass das erste Temperaturmaximum etwas überschätzt wird. Die beiden Werte für die relative Leistung von vier bzw. acht Umgebungsbrennelementen des BE J\_14 (PCM72A) weisen auf eine leichte Unterschätzung der relativen Leistung der Umgebungsbrennelemente in der Analyse hin, d. h. es ist anzunehmen, dass das erste Temperaturmaximum etwas unterschätzt wird. Daraus kann man schließen, dass der berechnete Temperaturunterschied beim ersten Temperaturmaximum der Heißstäbe in den Kernhauptkanälen PCM82A und PCM72A kleiner als die ausgewiesenen 22 °C ist. Wenn man allerdings den Heißstab im BE N\_11 betrachtet (Tab. 5.10) wird die relative mittlere Brennstableistung der umgebenden BE unterschätzt und somit auch die Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum. Aufgrund der geringen Unterschiede bei der Heißstableistung und der mittleren Brennstableistung des dazugehörigen BE (O\_9 bzw. N\_11) kann nicht ausgeschlossen werden, dass der Heißstab im BE N\_11 eine etwas höhere Maximaltemperatur aufweist als der Heißstab im BE O\_9. Die gewählte Kernmodellierung (Kap. 5.1.1) ermöglicht jedoch nicht eine genauere Quantifizierung des Einflusses der den Heißstab umgebenden BE.

**Tab. 5.10** Relative Brennstableistung in den umgebenden thermohydraulischen Hauptkanälen aus dem Pin-File

| Thermo-<br>hydraulischer<br>Kanal | BE mit<br>Heißstab | Relative<br>BE-<br>Leistung<br>(mit Heiß-<br>stab)<br>( - ) | Heißstab-<br>leistung<br>(W) | Relative<br>Leistung<br>von vier<br>Umge-<br>bungs-<br>BE*<br>( - ) | Relative<br>Leistung<br>von acht<br>Umge-<br>bungs-<br>BE*<br>( - ) | Relative<br>Leistung<br>der Umge-<br>bungs-BE<br>in der<br>Analyse<br>( - ) |
|-----------------------------------|--------------------|---|------------------------------|---|---|---|
| PCM82A                            | O_9                | 1.423   | $1.11 \cdot 10^5$            | 0.98  | 0.82  | 0.94  |
|                                   | N_11               | 1.421   | $1.09 \cdot 10^5$            | 1.04  | 1.02  |   |
|                                   | N_12               | 1.318   | $1.10 \cdot 10^5$            | 0.85  | 0.83  |   |
| PCM72A                            | J_14               | 1.423   | $1.11 \cdot 10^5$            | 0.98  | 0.82  | 0.80  |
|                                   | L_13               | 1.419   | $1.09 \cdot 10^5$            | 1.05  | 1.02  |   |
|                                   | M_13               | 1.316   | $1.10 \cdot 10^5$            | 0.85  | 0.83  |   |

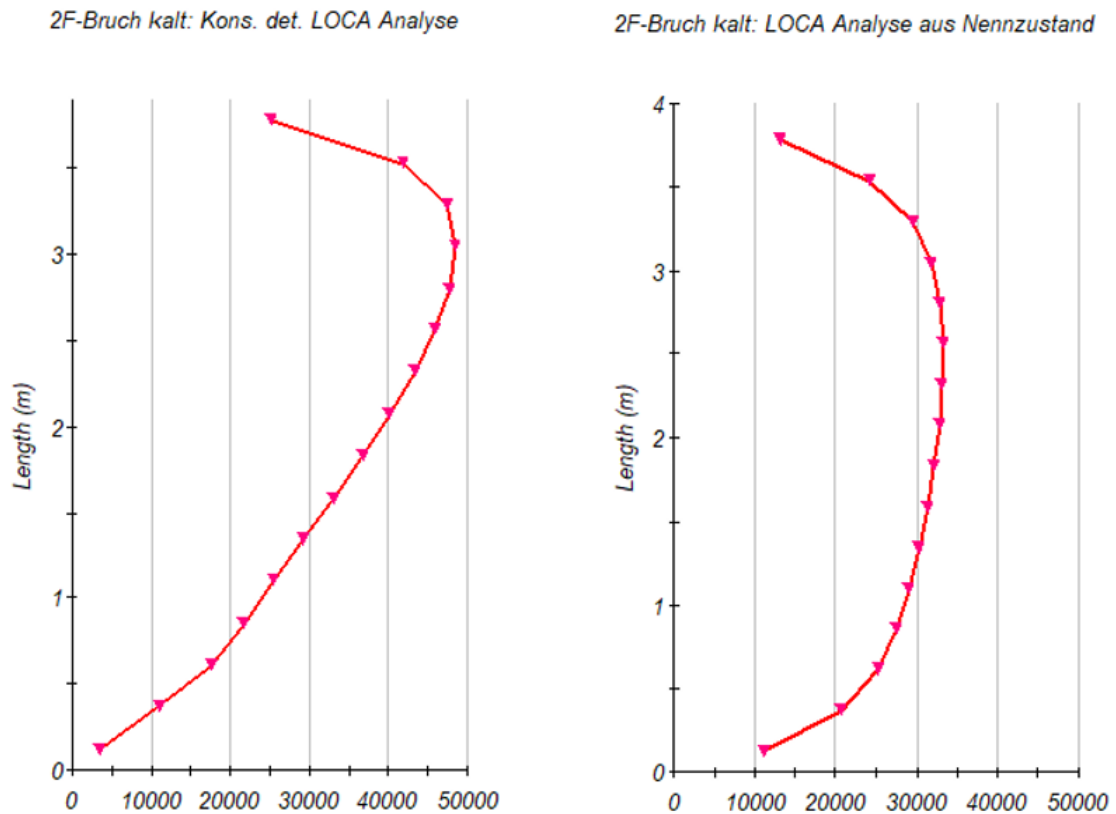
\* Bei vier Umgebungsbrennelementen werden nur die vier Brennelemente an den Seitenkannten des Brennelements mit Heißstab berücksichtigt, bei acht Umgebungsbrennelementen zusätzlich die Brennelemente an den Ecken.

### 5.2.2 Konservativ-deterministische Nachweisführung (AP 4.2.1)

Für die „konservativ-deterministische Nachweisführung“ wurden aus dem Pin-File die Brennstäbe ausgewählt, die in jedem der 17 nachgebildeten thermohydraulischen Kernhauptkanäle die höchste Brennstableistung aufweisen. Jeder Heißstab wird in einen Heißkanal integriert und über das dazugehörige BE an den dazugehörigen thermohydraulischen Kernhauptkanal angebunden. Die Leistung des Heißstabs und dessen Umgebungsstäbe wird um einen Faktor erhöht, der der Obergrenze des Unsicherheitsbands der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ entspricht (Parameter 148 bis 164, Tab. 5.4). Die Reaktorleistung wird ebenfalls auf den maximalen Wert erhöht, der der Obergrenze des Unsicherheitsbands der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ entspricht (Parameter 253 bis 256, Tab. 5.4). Die Heißstäbe werden entsprechend der RSK-Stellungnahme der 385. Sitzung vom 20./21.07.2005 pönalisiert, so dass das axiale Leistungsprofil der Heißstäbe unter Berücksichtigung der Heißstableistung und der Reaktorleistung derart verzerrt wird, dass die maximale Stablängenleistung 485 W/cm (Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse) beträgt und der Leistungspeak in der oberen Hälfte des Kerns liegt (Abb. 5.32). Der Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse wird am Ende der stationären Rechnung erreicht werden. Der Verzerrungsfaktor jedes Heißstabs wird auch auf das axiale Leistungsprofil der Umgebungsstäbe des Heißstabs und des dazugehörigen heißen Brennelements übertragen. Ein aus allen Heißstäben abgeleiteter mittlerer Verzerrungsfaktor wird für die Bestimmung des axialen

Leistungsprofils aller restlichen Brennstäbe in den 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen verwendet.

Alle sonstigen unsicheren Parameter (globale und Brennstab bezogene) werden auf die best-estimate Werte gesetzt, soweit nicht, wie unten beschrieben, konservative Werte gewählt wurden.



**Abb. 5.32** Stablängenleistungsverteilung für Heißstab HR00H\_1BS für konservativ-deterministische Analyse (li.) / Analyse ausgehend vom Nennzustand (re.)

Konservative Annahmen wurden ausgehend von den Unsicherheitsbändern der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ für folgende Parameter gesetzt:

- Reaktorleistung: 106 %,
- Heißstab- und Umgebungsstableistung 109.1 %,
- Anteil des Wärmestroms direkt ins Kühlmittel: 0 %,
- Nachzerfallsleistung bezogen auf Reaktorleistung: 108 %,
- Durchmesser des Brennstoffpellets: 99.6 %,

- Wärmeleitfähigkeit von UO<sub>2</sub>: 90 %,
- Wärmekapazität von UO<sub>2</sub>: 102 %,
- Reduktion des Containmentdrucks: -0.2 bar,
- Erhöhung der Druckspeicherwassertemperatur: +10 °C,
- Erhöhung des Formverlustfaktors für die Druckspeichereinspeisung: +20 %,
- Reduktion der Einspeisekennlinie für die Niederdruckeinspeisung: -10 %,
- Reibungsdruckverlust im heißen Brennelement: 3.0e<sup>-6</sup>,
- Maximaler Wärmeübergang für obere Quenchfront: 30000 W/m<sup>2</sup>K,
- Erhöhter Turbulenzfaktor für Verdampfungsrate im Ausströmfeld: 20,
- Auswahl Wärmeübergangskorrelation Dampf-Tropfenkühlung: Condie-Bengston IV,
- Auswahl Wärmeübergangskorrelation einphasige Dampfkühlung: Mc Eligot,
- Reduktion des Wärmeübergangs bei „Film Boiling (water only)“ um 25 %,
- Reduktion des Wärmeübergangs bei „Forced convection to vapor/gas“ um 15 %.

Der Ereignisablauf der konservativen-deterministischen Analyse des LOCA-Störfalls „Abriss einer kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung“ ist in Tab. 5.11 beschrieben. Der Bruch der Hauptkühlmittelleitung wurde für diese Analyse erst bei 1800 s ausgelöst, da wegen der konservativen Veränderung der vielen Parameter bei 900 s (Analyse ausgehend vom Nennzustand) noch kein ausreichend stationärer Zustand in der Analyse erreicht wurde.

**Tab. 5.11** Ereignisablauf der konservativ-deterministischen Analyse des LOCA-Störfalls „Abriss einer kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung“

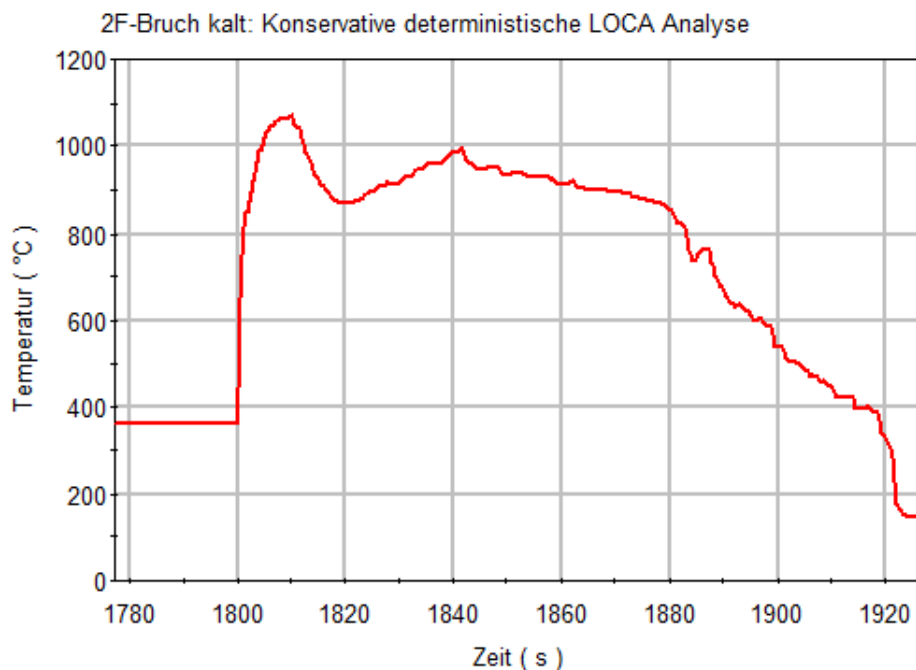
| <b>Ereignis</b>   | <b>Zeit (s)</b> |
|---|-----------------|
| Abriss einer Hauptkühlmittelleitung   | 1800.0          |
| Erster DNB an der Brennstabposition 15 der Brennstäbe HR82H_1BS, HR72H_1BS HR42H_1BS, HR71H_1BS und HR31H_1BS | 1800.03         |
| Signal für RESA, TUSA und Notstromfall  | 1800.06         |
| Beginn des Schließens aller Turbinenregelventile  | 1800.1          |
| JR81: Auf-Signal für das Abblaseabsperrsignal<br>JR82/83: Signal für 100 K/h Abfahren                         | 1800.2          |

| <b>Ereignis</b>   | <b>Zeit (s)</b> |
|---|-----------------|
| HD-Kriterium, HD-Kriterien nicht überbrückbar<br>JR21, JR22 und JR25: GBA-Signale<br>JR31: Notkühlvorbereitungssignal<br>JR32: Flutsignal1<br>JR34: HD Einspeisesignal<br>JR44A: Abschaltsignal Hauptkühlmittelpumpen<br>JR51, JR53: Auf-Signal Druckspeicher<br>JR62: Absperrsignal Hauptspeisewasserkopf<br>JR95: Zuschaltssignal PE/PJ | 1800.6          |
| Beginn des Auslaufs der Hauptkühlmittelpumpen   | 1800.6          |
| JR73, JR93: Abschaltung Notstromverbraucher<br>JR91: Einschaltssignal Notstromdiesel  | 1802.0          |
| JR38: Flutsignal 2  | 1802.6          |
| Einspeisebeginn des kaltseitigen Druckspeichers in den LOOP JEC20   | 1808.3          |
| Maximale Hüllrohrtemperatur, 1. Peak: 1075.5 °C an der Position 13*<br>des Brennstabs HR00H_1BS   | 1810.0          |
| Notstromdiesel verfügbar  | 1810.8          |
| Zuschaltung Notstrom für die Zusatzborierpumpen und die gesicherten<br>Nebenkühlwasserpumpen, Start der Pumpen  | 1817.5          |
| Einspeisebeginn der kaltseitigen Druckspeicher in die LOOPS JEC10,<br>JEC30 und JEC40<br>Einspeisebeginn der heißseitigen Druckspeicher in die LOOPS JEC10<br>und JEC20   | 1820.1          |
| JR36: Einspeisesignal ND-Einspeisung<br>JR37: Abschaltssignal An- und Abfahrpumpen<br>JR61: Abschaltssignal Hauptspeisewasserpumpen<br>JR63: Schließsignal Schwachlastventile<br>JR65: Absperrsignal Frischdampf Absperrarmatur   | 1822.1          |
| Zuschaltung Notstrom für nukleares Zwischenkühlssystem und Start der<br>Pumpen  | 1822.1          |
| Zuschaltung Notstrom für An- und Abfahrpumpen u. Start der Pumpen   | 1827.2          |
| Zuschaltung Notstrom für HD Sicherheitseinspeisepumpen und Start<br>der Pumpen  | 1832.2          |
| Zuschaltung Notstrom für Not- und Nachkühlpumpen und Start der<br>Pumpen  | 1837.2          |
| Einspeisebeginn der Not- und Nachkühlpumpen   | 1839.8          |
| Maximale Hüllrohrtemperatur, 2. Peak: 995.5 °C an der Position 13*<br>des Brennstabs HR00H_1BS  | 1840.8          |
| Heißstab im Kanal PCM22 (unterhalb JEC10, Position 14, vollständige<br>heißseitige ECC Einspeisung) wiederbenetzt   | 1892.3          |
| Heißstab im Kanal PCM42 (unterhalb JEC20, Position 14, vollständige<br>heißseitige ECC Einspeisung, Loop mit Druckhalter und Bruch) wieder-<br>benetzt  | 1901.3          |
| Wiederbenetzung des Kerns abgeschlossen: Position 15* des Brenn-<br>stabs HR12H_1BS   | 1922.3          |

\* Jeder Brennstab ist in 16 gleichlange aktive Brennelementabschnitte unterteilt

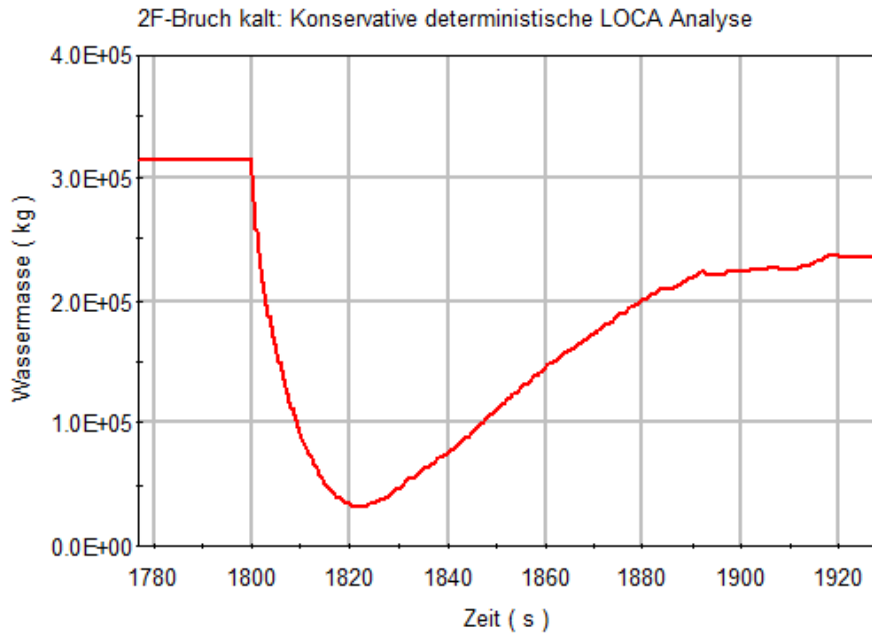
Die folgenden Abbildungen zeigen wesentliche thermohydraulische Parameter der konservativen-deterministischen LOCA-Analyse für einen Abriss der Hauptkühlmittelleitung im kalten Strang ausgehend vom 24. Zyklus der Referenzanlage sechs Tage nach dem Wiederanfahren:

- Maximale Hüllrohrtemperatur (Abb. 5.33),
- Kühlmittelinventar im Primärkreis (der Wert für das Inventar enthält auch das Inventar des Abblasebehälters, Abb. 5.34),
- Volumendampfgehalt im Reaktorkern (Abb. 5.35).

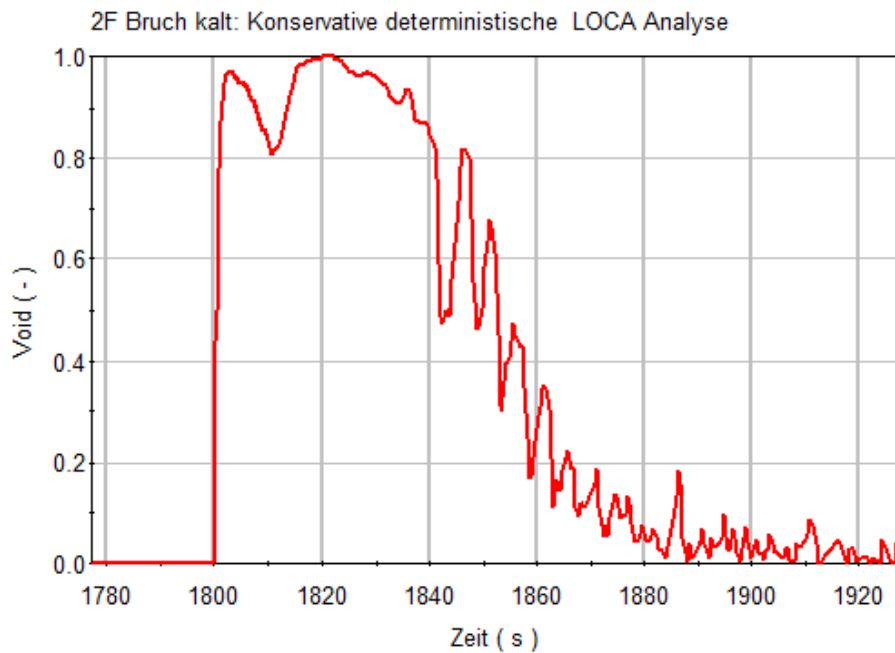


**Abb. 5.33** Maximale Hüllrohrtemperatur beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei der konservativ-deterministischen LOCA-Analyse





**Abb. 5.34** Kühlmittelinventar im Primärkreis beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmit-  
tleitung bei der konservativ-deterministischen LOCA-Analyse



**Abb. 5.35** Volumendampfgehalt im Kern beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittel-  
leitung bei der konservativ-deterministischen LOCA-Analyse

Abb. 5.36 zeigt die Hüllrohrtemperaturen für die konservativ-deterministische Analyse während des kaltseitigen Abriss einer Hauptkühlmittelleitung für den Heißstab im zentralen Kernhauptkanal (PCM00A), für zwei Heißstäbe im ersten Ring (PCM71A, PCM81A) und für zwei Heißstäbe im zweiten Ring (PCM72A, PCM82A). Auf der Abbildung ist erkennbar, dass sich drei verschiedene Niveaus für den für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum ausbilden, obwohl die Stableistungen (Tab. 5.12) und die maximalen Stablängenleistungen (Tab. 5.13) nahezu identisch sind.

**Tab. 5.12** Stab- und Brennelementleistungen in ausgewählten Kernhauptkanälen

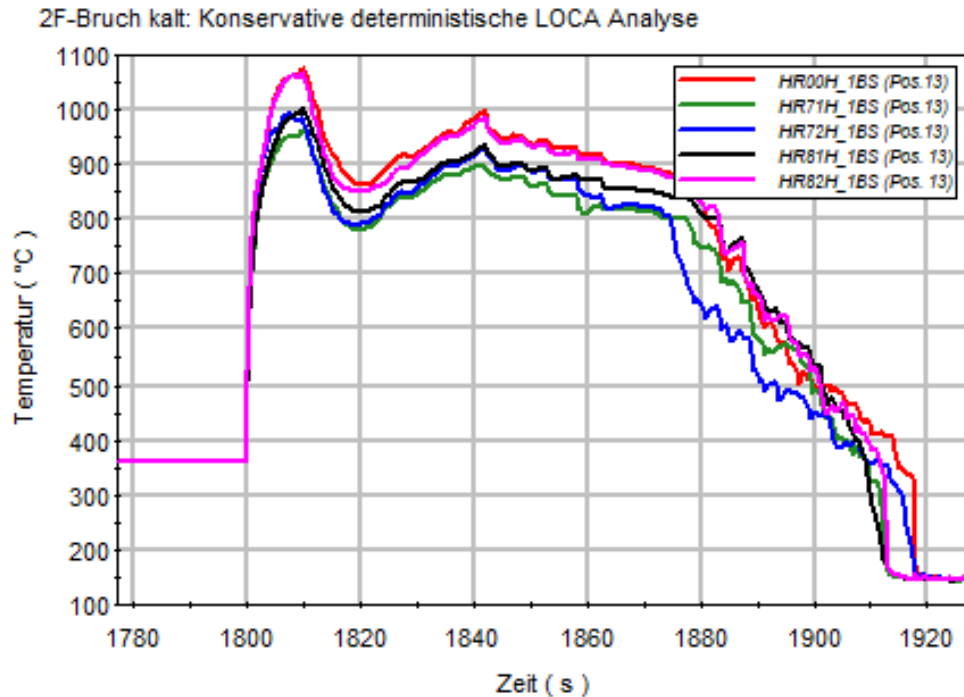
| Kanal Nr.* | Heißstab (W)       | Umgebungsstab (W)  | Heißes BE (W)     | Mittlere BE-Leistung im thermohydraulischen Kernhauptkanal (W) |
|------------|--------------------|--------------------|-------------------|--|
| 00         | $1.266 \cdot 10^5$ | $1.239 \cdot 10^5$ | $3.04 \cdot 10^7$ | $2.19 \cdot 10^7$  |
| 71         | $1.266 \cdot 10^5$ | $1.247 \cdot 10^5$ | $3.24 \cdot 10^7$ | $2.53 \cdot 10^7$  |
| 72         | $1.284 \cdot 10^5$ | $1.257 \cdot 10^5$ | $2.99 \cdot 10^7$ | $1.68 \cdot 10^7$  |
| 81         | $1.264 \cdot 10^5$ | $1.245 \cdot 10^5$ | $3.23 \cdot 10^7$ | $2.92 \cdot 10^7$  |
| 82         | $1.284 \cdot 10^5$ | $1.257 \cdot 10^5$ | $2.98 \cdot 10^7$ | $1.99 \cdot 10^7$  |

\* Die Stab- und Brennelementleistung in den thermohydraulischen Kanälen 11, 41, 51 entspricht der Stab- und Brennelementleistung im thermohydraulischen Kanal 81. Die Stab- und Brennelementleistung in den thermohydraulischen Kanälen 12, 42, 52 entspricht der Stab- und Brennelementleistung im thermohydraulischen Kanal 82.

**Tab. 5.13** Maximale Stablängenleistung ausgewählter Brennstäbe

| Kanal Nr.* | Heißstab (W/cm) | Umgebungsstab (W/cm) | Heißes BE (W/cm) |
|------------|-----------------|----------------------|------------------|
| 00         | 485             | 475                  | 388              |
| 71         | 486             | 478                  | 414              |
| 72         | 484             | 474                  | 375              |
| 81         | 485             | 478                  | 414              |
| 82         | 484             | 474                  | 376              |

\* Die maximale Stablängenleistung in den thermohydraulischen Kanälen 11, 41, 51 entspricht der Stablängenleistung im thermohydraulischen Kanal 81. Die maximale Stablängenleistung in den thermohydraulischen Kanälen 12, 42, 52 entspricht der Stablängenleistung im thermohydraulischen Kanal 82.

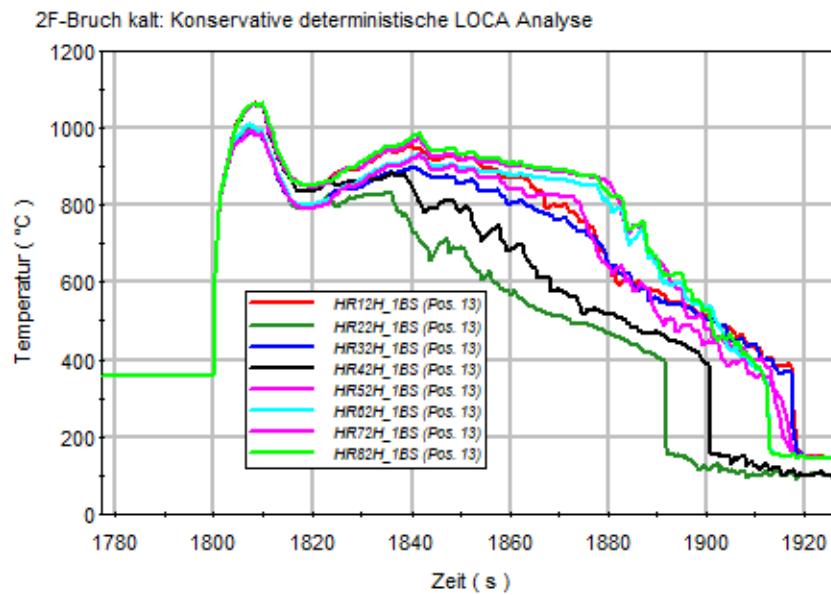


**Abb. 5.36** Verteilung der Hüllrohrtemperaturen (Pos. 13, Zentrum, Ring 1, Ring 2) beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei der konservativ-deterministischen LOCA-Analyse

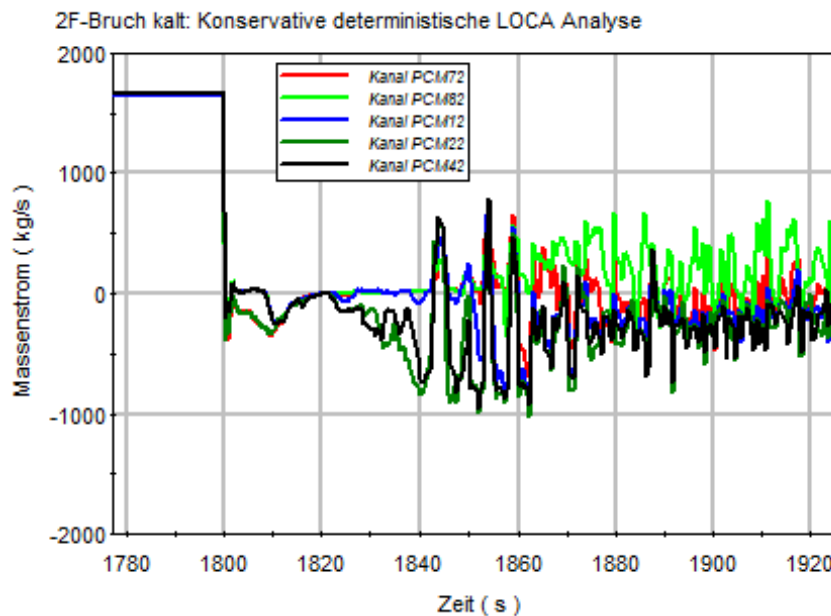
Die Ursache für die unterschiedlichen Niveaus der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum zwischen den acht Kernhauptkanälen im äußeren Ring (Abb. 5.37) sind die unterschiedlichen mittleren Stableistungen in den thermohydraulischen Hauptkanälen. In den thermohydraulischen Kanälen PCM22A, PCM32A, PCM62A und PCM 72A beträgt die mittlere Brennelementleistung  $1.68 \cdot 10^7$  W, während in den thermohydraulischen Kanälen PCM12A, PCM42A, PCM52A und PCM82A die mittlere Brennelementleistung  $1.99 \cdot 10^7$  W beträgt.

Die geringere mittlere Stableistung in den thermohydraulischen Kanälen PCM22A, PCM32A, PCM62A und PCM 72A führt dazu, dass mehr Kühlmittel in den ersten 10 s von oben in diese Kernhauptkanäle eintreten kann (Abb. 5.38) und somit über den Queraustausch zu niedrigeren Dampftemperaturen im heißen BE und Heißkanal (Abb. 5.39) führt. Infolge der niedrigeren Dampftemperaturen in den Heißkanälen PCM22\_8BS, PCM32\_8BS, PCM62\_8BS und PCM72\_8BS (Abb. 5.39) ergeben sich auch niedrigere Hüllrohrtemperaturen beim ersten Temperaturmaximum an den Heißstäben HR22H\_1BS, HR32H\_1BS, HR62H\_1BS und HR72H\_1BS. Dies führt dazu, dass das

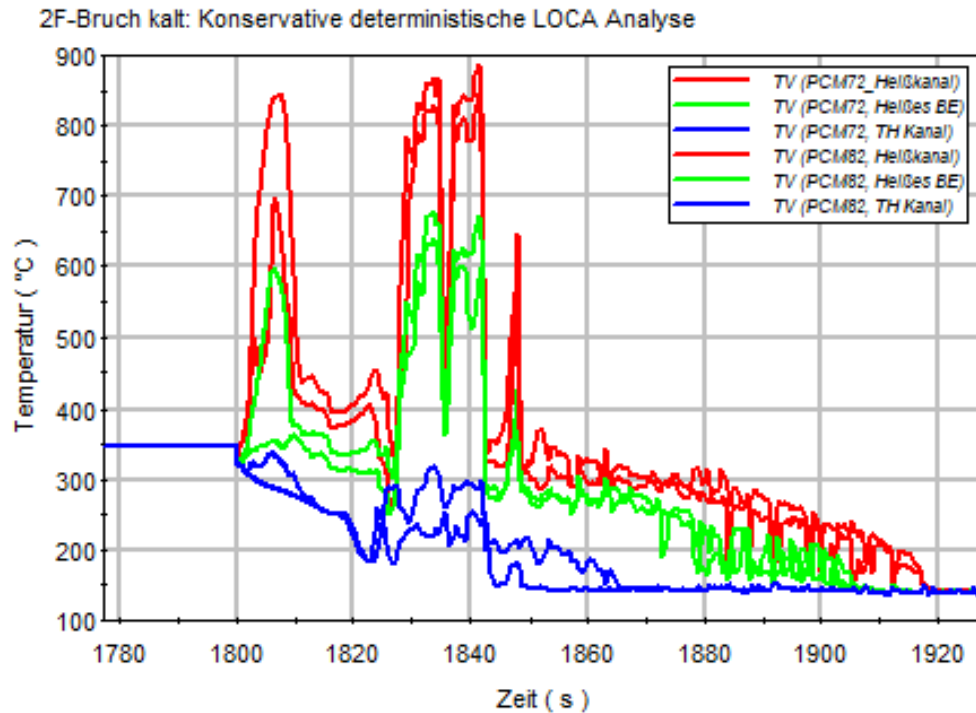
Temperaturmaximum des Heißstabs HR72H\_1BS mit 1006 °C um 60 °C niedriger liegt als das Temperaturmaximum des Heißstabs HR82H\_1BS mit 1066 °C.



**Abb. 5.37** Verteilung der Hüllrohrtemp. (Pos. 13) im äußeren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung bei konservativ-deterministischer LOCA-Analyse

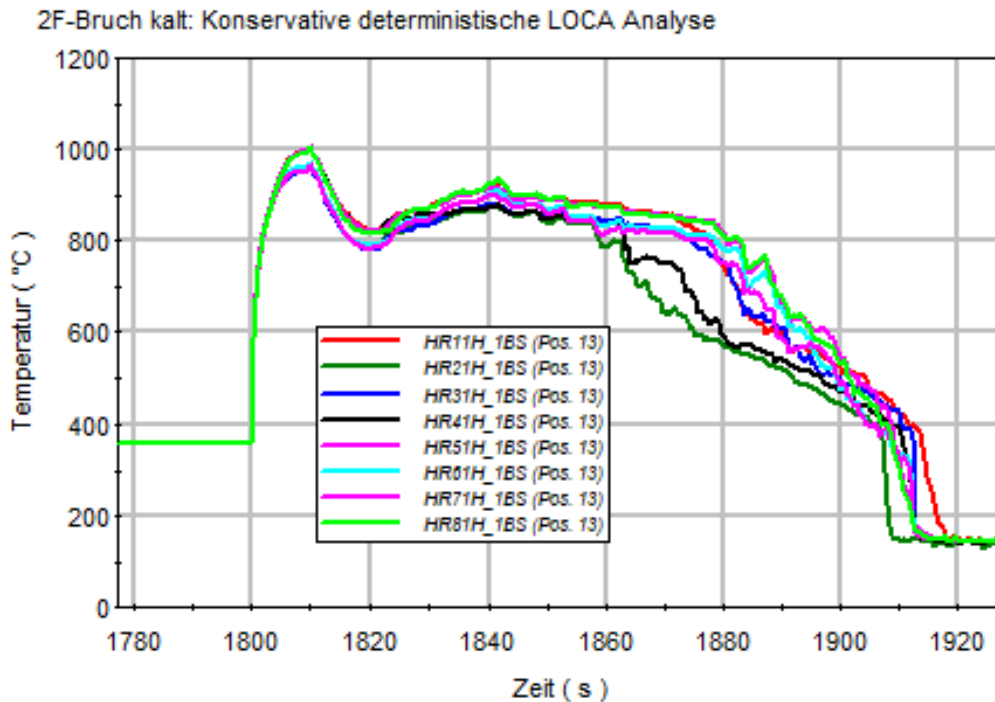


**Abb. 5.38** Wassermassenstrom am Kernaustritt im äußeren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung bei konservativ-deterministischer LOCA-Analyse



**Abb. 5.39** Dampftemperaturen an TH Pos. 8 (BS Pos. 13) im äußeren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei konservativ-deterministischer LOCA-Analyse

Ein ähnlich unterschiedliches Niveau der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum ist zwischen den acht Kernhauptkanälen im inneren Ring (Abb. 5.40) sichtbar. In den thermohydraulischen Kernhauptkanälen PCM21A, PCM31A, PCM61A und PCM 71A beträgt die mittlere Brennelementleistung  $2.53 \cdot 10^7$  W, während in den thermohydraulischen Kanälen PCM11A, PCM41A, PCM51A und PCM81A die mittlere Stableistung  $2.92 \cdot 10^7$  W beträgt. Die geringere mittlere Stableistung in den thermohydraulischen Kanälen PCM21A, PCM31A, PCM61A und PCM 71A führt dazu, dass sich niedrigere Dampftemperaturen im heißen BE und Heißkanal einstellen. Infolge der niedrigeren Dampftemperaturen in den Heißkanälen PCM21\_8BS, PCM31\_8BS, PCM61\_8BS und PCM71\_8BS ergeben sich auch niedrigere Hüllrohrtemperaturen beim ersten Temperaturmaximum an den Heißstäben HR21H\_1BS, HR31H\_1BS, HR61H\_1BS und HR71H\_1BS. Dies führt dazu, dass das Temperaturmaximum des Heißstabs HR71H\_1BS mit 964 °C um 39 °C niedriger liegt als das Temperaturmaximum des Heißstabs HR81H\_1BS mit 1003 °C.



**Abb. 5.40** Verteilung der Hüllrohrtemp. (Pos. 13) im inneren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei konservativ-deterministischer LOCA-Analyse

Das erste Temperaturmaximum ist im inneren (ersten) Ring kleiner (HR71H\_1BS und HR81H\_1BS in Abb. 5.40) als im äußeren (zweiten) Ring (HR72H\_1BS und HR82H\_1BS) und im zentralen Kanal (HR00H\_1BS), obwohl die Stableistung (Tab. 5.12) und maximale Stablängenleistung (Tab. 5.13) des Heißstabs und der Umgebungsstäbe fast identisch ist. Die Ursache hierfür ist der höhere Abbrand und ist detailliert in Kap. 5.2.1 beschrieben. Der erhöhte Abbrand hat zum Schwellen des Brennstoffs geführt und somit den Spalt zwischen dem Brennstoff und dem Hüllrohr stark reduziert. Gemeinsam mit dem während des Abbrands entstandenen Spaltgas hat sich bei diesen Brennstäben der Spaltwärmedurchgangskoeffizient wesentlich erhöht, so dass sich trotz der verringerten Wärmeleitfähigkeit des höher abgebrannten Brennstoffs sich eine um etwa 56 °C (Tab. 5.14) niedrigere Zentraltemperatur im Brennstoff eingestellt hat. Bei einer um etwa 56 °C niedrigeren maximalen Zentraltemperatur am Brennstab HR71H\_1BS im Vergleich zum Brennstab HR72H\_1BS ist eine um etwa 42 °C niedrigere maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum am Brennstab HR71H\_1BS im Vergleich zum Brennstab HR72H\_1BS nachvollziehbar.

**Tab. 5.14** Maximale Zentraltemperatur des Brennstoffs ausgewählter Brennstäbe bei der konservativ-deterministischen Analyse

| Kanal Nr.* | Heißstab (°C) | Umgebungsstab (°C) | Heißes Brennelement (°C) |
|------------|---------------|--------------------|--------------------------|
| 00         | 2317          | 2284               | 1966                     |
| 71         | 2257          | 2226               | 1940                     |
| 72         | 2313          | 2280               | 1914                     |
| 81         | 2256          | 2225               | 1939                     |
| 82         | 2315          | 2282               | 1916                     |

\* Die maximale Zentraltemperatur der Heißstäbe in den thermohydraulischen Kanälen 11, 41, 51 entspricht der maximalen Zentraltemperatur des Heißstabs im thermohydraulischen Kanal 81. Die maximale Zentraltemperatur der Heißstäbe in den thermohydraulischen Kanälen 12, 42, 52 entspricht der maximalen Zentraltemperatur des Heißstabs im thermohydraulischen Kanal 82.

Das zweite Temperaturmaximum (Abb. 5.40) bei 1841 s (41 s nach dem Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung) ist abhängig von der Einspeisekonfiguration. Eine heißseitige Druckspeichereinspeisung erfolgt entsprechend des gewählten Einzelfehlers und Reparaturfalls (Tab. 5.5) nur in die heißen Stränge JEC10 und JEC20. Unterhalb der Stutzen zu den heißen Strängen JEC10 und JEC20 (Kühlkreislauf mit Bruch und Anschluss an den Druckhalter) befinden sich im äußeren (zweiten) Ring die Kernhauptkanäle PCM22A und PCM42A mit den Heißstäben HR22H\_1BS und HR42H\_1BS. Wenige Sekunden nach Beginn der Druckspeichereinspeisung bei 1820 s wird an diesen Heißstäben, die sich im Durchbruchbereich der heißseitigen Druckspeichereinspeisung befinden, die Aufheizung infolge der Nachzerfallsleistung unterbrochen. Zwischen 1837 s und 1839 s beginnt am gesamten Heißstab HR22H\_1BS die Abkühlung (Temperatur beim zweiten Maximum: 858 °C, Temperatur beim ersten Maximum: 1008 °C). Dieser Heißstab wird bei 1892 s vollständig wiederbenetzt. Zwischen 1839 s und 1841 s beginnt am gesamten Heißstab HR42H\_1BS die Abkühlung (Temperatur beim zweiten Maximum: 902 °C, Temperatur beim ersten Maximum: 1060 °C). Dieser Heißstab wird erst bei 1901 s vollständig wiederbenetzt. Die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum wird mit 995 °C am Brennstab HR00H\_1BS bei 1841 s erreicht. Dieser Heißstab im zentralen thermohydraulischen Kanal wird bei 1922 s wiederbenetzt. Die restlichen Heißstäbe des äußeren Rings werden zwischen 1918 s und 1922 s wiederbenetzt. Die Heißstäbe des inneren Rings werden zwischen 1908 s und 1919 s wiederbenetzt.

Die Auswertung der transienten Hüllrohrtemperaturen während eines kaltseitigen Abrisses der Hauptkühlmittelleitung hat gezeigt, dass bei nahezu identischer Heißstableistung und maximaler Stablängenleistung an 17 Positionen im Kern relevante Unterschiede beim ersten und zweiten Temperaturmaximum auftreten. Niedriger Abbrand und erhöhte

mittlere Brennelementleistung im umgebenden thermohydraulischen Hauptkanal führen zu einem Temperaturunterschied von bis zu 110 °C beim ersten Temperaturmaximum. Das zweite Temperaturmaximum wird vor allem durch die Einspeisekonfiguration und wiederum von der mittleren Brennelementleistung des umgebenden thermohydraulischen Hauptkanals beeinflusst. Eine heißseitige Druckspeichereinspeisung oberhalb eines Durchbruchkanals zusammen mit einer niedrigen mittleren Brennelementleistung im umgebenden thermohydraulischen Kernhauptkanal führt zu einem Temperaturunterschied von bis zu 140 °C beim zweiten Temperaturmaximum. Eine Bewertung des Einflusses einer unterschiedlichen mittleren Brennelementleistung im umgebenden thermohydraulischen Kernhauptkanal wurde im Kapitel 5.2.1 vorgenommen.

### **5.2.3 Statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab (AP 4.2.2)**

#### **5.2.3.1 Randbedingungen**

Der Basisdatensatz für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ ist der in Kapitel 5.1.1 beschriebene für die Referenzanlage. Dieser Datensatz repräsentiert die Referenzanlage bei Nennzustand. Die Kerndaten (Leistungs- und Abbrandverteilung, Stabileistung) wurden dem Pin-File entnommen. Die Daten der Heißstäbe in den 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen sind aus dem jeweiligen Brennstab mit der höchsten Stablängenleistung in einem Kernhauptkanal abgeleitet. Die Kerndaten werden aus einem Pin-File für den 24. Zyklus der Referenzanlage entnommen. Für die Brennstabdaten der Umgebungsstäbe der Heißstäbe, der restlichen Stäbe in den BE mit den Heißstäben und der zwei Gruppen von Brennstäben in den Kernhauptkanälen werden Mittelwerte aus allen zu diesen Gruppen gehörigen Brennstäbe gebildet.

Die RSK-Stellungnahme „Anforderungen an die Nachweisführung bei Kühlmittelverluststörfall-Analysen“ der 385. Sitzung /RSK 05/ gibt für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ ungünstige Randbedingungen (Kap. 2) vor.

Diese Vorgaben führen dazu, dass der Ausgangswert für die integrale Leistung ein Wert von 103 % der Nennleistung ist, d. h. dass der Parameter „PERL“ (Korrekturfaktor Generatorleistung, Parameter 253, Tab. 5.3 und Tab. 5.4) auf 0.03 gesetzt wird. Dies ist damit begründet, dass die Leistungsbegrenzung erst bei 103 % wirksam wird. Die beiden weiteren Einflussgrößen für die integrale Leistung „REALEI“ (Kalibrierfehler, Parameter 254, Tab. 5.3) und „SPWDEL“ (Messfehler für die Bestimmung der Dampferzeuger-Leistung, Parameter 255, Tab. 5.3) werden entsprechen der Verteilungsparameter



(Parameter 254 und 255 Tab. 5.4 in der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ statistisch behandelt. Somit werden integrale Leistungen zwischen 100.5 % und 106.5 % in der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ berücksichtigt.

Für die axiale Leistungsdichteverteilung wird die ungünstigste Leistungsverteilung gewählt, die das Begrenzungssystem und unterstellte Unsicherheiten ermöglichen. Es wird ein verzerrtes Leistungsprofil gewählt, bei dem das Maximum der Stablängenleistung einen Wert von etwa 485 W/cm (Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse) erreicht und dieses Maximum im oberen Bereich des Kerns liegt. Die Verzerrung des Leistungsprofils wird durch eine Addition eines Cosinus-Profils auf die normierte axiale Leistungsverteilung (normiert auf „eins“ über den Brennstab) der einzelnen Heißstäbe aus dem Pin-File berechnet. Der Cosinus wird dabei mit einem Faktor derart multipliziert, dass am Ende der Einschwingrechnung (1800 s) unter Berücksichtigung der Variation der Heißstableistung und der Variation der integralen Leistung über SUSA an jedem Heißstab eine maximale Stablängenleistung von 485 W/cm vorherrscht. Durch die Addition des Cosinus-Profils kann es am unteren Ende des Brennstabs zu negativen Stablängenleistungen kommen. Um dies zu vermeiden wird die Stablängenleistung auf den halben Wert der Stablängenleistung aus dem Pin-File begrenzt. Die Differenz aus diesen Begrenzungswerten und den Werten, die aus der Addition des Cosinus-Profils mit der normierten axialen Leistungsverteilung aus dem Pin-File berechnet werden, werden gespiegelt im oberen Bereich des Brennstabs (soweit positive Differenzen sich ergeben haben) von den Werten aus der Addition des Cosinus-Profils mit der normierten axialen Leistungsverteilung abgezogen. Ein Beispiel für die Verzerrung des axialen Leistungsprofils ist in Abb. 5.32 dargestellt.

Die axiale Leistungsverteilung der Umgebungsstäbe eines Heißstabs und des dazugehörigen Brennelements wird mit dem gleichen Faktor für das zu addierende Cosinus-Profil verzerrt, wie der für den Heißstab berechnete Faktor. Für die restlichen Brennstäbe in den thermohydraulischen Kernhauptkanälen wird ein mittlerer Verzerrungsfaktor für das Cosinus-Profil aus den Verzerrungsfaktoren aller 17 Heißstäbe bestimmt. Somit wird eine weitgehend homogene Verzerrung des axialen Leistungsdichteprofils für alle modellierten Brennstäbe erreicht. Die Parameter 63 bis 79 (HRnmH\_1BSL), die die Unsicherheit bei der Berechnung der axialen Leistungsdichteverteilung im Pin-File berücksichtigt, und der Parameters 252 (HR00A\_HBL), der den Einfluss unterschiedlicher Betriebszustände berücksichtigt, werden für die „statistische Nachweisführung mit

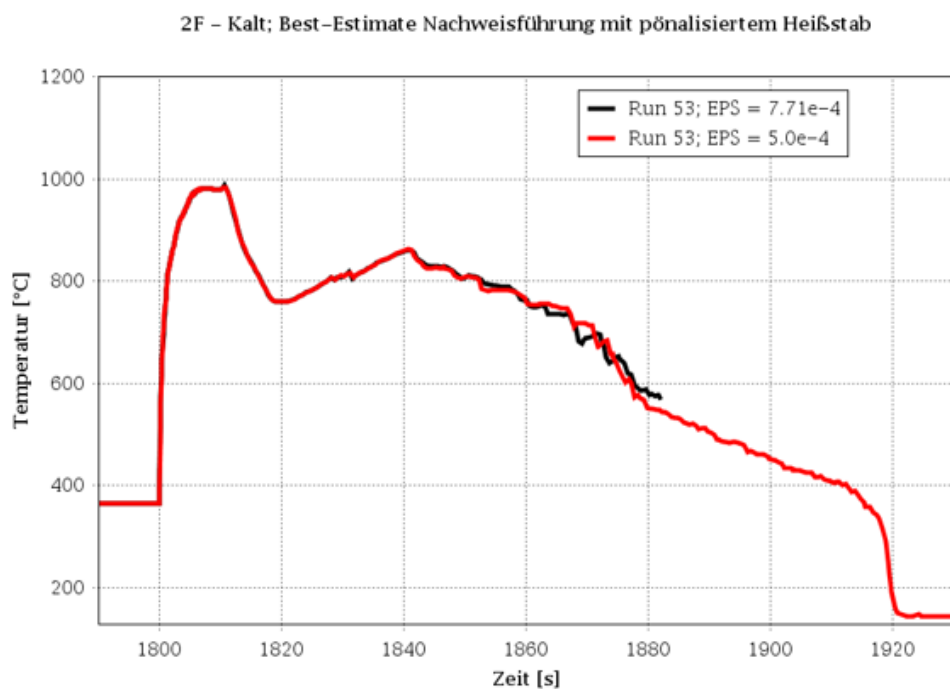
pöналиisiertem Heißstab“ nicht weiter benutzt, da die Leistungsdichteverteilung in allen Brennstäben durch Verzerrung der Leistungsdichteverteilung für alle Heißstäbe auf den Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse von 485 W/cm bestimmt wird.

Die Parameter zur Berücksichtigung der Unsicherheit des Pellet-Durchmessers und somit der Spaltbreite zwischen dem Pellet und dem Hüllrohr werden für alle modellierten Brennstäbe in einem heißen Brennelement variiert (Parameter 131 bis 147 für den Heißstab, Parameter 114 bis 130 für die Umgebungsstäbe des Heißstabs und Parameter 97 bis 113 für die restlichen Brennstäbe in dem dazugehörigen BE (Tab. 5.4). Auch alle anderen in Tab. 5.3 und Tab. 5.4 definierten und über SUSA variierten Parameter werden für die Erstellung der 100 Eingabedatensätze für die „statistische Nachweisführung mit pöналиisiertem Heißstab“ verwendet.

#### **5.2.3.2 Analyseergebnisse**

Es wurden 100 Analysen für die „statistische Nachweisführung mit pöналиisiertem Heißstab“ durchgeführt. Bei zwei Analysen musste der ausgespielte Wert für die Variation der kritischen Heizflächenbelastung etwas vergrößert werden, damit nicht bereits bei der stationären Rechnung ein DNB auftritt. Der ausgespielte Wert der Variation der kritischen Heizflächenbelastung (Parameter 12 „OTRNB“) wurde nur soweit erhöht, dass vor Auslösung des LOCAs das DNB Verhältnis nur knapp über eins liegt. Dies betraf Rechenläufe 21 und 65. Beim Rechenlauf 21 wurde der Wert für OTRNB von 0.8528 auf 0.86 erhöht. Vor der Auslösung des Leckstörfalls hatte sich dabei ein minimales DNB-Verhältnis von 1.0176 eingestellt. Beim Rechenlauf 65 wurde der Wert für OTRNB von 0.8584 auf 0.90 erhöht. Vor der Auslösung des Leckstörfalls hatte sich dabei ein minimales DNB-Verhältnis von 1.0134 eingestellt. Bei einem so geringen minimalen DNB Verhältnis wird bereits bei einer minimalen Störung der thermohydraulischen Randbedingungen ein DNB ausgelöst. Es wird davon ausgegangen, dass es bei einem doppelendigen Abriss der Hauptkühlmittelleitung zu keiner relevanten Verzögerung beim Auslösen des DNB kommt und somit der Eingriff bei den variierten OTRNB Werten keinen relevanten Einfluss auf die „statistische Nachweisführung mit pöналиisiertem Heißstab“ hat.

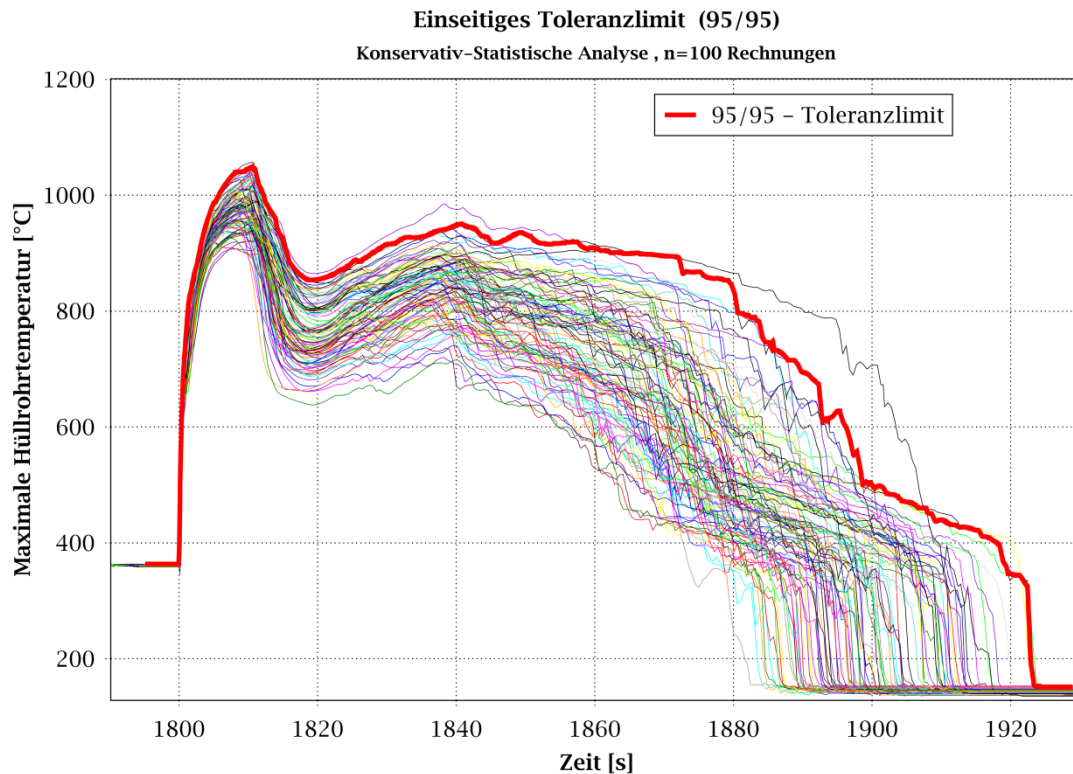
99 Analysen konnten danach im ersten Rechendurchgang bis zum vollständigen Wiederbenetzen (Max. Hüllrohrtemperatur fällt nach Leckstörfall wieder unter 200 °C) durchgeführt werden. Eine Analyse endete bereits 82 s nach Auslösung des Leckstörfalls. Allerdings war zu diesem Zeitpunkt die max. Hüllrohrtemperatur bereits auf 569 °C abgefallen, d. h. das 1. Temperaturmaximum war bereits etwa 70 s vorbei und das 2. Temperaturmaximum etwa 40 s vorbei. Bei Hüllrohrtemperaturen unter 569 °C ist keine relevante ggf. zusätzliche Schädigung eines Brennstabs zu erwarten. Diese Analyse wurde mit einem schärferen Konvergenzkriterium von  $5.0 \cdot 10^{-4}$  statt  $7.71 \cdot 10^{-4}$  wiederholt. Die neue Analyse zeigte keine relevanten Unterschiede bei der Berechnung des ersten und zweiten Temperaturmaximums bis zum Abbruch der ursprünglichen Rechnung (Abb. 5.41). Es wird davon ausgegangen, dass dieser Eingriff beim Konvergenzkriterium bei Rechenlauf 53 keinen relevanten Einfluss auf die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ hat.



**Abb. 5.41** Max. Hüllrohrtemperatur im Run 53 bei unterschiedlichen Konvergenzkriterien für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“

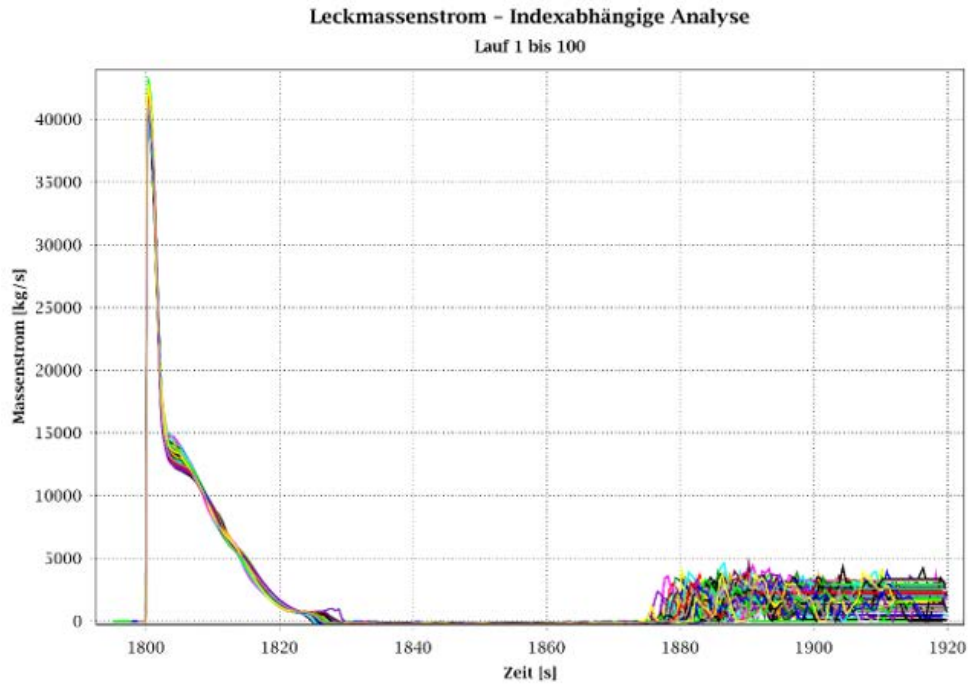
Abb. 5.42 zeigt die 100 max. Hüllrohrtemperaturen für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ für einen kaltseitigen Bruch der Hauptkühlmitteleitung sowie das obere 95 % / 95 % Toleranzlimit. Die max. Hüllrohrtemperatur beträgt für alle 100 Rechnungen beim ersten Temperaturmaximum 1057 °C und beim zweiten Temperaturmaximum 985 °C. Die maximale Hüllrohrtemperatur beträgt für das obere

95/95 Toleranzlimit beim ersten Temperaturmaximum 1046 °C und beim zweiten Temperaturmaximum 950 °C. Die vollständige Wiederbenetzung des Kerns erfolgt bei den 100 Rechnungen zwischen 1883 s und 1922 s.

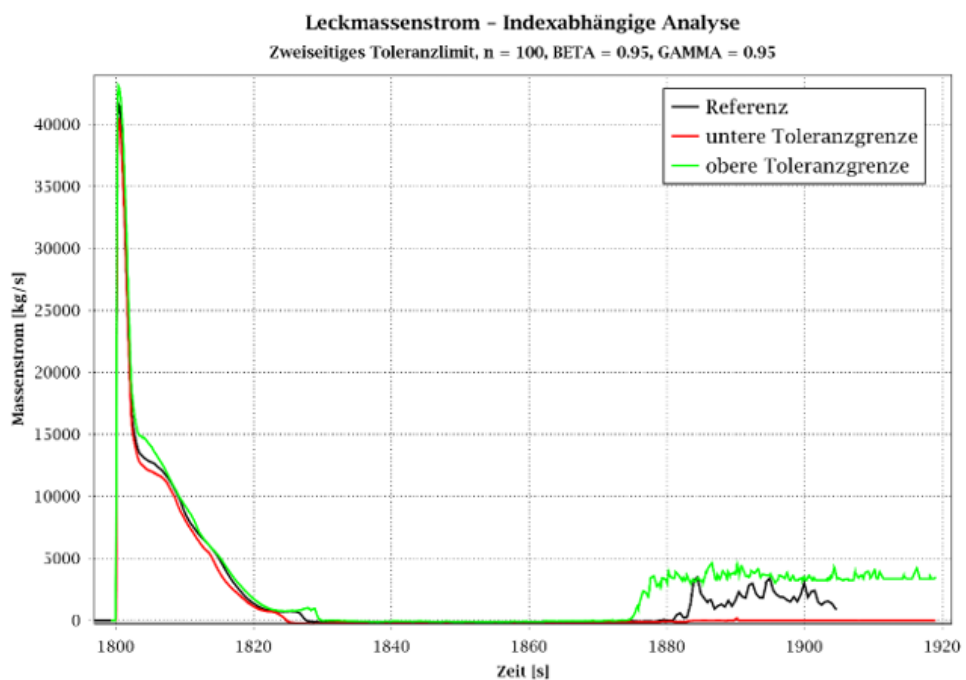


**Abb. 5.42** Max. Hüllrohrtemperaturen für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ für einen kaltseitigen 2F-Bruch

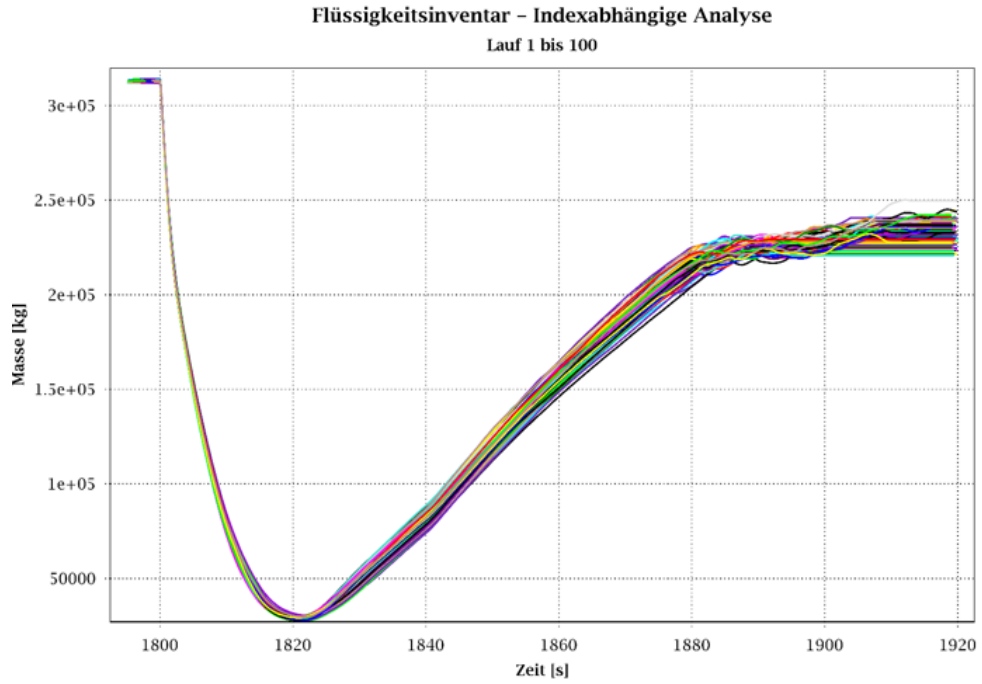
Die folgenden Abb. 5.43 bis Abb. 5.52 zeigen für die 100 Rechenläufe den reaktordruckbehälterseitigen Bruchmassenstrom, das Kühlmittelinventar des Primärkreises (Inventarwerte enthalten auch das Inventar des Abblasebehälters) und die heißseitigen Notkühlwasser-Einspeisemassenströme in die Kühlkreisläufe 10, 20 und 40 (keine Einspeisung in den Kühlkreislauf 30 wegen Einzelfehler). Zusätzlich werden für diese Prozessparameter die Maximal- und Minimalwerte mit den Rechenergebnissen der Analyse ausgehend vom Nennzustand verglichen.



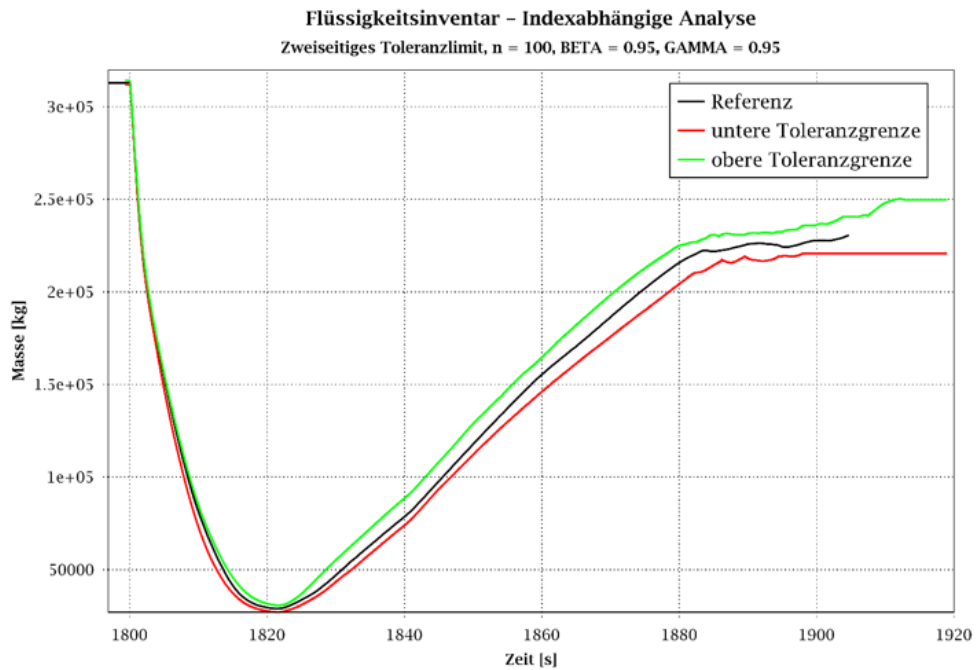
**Abb. 5.43** Reaktordruckbehälterseitiger Bruchmassenstrom für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“



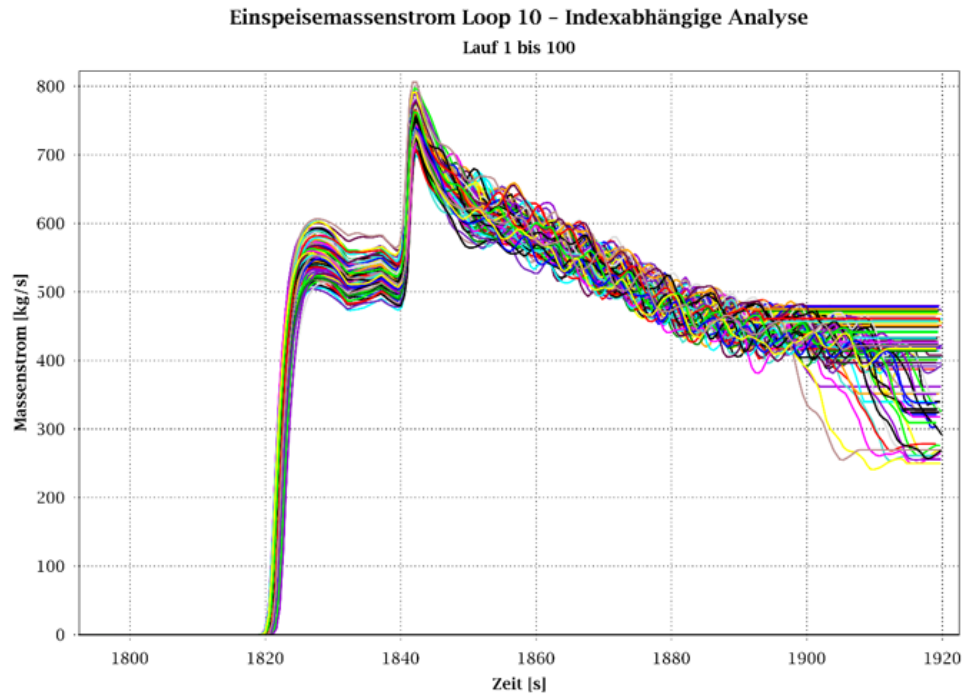
**Abb. 5.44** Max. und min. reaktordruckbehälterseitiger Bruchmassenstrom vs. Bruchmassenstrom ausgehend vom Nennzustand für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“



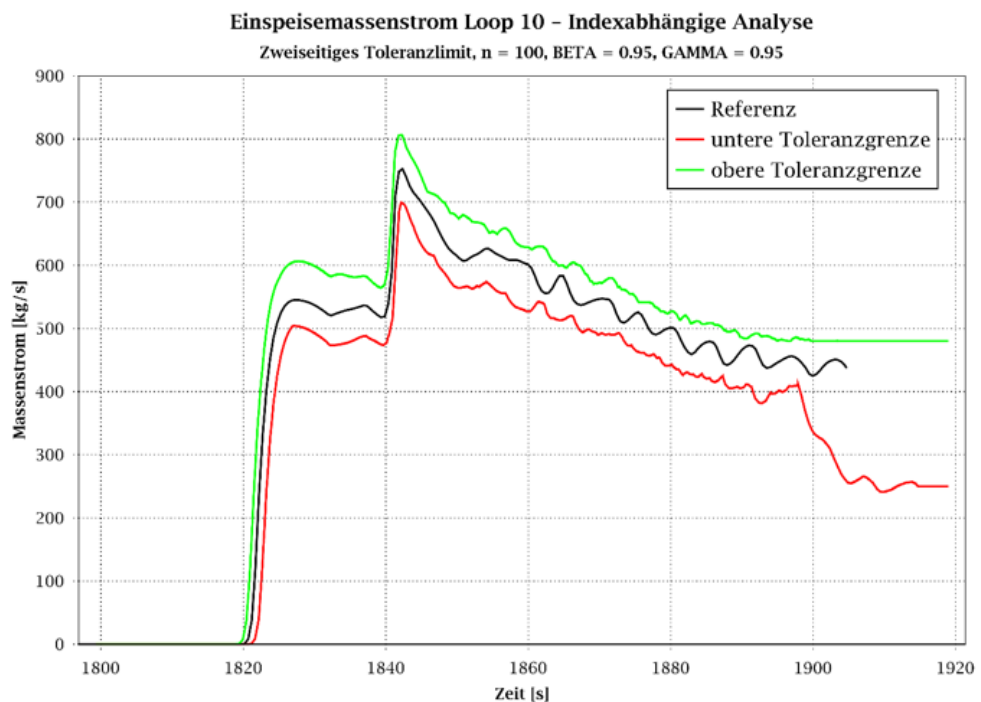
**Abb. 5.45** Kühlmittelinventar für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“



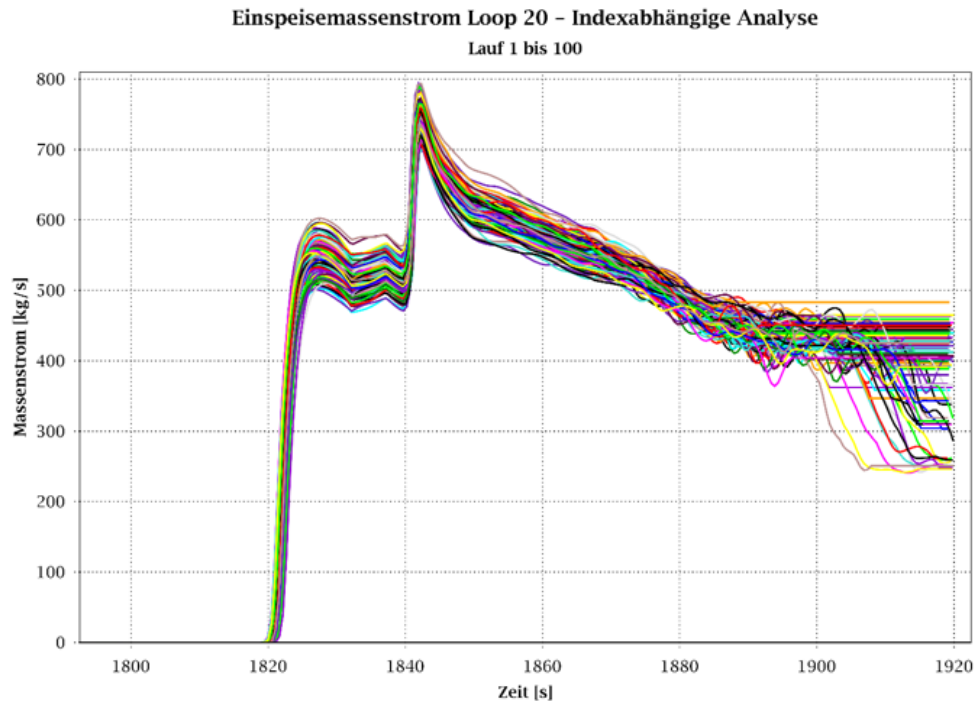
**Abb. 5.46** Max. und min. Kühlmittelinventar vs. Kühlmittelinventar ausgehend vom Nennzustand für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“



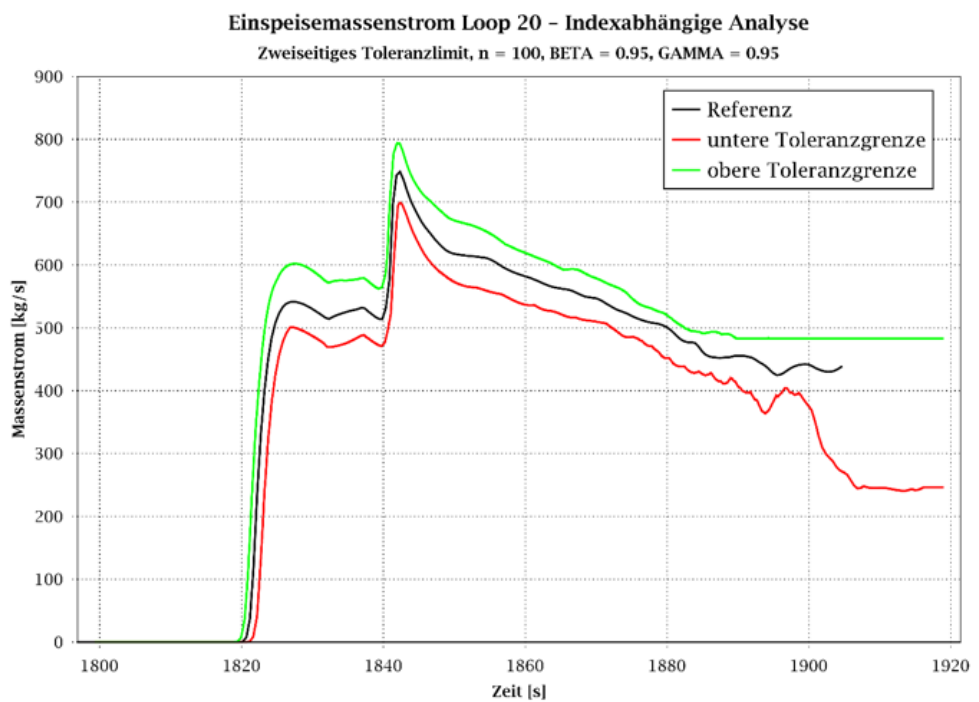
**Abb. 5.47** Heißseitiger Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 10 für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“



**Abb. 5.48** Max. und min. Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 10 vs. Einspeisemassenstrom ausgehend vom Nennzustand für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“



**Abb. 5.49** Heißseitiger Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 20 für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“



**Abb. 5.50** Max. und Min. Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 20 vs. Einspeisemassenstrom ausgehend vom Nennzustand für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“



Einspeisemassenstrom Loop 40 - Indexabhängige Analyse  
 Lauf 1 bis 100

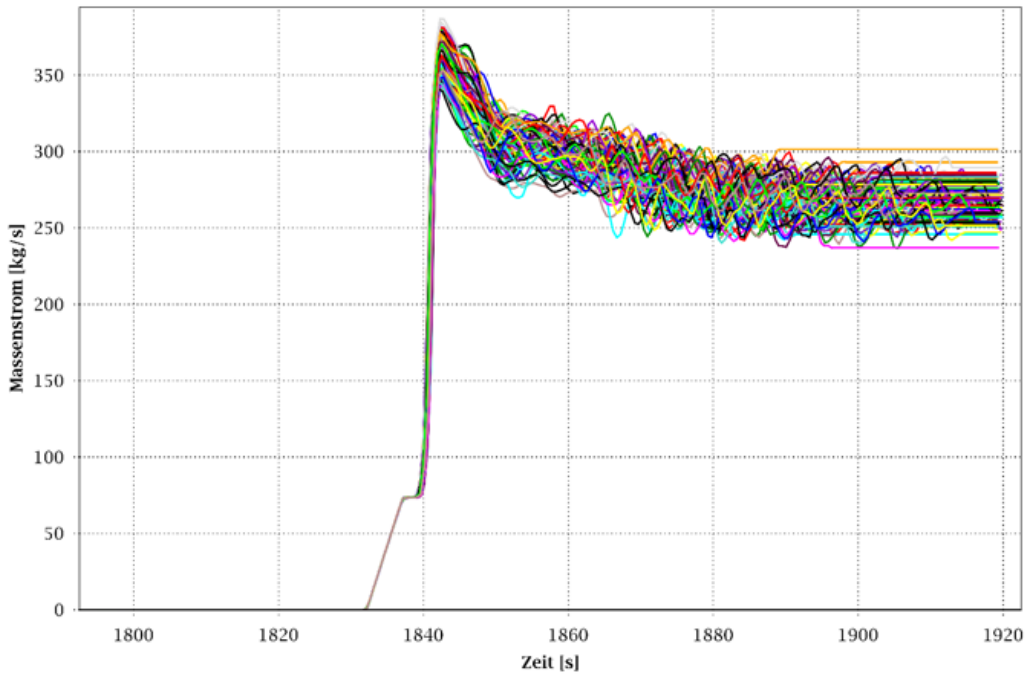


Abb. 5.51 Heißseitiger Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 40 für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“

Einspeisemassenstrom Loop 40 - Indexabhängige Analyse  
 Zweiseitiges Toleranzlimit, n = 100, BETA = 0.95, GAMMA = 0.95

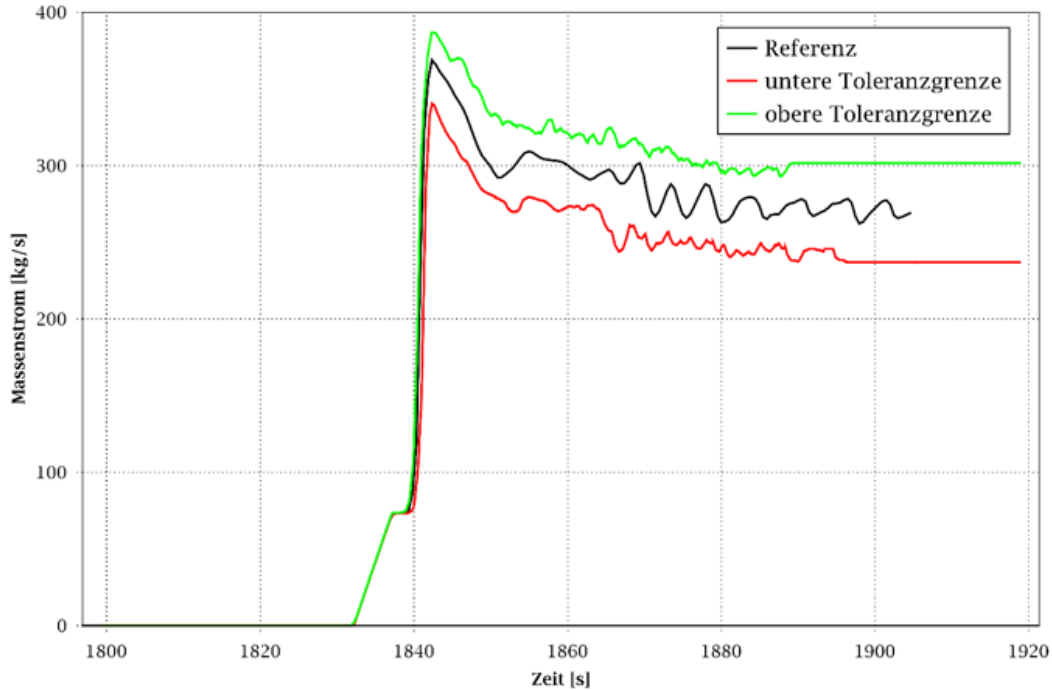
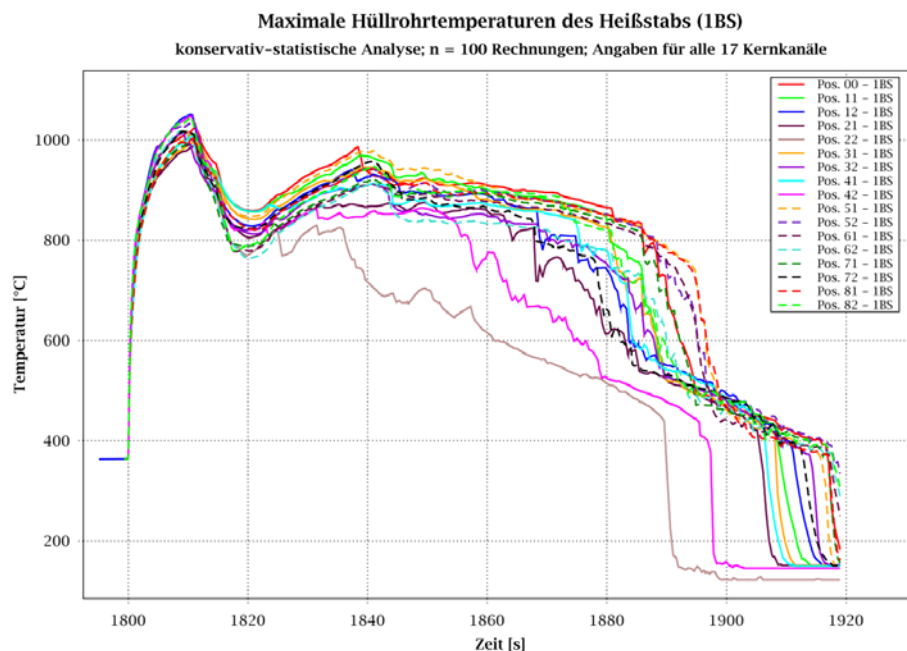


Abb. 5.52 Max. und min. Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 40 vs. Einspeisemassenstrom ausgehend vom Nennzustand für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“

Abb. 5.43 (reaktordruckbehälterseitiger Bruchmassenstrom), Abb. 5.45 (Kühlmittelinventar), Abb. 5.47 (heißseitiger Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 10), Abb. 5.49 (heißseitiger Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 20) und Abb. 5.51 (heißseitiger Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 40) zeigen, dass die Referenzkurven aus der „Analyse ausgehend vom Nennzustand“ immer zwischen den Maximal und Minimalwerten der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ liegen und somit diese Parameter nur in minimalem Ausmaß von den konservativen Randbedingungen für die Brennstäbe bei der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ abhängen.

### 5.2.3.3 Übergeordnete Einflüsse

Die Analyseergebnisse für die maximalen Hüllrohrtemperaturen der Heißstäbe an den 17 Heißstabpositionen zeigen deutliche Unterschiede in Abhängigkeit von der Position im Reaktorkern (Abb. 5.53) und vom Abbrand. Der Abbrand der heißen Brennelemente und der Heißstäbe im zentralen Kernhauptkanal und meist auch im äußeren Ring beträgt etwa 0.4 MWd und im inneren Ring und teilweise im äußeren Ring zwischen 17 MWd und 22 MWd (Abb. 5.54).



**Abb. 5.53** Maxima der Hüllrohrtemperaturen des Heißstabs (1BS) in allen 17 Kernhauptkanälen für alle 100 Rechnungen der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“

Aufteilung der Abbrandgruppen im Kern [MWd]

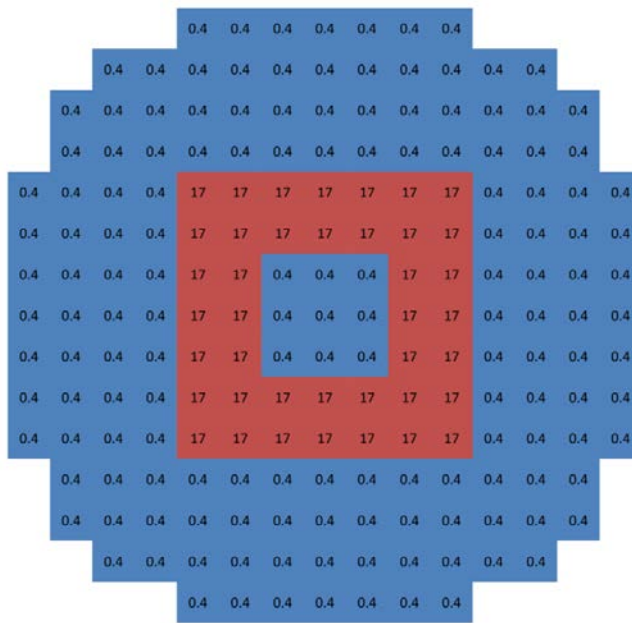


Abb. 5.54 Schematische Verteilung der Abbrandgruppen (MWd) auf mögliche Positionen von heißen Brennelementen mit Heißstäben

Die unterschiedlichen Hüllrohrtemperaturen bei dem ersten Temperaturmaximum in den 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen sind in Abb. 5.55 als Säulendiagramm und Konturplot dargestellt.

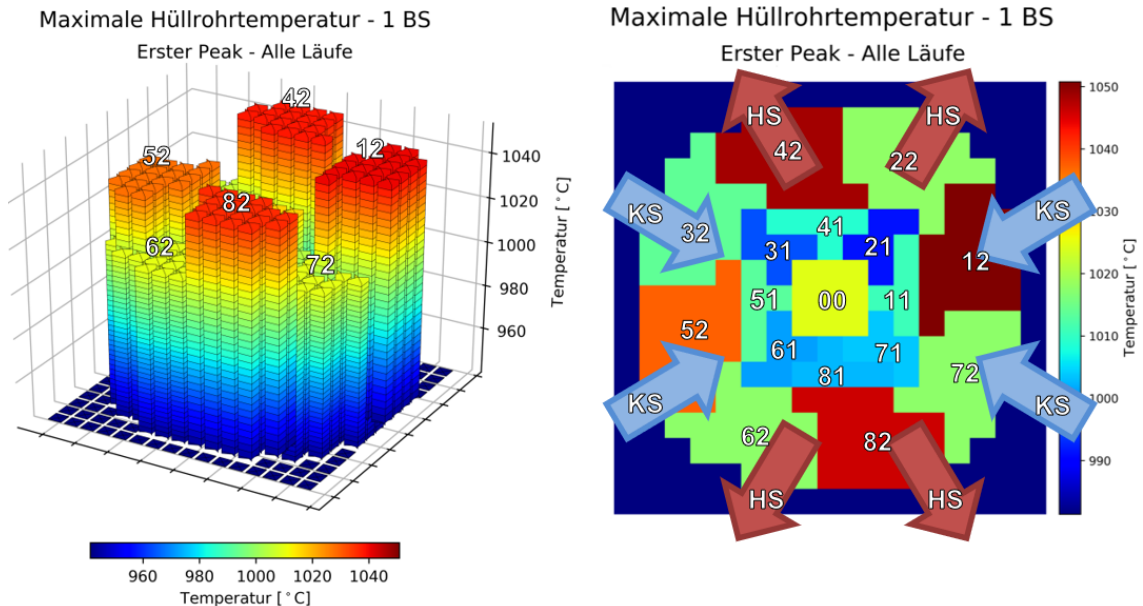


Abb. 5.55 Maxima der Hüllrohrtemperaturen im ersten Temperaturmaximum für alle 100 Rechnungen der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“

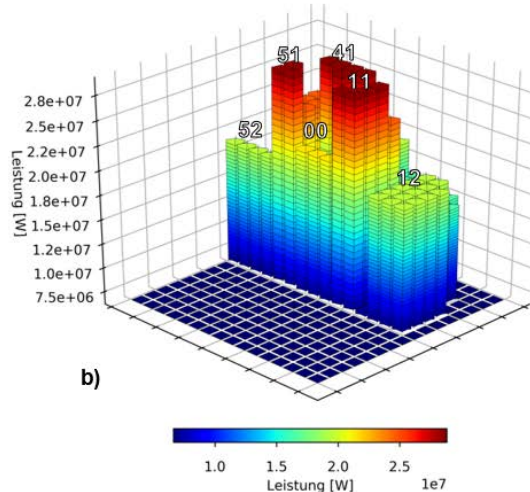
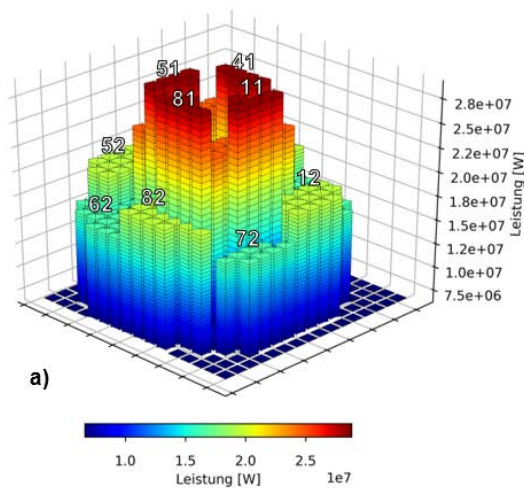
Die Maxima der Hüllrohrtemperaturen liegen in unterschiedlichen Temperaturbereichen in Abhängigkeit von der Position im Zentrum, im ersten und zweiten Ring und vom Abbrand (Tab. 5.13). Die mittlere Leistung der Brennelemente in den Kernhauptkanälen ist auf Abb. 5.56 und in Tab. 5.15 dargestellt.

**Tab. 5.15** Max. Hüllrohrtemperaturen am Heißstab beim ersten Temperaturmaximum und BE-Leistungen an verschiedenen Positionen im Reaktorkern

|  | Zentrum<br>(Abbrand<br>0.1 MWd) | Ring 1 (Abbrand 17 MWd) |                   | Ring 2 (Abbrand 0.1 MWd) |                   |
|--|---------------------------------|-------------------------|-------------------|--------------------------|-------------------|
| Position im Kern                                     | 00                              | 21, 31, 61, 71          | 11, 41, 51, 81    | 22, 32, 62, 72           | 12, 42, 52, 82    |
| Mittlere Kernhauptkanalleistung (W)<br>(konservativ) | $2.19 \cdot 10^7$               | $2.53 \cdot 10^7$       | $2.92 \cdot 10^7$ | $1.68 \cdot 10^7$        | $1.98 \cdot 10^7$ |
| Max. Hüllrohrtemperatur (°C)                         | 1024                            | 991 – 1003              | 1001 – 1010       | 1013 – 1017              | 1037 – 1050       |

Brennelementbezogene Leistung im Kanal (TOTNPOW)

Brennelementbezogene Leistung im Kanal (TOTNPOW)



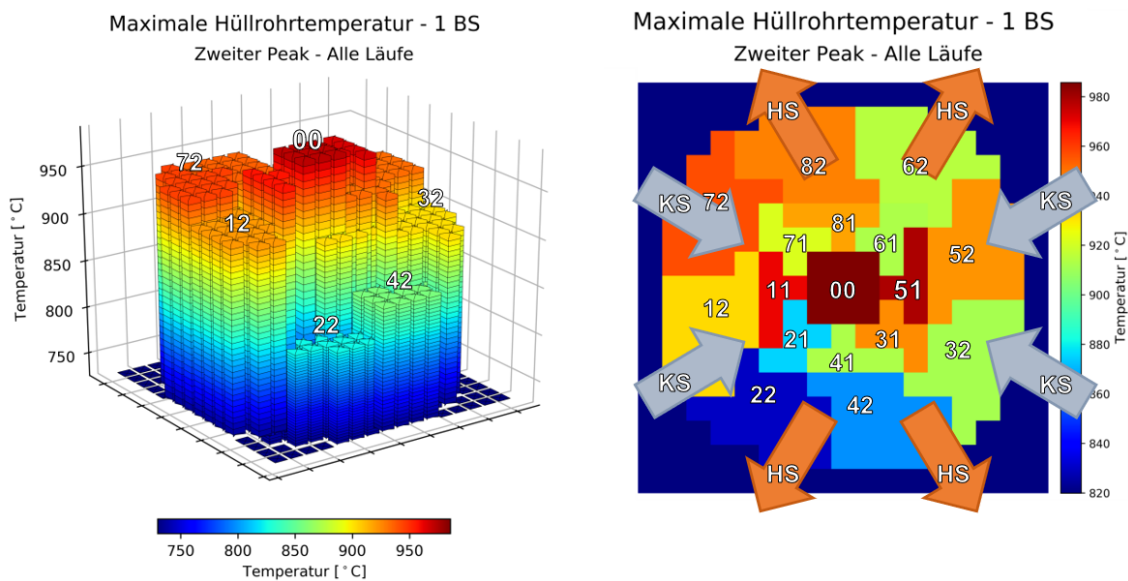
**Abb. 5.56** Radiale BE-Leistungsverteilung im (a) gesamten Kern und (b) Kernschnitt

Abb. 5.53, Abb. 5.55 und Abb. 5.56 und Tab. 5.15 zeigen, dass die Heißstäbe, die von Brennelementen mit geringerer Leistung in den Kernhauptkanälen umgeben sind, besser gekühlt sind als die Heißstäbe, die von Brennelementen mit höherer Leistung umgeben sind, obwohl die Heiß- und Umgebungsstäbe nahezu die gleiche Stableistung (Tab. 5.12) und Stablängenleistung (Tab. 5.13) haben. Abb. 5.55 bis Abb. 5.56 und Tab. 5.15 zeigen zusätzlich, dass die Heißstäbe mit erhöhtem Abbrand niedrigere Hüllrohrtemperaturen beim ersten Temperaturmaximum haben als die die Heißstäbe mit niedrigen Abbrand, obwohl die Heiß- und Umgebungsstäbe nahezu die gleiche

Stableistung (Tab. 5.12) und Stablängenleistung (Tab. 5.13) aufweisen. Die Ursachen für beide Phänomene werden in Kapitel 5.2.1 im Detail erklärt.

Die unterschiedlichen Hüllrohrtemperaturen beim zweiten Temperaturmaximum in den 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen sind in Abb. 5.57 als Säulendiagramm und als Konturplot dargestellt und in Abb. 5.53 als Zeitdiagramm dargestellt.

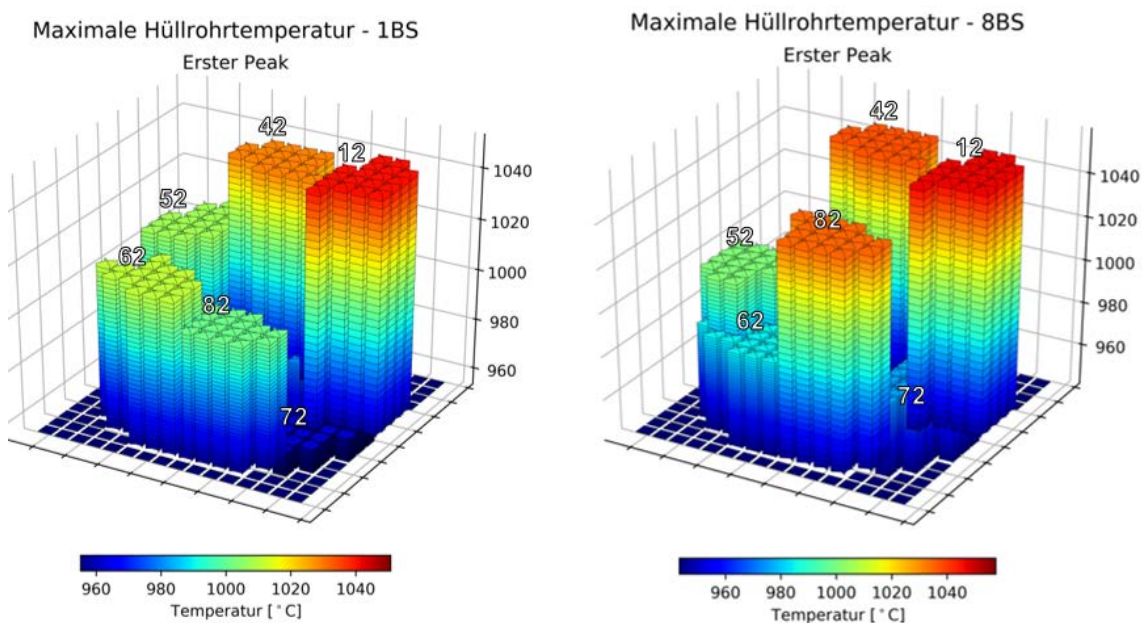
**Abb. 5.57** Maxima der Hüllrohrtemperaturen im zweiten Temperaturmaximum für alle 100 Rechnungen der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“



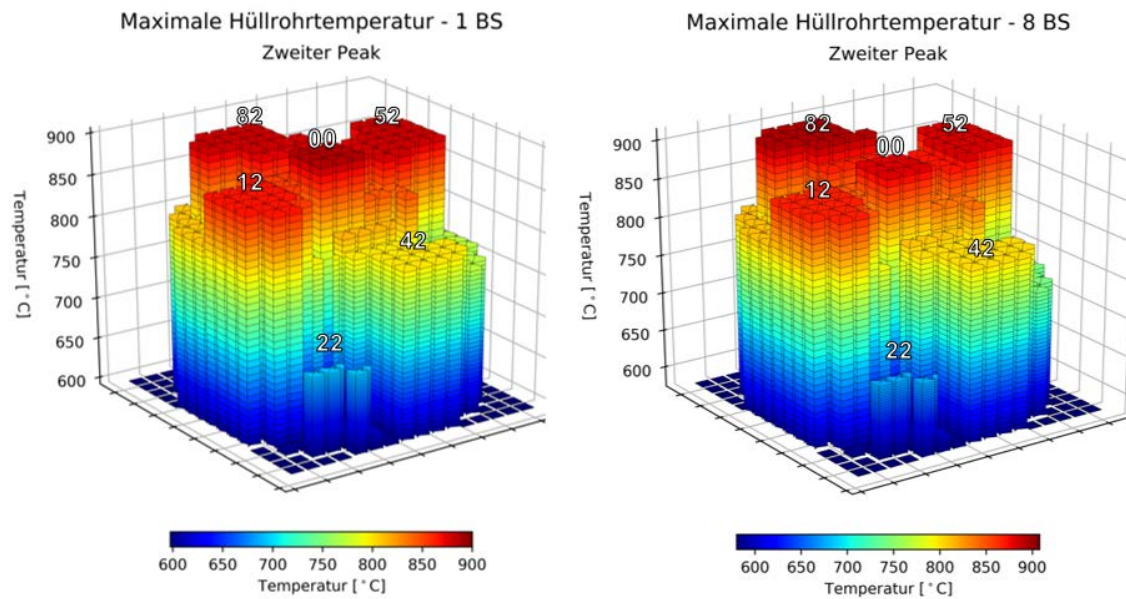
In Abb. 5.57 und Abb. 5.53 ist deutlich erkennbar, dass zum Zeitpunkt des zweiten Temperaturmaximums die Heißstäbe in den Kernhauptkanälen 22 und 42 deutlich niedrigere Temperaturen aufweisen als die restlichen Heißstäbe in den anderen Kernhauptkanälen. Ein ähnlicher, aber kleinerer Effekt, ist bei den Heißstäben in den Kernhauptkanälen 21 und 41 des inneren Rings zu sehen. Die höchste Hüllrohrtemperatur weist der Heißstab im zentralen Kernhauptkanal auf. Die Ursache für die bessere Kühlung der Heißstäbe in den Kernhauptkanälen 22 und 42 ist, dass oberhalb dieser Kanäle über die Hutze der heißen Hauptkühlmittelleitungen JEC10 und JEC20 eine Druckspeichereinspeisung ins obere Plenum erfolgt und eine relevante Menge an Notkühlwasser in diese Kernhauptkanäle eindringt. Über die heißen Hauptkühlmittelleitungen JEC30 und JEC40 wird bis zum Zeitpunkt des zweiten Temperaturmaximums kein Notkühlwasser ins obere Plenum eingespeist, da die heißseitigen Druckspeicher wegen des Ansatzes des Einzelfehlerkriteriums als unverfügbar gesetzt wurden.



Die Rechenergebnisse zum Abriss der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung zeigen für die Analyse aus Nennbedingungen für die konservativ-deterministische Analyse und für das 95 % / 95 % Toleranzlimit der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ ein ähnliches Verhalten bei dem ersten und zweiten Temperaturmaximum für die einzelnen Heißstäbe in den 17 Kernhauptkanälen, allerdings auf unterschiedlichen Temperaturniveaus. Diese Aussage bezieht sich auf den Einfluss der mittleren Leistung der Brennelemente in den Kernhauptkanälen und der heißseitigen Einspeisekonfiguration. Der Einfluss der unsicheren Brennstab- und Brennelementparameter auf das erste und zweite Temperaturmaximum für die einzelnen Heißstäbe kann teilweise aus einzelnen Analysen (hier Rechenlauf 12) für die „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ abgeleitet werden. Abb. 5.58 und Abb. 5.59 zeigen das erste und zweite Temperaturmaximum für die einzelnen Heißstäbe beim Rechenlauf 12, bei dem die höchste Hüllrohrtemperatur mit 1057 °C im Brennstab HR12H\_8BS (Umgebungs Brennstab zu HR12H\_1BS) berechnet wurde.



**Abb. 5.58** Max. aufgetr. Hüllrohrtemp. bei 1. Peak aller Kanäle mit höchsten aufgetr. Temp. (Rechenl. 12) der 100 Rg. der „statist. Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“. Temp. höchstbelasteter Stab li. / Nachbarstäbe re.



**Abb. 5.59** Max. aufgetretene Hüllrohrtemp. bei 2. Peak aller Kanäle mit den höchsten aufgetretenen Temp. (Rechenlauf 12) der 100 Rg. der „statist. Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“. Temp. höchstbelasteter Stab li., Nachbarstäbe re.

Die maximale Hüllrohrtemperatur beim Rechenlauf 12 ist für das erste Temperaturmaximum in den Umgebungsstäben mit 1057°C und etwas höher als am Heißstab mit 1050 °C, obwohl die Stableistung im Umgebungsstab mit 117854 W um 2477 W geringer ist als am Heißstab und die maximale Stablängenleistung im Umgebungsstab mit 473 W/cm um 10 W/cm geringer ist als am Heißstab. Die Ursache für die höhere Temperatur liegt an der Variation des Durchmessers des Pellet mit dem Faktor 0.99607 beim Umgebungsstab (Parameter 114 in Tab. 5.4 und 0.99792 beim Heißstab (Parameter 131, Tab. 5.4). Dies führt zu einer Vergrößerung des Spalts zwischen Pellet und Hüllrohr auf  $10.083 \cdot 10^{-5}$  m beim Umgebungsstab und auf  $9.337 \cdot 10^{-5}$  m beim Heißstab (beide Werte beziehen sich auf den kalten Zustand des Brennelements) und somit zu einer Verschlechterung des Wärmedurchgangskoeffizienten durch den Spalt beim Umgebungsstab. Als Folge des geringeren Spaltwärmedurchgangskoeffizienten am Umgebungsstab stellte sich mit 2260 °C ein um 9 °C höhere maximale zentrale Brennstabtemperatur im Umgebungsstab ein als am Heißstab, die für die höhere maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum verantwortlich ist.

Der Temperaturunterschied der Heißstäbe in den Kernhauptkanälen 12 und 72 beträgt beim Rechenlauf 12 85 °C. Diese Temperaturdifferenz ist um 50 °C größer als in Tab. 5.15 für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“

ausgewiesen. Eine Ursache ist, dass infolge der Variation der Stableistung (Parameter 150 und 162) die Heißstableistung im Kernhauptkanal 72 um 2.7 % geringer ist als im Kernhauptkanal 12 (bei Nennbedingungen wäre die Heißstableistung um 0.04 % größer). Die entscheidende Ursache für die größere Temperaturdifferenz ist auch hier die Variation des Pellet-Durchmessers, der im Rechenlauf 12 zu einer Verringerung der Spaltweite beim Heißstab im Kernhauptkanal 72 auf  $7.87 \cdot 10^{-5}$  m im Vergleich zur Spaltweite beim Heißstab im Kernhauptkanal 12 von  $9.3368 \cdot 10^{-5}$  m (Werte im kalten Zustand) führt. Die geringere Spaltweite führt zu einem größeren Spaltwärmekoeffizienten und folglich zu einer mit  $2157 \text{ °C}$  um  $94 \text{ °C}$  niedrigeren maximalen Zentraltemperatur im Heißstab des Kernhauptkanals 72, die für die niedrigere maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum verantwortlich ist.

Die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum beträgt beim Rechenlauf 12  $907 \text{ °C}$  und wurde für den Umgebungsstab des Heißstabs des Kernhauptkanals 82 berechnet. Diese maximale Hüllrohrtemperatur ist um  $14 \text{ °C}$  höher als das zweite Temperaturmaximum des dazugehörigen Heißstabs. Die Ursache hierfür ist wiederum die Variation des Pellet-Durchmessers, die zu einer größeren Spaltweite am Umgebungsstab mit  $9.9984 \cdot 10^{-5}$  m im Vergleich zu  $7.8315 \cdot 10^{-5}$  m am Heißstab führt. Die größere Spaltweite führt zu einem kleineren Spaltwärmekoeffizienten und folglich zu einer höheren maximalen Zentraltemperatur im Umgebungsstab des Kernhauptkanals 82, die für die höhere maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum verantwortlich ist.

Der Rechenlauf 12 zeigt eine wesentlich stärkere Kühlung der höchstbelasteten Brennstäbe in den Kernhauptkanälen 22 und 42 nach Beginn der Druckspeichereinspeisung. Die Temperaturunterschiede beim zweiten Temperaturmaximum betragen zwischen dem Umgebungsstab des Kernhauptkanals 82 und dem Umgebungsstab des Kernhauptkanals 42  $95 \text{ °C}$  und dem Heißstab im Kernhauptkanal 22  $207 \text{ °C}$ . Die Temperaturdifferenzen sind wesentlich größer als die Temperaturdifferenzen von  $45 \text{ °C}$  und  $77 \text{ °C}$  bei der Auswertung aller 100 Rechenläufe für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“.



#### 5.2.3.4 Sensitivitätsaussagen

##### **Auswertung der Rangkorrelationskoeffizienten von Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum infolge eines kaltseitigen Bruchs einer Hauptkühlmittelleitung**

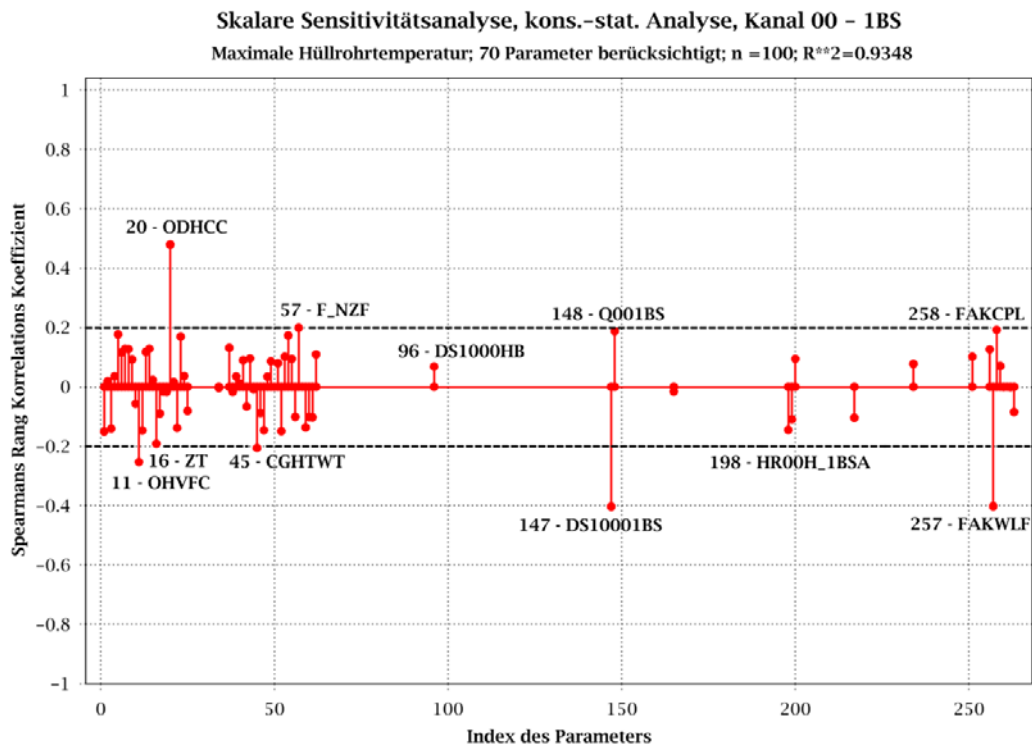
In Abb. 5.60 bis Abb. 5.63 wird der Einfluss der unsicheren Parameter auf die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum für die Heißstäbe im Kernhauptkanal 00, 11, 12 und 22 (HR00H\_1BS, HR11H\_1BS, HR12H\_1BS und HR22H\_1BS) dargestellt.

Die Anzahl der unsicheren Parameter wurde von 263 unsicheren Parameter auf 70 unsichere Parameter reduziert, da in der Unsicherheitsanalyse einige Parameter nicht berücksichtigt werden bzw. für die Sensitivitätsanalyse nicht wirksam oder relevant sind. Dies sind die folgenden Parameter:

- Parameter die nur im 6-Gleichungssystem eingesetzt werden, da alle Rechenläufe nur mit dem 5-Gleichungsmodell durchgeführt wurden,
- Parameter die sich auf die Druckspeichereinspeisung beziehen, da zum Zeitpunkt des ersten Temperaturmaximums noch keine Druckspeichereinspeisung aktiv ist,
- Alle Brennstabparameter, die sich nicht auf den Heißstab des auszuwertenden Kernhauptkanals beziehen, da angenommen wird, dass sich die Variation von Parametern eines anderen Heißstabs nicht über zwei heiße Brennelemente und zwei Kernhauptkanäle auf einen weiteren Heißstab auswirkt.

Die Quantifizierung der Sensitivitäten der maximalen Hüllrohrtemperatur bzgl. der ausgewählten Parameter wurde mit dem Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman vorgenommen.

Abb. 5.60 zeigt die Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H\_1BS im Kernhauptkanal 00.



**Abb. 5.60** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H\_1BS

Tab. 5.16 listet die Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den neun einflussreichsten Parametern und der Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H\_1BS auf. Positive Werte geben an, dass größere Werte für einen Parameter tendenziell zu einer Erhöhung der maximalen Hüllrohrtemperatur für das erste Temperaturmaximum geführt haben. Negative Werte geben an, dass niedrigere Werte für einen Parameter tendenziell zu einer Erhöhung der maximalen Hüllrohrtemperatur für das erste Temperaturmaximum geführt haben.

**Tab. 5.16** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman zwischen den neun einflussreichsten Parametern und der max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H\_1BS

| Par.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|---------------|--|-----------------------------|
| 20       | ODHCC         | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | 0.48                        |
| 147      | DS10001BS     | Durchmesser des Pellet vom Heißstab im Kernhauptkanal PCM00A   | -0.4                        |
| 257      | FAKWLF        | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs   | -0.4                        |
| 11       | OHVFC         | Einphasige Konvektion in Dampf Dittus-Boelter II / Mc Eligot – Korrekturfaktor                               | -0.25                       |

| Par.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung   | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|---------------|---|-----------------------------|
| 45       | CGHTWT        | Maximal möglicher Wärmeübergangskoeffizient für die obere Quenchfront | -0.2                        |
| 57       | F_NZF         | Korrekturfaktor für die Nachzerfallsleistung                          | 0.2                         |
| 258      | FAKCPL        | Korrekturfaktor der Wärmekapazität des Brennstoffs                    | 0.19                        |
| 16       | ZT            | Zahl der Tropfen pro Einheitsvolumen                                  | -0.19                       |
| 148      | Q001BS        | Multiplikationsfaktor Leistung Heißstab im Kernhauptkanal PCM00A      | 0.19                        |

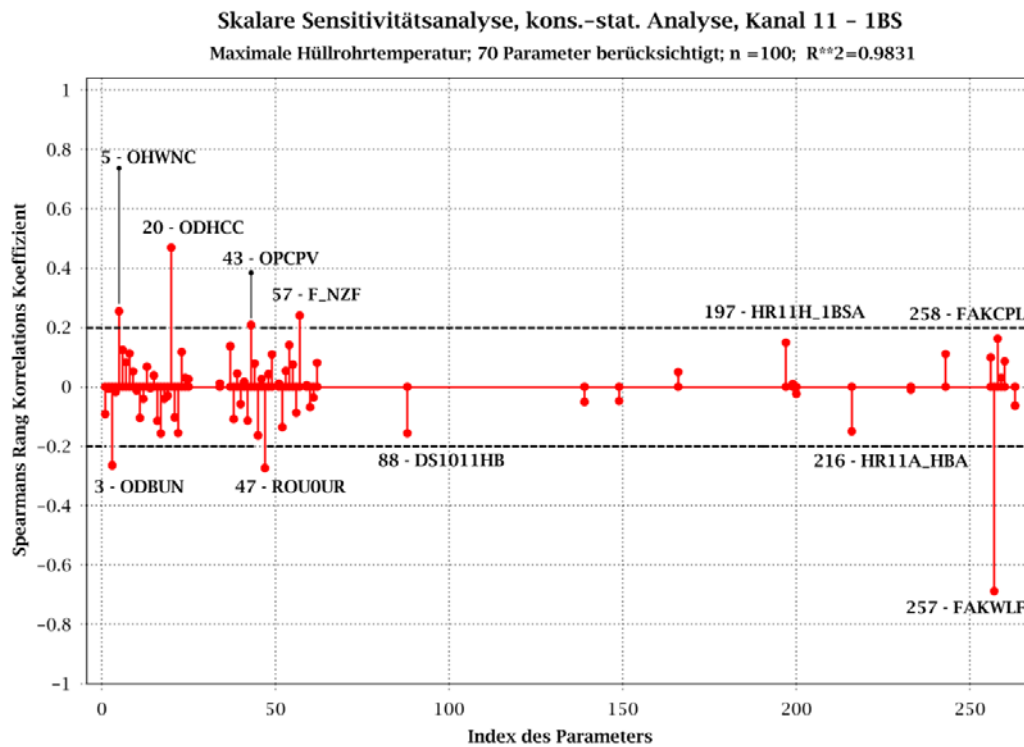
Die mit den Rangkorrelationskoeffizienten (nach Spearman) bestimmten einflussreichen Parameter sind weitgehend plausibel. Im Folgenden werden die Einflüsse der Parameter auf das erste Temperaturmaximum kurz erklärt:

- ODHCC: Eine Vergrößerung der Relativgeschwindigkeit in Querverbindungen führt zu einer Verringerung des Wassermittels zu dem heißen Brennelement und dem Heißkanal, wodurch sich die Kühlungsbedingungen im Heißkanal verschlechtern und sich die Temperatur bei dem ersten Temperaturmaximum erhöht.
- DS10001BS: Eine Verringerung des Pellet-Durchmessers führt zu einer Vergrößerung der Spaltweite zwischen dem Pellet und dem Hüllrohr, wodurch sich der Spaltwärmedurchgangskoeffizient, die zentrale Brennstofftemperatur und die gespeicherte Energie erhöht. Die erhöhte gespeicherte Energie ist die wichtigste Einflussgröße für die Hüllrohrtemperatur bei dem ersten Temperaturmaximum.
- FAKWLF: Eine verringerte Wärmeleitfähigkeit im Brennstoff führt zu einer erhöhten gespeicherten Energie. Die erhöhte gespeicherte Energie ist die wichtigste Einflussgröße für eine Hüllrohrtemperatur bei dem ersten Temperaturmaximum.
- OHVFC: Ein verringerter Wert für den Wärmeübergang bei einer einphasigen Konvektion in Dampf (Dittus-Boelter II / Mc Eligot) führt zu verschlechterten Kühlungsbedingungen im Heißkanal und einer höheren Temperatur bei dem ersten Temperaturmaximum.
- CGHTWT: Eine Verringerung des maximal möglichen Wärmeübergangskoeffizienten für die obere Quenchfront führt lokal zu einer Verschlechterung der Kühlungsbedingungen im oberen Bereich eines Heißstabs, wodurch sich die Temperatur bei dem ersten Temperaturmaximum erhöhen kann.
- F\_NZF: Eine Erhöhung der Nachzerfallsleistung führt zu einer Erhöhung der Wärmezufuhr zum Brennstoff und führt somit zu einer Erhöhung der Temperatur bei dem ersten und zweiten Temperaturmaximum.

- FAKCPL: Eine Erhöhung der Wärmekapazität führt zu einer Erhöhung der gespeicherten Energie. Die erhöhte gespeicherte Energie ist eine Ursache für eine erhöhte Temperatur beim ersten Temperaturmaximum.
- ZT: Die Anzahl der Tropfen beeinflusst die Kondensations- und Verdampfungsrate. Eine Verringerung der Anzahl der Tropfen verringert die Kondensations- und Verdampfungsrate. Welcher Zusammenhang zwischen Kondensations- und Verdampfungsrate mit den Kühlungsbedingungen im Heißkanal besteht, konnte im Rahmen der Sensitivitätsanalyse nicht abgeleitet werden. Möglicherweise ist dies eine Scheinkorrelation, der kein Kausalzusammenhang zugrunde liegt.
- Q001BS: Eine Erhöhung der Brennstableistung führt zu einer Erhöhung der gespeicherten Energie im Heißstab und zu einer Erhöhung der Nachzerfallsleistung. Beides führt zu einer Erhöhung der Temperatur bei dem ersten Temperaturmaximum. Der Einfluss einer erhöhten Brennstableistung ist relativ gering, da das axiale Leistungsprofil des Heißstabs so verzerrt ist, dass unabhängig von der Brennstableistung, die maximale Stablängenleistung etwa 485 W/cm beträgt.

Einen relativ geringen Einfluss auf die Temperatur am Heißstab beim ersten Temperaturmaximum haben der Abbrand im Heißstab und der Pellet-Durchmesser bei den hochbelasteten Brennstäben im Kernhauptkanal 00. Der geringe Einfluss des Abbrands im Heißkanal ist nachvollziehbar, da die Unsicherheit des Abbrands nach sechs Tagen Einsatz (etwa 0.4 MWd) eines neuen Brennelements gering ist. Der Pellet-Durchmesser bei den hochbelasteten Brennstäben im Kernhauptkanal 00 hat einen Einfluss auf die gespeicherte Energie im Kernhauptkanal 00 und nur indirekt über den Queraustausch auf die Kühlbedingungen im Heißkanal.

Abb. 5.61 zeigt die Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H\_1BS im Kernhauptkanal 11.



**Abb. 5.61** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H\_1BS

Tab. 5.17 listet die Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den neun einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H\_1BS auf.

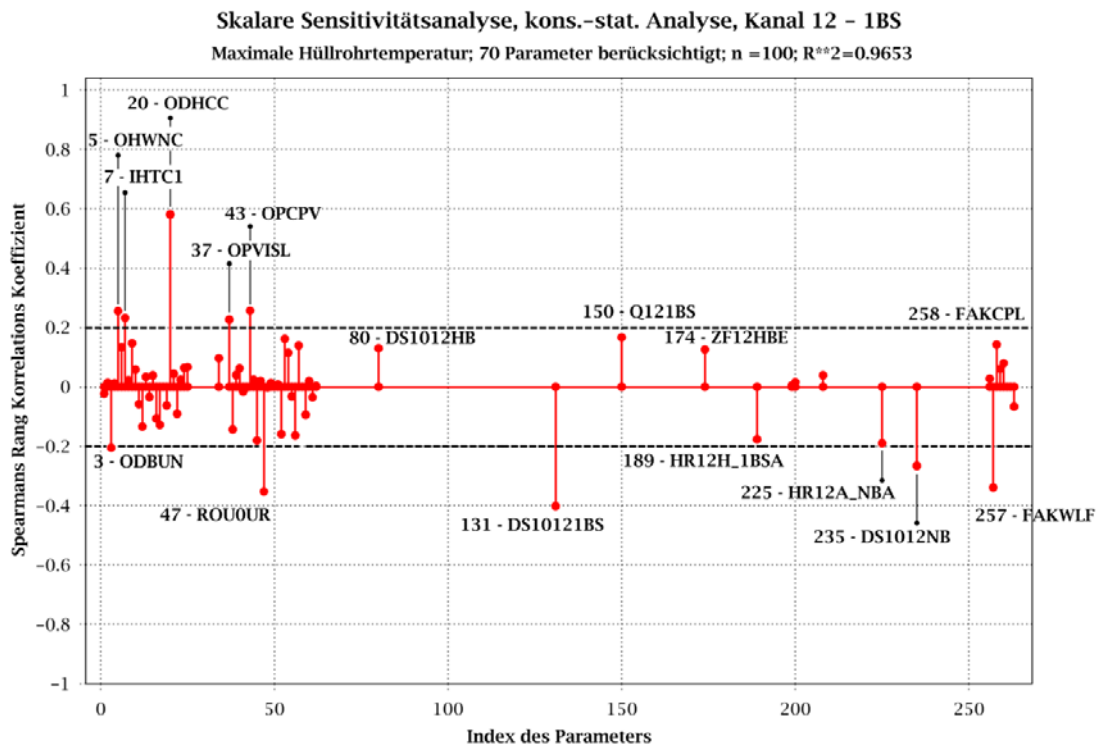
**Tab. 5.17** Rangkorrelationskoeffizienten zwischen neun einflussreichsten Par. und max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H\_1BS

| Par.-Nr. | Parameter-name | Parameterbeschreibung  | Rang-korrelations-koeffizient |
|----------|----------------|--|-------------------------------|
| 257      | FAKWLF         | Korrekturfaktor der Wärmekapazität des Brennstoffs   | -0.69                         |
| 20       | ODHCC          | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | 0.47                          |
| 47       | ROU0UR         | Wandrauigkeit der Dampferzeuger U-Rohre  | -0.27                         |
| 3        | ODBUN          | Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Bündelgeometrie, Heissstabbündel                               | -0.26                         |
| 5        | OHWNC          | Einphasige Naturkonvektion in Wasser-Korrekturfaktor   | 0.26                          |
| 57       | F_NZF          | Korrekturfaktor für die Nachzerfallsleistung   | 0.24                          |
| 43       | OPCPV          | Transport Stoffwert, Wärmekapazität des Gases (nur Transport Eigenschaft) – Korrekturfaktor                  | 0.21                          |
| 88       | DS1011HB       | Durchmesser des Pellet von hochbelasteten Brennstäben im Kanal PCM11A  | -0.16                         |
| 258      | FAKCPL         | Korrekturfaktor der Wärmekapazität des Brennstoffs   | 0.16                          |

Die mit den Rangkorrelationskoeffizienten (Spearman) bestimmten Parameter sind weitgehend plausibel. Im Folgenden werden die Plausibilitäten der Rangkorrelationskoeffizienten, die nicht für den Heißstab HR00H\_1BS beschrieben wurden, kurz erklärt:

- ROU0UR: Die Wandrauigkeit in den Dampferzeuger U-Rohren beeinflusst die Abströmung des Wasser-Dampfgemischs vom oberen Plenum zur Bruchöffnung auf der Seite der Hauptkühlmittelpumpen und somit die Lage des Stagnationspunktes für die Kerndurchströmung. Am Stagnationspunkt herrschen die ungünstigsten Kühlungsbedingungen.
- ODBUN: Eine Verringerung der Relativgeschwindigkeit zwischen Wasser und Dampf im Brennelement führt zu einem verstärkten Wassermittels in der Dampfströmung insbesondere im oberen Bereich des Kerns und kann dadurch zu einem erhöhten Dampfgehalt und zu verschlechterten Kühlungsbedingungen führen.
- OHWNC: Ein verbesserter Wärmeübergang bei einphasiger Naturkonvektion in Wasser sollte zu verbesserten Kühlungsbedingungen führen. Allerdings tritt eine einphasige Naturkonvektion im Kern bei einem Abriss der Hauptkühlmittelleitung im Zeitraum bis zum ersten Temperaturmaximum nicht auf. Dies dürfte daher eine Scheinkorrelation sein, der kein Kausalzusammenhang zugrunde liegt.
- OPCPV: Eine Erhöhung der Wärmekapazität des Gases (Transport Stoffwert) sollte zu einer Erhöhung der Aufnahme von aus einem Brennstab abgegebener Wärme führen. Warum dies zu einer Verschlechterung der Kühlungsbedingungen führt, konnte im Rahmen der Sensitivitätsanalyse nicht abgeleitet werden. Möglicherweise ist dies eine Scheinkorrelation, der kein Kausalzusammenhang zugrunde liegt.

Abb. 5.62 zeigt die Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR12H\_1BS im Kernhauptkanal 12.



**Abb. 5.62** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR12H\_1BS

Abb. 5.18 listet die Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den 13 einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR12H\_1BS auf.

**Tab. 5.18** Rangkorrelationskoeffizienten zwischen 13 einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR12H\_1BS

| Par.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|---------------|--|-----------------------------|
| 20       | ODHCC         | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | 0.58                        |
| 131      | DS10121BS     | Durchmesser des Pellet vom Heißstab im Kanal PCM12A  | -0.40                       |
| 47       | ROU0UR        | Wandrauigkeit der Dampferzeuger U-Rohre  | -0.35                       |
| 257      | FAKWLF        | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs   | -0.34                       |
| 235      | DS1012NB      | Durchmesser des Pellet von niedrigbelasteten Brennstäben im Kanal PCM12A                                     | -0.27                       |
| 5        | OHWNC         | Einphasige Naturkonvektion in Wasser Korrekturfaktor   | 0.26                        |

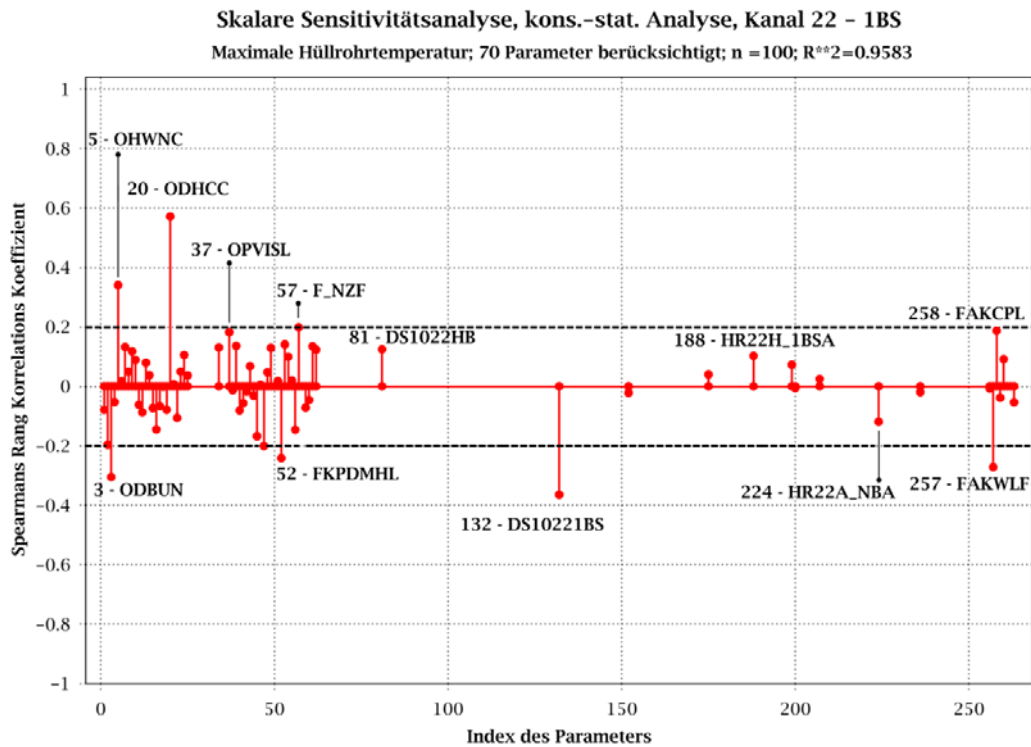
| Par.-Nr. | Parameter-name | Parameterbeschreibung   | Rang-korrelationskoeffizient |
|----------|----------------|---|------------------------------|
| 7        | IHTC1          | Modell für Dampf-Tropfenkühlung:<br>1=modifizierte Dougall-Rohsenow /<br>2=Condie-Bengston IV Korrelation | 0.23                         |
| 37       | OPVISL         | Korrekturfaktor für Viskosität des Wassers<br>(Transport Stoffwerte)                                      | 0.23                         |
| 3        | ODBUN          | Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit,<br>Bündelgeometrie, Heizstabbündel                          | -0.21                        |
| 43       | OPCPV          | Transport Stoffwert, Wärmekapazität des<br>Gases (nur Transport Eigenschaft) – Korrek-<br>turfaktor       | 0.21                         |
| 225      | HR12A_NBA      | Korrekturfaktor für axiale Abbrandverteilung<br>für die niedrigbelasteten BS im Kanal<br>PCM12A           | -0.19                        |
| 189      | HR12H_1BSA     | Korrekturfaktor für axiale Abbrandverteilung<br>für Heißstab im Kanal PCM12A                              | -0.18                        |
| 150      | Q121BS         | Multiplikationsfaktor Leistung Heißstab in Ka-<br>nal PCM12A  | 0.17                         |

Die mit den Rangkorrelationskoeffizienten (nach Spearman) bestimmten Parameter sind weitgehend plausibel. Im Folgenden werden die Plausibilitäten der Rangkorrelationskoeffizienten, die nicht für den Heißstäbe HR00H\_1BS und HR11H\_1BS beschrieben wurden, kurz erklärt:

- IHTC1: Der größere Wert bei IHTC1 bedeutet, dass die Condie-Bengston IV Korrelation für Dampf-Tropfenkühlung verwendet wird. Die Condie-Bengston IV Korrelation liefert im allgemeinen etwas niedrigere Wärmeübergangskoeffizienten und führt dadurch zu etwas schlechteren Kühlungsbedingungen im Kern.
- OPVISL: Eine Erhöhung der Viskosität des Wassers (Transport Stoffwert) sollte zu einer Verringerung der Strömungsgeschwindigkeit von Wasser führen. Warum dies zu einer Verschlechterung der Kühlungsbedingungen führt, konnte im Rahmen der Sensitivitätsanalyse nicht abgeleitet werden. Möglicherweise ist dies eine Scheinkorrelation, der kein Kausalzusammenhang zugrunde liegt.
- HR12A\_NBA und HR12H\_1BSA: Eine Verringerung des Abbrands führt zu einer verbesserten Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs aber gleichzeitig zu einer Verschlechterung des Spaltwärmedurchgangskoeffizienten, da weniger Spaltgase entstanden sind und das Schwellen des Pellets geringer ist. Dieser gegenläufige Effekt wurde jedoch im Rahmen der Sensitivitätsanalyse nicht detailliert ausgewertet, da wegen des Rangkorrelationskoeffizienten von weniger als 0.2 kein besonders relevanter Einfluss auf das erste Temperaturmaximum erwartet wird.



Abb. 5.63 zeigt die Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR22H\_1BS im Kernhauptkanal 22.



**Abb. 5.63** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR22H\_1BS

Tab. 5.19 listet die Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den acht einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR22H\_1BS auf.

**Tab. 5.19** Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den acht einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum für den Heißstab HR12H\_1BS

| Par.-Nr. | Parameter-name | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|----------------|--|-----------------------------|
| 20       | ODHCC          | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | 0.57                        |
| 132      | DS10221BS      | Durchmesser des Pellet vom Heißstab im Kanal PCM22A  | -0.36                       |
| 5        | OHWNC          | Einphasige Naturkonvektion in Wasser, Korrekturfaktor  | 0.34                        |

| Par.-Nr. | Parameter-name | Parameterbeschreibung   | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|----------------|---|-----------------------------|
| 3        | ODBUN          | Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Bündelgeometrie, Heizstabbündel | -0.31                       |
| 257      | FAKWLF         | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs                              | -0.27                       |
| 52       | FKPDMHL        | Korrekturfaktor für Strömungsfläche oberer Ringraum und heißer Strang         | -0.24                       |
| 57       | F_NZF          | Korrekturfaktor für die Nachzerfallsleistung                                  | 0.20                        |
| 258      | FAKCPL         | Korrekturfaktor der Wärmekapazität des Brennstoffs                            | 0.19                        |

Die mit den Rangkorrelationskoeffizienten (nach Spearman) bestimmten Parameter sind weitgehend plausibel. Im Folgenden werden die Plausibilitäten der Rangkorrelationskoeffizienten, die nicht für die Heißstäbe HR00H\_1BS, HR11H\_1BS und HR21H\_1BS beschrieben wurden, kurz erklärt:

- FKPDMHL: Eine Verringerung der Strömungsfläche zwischen dem Ringraum und den heißen Strängen (Spaltbypass) führt zu einer Verringerung der Bypass-Strömung von der heißen zur kalten Seite während der anfänglichen Druckentlastung. Dies führt zu einer Veränderung der Abströmbedingungen aus dem oberen Plenum und somit zu einer Änderung des Stagnationspunktes im Kern bei der Kerndurchströmung. Am Stagnationspunkt herrschen die ungünstigsten Kühlungsbedingungen. Allerdings wird kein großer Einfluss von diesem Parameter auf das erste Temperaturmaximum erwartet. Diese Aussage wird auch von der Größe des Rangkorrelationskoeffizienten bestätigt.

Die Mittelwerte der Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die einflussreichsten Parameter bei den vier untersuchten Heißstäben, bezüglich des ersten Temperaturmaximums, sind (es werden nur die Parameter benannt und der Mittelwert quantifiziert, die mindestens bei der Bestimmung der Rangkorrelationskoeffizienten bei drei Heißstäben eine relevante Größe erreichten):

- ODHCC: Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum (Mittelwert 0.52 bei vier Heißstäben).
- FAKWLF: Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs (Mittelwert -0.45 bei vier Heißstäben).
- DS10nm1BS: Durchmesser des Pellet vom Heißstab (Mittelwert -0.39 bei drei Heißstäben).

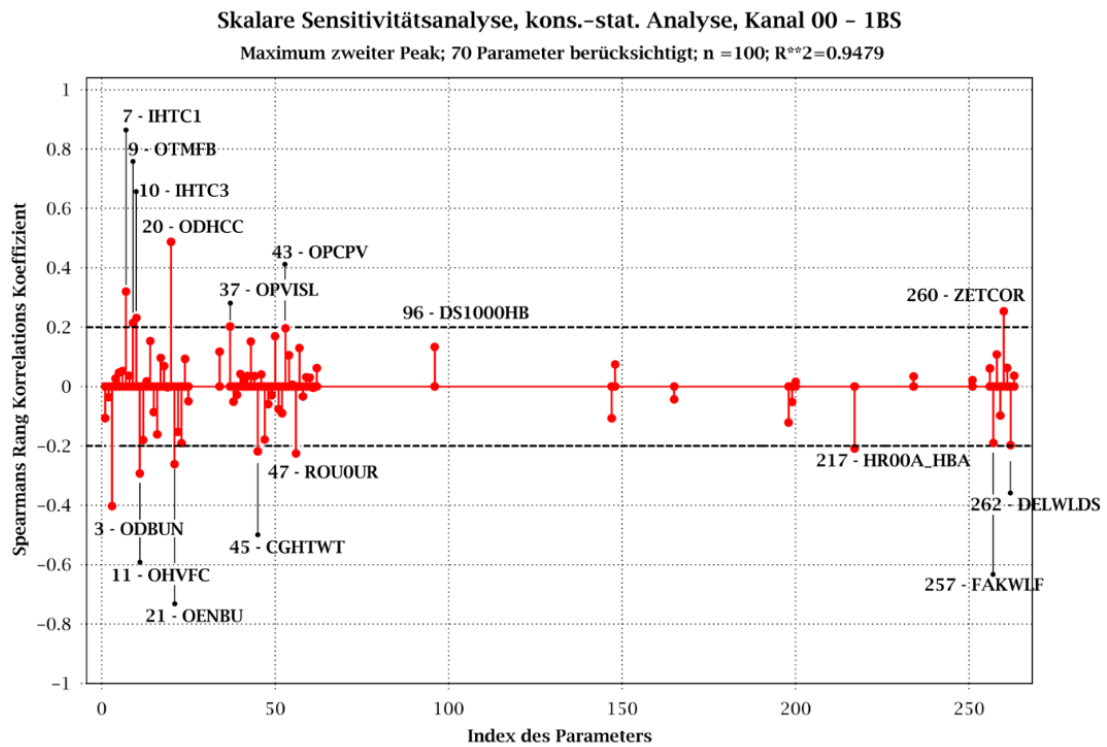
- OHWNC: Korrekturfaktor des Wärmetransports bei einphasiger Naturkonvektion in Wasser (Mittelwert 0.29 bei drei Heißstäben). Eine einphasige Naturkonvektion im Kern tritt bei einem Abriss der Hauptkühlmittleitung nicht auf. Daher dürfte eine Scheinkorrelation vorliegen, da kein Kausalzusammenhang erkennbar ist.
- ODBUN: Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Bündelgeometrie, Heizstabbündel (Mittelwert -0.26 bei drei Heißstäben).
- F\_NZF: Korrekturfaktor für die Nachzerfallsleistung (Mittelwert 0.21 bei drei Heißstäben).
- FAKCPL: Korrekturfaktor der Wärmekapazität des Brennstoffs (Mittelwert 0.18 bei drei Heißstäben).

**Auswertung der Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum infolge eines kaltseitigen Bruchs einer Hauptkühlmittleitung**

In Abb. 5.64 bis Abb. 5.67 wird der Einfluss der unsicheren Parameter auf die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum der Heißstäbe in den Kernhauptkanälen 00, 11, 12 und 22 (HR00H\_1BS, HR11H\_1BS, HR12H\_1BS und HR22H\_1BS) dargestellt.

Die Quantifizierung der Sensitivitäten der maximalen Hüllrohrtemperatur bzgl. der unsicheren Parameter wurde mit dem Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman vorgenommen.

Abb. 5.64 zeigt den Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H\_1BS im Kernhauptkanal 00.



**Abb. 5.64** Rangkorrelationskoeffizienten für die max. Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H\_1BS

Tab. 5.20 listet die Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den sieben einflussreichsten Parametern und der Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H\_1BS auf.

**Tab. 5.20** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman zwischen den sieben einflussreichsten Parametern und der max. Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H\_1BS

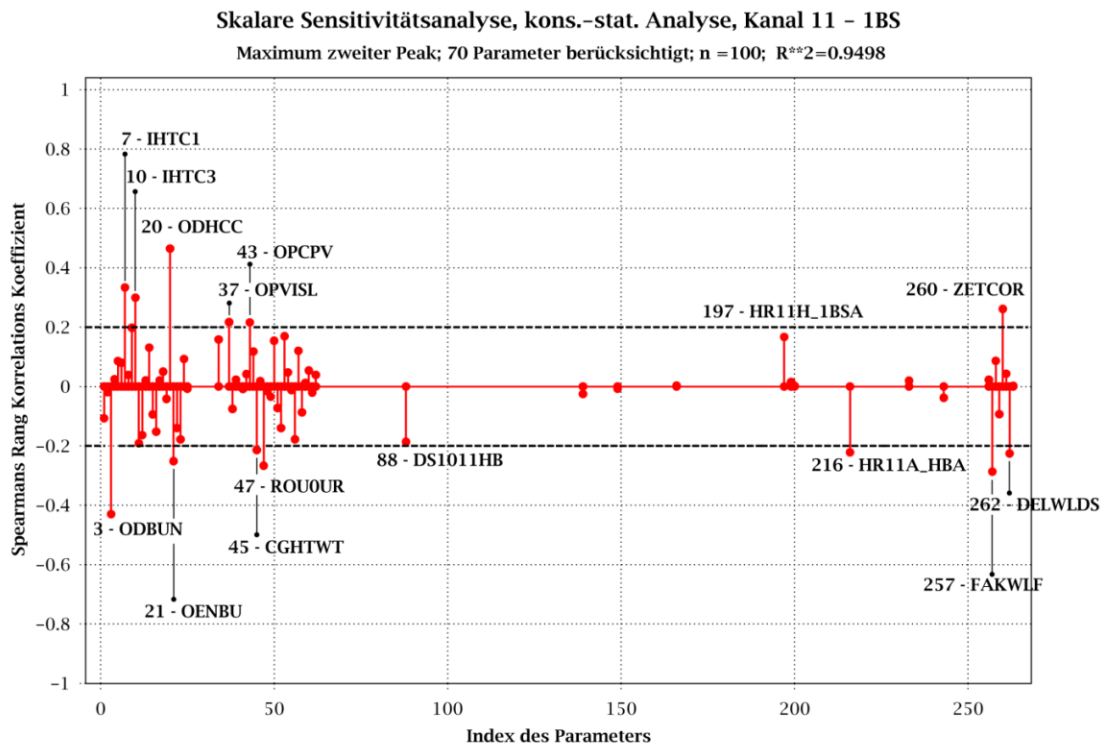
| Par.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|---------------|--|-----------------------------|
| 20       | ODHCC         | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | 0.49                        |
| 3        | ODBUN         | Korrekturfaktor für die relative Geschwindigkeit, Bündelgeometrie, Heizstabbündel                            | -0.40                       |
| 7        | IHTC1         | Modell für Dampf-Tropfenkühlung:<br>1=modifizierte Dougall-Rohsenow<br>2=Condie-Bengston IV Korrelation      | 0.32                        |

| Par.-Nr. | Parameter-name | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|----------------|--|-----------------------------|
| 260      | ZETCOR         | Variation der Formverluste im Kühlkreislauf                  | 0.25                        |
| 262      | DELWLDS        | Abweichung des Füllstands in den Druckspeichern vom Sollwert | -0.20                       |
| 257      | FAKWLF         | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs             | -0.19                       |
| 147      | DS10001BS      | Durchmesser des Pellet vom Heißstab im Kanal PCM00A          | -0.11                       |

Die über den Rangkorrelationskoeffizienten (nach Spearman) bestimmten einflussreichsten Parameter sind plausibel. Im Folgenden werden die Plausibilitäten der Rangkorrelationskoeffizienten, die nicht für das erste Maximum der Hüllrohrtemperatur für die Heißstäbe HR00H\_1BS, HR11H\_1BS, HR21H\_1BS und HR22H\_1BS beschrieben wurden, kurz erklärt:

- ZETCOR: Die Formverluste in den Kühlkreisläufen haben einen Einfluss auf das Abströmen von Kühlmittel aus dem Kern zu den beiden Bruchöffnungen zur Pumpen- und Ringraumseite und somit auf die Lage des Stagnationspunktes für die Kerndurchströmung. Am Stagnationspunkt herrschen die ungünstigsten Kühlungsbedingungen. Die Auswirkung der veränderten Formverluste auf den Stagnationspunkt wurden im Rahmen dieses Vorhabens nicht im Detail ausgewertet.
- DELWLDS: Ein niedrigerer Füllstand in den Druckspeichern führt zu einer über die Einspeisezeit niedrigeren integralen Einspeisemenge. Ein niedrigerer Füllstand in den Druckspeichern hat aber zur Folge, dass ein größeres Stickstoffpolster im Druckspeicher vorhanden ist und somit bei gleicher Ausspeisung aus dem Druckspeicher der Druck im Druckspeicher langsamer abfällt. Dies führt zu einer Erhöhung des Notkühlwasser-Einspeisemassenstroms in das obere Plenum und zu einer verstärkten Kondensation von Dampf im oberen Plenum. Dies kann dazu führen, dass mehr Dampf aus dem Kern in das obere Plenum abströmt und somit weniger Wasser in den Kern zur Kühlung der Brennstäbe eindringt und sich somit die Kühlungsbedingungen im Kern verschlechtern.

Abb. 5.65 zeigt den Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H\_1BS im Kernhauptkanal 11.



**Abb. 5.65** Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H\_1BS

Tab. 5.21 listet die Rangkorrelationskoeffizienten (nach Spearman) zwischen den neun einflussreichsten Parametern und der Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H\_1BS auf.

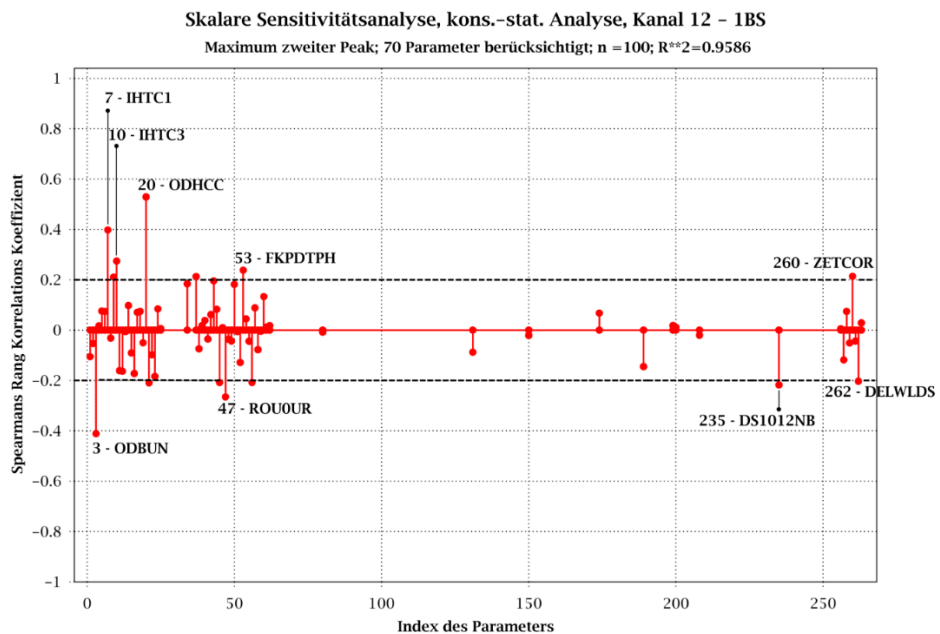
**Tab. 5.21** Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den neun einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H\_1BS

| Par.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|---------------|--|-----------------------------|
| 20       | ODHCC         | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | 0.46                        |
| 3        | ODBUN         | Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Bündelgeometrie, Heizstabbündel                                | -0.43                       |
| 7        | IHTC1         | Modell für Dampf-Tropfenkühlung:<br>1=modifizierte Dougall-Rohsenow<br>2=Condie-Bengston IV Korrelation      | 0.33                        |
| 257      | FAKWLF        | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs   | -0.29                       |
| 260      | ZETCOR        | Variation der Formverluste im Kühlkreislauf  | 0.26                        |

| Par.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|---------------|--|-----------------------------|
| 21       | OENBU         | Multiplikationsfaktor für kritische Geschwindigkeit für Wassermitt-riss im Heizstabbündel und Kern | -0.25                       |
| 262      | DELWLDS       | Abweichung des Füllstands in den Druckspeichern vom Sollwert                                       | -0.23                       |
| 216      | HR11A_HBA     | Korrekturfaktor für axiale Abbrandverteilung für die hochbelasteten BS im Kanal PCM11A             | -0.22                       |
| 243      | DS1011NB      | Durchmesser des Pellet von niedrigbelasteten Brennstäben im Kanal PCM11A                           | -0.04                       |

Die über den Rangkorrelationskoeffizienten (nach Spearman) bestimmten Parameter sind plausibel. Die Plausibilitäten der Rangkorrelationskoeffizienten wurden für das erste Maximum der Hüllrohrtemperatur für die Heißstäbe HR00H\_1BS, HR11H\_1BS, HR21H\_1BS und HR22H\_1BS bzw. für das zweite Maximum der Hüllrohrtemperatur für den Heißstab HR00H\_1BS beschrieben.

Abb. 5.66 zeigt den Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR12H\_1BS im Kernhauptkanal 12.



**Abb. 5.66** Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR12H\_1BS

Tab. 5.22 listet die Rangkorrelationskoeffizienten (nach Spearman) zwischen den sieben einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR12H\_1BS auf.

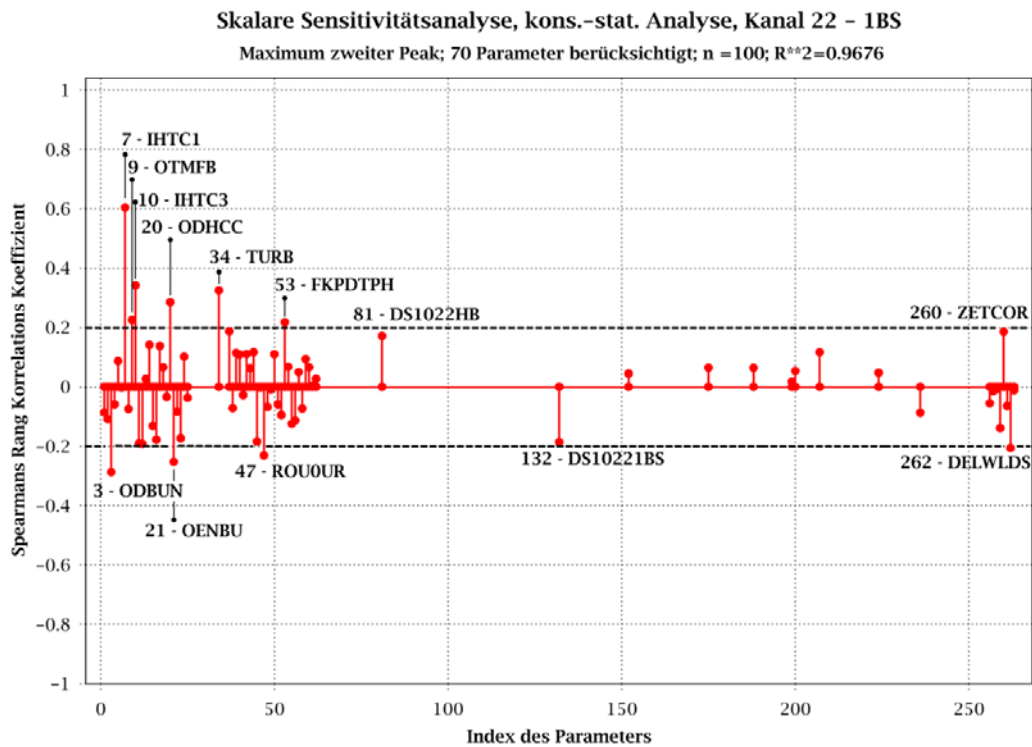
**Tab. 5.22** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman zwischen den sieben einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum für den Heißstab HR12H\_1BS

| Par.-Nr. | Parameter-name | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|----------------|--|-----------------------------|
| 20       | ODHCC          | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | 0.53                        |
| 3        | ODBUN          | Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Bündelgeometrie, Heizstabbündel                                | -0.41                       |
| 7        | IHTC1          | Modell für Dampf-Tropfenkühlung:<br>1=modifizierte Dougall-Rohsenow<br>2=Condie-Bengston IV Korrelation      | 0.40                        |
| 21       | OENBU          | Multiplikationsfaktor für kritische Geschwindigkeit für Wassermittels, Heizstabbündel und im Kern            | -0.21                       |
| 262      | DELWLDS        | Abweichung des Füllstands in den Druckspeichern vom Sollwert   | -0.20                       |
| 257      | FAKWLF         | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs   | -0.12                       |
| 131      | DS10121BS      | Durchmesser des Pellet vom Heißstab im Kanal PCM12A  | -0.09                       |

Die über den Rangkorrelationskoeffizienten (nach Spearman) bestimmten Parameter sind plausibel. Die Plausibilitäten der Rangkorrelationskoeffizienten wurden für das erste Maximum der Hüllrohrtemperatur für die Heißstäbe HR00H\_1BS, HR11H\_1BS, HR21H\_1BS und HR22H\_1BS bzw. für das zweite Maximum der Hüllrohrtemperatur für den Heißstab HR00H\_1BS beschrieben.

Abb. 5.67 zeigt den Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR22H\_1BS im Kernhauptkanal 22.





**Abb. 5.67** Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR22H\_1BS

Tab. 5.23 listet die Rangkorrelationskoeffizienten (nach Spearman) zwischen den sieben einflussreichsten Parametern und der Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR22H\_1BS auf.

**Tab. 5.23** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman zwischen den sieben einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR22H\_1BS

| Par.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|---------------|--|-----------------------------|
| 7        | IHTC1         | Modell für Dampf-Tropfenkühlung:<br>1=modifizierte Dougall-Rohsenow<br>2=Condie-Bengston IV Korrelation      | 0.60                        |
| 3        | ODBUN         | Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Bündelgeometrie, Heizstabbündel                                | -0.29                       |
| 20       | ODHCC         | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | 0.29                        |
| 21       | OENBU         | Multiplikationsfaktor für kritische Geschwindigkeit für Wassermittress, Heizstabbündel und im Kern           | -0.25                       |
| 262      | DELWLDS       | Abweichung des Füllstands in den Druckspeichern vom Sollwert   | -0.21                       |

| Par.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung                               | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|---------------|---|-----------------------------|
| 132      | DS10221BS     | Durchmesser des Pellet vom Heißstab im Kanal PCM22A | -0.19                       |
| 257      | FAKWLF        | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs    | -0.01                       |

Die über den Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman bestimmten Parameter sind plausibel. Die Plausibilitäten der Rangkorrelationskoeffizienten wurden für das erste Maximum der Hüllrohrtemperatur für die Heißstäbe HR00H\_1BS, HR11H\_1BS, HR21H\_1BS und HR22H\_1BS bzw. für das zweite Maximum der Hüllrohrtemperatur für den Heißstab HR00H\_1BS beschrieben.

Die Mittelwerte der Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die einflussreichsten Parameter bei den vier untersuchten Heißstäben, bezüglich des zweiten Temperaturmaximums, sind (es werden nur die Parameter benannt und der Mittelwert quantifiziert, die mindestens bei der Bestimmung der Rangkorrelationskoeffizienten bei drei Heißstäben eine relevante Größe erreichten):

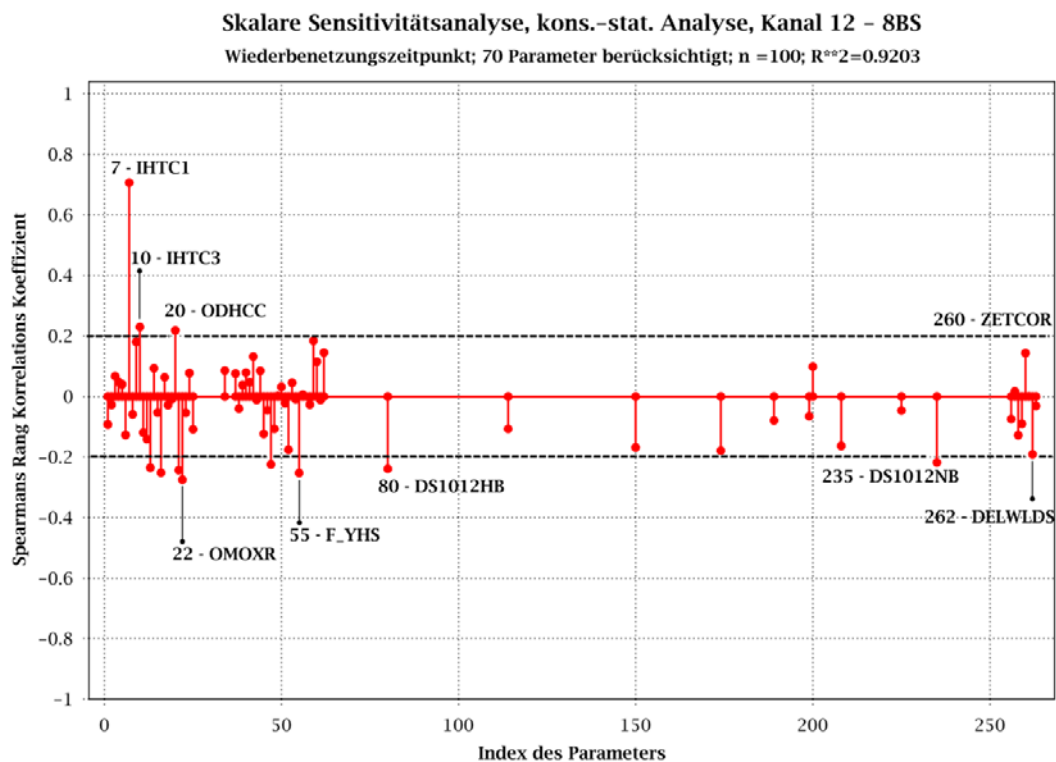
- ODHCC: Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum (Mittelwert 0.47 bei vier Heißstäben).
- ODBUN Korrekturfaktor für relative Geschwindigkeit, Bündelgeometrie, Heißstab-bündel (Mittelwert -0.39 bei vier Heißstäben).
- IHTC1: Modell für Dampf-Tropfenkühlung: 1=modifizierte Dougall-Rohsenow / 2=Condie-Bengston IV Korrelation (Mittelwert 0.36 bei vier Heißstäben).
- OENBU: Multiplikationsfaktor für kritische Geschwindigkeit für Wassermittstrich, Heizstabbündel und im Kern (Mittelwert -0.27 bei drei Heißstäben).
- DELWLDS: Abweichung des Füllstands in den Druckspeichern vom Sollwert (Mittelwert -0.21 bei vier Heißstäben).
- DS10nm1BS: Durchmesser des Pellet vom Heißstab (Mittelwert -0.18 bei drei Heißstäben).
- FAKWLF: Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs (Mittelwert -0.17 bei vier Heißstäben).

## Auswertung der Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt aller Brennstäbe infolge eines kaltseitigen Bruchs der Hauptkühlmittelleitung

In Abb. 5.68 und Abb. 5.69 wird der Einfluss der unsicheren Parameter auf den Wiederbenetzungszeitpunkt der Brennstäbe HR12H\_8BS und HR22H\_1BS dargestellt.

Die Quantifizierung der Sensitivitäten des Wiederbenetzungszeitpunkts bzgl. der ausgewählten Parameter wurde mit dem Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman vorgenommen.

Abb. 5.68 zeigt die Ergebnisse der skalaren Sensitivitätsanalyse nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR12H\_8BS im Kernhauptkanal 12.



**Abb. 5.68** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR12H\_8BS

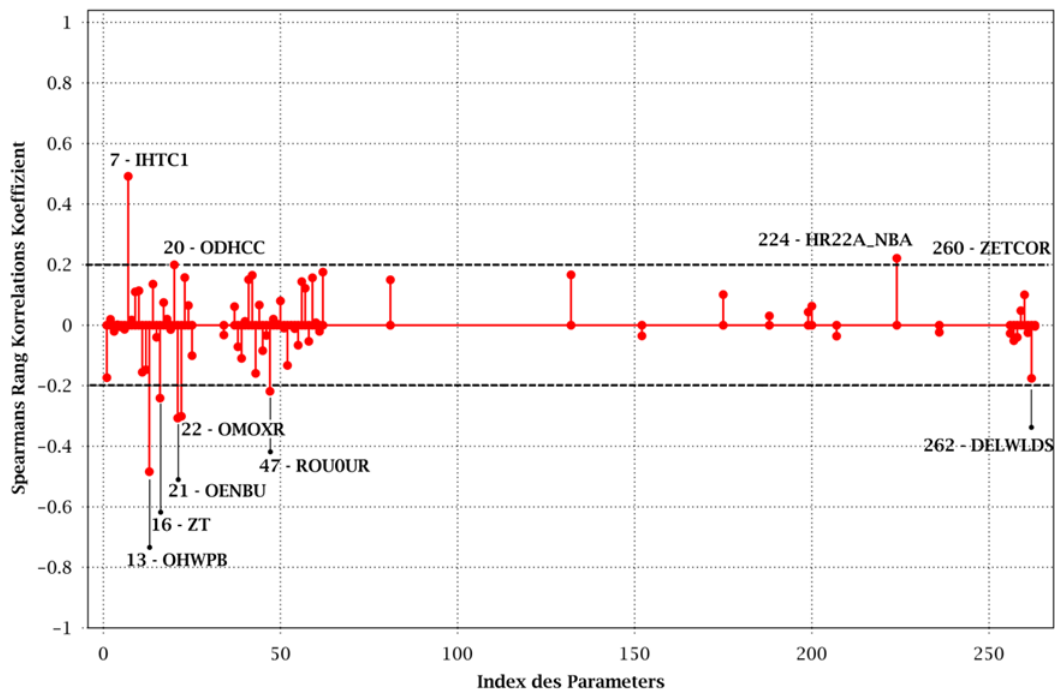
Tab. 5.24 listet für die 11 einflussreichsten Parameter die Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR12H\_8BS auf.

**Tab. 5.24** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für 11 einflussreichste Parameter für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR12H\_8BS

| Par.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|---------------|--|-----------------------------|
| 7        | IHTC1         | Modell für Dampf-Tropfenkühlung:<br>1=modifizierte Dougall-Rohsenow /<br>2=Condie-Bengston IV Korrelation          | 0.71                        |
| 22       | OMOXR         | Multiplikationsfaktor für Oxidationsrate,<br>Brennstabbündel   | -0.28                       |
| 235      | DS1012NB      | Durchmesser der Pellets von niedrigbelasteten<br>Brennstäben im Kanal PCM12A                                       | -0.27                       |
| 55       | F_YHS         | Zweiphasenmultiplikator für die Förderhöhe<br>YHS (HKMP) – Korrekturfaktor   | -0.25                       |
| 16       | ZT            | Zahl der Tropfen pro Einheitsvolumen,<br>Primär- und Sekundärkreislauf   | -0.25                       |
| 13       | OHWPB         | Pool Filmsieden bei Naturkonvektion<br>(Bromley Korrelation) – Korrekturfaktor, Kern                               | -0.24                       |
| 21       | OENBU         | Multiplikationsfaktor für kritische Geschwindigkeit<br>für Wassermitttriss, Heizstabbündel im Kern                 | -0.24                       |
| 80       | DS1012HB      | Durchmesser des Pellet von hochbelasteten<br>Brennstäben im Kanal PCM12A   | -0.24                       |
| 10       | IHTC3         | Modell für einphasige Zwangskonvektion in<br>Dampf: 1=Dittus-Boelter II / 2=Mc Eligot                              | 0.23                        |
| 20       | ODHCC         | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit<br>in Querverbindungen, Kern,<br>oberes Plenum und Ringraum | 0.22                        |
| 47       | ROU0UR        | Wandrauigkeit der Dampferzeuger U-Rohre  | -0.22                       |

Abb. 5.69 zeigt die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt des Heißstabs HR22H\_1BS im Kernhauptkanal 22.

Skalare Sensitivitätsanalyse, kons.-stat. Analyse, Kanal 22 – 1BS  
Wiederbenetzungszeitpunkt; 70 Parameter berücksichtigt; n =100; R<sup>2</sup>=0.9176



**Abb. 5.69** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR22H\_1BS

Tab. 5.25 listet für die acht einflussreichsten Parameter die Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR22H\_1BS auf.

**Tab. 5.25** Rangkorrelationskoeffizienten für acht einflussreichste Parameter nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR22H\_1BS

| Par.-Nr. | Parameter-name | Parameterbeschreibung   | Rang-korrelations-koeffizient |
|----------|----------------|---|-------------------------------|
| 7        | IHTC1          | Modell für Dampf-Tropfenkühlung:<br>1=modifizierte Dougall-Rohsenow /<br>2=Condie-Bengston IV Korrelation | 0.49                          |
| 13       | OHWPB          | Pool Filmsieden bei Naturkonvektion<br>(Bromley Korrelation) – Korrekturfaktor, Kern                      | -0.48                         |
| 21       | OENBU          | Multiplikationsfaktor für kritische<br>Geschwindigkeit für Wassermittress,<br>Heizstab-bündel im Kern     | -0.31                         |
| 22       | OMOXR          | Multiplikationsfaktor für Oxidationsrate,<br>Brennstabbündel  | -0.31                         |
| 16       | ZT             | Zahl der Tropfen pro Einheitsvolumen,<br>Primär- und Sekundärkreislauf                                    | -0.24                         |

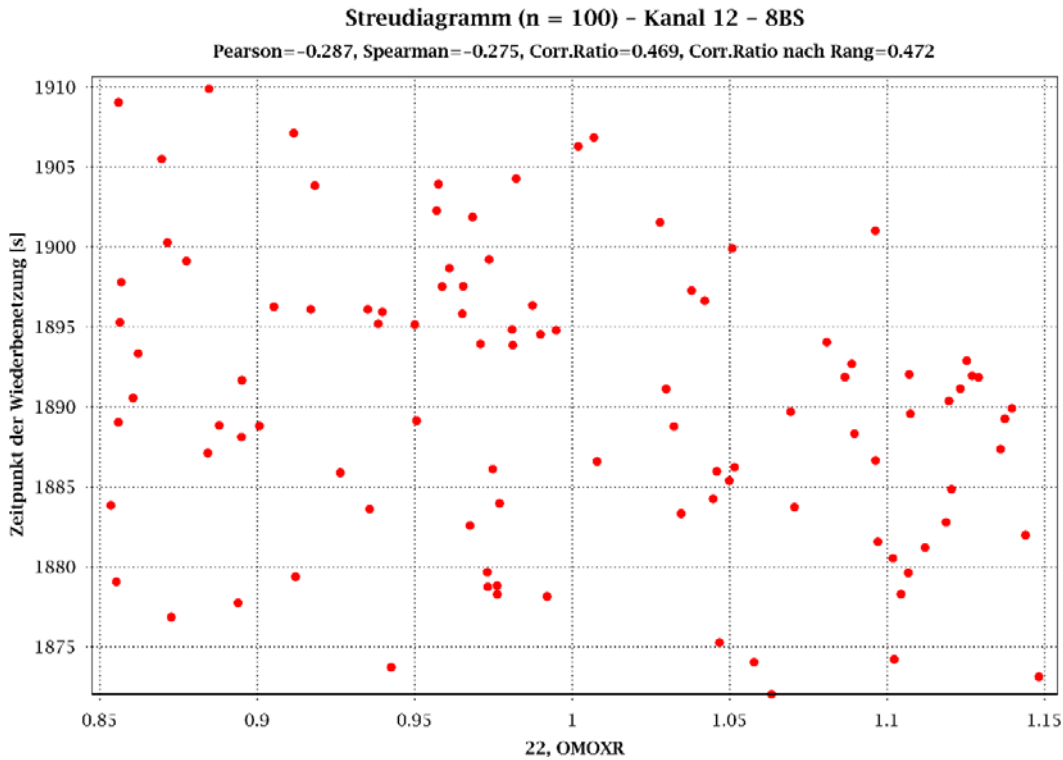
| Par.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|----------|---------------|--|-----------------------------|
| 224      | HR22A_NBA     | Korrekturfaktor für axiale Abbrandverteilung für die niedrigbelasteten BS im Kanal PCM22A                    | 0.22                        |
| 47       | ROU0UR        | Wandrauigkeit der Dampferzeuger U-Rohre  | -0.22                       |
| 20       | ODHCC         | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | 0.20                        |

Die mit den Rangkorrelationskoeffizienten (nach Spearman) bestimmten einflussreichsten Parameter sind weitgehend plausibel. Im Folgenden werden die Plausibilitäten der Rangkorrelationskoeffizienten kurz erklärt:

- IHTC1: Ein positiver Wert sagt aus, dass die Condie-Bengston IV Korrelation verwendet wird, die etwas niedrigere Wärmeübergangskoeffizienten liefert als die modifizierte Dougall-Rohsenow Korrelation. Daher ist ein späterer Wiederbenetzungszeitpunkt plausibel.
- IHTC3: Ein positiver Wert sagt aus, dass die Mc Eligot Korrelation verwendet wird, die etwas niedrigere Wärmeübergangskoeffizienten liefert als die Dittus-Boelter II Korrelation. Daher ist ein späterer Wiederbenetzungszeitpunkt plausibel.
- ROU0UR, F\_YHS: Eine niedrigere Wandrauigkeit in den Dampferzeuger U-Rohren und ein niedrigerer Zweiphasenmultiplikator für die „Förderhöhe YHS (HKMP) – Korrekturfaktor“ führt zu einer Vergrößerung der Abströmung des Wasser-Dampfgemischs vom oberen Plenum zur Bruchöffnung auf der Seite der Hauptkühlmittelpumpen und einer Verlagerung des Stagnationspunktes nach oben. Dies kann dazu führen, dass der Stagnationspunkt näher an den Bereich des Brennstabs mit der maximalen Stablängenleistung rückt, dort die Kühlungsbedingungen verschlechtert und eine Verzögerung der Wiederbenetzung herbeiführt.
- OHWPB: Der Wärmeübergang bei Pool Filmsieden bei Naturkonvektion bildet eine Untergrenze für den Wärmeübergang bei Filmsieden. Deshalb führt eine Verringerung des Wärmeübergangskoeffizienten bei Pool Filmsieden zu einer Verschlechterung der Kühlungsbedingungen und einer Verzögerung der Wiederbenetzung.
- OENBU: ein geringerer Wert für die kritische Geschwindigkeit für Wassermitttriss führt zu einem geringeren Wassermitttriss aus dem Wasser-Dampfbereich im Kern. Somit kann es im oberen Bereich des Kerns zu einer Überhitzung des Dampfes kommen, wodurch die Kühlung der Brennstäbe in diesem Bereich verschlechtert wird. Dies kann zu einer Verzögerung der Wiederbenetzung führen.

- ODHCC: Eine Vergrößerung der Relativgeschwindigkeit in Querverbindungen im Kern verringert den Wassertransfer von den Kernhauptkanälen über das Brennelement mit dem Heißstab in den Heißkanal. Somit kann es im Heißkanal schneller zu einer Überhitzung des Dampfes kommen, wodurch die Kühlung der Brennstäbe in diesem Bereich verschlechtert wird. Dies kann zu einer Verzögerung der Wiederbenetzung führen.
- DS10nmNB/HB: Eine Verringerung des Pellet-Durchmessers führt zu einer Erhöhung der Spaltweite zwischen Pellet und Hüllrohr und somit zu einer Erhöhung des Spaltwärmedurchgangskoeffizienten und der Temperatur im Pellet. Dies führt zu einer Erhöhung der gespeicherten Energie im Kernhauptkanal und führt zu einer Verzögerung beim Wiederbenetzen.
- HRnmA\_NBA: eine Erhöhung des Abbrands führt zu einer Verringerung der Wärmeleitfähigkeit im Pellet und somit zu einer Erhöhung der Temperatur im Pellet. Dies führt zu einer Erhöhung der gespeicherten Energie im Kernhauptkanal und kann zu einer Verzögerung beim Wiederbenetzen führen.
- ZT: Die Anzahl der Tropfen beeinflusst die Kondensations- und Verdampfungsrate. Eine Verringerung der Anzahl der Tropfen verringert die Kondensations- und Verdampfungsrate. Welcher Zusammenhang zwischen Kondensations- und Verdampfungsrate mit den Kühlungsbedingungen im Heißkanal und dem Wiederbenetzungszeitpunkt besteht, konnte im Rahmen der Sensitivitätsanalyse nicht abgeleitet werden.
- OMOXR: Eine Verringerung der Oxidationsrate führt zu einem verringerten Wärmeeintrag in das Hüllrohr und sollte sich daher positiv auf die Kühlung des Brennstabes und die Wiederbenetzung auswirken. Der negativ ausgewiesene Rangkorrelationskoeffizient weist jedoch in die entgegengesetzte Richtung. Die Auswertung von sieben Analysen mit einem mittleren Faktor von 0.86 für OMOXR zeigt um 5 s längere Zeiten für die vollständige Wiederbenetzung der Brennstäbe HR12H\_8BS und HR22H\_1BS als sieben Analysen mit einem mittleren Faktor von 1.14 für OMOXR und bestätigt damit den ausgewiesenen Rangkorrelationskoeffizienten. Das Streudiagramm für die Abhängigkeit des Wiederbenetzungszeitpunkts (Abb. 5.70) zeigt verstreut über die gesamte Abbildung den Wiederbenetzungszeitpunkt über den Faktor OMOXR ohne eindeutige Tendenz. Nur für hohe Werte von OMOXR ist eine leichte Tendenz zu einer früheren Wiederbenetzung zu erkennen. Für diese Tendenz liegt jedoch keine technische Begründung vor. Eigentlich sollte der Wärmeeintrag durch

Hüllrohroxidation überhaupt keinen relevanten Beitrag zum Wiederbenetzungszeitpunkt liefern, da dieser Wärmeeintrag nur zwischen 1805 s und 1815 s erfolgt und dabei ein Prozent der Nachzerfallsleistung nicht überschreitet. Möglicherweise ergibt sich aus diesem Streudiagramm eine Scheinkorrelation, der kein Kausalzusammenhang zugrunde liegt.



**Abb. 5.70** Streudiagramm für Abhängigkeit des Wiederbenetzungszeitpunkts vom Faktor OMOXR für Umgebungsbrennstäbe HR12H\_8BS

### 5.3 Statistische Unsicherheitsanalyse (AP 4.3)

#### 5.3.1 Methode der Statistischen Unsicherheitsanalyse (AP 4.3.1)

##### 5.3.1.1 Konzeption eines neuen methodischen Ansatzes

Auf der Grundlage der in /SIA 15/ und /RSK 15/ formulierten Anforderungen wurde ein neuer Ansatz für eine statistische Analyse zur Berücksichtigung von Unsicherheiten bei einem Kühlmittelverlust-Störfall entwickelt. Mit diesem Ansatz kann der Nachweis erbracht werden, dass bei einem Kühlmittelverlust-Störfall die Hüllrohrtemperaturen aller hochbelasteten Brennstäbe bis auf höchstens einen den Grenzwert von 1200 °C nicht überschreiten und die Wahrscheinlichkeit dafür mindestens 95 % bei einer statistischen



Sicherheit von mindestens 95 % beträgt. Im Vergleich zur bisher angewendeten GRS-Methode, bei der die Hüllrohrtemperatur nur eines einzigen Brennstabs – nämlich des pönalisierten Heißstabs (Kap. 5.2.3) mit der höchsten Stableistung oder höchsten gespeicherten Wärme – betrachtet wird, werden bei dem neuen Ansatz die Hüllrohrtemperaturen aller hochbelasteten Brennstäbe im Kern betrachtet.

Entsprechend den Anforderungen in /RSK 15/ kann die Anzahl N der zu betrachtenden hochbelasteten Brennstäbe aufgrund von ingenieurmäßigen Bewertungen getroffen werden. Diese ingenieurmäßige Bewertung führte dazu, dass mindestens 5 % der Gesamtzahl aller Brennstäbe im Kern berücksichtigt werden soll. Das bedeutet, dass  $N \geq 2240$  bei einem Kern mit  $16 \times 16$  Brennelementen bzw.  $N \geq 2900$  bei einem Kern mit  $18 \times 18$  Brennelementen ist. Die Zahl der zu berücksichtigenden Heißstäbe in einer LOCA-Analyse ist i. A. höher als die Mindestanzahl, weil alle ausgewählten hochbelasteten Brennstäbe ihren entsprechenden thermohydraulischen Kernhauptkanälen im Rechenmodell zugeordnet werden müssen und diejenigen Kernhauptkanäle, denen zunächst weniger Heißstäbe zugeordnet werden, mit zusätzlich ausgewählten Heißstäben aufgefüllt werden müssen (siehe Abschnitt 5.1.1).

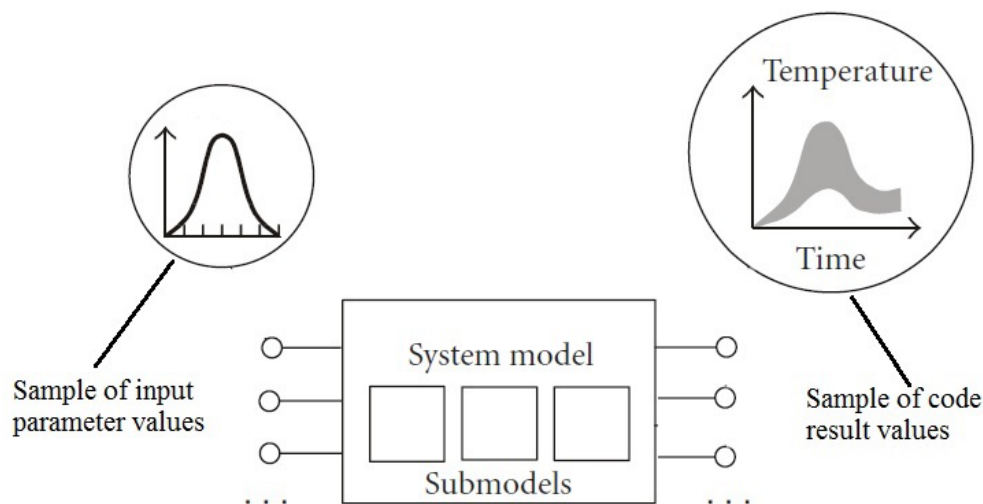
Der neue Ansatz basiert auf der klassischen GRS-Methode mit Betrachtung des pönalisierten Heißstabs. Hauptmerkmale dieser klassischen GRS-Methode sind eine erforderliche Mindestanzahl n von Simulationsläufen mit einem Thermohydraulik-Rechenprogramm (z. B. ATHLET) auf der Basis variiertes Eingabewerte für die unsicheren Parameter und die statistische Auswertung der resultierenden Simulationsergebnisse für die maximale Hüllrohrtemperatur mit dem Ziel, die Anforderungen in /RSK 05/ und /SIA 15/ nachzuweisen. Das wichtigste Ergebnis der statistischen Auswertung ist dabei die einseitige obere Toleranzgrenze entsprechend des Ansatzes von Wilks (/WIL 41/, /WIL 42/).

Abschnitt 5.3.1.1.1 gibt einen Überblick über die klassische GRS-Methode. In Abschnitt 5.3.1.1.2 wird der neue Ansatz für eine „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ beschrieben. Bemerkungen zur praktischen Umsetzung des neuen Ansatzes sind in Abschnitt 5.3.3 zu finden.

#### **5.3.1.1.1 Klassische GRS-Methode**

Die klassische GRS-Methode zur Berücksichtigung von Unsicherheiten bei einem Kühlmittelverlust-Störfall ist eine statistische Methode, die auf Monte-Carlo-Simulation

basiert (Abb. 5.71). Wesentliche Voraussetzungen der Monte-Carlo-Simulation sind das Identifizieren der relevanten unsicheren Eingangsparameter des für die Monte-Carlo-Simulation eingesetzten Rechenprogramms sowie die Festlegung der zugehörigen Wertebereiche, Wahrscheinlichkeitsverteilungen und Abhängigkeiten zwischen einzelnen Parametern. Aus diesen Informationen werden durch einfache Zufallsauswahl Kombinationen von Parameterwerten generiert und als Eingabewerte für das Rechenprogramm verwendet. Die Rechenläufe auf Basis der Eingabewerte liefern eine Stichprobe von Ergebnissen, die anschließend statistisch ausgewertet wird.



**Abb. 5.71** Monte Carlo Simulation

Wichtigste Kenngröße der statistischen Auswertung im Rahmen einer LOCA-Analyse ist die einseitige obere (95 %, 95 %) Toleranzgrenze für die maximale Hüllrohrtemperatur. Diese Toleranzgrenze ist derjenige Wert der maximalen Hüllrohrtemperatur, der mit einer Wahrscheinlichkeit von mindestens 95 % bei einer statistischen Sicherheit von mindestens 95 % nicht überschritten wird. Die ausgewiesene Hüllrohrtemperatur bezieht sich im Rahmen der „statistische Nachweisführung mit einem pönalisierten Heißstab“ auf den pönalisierten Heißstab. Er repräsentiert den höchstbelasteten Brennstab mit Verzerrung auf den Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse und weist die höchste Stableistung oder höchste gespeicherte Wärme auf. Da seine maximale Hüllrohrtemperatur als abdeckend für alle Brennstäbe im Kern beurteilt wird, wird davon ausgegangen, dass mit dem Heißstab die Einhaltung des Nachweiskriteriums überprüft werden kann.

Das Nachweiskriterium in /RSK 05/ und /SIA 15/ fordert, dass eine maximale Hüllrohrtemperatur von höchstens 1200 °C mit einer hohen Wahrscheinlichkeit von

mindestens 95 % bei einer hohen statistischen Sicherheit von mindestens 95 % erfüllt sein muss. Der Vergleich der ermittelten einseitigen oberen (95 % / 95 %) Toleranzgrenze für die maximale Hüllrohrtemperatur mit dem Temperaturgrenzwert von 1200 °C zeigt, ob das geforderte Nachweiskriterium erfüllt ist und wie weit der Abstand zum Grenzwert von 1200 °C ist.

In den folgenden Absätzen wird das mathematische Verfahren für die statistische Nachweisführung beschrieben.

Das Nachweiskriterium mit Bezug auf die einseitige obere ( $\beta \times 100 \%$  ;  $\gamma \times 100 \%$  ) Toleranzgrenze  $PCT_{\beta,\gamma}$  für die maximale Hüllrohrtemperatur  $PCT$  (Peak Cladding Temperature) kann wie folgt formuliert werden (Formel (5.1)):

$$Prob(Prob(PCT \leq PCT_{\beta,\gamma}) \geq \beta) \geq \gamma ! \quad (5.1)$$

$Prob(\cdot)$  steht für Wahrscheinlichkeit im Sinne von Überdeckungswahrscheinlichkeit oder Konfidenzlevel. Der Konfidenzlevel  $\gamma$  gibt die Wahrscheinlichkeit dafür an, dass die aus einer Stichprobe vom Umfang  $n$  ermittelte Toleranzgrenze einen Anteil von  $\geq \beta \times 100 \%$  der möglichen  $PCT$ -Werte überdeckt.

Im Folgenden sei  $X_B$  eine Bernoulli-Variable (Indikatorvariable), die den Wert 1 annimmt, wenn die maximale Hüllrohrtemperatur  $PCT$  des pönalisierten Heißstabs den Grenzwert von 1.200 °C überschreitet und sonst gleich 0 ist. Wenn die einseitige obere ( $\beta \times 100 \%$  ;  $\gamma \times 100 \%$  ) Toleranzgrenze  $PCT(\beta, \gamma) \leq 1200 \text{ °C}$  ist, dann ist die Wahrscheinlichkeit, dass  $X_B$  den Wert 0 annimmt, mindestens  $\beta$  bei einem Konfidenzlevel von mindestens  $\gamma$  (Formel (5.2)):

$$Prob(Prob(X_B = 0) \geq \beta) \geq \gamma ! \quad (5.2)$$

Das bedeutet, dass der Nachweis, dass die einseitige obere ( $\beta \times 100 \%$  ;  $\gamma \times 100 \%$  ) Toleranzgrenze den Grenzwert von 1200 °C nicht überschreitet, äquivalent zum Nachweis ist, dass die untere  $\gamma \times 100 \%$ -Konfidenzgrenze für die Wahrscheinlichkeit, dass die Bernoulli-Variable  $X_B$  den Wert 0 annimmt (d. h. der Grenzwert von 1200 °C wird nicht überschritten), mindestens  $\beta$  ist.

Bei der GRS-Methode werden die Toleranzgrenzen entsprechend des nichtparametrischen Ansatzes von Wilks berechnet ( $\backslash$ WIL 41/,  $\backslash$ WIL 42/). Nichtparametrisch bedeutet, dass die Berechnung der Toleranzgrenzen keine Annahmen über die Verteilung der auszuwertenden Ergebnisgröße (z. B. maximale Hüllrohrtemperatur) erfordern. Eine wichtige Voraussetzung für die Berechnung der Toleranzgrenzen nach Wilks ist allerdings, dass die vorliegenden Werte der auszuwertenden Größe einer einfachen Zufallsauswahl entsprechen. Eine solche Zufallsauswahl für das Rechenergebnis  $PCT$  erhält man, indem die einzelnen Wertekombinationen der unsicheren Parameter, mit denen die Berechnungen der  $PCT$ -Werte durchgeführt werden, über ein einfaches Zufallsauswahlverfahren ermittelt werden.

Eine weitere wichtige Voraussetzung zur Berechnung der Toleranzgrenzen nach Wilks ist eine Mindestanzahl an Werten, die für die auszuwertende Größe vorliegen muss. D. h. es muss eine Mindestanzahl an Simulationsläufen durchgeführt werden, um auf der Basis der vorliegenden  $PCT$ -Werte die Toleranzgrenzen nach Wilks berechnen zu können. Bzgl. der einseitigen oberen ( $\beta \times 100$  %;  $\gamma \times 100$  %) Toleranzgrenze wird das Minimum für die Anzahl  $n$  an Simulationsläufen nach Formel (5.3) berechnet:

$$1 - \beta^n \geq \gamma \quad (5.3)$$

Wie man leicht erkennt, hängt die Mindestanzahl für  $n$  von der geforderten Überdeckungswahrscheinlichkeit  $\beta$  und dem geforderten Konfidenzlevel  $\gamma$  ab. Die Mindestanzahl an erforderlichen Simulationsläufen für die Berechnung der einseitigen oberen (95 %, 95 %) Toleranzgrenze ist  $n = 59$ . In diesem Fall entspricht das Maximum aller 59  $PCT$ -Werte der Toleranzgrenze. Wenn mehr Rechenläufe durchgeführt werden, entspricht nicht das Maximum, sondern ein Wert niedrigerer Ordnung der Toleranzgrenze. Wenn z. B.  $n = 100$  Simulationsläufe durchgeführt werden, entspricht der zweitgrößte Wert der einseitigen oberen (95 %, 95 %) Toleranzgrenze.

Formel (5.4) zeigt, wie die Ordnung  $m$  desjenigen Wertes einer Stichprobe ermittelt wird, der die einseitige obere ( $\beta \times 100$  %;  $\gamma \times 100$  %) Toleranzgrenze  $PCT(\beta, \gamma)$  in einer Stichprobe vom Umfang  $n$  darstellt. Der Wert der Ordnung  $m$  ist der  $m$ -te Wert einer der Größe nach geordneten Stichprobe (beginnend mit dem kleinsten Wert).

$$\sum_{k=0}^{m-1} \binom{n}{k} \beta^k (1 - \beta)^{n-k} \geq \gamma \quad (5.4)$$

Aus Formel (5.4) lässt sich auch berechnen, wie hoch die Anzahl  $m$  der Rechenläufe mit  $X_B = 0$  (d. h. keine Überschreitung des Grenzwerts von 1.200 °C) sein muss, damit bei insgesamt  $n$  Rechenläufen die untere  $\gamma \times 100$  %-Konfidenzgrenze für die Wahrscheinlichkeit  $Prob(X_B = 0)$  mindestens  $\beta$  ist. (Formel (5.2)).

### 5.3.1.1.2 Neuer Ansatz für eine „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“

Im Vergleich zur klassischen GRS-Methode, bei der nur die Hüllrohrtemperatur des pönalisierten Heißstabs betrachtet wird, müssen bei dem neuen Ansatz die Hüllrohrtemperaturen aller Brennstäbe im Kern bzw. mindestens aller hochbelasteten Brennstäbe betrachtet werden.

Für die mathematische Formulierung des Nachweiskriteriums wird zunächst die Bernoulli-Variable (Indikatorvariable)  $X_i$  betrachtet, die den Wert 1 annimmt, wenn die maximale Hüllrohrtemperatur des Heißstabs Nr.  $i$  den Grenzwert von 1200 °C überschreitet und sonst gleich 0 ist. Die Verteilung von  $X_i$  ist die Bernoulli-Verteilung in Formel (5.5):

$$Prob(X_i = 1) = p_i \dots, \dots Prob(X_i = 0) = 1 - p_i \quad (5.5)$$

Wenn die Variable  $X$  die Anzahl von Heißstäben angibt, deren Hüllrohrtemperaturen den Grenzwert von 1200 °C überschreiten, dann kann  $X$  als die Summe von  $N$  unabhängigen (nicht notwendigerweise identisch verteilten) Bernoulli-Variablen  $X_1, \dots, X_N$  ( $N$  = Gesamtzahl der Heißstäbe im Kern) dargestellt werden (Formel (5.6)):

$$X = \sum_{i=1}^N X_i \quad (5.6)$$

Die Wahrscheinlichkeitsverteilung von  $X$  ist die Poisson-Binomial-Verteilung (Verallgemeinerte Binomial-Verteilung). Die Wahrscheinlichkeit für  $X$  ist in Formel (5.7) angegeben.

$$Prob(X = x) = \sum_{\{X_1, \dots, X_N | \sum x_i = x\}} \prod_{i=1}^N p_i^{X_i} (1 - p_i)^{1 - X_i} \quad (5.7)$$

Erwartungswert  $E(X)$  und Varianz  $Var(X)$  sind in den Formeln (5.8) – (5.9) angegeben.

$$E(X) = \sum_{i=1}^N p_i \quad (5.8)$$

$$Var(X) = \sum_{i=1}^N p_i(1 - p_i) \quad (5.9)$$

Ein mögliches Nachweiskriterium im Rahmen einer LOCA-Analyse, bei der alle Heißstäbe berücksichtigt werden, wäre z. B., dass mit einer Wahrscheinlichkeit von  $\beta \geq 0.95$  und einem Konfidenzlevel von  $\gamma \geq 0.95$  bei keinem der Heißstäbe ( $X = 0$ ) die Hüllrohrtemperatur den Grenzwert von 1.200 °C übersteigen darf. Die Formulierung dieser Anforderung ist ähnlich zu der in Formel (5.2), nur dass statt der Bernoulli-Variablen  $X_{PB}$  die Poisson-Binomial-Variable  $X$  (= Summe von Bernoulli-Variablen) betrachtet werden muss. Während sich  $X_B$  auf die Hüllrohrtemperatur des pönalisierten Heißstabs bezieht, werden mit  $X$  die Hüllrohrtemperaturen aller Heißstäbe betrachtet.

Die Mindestzahl an Simulationsläufen, die durchgeführt werden muss, um das obige Kriterium nachzuweisen, kann aus Formel (5.3) abgeleitet werden und ist  $n = 59$ . Dabei müssen bei jedem der  $n$  Simulationsläufe die maximalen Hüllrohrtemperaturen aller Heißstäbe berechnet werden. Das Kriterium ist erfüllt, wenn in jedem der 59 Simulationsläufe alle berechneten Hüllrohrtemperaturen den Grenzwert von 1200 °C nicht überschreiten.

Der Rechenaufwand zum Nachweis dieses Kriteriums wäre enorm und nicht praktikabel. Deshalb wurde ein geringfügig schwächeres Nachweiskriterium formuliert /RSK 15/.

Dieses Kriterium lautet, dass bei maximal einem Heißstab ( $X \leq 1$ ) die Hüllrohrtemperatur den Grenzwert von 1.200 °C mit einer Wahrscheinlichkeit von  $\beta \geq 0.95$  und einem Konfidenzlevel von  $\gamma \geq 0.95$  übersteigen darf. (Formel (5.10)):

$$Prob(Prob(X \leq 1) \geq \beta) \geq \gamma! \quad (5.10)$$

Die Mindestanzahl fällt jedoch geringer aus, wenn man davon ausgehen kann, dass meistens alle Heißstäbe eine Hüllrohrtemperatur unter der Nachweisgrenze haben. Statt des Ereignisses ( $X \leq 1$ ) kann dann das Ereignis ( $X = 0$ ) betrachtet werden. Eine alternative Formulierung des Nachweiskriteriums in Bezug auf ( $X = 0$ ) ist in Formel (5.11) angegeben:

$$Prob(Prob(X = 0) \geq \beta') \geq \gamma! \quad (5.11)$$

Dabei muss die Wahrscheinlichkeit  $\beta'$  so gewählt werden, dass auch das ursprünglich formulierte Kriterium in Formel (5.10) erfüllt ist. Das Nachweiskriterium in Formel (5.11) ist ähnlich zum Nachweiskriterium in Formel (5.2) mit dem Unterschied, dass statt der Bernoulli-Variablen  $X_B$  die Summe  $X$  einer großen Anzahl von Bernoulli-Variablen betrachtet wird und dass gefordert wird, dass  $Prob(X = 0) \geq \beta'$  mit  $\beta' \leq \beta$ .

Die Wahrscheinlichkeit  $Prob(X = 0)$  (Formel (5.12)) lässt sich aus Formel (5.7) ableiten und lautet:

$$Prob(X = 0) = \prod_{i=1}^N (1 - p_i) \quad (5.12)$$

Aus Formel (5.12) und der bekannten Beziehung von arithmetischem und geometrischem Mittelwert kann die Beziehung in Formel (5.13) hergeleitet werden:

$$\left(\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (1 - p_i)\right)^N = (1 - p)^N \geq \prod_{i=1}^N (1 - p_i) \geq \beta'' \quad (5.13)$$

wobei  $p$  der Mittelwert über alle  $p_i$  ist, d. h.  $p = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N p_i$ .

Im Folgenden seien  $p$  und  $N$  die Parameter einer Binomial-Verteilung  $Bin(p, N)$ .

Diese Binomialverteilung ist ein Spezialfall der Poisson-Binomial-Verteilung mit  $p_i = p$ ,  $i = 1, \dots, N$ . Wenn  $X' \sim Bin(p, N)$ , dann ist die Verteilungsfunktion von  $X'$  gegeben durch (Formel (5.14)):

$$P(X' \leq x') = \sum_{k=0}^{x'} \binom{N}{k} p^k (1-p)^{N-k} \quad (5.14)$$

Der Erwartungswert  $E(X')$  der Binomial-Variablen  $X'$  ist gleich dem Erwartungswert  $E(X)$  der Poisson-Binomial-Variablen  $X$  (Formel (5.8)), und für die Varianz  $Var(X')$  gilt (Formel (5.15)):

$$Var(X') = Np(1-p) = \sum_{i=1}^N p_i (1-p_i) + \sum_{i=1}^N (p_i - p)^2 \quad (5.15)$$

Aus den Formeln (5.9) und (5.15) kann abgeleitet werden, dass die Varianz  $Var(X')$  der Binomial-Variablen  $X'$  größer oder gleich der Varianz  $Var(X)$  der Poisson-Binomial-Variablen  $X$  ist. D. h. die Binomial-Variable  $X'$  als Spezialfall der Poisson-Binomial-Variablen  $X$  hat die größte Varianz im Vergleich zu allen anderen Poisson-Binomial-Variablen mit demselben Erwartungswert.

Die Differenz zwischen den Varianzen  $Var(X')$  und  $Var(X)$  einer Binomial-Variablen  $X'$  und einer Poisson-Binomial-Variablen  $X$  mit demselben Erwartungswert ist umso größer, je größer  $\sum_{i=1}^N (p_i - p)^2$  ausfällt, d. h. je mehr sich die  $p_i, i = 1, \dots, N$  voneinander unterscheiden. Wenn  $p_i = p, i = 1, \dots, N$ , dann sind die Varianzen  $Var(X')$  und  $Var(X)$  identisch und die Poisson-Binomial-Verteilung von  $X'$  stimmt mit der Binomial-Verteilung überein. Wenn  $p \leq \frac{1}{N}$ , dann tritt die größte Differenz zwischen  $Var(X')$  und  $Var(X)$  auf, wenn  $p_k = N \cdot p$  und  $p_i = 0$  für  $i = 1, \dots, N$  und  $i \neq k$ . In diesem Fall stimmt die Poisson-Binomial-Verteilung mit einer Bernoulli-Verteilung überein.

Wenn die Wahrscheinlichkeit  $Prob(X' \leq 1)$  der Binomial-Variablen  $X'$  mindestens  $\beta$  ist, dann ist der Parameter  $p$  der Binomial-Verteilung höchstens das  $(1-\beta)$ -Quantil  $q_{Beta_{1-\beta}}$  der Beta-Verteilung mit den Parametern  $a = 2$  und  $b = N - 1$ .



Dies folgt aus der bekannten Beziehung zwischen Binomial-Verteilung und Beta-Verteilung (Formel (5.16)):

$$\sum_{k=0}^M \binom{N}{k} p^k (1-p)^{N-k} = 1 - \text{Prob}(Beta \leq p) \quad (5.16)$$

wobei  $Beta$  eine Variable mit Beta-Verteilung ist, deren Parameter  $a = M + 1$  und  $b = N - M$  sind.

Aus Formel (5.13) und der Beziehung  $p \leq q_{Beta_{1-\beta}}$  kann die Wahrscheinlichkeit  $\beta'$  wie folgt berechnet werden (Formel (5.17)):

$$\beta' = \left(1 - q_{Beta_{1-\beta}}\right)^N \quad (5.17)$$

$\beta'$  hängt also von der ursprünglich geforderten Wahrscheinlichkeit  $\beta$  und der Anzahl  $N$  ab. Für  $\beta = 0.95$  und ausreichend großem  $N$  ( $N$  ungefähr  $\geq 300$ ), ist  $\beta' \geq 0.70$ .

Wenn also gezeigt werden kann, dass  $\text{Prob}(X = 0) \geq \beta' = 0.70$ , dann ist auch  $\text{Prob}(X' = 0) \geq \beta' = 0.70$  und damit  $\text{Prob}(X' \leq 1) \geq \beta = 0.95$ . Aufgrund der Beziehung zwischen den Varianzen  $\text{Var}(X')$  und  $\text{Var}(X)$  der Binomial-Variablen  $X'$  und der Poisson-Binomial-Variablen  $X$  (Formel (5.15)) sowie der Chebychev-Cantelli Ungleichung gilt, dass  $\text{Prob}(X \leq 1) \geq \text{Prob}(X' \leq 1)$ . D. h. wenn  $\text{Prob}(X = 0) \geq \beta' = 0.70$ , dann gilt auch  $\text{Prob}(X \leq 1) \geq \beta = 0.95$ .

Umgekehrt kann nicht gefolgert werden, dass wenn  $\text{Prob}(X \leq 1) \geq \beta = 0.95$  gilt auch  $\text{Prob}(X = 0) \geq \beta' = 0.70$  gilt. Diese Folgerung ist nur für die Binomial-Variable  $X'$  als Spezialfall der Poisson-Binomial-Variablen  $X'$  mit  $p_i = p$  anwendbar.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Anforderung  $\text{Prob}(X \leq 1) \geq \beta = 0.95$  erfüllt ist, wenn gezeigt werden kann, dass  $\text{Prob}(X = 0) \geq \beta' = 0.70$ .

Formel (5.11) mit  $\beta' = 0.70$  und  $\gamma = 0.95$  stellt eine strengere Formulierung des Nachweiskriteriums in Formel (5.10) dar.

Das Nachweiskriterium in Formel (5.10) erlaubt auch, dass ein einziger Brennstab immer ausfällt und die restlichen nie (z. B.  $p_i = 1, p_i = 0$  für  $i = 2, \dots, N$ ). In diesem Fall ist  $Prob(X \leq 1) = 1 \geq \beta = 0.95$  und  $Prob(X = 0) = 0$ .

Das strengere Nachweiskriterium impliziert, dass erwartet werden kann, dass die Zahl der Heißstäbe, deren Hüllrohrtemperaturen die Nachweisgrenze überschreiten, eher bei 0 als bei 1 liegt ( $E(X) \sim 0.36$ , Formel (5.8)).

### 5.3.1.1.3 Toleranzgrenze und Mindestzahl an Monte-Carlo-Simulationsläufen

Das Nachweiskriterium bzgl. des neuen Ansatzes für eine statistische LOCA-Analyse ist erfüllt, wenn gezeigt werden kann, dass  $Prob(X = 0) \geq \beta' = 0.70$  bei einem Konfidenzlevel  $\geq \gamma = 0.95$ . D. h. es ist zu zeigen, dass die untere 95 %-Konfidenzgrenze für die Wahrscheinlichkeit  $Prob(X = 0)$  mindestens 0.70 ist.

$X = 0$  bedeutet, dass die maximale Hüllrohrtemperatur  $PCT$  von jedem Heißstab  $\leq 1.200$  °C ist. Das Ergebnis, das in der statistischen LOCA-Analyse betrachtet werden muss, ist also die maximale Hüllrohrtemperatur  $PCT_{max}$  über alle Heißstäbe. Aus den Erklärungen in Abschnitt 5.3.1.1.1 (Formeln (5.1) und (5.2)) kann geschlossen werden, dass der Nachweis dafür, dass die untere 95 %-Konfidenzgrenze für die Wahrscheinlichkeit  $Prob(X = 0)$  mindestens 0.70, äquivalent zum Nachweis ist, dass die einseitige obere (70 %; 95 %) Toleranzgrenze von  $PCT_{max} \leq 1.200$  °C ist.

$PCT_{max}$  muss in jedem Simulationslauf berechnet werden. Entsprechend Formel (5.3) beträgt die Mindestzahl an erforderlichen Monte-Carlo-Simulationsläufen für die Berechnung der oberen (70 %; 95 %) Toleranzgrenze  $n = 9$ . In diesem Fall ist das Nachweiskriterium erfüllt, wenn das Maximum von  $PCT_{max}$  über alle Simulationsläufe  $\leq 1.200$  °C ist. Grund: Wenn die Mindestzahl an Simulationsläufen durchgeführt wird, entspricht dieses Maximum der einseitigen oberen (70 %; 95 %) Toleranzgrenze (nach Wilks) von  $PCT_{max}$ .

Wenn davon auszugehen ist, dass in  $l$  Simulationsläufen  $PCT_{max} > 1.200$  °C, muss die Gesamtzahl der Simulationsläufe erhöht werden, um das Nachweiskriterium zu erfüllen. Formel (5.4) mit  $m = n - l$  gibt an, wie  $n$  bestimmt wird. Zum Beispiel, wenn  $l = 1$ , muss  $n$  mindestens 14 sein.

## **5.3.2 Durchführung der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ auf dem HPC-Cluster**

### **5.3.2.1 Der Cluster Computing Processor (CCP)**

Im Rahmen dieses Vorhabens wurde der Software Cluster Computing Processor (CCP) für die grundlegende Unterstützung zur Durchführung der Analysen auf dem HPC-Cluster weiterentwickelt. Der CCP erlaubt eine Reihe paralleler Simulationsprozesse innerhalb einer Standard-HPC-Cluster-Umgebung (High Performance Computing) zu starten, zu überwachen und den Simulationsprozess auszuwerten /BER 17/.

#### **5.3.2.1.1 Überblick über die Aufgaben des CCP**

Der CCP bietet grundlegende Funktionen, um eine Reihe von Simulationsläufen parallel auf einem HPC-Cluster automatisiert und praktikabel durchzuführen (Abb. 5.72, siehe auch /BER 17/). Die Software ist in der Interpretersprache Python programmiert. Sie ist in ihrer aktuellen Version speziell für die Anwendung in Verbindung mit dem Simulationscode ATHLET umgesetzt und basiert dabei auf einer Reihe von SUSA-generierten Eingabedateien. Prinzipiell kann der CCP aber an jeden Simulationscode und jedes Eingabedateinamensschema angepasst werden /BER 17/. Die weiteren Ausführungen beschränken sich aber auf die hier vorgestellte Anwendung zur „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ und damit auf die Verbindung mit ATHLET und SUSA.

Da SUSA bislang von einem Windows-Betriebssystem (OS) abhängig und die Anwendung des CCP für einen HPC (Unix OS) Cluster vorgesehen ist, stellt die Software per Design ein eigenständiges und ergänzendes Zusatzwerkzeug zum SUSA-Softwarepaket dar.



Die CCP-Software besteht aus einer Reihe von Komponenten, welche unterschiedliche Aufgaben bei Start, Durchführung, Prozessanalyse und Auswertung erfüllen. Den Kern des CCP stellt dabei das Python-Programm `clustercomp.py` dar, welches als Standard-Python-Paket organisiert ist und mit dem Befehl `ccp` aufgerufen werden kann. Es kann mittels der zur Verfügung stehenden Optionen die folgenden Aufgaben ausführen:

- Dynamische Generierung und Ausführung einer PBS-Skriptdatei zum Start der Simulation auf dem HPC-Cluster,
- Erzeugen einer Input / Output / PBSInfo-Hierarchie als temporäres Verzeichnis,
- Kontinuierliche Analyse des Berechnungsprozessstatus jedes Simulationslaufs,
- Ausgabe von Reportinformationen über Erfolg / Misserfolg / Status und Fehler einer Simulation in Verbindung mit dem ATHLET-Plugin `watchdog`,
- Übertragen des Satzes von Eingabe- / Ausgabedateien in den Cluster / aus dem Cluster.

Der CCP beruht auf der Verfügbarkeit des Simulationscodes auf dem HPC-Cluster und der Bedingung, dass jeder Lauf über eine eindeutige Eingabedatei angegeben ist. Er erlaubt (im Fall des ATHLET-Codes) optional eine Überwachung über das ATHLET-Plugin `watchdog`. Geschieht das, bietet CCP über die Option `info` die Möglichkeit die von `watchdog` bereitgestellten Informationen für das Set an Rechenläufen zu extrahieren.

#### **5.3.2.1.3 Bereitstellung von Statusinformationen zu einem Set an Simulationsläufen**

Während der parallelen Verarbeitung der Simulationsläufe erlaubt der CCP grundlegende Statusabfragen über den Simulationsprozess gemeinsam gestarteter Berechnungen. Diese grundlegenden Statusinformationen umfassen das erfolgreiche und das fehlerbehaftete Abbrechen jedes Simulationslaufs bei einem frühen Ende des Simulationsprozesses, verursacht durch interne Fehler aus dem Simulationscode selbst oder externe Fehler, welche z. B. durch das PBS ausgelöst wurden.

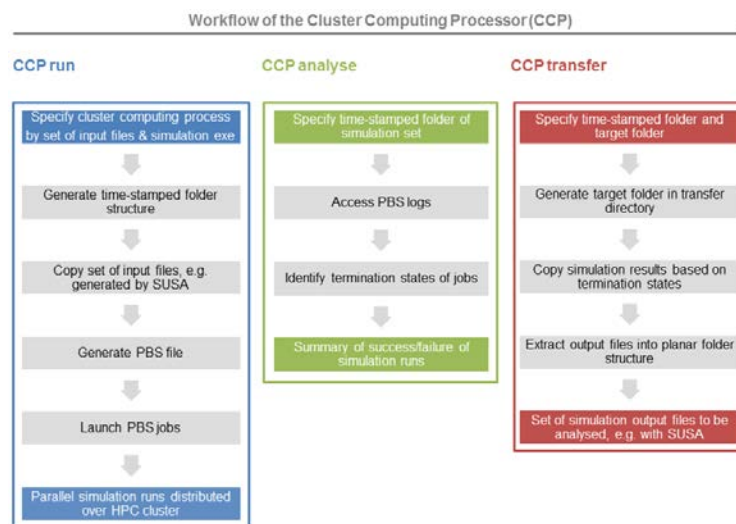
Dabei ist zu beachten, dass ATHLET (ab Release 3.1 A patch-02) zusammen mit dem `watchdog`-Plugin verwendet werden kann, um eine vorzeitige geregelte Beendigung von Simulationsläufen auszulösen, falls während der Laufzeit bestimmte Bedingungen

erreicht werden. Die dadurch ausgegebenen Fehlermeldungen sind durch die Option `info` des CCP für eine Reihe von Simulationsläufen eindeutig identifiziert und damit können gemeinsam aufgelistet werden.

#### 5.3.2.1.4 Übertragen eines Sets an Ergebnisdateien an Windows OS

Nach der Verarbeitung des vollständigen Satzes von Simulationsläufen muss der resultierende Satz von Ergebnisdateien zurück auf den Computer des Anwenders (Windows-Betriebssystem) übertragen werden, um SUSA für die Unsicherheits- und / oder Sensitivitätsanalysen zu verwenden. Dabei erwartet SUSA, dass sich die Ergebnisdateien einer Analyse in einer einheitlichen Ordnerstruktur befinden. Der CCP verschiebt den Ordner, der den vollständigen Satz generierter Ergebnisdateien enthält, in einen angegebenen Übertragungsordner und organisiert die Daten, wie sie von der Analyse-Software gefordert werden. Ab diesem Zeitpunkt kann SUSA auf die Simulationsergebnisse angewendet werden, entsprechend des im Handbuch beschriebenen Standard-Workflows /KLO 17a/, /KLO 17b/, /BER 17/.

Durch Befolgen der beschriebenen Funktionsaufrufreihenfolge Durchführen paralleler Simulationsläufe im HPC-Cluster (1), Bereitstellung von Statusinformationen zu einem Set an Simulationsläufen (2) und Übertragen eines Sets an Ergebnisdateien an Windows OS (3) kann der CCP im Allgemeinen nach dem in Abb. 5.73 dargestellten Arbeitsablauf beschrieben werden.



**Abb. 5.73** Schematische Darstellung des Vorgehens bei Nutzung des CCP /BER 17/

### 5.3.2.2 Das Watchdog-Plugin in ATHLET

Um die Stabilität von ATHLET-Simulationsläufen zu verfolgen, wurde das Plugin `watchdog` entwickelt. Es protokolliert automatisch Warnmeldung, falls vordefinierte Bedingungen während eines Simulationslaufs erfüllt werden. Die Bedingungen werden über GCSM-Signale in der ATHLET-Eingabedatei formuliert, sodass bei Überschreiten eines Intervalls oder eines Schwellwerts das Ausgangssignal von 0 auf 1 wechselt. Diese Signale werden als Eingangswerte für ein Watchdog-Signal verwendet welche ebenfalls als GCSM-Block in der ATHLET-Eingabedatei definiert wird. Jedes Signal, das als Eingangswert für ein Watchdog-Signal verwendet wird, ist demzufolge überwacht. Durch die Definition mehrerer Watchdog-Signale, welche jeweils unterschiedliche Sätze der Eingangswerte übernehmen, können verschiedene Arten von Überwachungstypen auf die Bedingungssätze angewendet werden. Es wird dabei eine permanente oder dynamische Überwachung erlaubt, welche zur reinen Informationsausgabe oder zum kontrollierten Beenden des Simulationslaufs führen kann.

Der Watchdog prüft alle überwachten Signale nach jedem berechneten Zeitschritt. Wenn alle diese Signale den Wert 0 haben, wird der Watchdog nicht ausgelöst und der nachfolgende Simulationsschritt wird wie üblich berechnet. Falls mindestens ein überwachtes Signal 1 wird, wird der Watchdog ausgelöst und die Namen der zugehörigen Zustände in den Standardfehlerspeicher (`stderr`) ausgeschrieben. Wenn das relevante Signal einen Abbruch generieren soll (Watchdog-Warning-Block), wird eine `AbortExecution`-exception ausgelöst und die Simulation wird mit einem fehlerhaften Beendigungsstatus (Return-Code 1) abgebrochen.

Grundsätzlich kann der Watchdog auch zusammen mit dem Cluster Computing Processor (CCP) verwendet werden, um mehrere parallele ATHLET-Simulationen auf einem HPC-Cluster zu überwachen. Auf Grundlage der von Watchdog ausgegebenen `AbortExecution`-exception ermöglicht der CCP die systematische Ermittlung der Ursachen für die vorzeitige Beendigung, d. h. welche Bedingungen zur vorzeitigen Beendigung des jeweiligen Simulationslaufs führte.

Das ATHLET GCSM-Plugin Watchdog ermöglicht es also zu erkennen und zu protokollieren, ob Bedingungen, formuliert als GCSM-Signale in der ATHLET-Eingabedatei, erfüllt sind. Der Watchdog kann verwendet werden, um Warnmeldungen auszugeben, einfach zu protokollieren und zu ermitteln welche Bedingungen zu welchen Zeitschritten erfüllt werden. Des Weiteren kann mittels des Plugins bei Erfüllung einer Bedingung eine

„exception“ ausgegeben werden, welche zu dem kontrollierten Beenden des Simulationslaufs führt. Die von Watchdog ausgegebenen Meldungen sind bewusst in einer Art formuliert, um es über einfache Bash-Command-Strategien zu ermöglichen relevante Informationen über mehrere Simulationsläufe zu extrahieren. In Verbindung mit dem Cluster Computing Processor (CCP) erlaubt die CCP-Option `info` eine tabellierte Ausgabe aller relevanten Informationen über die parallele Rechenserie.

Über die Watchdog-Blocktypen kann ein permanenter oder ein dynamischer Warnungstyp formuliert werden.

Nachfolgend werden die drei möglichen Blocktypen anhand ihrer Eigenschaften vorgestellt:

### Blocktyp: `do_watch`

- Wenn Bedingungen während der Simulationszeit erreicht werden (statische Überwachung), führt dies zu einer Warnung.
- Die zu überwachenden Bedingungen werden als GCSM-Signale (hier SIGNAL1-4) formuliert und als Eingangssignale an den jeweiligen Watchdog-Block übergeben.
- Die Warnmeldungen werden für jeden Zeitschritt in `stderr` geschrieben, falls mindestens eine der formulierten Bedingungen erfüllt ist.

```
@
S---- watchdog
STATICWD      LIBRARY  watchdog  do_watch  SIGNAL1  SIGNAL2  SIGNAL3  SIGNAL4
              0  1.0           1.00     1.00     1.00     1.00
@
```

### Blocktyp: `chk_watch`

- Zu einer Warnung führen, wenn Bedingungen während einer vorgegebenen Zeitspanne innerhalb der Simulationszeit erreicht werden (dynamische Überwachung).
- Zu überwachende Bedingungen werden als GCSM-Signale (hier `SIGNALAC`) formuliert und als Eingangssignale an den entsprechenden Watchdog-Block weitergegeben.
- Das erste Eingangssignal wird verwendet, um eine Bedingung in Form eines GCSM-Blocks (hier `ENABLE`) zu definieren, der den Watchdog während der Simulationslaufzeit aktiviert bzw. deaktiviert.



- Die Warnmeldungen werden für jeden Zeitschritt, in dem der Watchdog aktiviert ist, und für den Fall, dass mindestens eine der formulierten Bedingungen erfüllt ist, in `stderr` geschrieben.

```
@
S---- watchdog
DYNWD      LIBRARY  watchdog  chk_watch  ENABLE  SIGNALA  SIGNALB  SIGNALC
           0  1.0
           1.00  1.00  1.00  1.00
@
```

**Blocktyp: abort:** Die Ausgangssignale der oben beschriebenen Warning-Typen (`do_watch`, `chk_watch`) können verwendet werden, um einen kontrollierten Abbruch der ATHLET-Simulation herbeizuführen.

- Eine `AbortExecution`-exception wird ausgelöst, d. h. eine kontrollierte Beendigung wird verursacht, wenn Bedingungen erreicht werden, welche als Watchdog-Warning-Blöcke formuliert sind.
- Die Watchdog-Warning-Meldungen werden als Beendigungsnachricht in `stderr` geschrieben.

```
@
S---- watchdog
TERMINATE  LIBRARY  watchdog  abort  STATICWD  DYNWD  -  -
           0  1.0
           1.00  1.00  0.00  0.00
@
```

### 5.3.3 Randbedingungen der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“

Der Basisdatensatz der Referenzanlage für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ ist in Kapitel 5.1.1 beschrieben. Dieser Datensatz repräsentiert die Referenzanlage bei Nennzustand. Die Kerndaten (Leistungs- und Abbrandverteilung, Stableistung) wurden dem Pin-File entnommen. Die Brennstabdaten der Heißstäbe in den 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen werden aus den Brennstabdaten der betrachteten Heißstäbe mit den höchsten Stablängenleistungen in einem Kernhauptkanal abgeleitet. Die Kerndaten werden aus einem Pin-File für den 24. Zyklus der Referenzanlage entnommen. Für die Brennstabdaten der Umgebungsstäbe der Heißstäbe, der restlichen Stäbe in den Brennelementen mit den Heißstäben und der zwei Gruppen von Brennstäben in den Kernhauptkanälen werden Mittelwerte aus allen zu diesen Gruppen gehörigen Brennstäbe gebildet.

Die RSK-Stellungnahme „Anforderungen an die Nachweisführung bei Kühlmittelverluststörfall-Analysen“ der 475. Sitzung /RSK 15/ gibt für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ folgende ungünstige Randbedingungen vor:

- *einem zu unterstellenden Einzelfehler,*
- *einem Ausfall infolge Instandhaltung,*
- *der Bruchlage,*
- *der Bruchgröße und dem Bruchtyp:*
  - *Doppelendiger Bruch von 1F bis 2F,*
  - *kleines Leck.*
- *dem Notstromfall,*
- *dem Zykluszeitpunkt.*

In /RSK 15/ wird für die Auswahl der zu berücksichtigenden Brennstäbe bei der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ folgende Aussage über die Gesamtheit der Brennstäbe gemacht:

*Aus Sicht der RSK kann ebenso ein Verfahren herangezogen werden, das eine Aussage über die Gesamtheit der Brennstäbe gewinnt, indem nicht ein einzelner fiktiver BS, sondern eine hinreichend großen Menge der ungünstigen realen BS im Kern analysiert wird. Dazu kann aus der Gesamtzahl der BS im Reaktorkern oder der Gesamtzahl der Rechenfälle eine Vorauswahl z. B. aufgrund von Rechenergebnissen für den Brennstabzustand vor LOCA oder ingenieurmäßigen Bewertungen getroffen werden, um die Anzahl der erforderlichen thermohydraulischen Rechnungen auf einen handhabbaren Umfang zu beschränken.*

Für die Durchführung einer „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ werden auf der Basis der GRS Methode die 5 % der Kernbrennstäbe (2895 Brennstäbe) mit der höchsten Stablängenleistung berücksichtigt. Um die Umgebung der Brennstäbe mit der höchsten Stablängenleistung in den Analysen realistisch nachbilden zu können wurde der gesamte Kern in 17 Kernhauptkanäle unterteilt. In jedem der Kernhauptkanäle wurde ein hochbelastetes Brennelement und in dem hoch belasteten Brennelement ein Heißkanal mit dem zu berücksichtigenden Brennstab mit den höchsten Stablängenleistungen integriert. Damit soll sichergestellt werden, dass jedem Brennstab mit den

höchsten Stablängenleistungen entsprechend seiner Position im Kern (Zentrum, erster Ring (acht Kernhauptkanäle) und zweiter Ring (acht Kernhauptkanäle)) die während eines Bruchs der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung auftretenden thermohydraulischen Randbedingungen (z. B. heißseitige aktive Einspeisepositionen, Lage unterhalb der Stutzen einer heißen Leitung oder zwischen den Stutzen, Abstand vom Kernmantel) zur Berechnung seiner Hüllrohrtemperaturen bereitgestellt werden. Insgesamt werden neben den 2895 Brennstäbe mit der höchsten Stablängenleistung noch zusätzlich 522 Brennstäbe mit einer hohen Stablängenleistung berücksichtigt, so dass die Temperaturtransienten von insgesamt 3417 Brennstäben (insgesamt 5.9 % aller Brennstäbe) während eines Bruchs der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung explizit berechnet werden. Das bedeutet, dass  $n_R = 201$  ATHLET-Läufe durchgeführt werden müssen, um die Hüllrohrtemperaturen aller Heißstäbe auf der Basis eines Satzes von Werten für die unsicheren Parameter zu berechnen.

Zusätzlich werden neben den 3417 Brennstäben mit der höchsten Stablängenleistung die Umgebungsbrennstäbe (sechs bis acht abhängig von der Anzahl der Steuerstabführungsrohre), die restlichen Brennstäbe im dazugehörigen Brennelement und die hoch- und niedrigbelasteten Brennstäbe im dazugehörigen Kernhauptkanal berücksichtigt. Diesen Brennstäben werden gemittelte Werte für die Stab- und Stablängenleistung zugeordnet und bilden daher nicht exakt einen Brennstab aus dem Kern nach. Da sich die gemittelten Werte für die Stab- und Stablängenleistung dieser Brennstäbe bis auf die niedrigbelasteten Brennstäbe in Kernhauptkanälen abhängig vom berücksichtigten Brennstab mit den höchsten Stablängenleistungen ändern, werden zusätzlich zu den 3417 Brennstäben mit den höchsten Stablängenleistungen zusätzlich 10268 gemittelte Brennstäbe (entspricht 17.7 % aller Brennstäbe im Kern) mit einer niedrigeren Stab- und Stablängenleistung in den Analysen berücksichtigt. Mit diesem Detaillierungsgrad der Nachbildung von 13685 Brennstäben (entspricht 23.6 % aller Brennstäbe im Kern) wird im GRS Konzept für eine „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ sichergestellt, dass sowohl explizit die Brennstäbe mit der höchsten Stab- und Stablängenleistung als auch implizit die Brennstäbe mit einer niedrigeren Stab- und Stablängenleistung in den Analysen ausreichend berücksichtigt werden. Mit diesem Detaillierungsgrad der Kernnachbildung sind nach Ansicht der GRS die Anforderungen der RSK- Stellungnahme der 475. Sitzung vom 15.04.2015 /RSK 15/ erfüllt. Eine detaillierte Beschreibung des Kernmodells ist in Kapitel 5.1.1 enthalten. Die radiale Verteilung der Kernhauptkanäle, der hochbelasteten Brennelemente mit den Heißstäben und die Heißkanäle ist in Abb. 5.2 dargestellt.

Bei der Wahl der Wahrscheinlichkeitsverteilungen für die integrale Leistung und die maximale lokale Leistungsdichte ist entsprechend /RSK 15/ folgendes zu beachten:

*Sofern in der Analyse die integrale Leistung und die maximale lokale Leistungsdichte statistisch behandelt werden, ist darzulegen, dass die verwendeten Wahrscheinlichkeitsverteilungen im zu betrachtenden Zyklus (oder gegebenenfalls Zyklus-übergreifend) hinreichend zuverlässig eingehalten werden. Dies gilt im Übrigen für alle weiteren derart in der Analyse angesetzten Parameter.*

*Für die Ermittlung der Wahrscheinlichkeitsverteilungen ist abdeckend von Volllastzuständen auszugehen. Für die integrale Leistung und die maximale lokale Leistungsdichte sind des Weiteren neben der Zyklusvorausplanung und der Betriebserfahrung die im Zyklus zu erwartenden Fahrweisen aufgrund von Ansprechwerten für Begrenzungen und ggf. auch weitere vorhandene Maßnahmen und Einrichtungen (z. B. administrative Vorgaben für Lastzyklen) zu beachten, die die Einhaltung der den Analysen zugrunde gelegten Werte bzw. Werteverteilungen sicherstellen. In die in der Analyse berücksichtigten Verteilungen sind die Ansprechwerte der entsprechenden Begrenzungen einzu beziehen. Bei der maximalen Leistungsdichte sind zusätzlich die Auswirkungen von Brennelementverbiegungen zu bewerten und ggf. zu berücksichtigen.*

*Bei der Auswahl der Parameterkombinationen im Rahmen der statistischen Nachweisführung sollte darauf geachtet werden, dass die Kombinationen physikalisch konsistente Datensätze darstellen, unter Beachtung ggf. bestehender Abhängigkeiten wie z. B. vom Abbrand.*

Die Forderung der RSK /RSK 15/ „Bei der maximalen Leistungsdichte sind zusätzlich die Auswirkungen von Brennelementverbiegungen zu bewerten und ggf. zu berücksichtigen“ wurde im Rahmen dieses Vorhabens nicht umgesetzt.

Eine Aussage zur Berücksichtigung von Geometrieänderungen im Kern während eines LOCA-Störfalls auf die Kühlungsbedingungen des Kerns liegt in der RSK-Stellungnahme von 2015 /RSK 15/ nicht vor. Geometrieänderung können während eines LOCA-Störfalls infolge von mechanischer und thermischer Belastung (z. B. Ballooning) auftreten.

Diese RSK Vorgaben führen dazu, dass der Referenzwert für die integrale Leistung die Nennleistung ist. Die drei Einflussgrößen für die Unsicherheit der integralen Leistung sind die Parameter „PERL“ (Korrekturfaktor Generatorleistung, Parameter 253,

Tab. 5.3), „REALEI“ (Kalibrierfehler, Parameter 254, Tab. 5.3) und „SPWDEL“ (Messfehler für die Bestimmung der Dampferzeuger-Leistung, Parameter 255, Tab. 5.3). Diese Parameter werden entsprechend der Verteilungsparameter (Parameter 253, 254 und 255, Tab. 5.4 in der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ statistisch behandelt. Somit werden integrale Leistungen zwischen 94.5 % und 106.5 % in der Unsicherheitsanalyse durch die Verteilungsparameter berücksichtigt.

Für die Bestimmung der maximalen lokale Leistungsdichte werden die im Zyklus zu erwartenden Fahrweisen berücksichtigt und die Ansprechwerte der entsprechenden Begrenzungen einbezogen. Die maximale Stablängenleistung der Referenzanlage beträgt sechs Tage nachdem Anfahren bei Nominalbedingungen im 24. Zyklus 333.25 W/cm an der Position 12 (Spalte) und 14 (Zeile) im Brennelement O07 (Kernhauptkanal PCM62A) auf der Höhenposition 226 cm. Der LOCA-Grenzwert beträgt 440 W/cm und der Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse 485 W/cm. Um an der ungünstigsten Position im Kern bezüglich der maximalen Stablängenleistungen den LOCA-Grenzwert bzw. Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse in der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ zu erreichen, muss die maximale Stablängenleistung durch das Erhöhen der Stablängenleistung im Rahmen der Unsicherheit der integralen Kernleistung (Parameter 256: FAKPOWER, Tab. 5.4) und der Brennstableistung (Parameter 148 bis 164: Qnn1BS, Tab. 5.4) und dem Verzerren des axialen Leistungsprofils (Parameter 63 bis 79: HRnnH\_1BSL und Parameter 252: HR00A\_HBL, Tab. 5.4) auf die Grenzwerte angehoben werden können. Durch den maximalen Korrekturfaktor von 1.065 für die integrale Kernleistung und den maximalen Korrekturfaktor von 1.091 kann die maximale Stablängenleistung von 333.25 W/cm auf 387 W/cm angehoben werden. Der maximale Korrekturfaktor für die Unsicherheit bei der Auslegungsrechnung für das axiale Leistungsprofil (HRnnH\_1BSL) wurde mit 0.1 und der maximale Korrekturfaktor für im Zyklus zu erwartende Fahrweise (HR00A\_HBL) mit 0.3 angesetzt. Die beiden Korrekturfaktoren werden zusammengezählt und mit dem COSINUS über die Länge des Brennstabs multipliziert und vom normierten axialen Leistungsprofil abgezogen. Mit dieser maximalen COSINUS Verzerrung kann die maximale Stablängenleistung um bis zu 25 % weiter erhöht werden, so dass im ungünstigsten Fall (Maximale Stablängenleistung bereits in Nominalfall auf etwa 250 cm) eine maximale Stablängenleistung von bis zu 485 W/cm (Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse) erreicht werden kann. Für den Brennstab an der Position 12 (Spalte) und 14 (Zeile) im Brennelement O07 (Kernhauptkanal PCM62A) würde in diesem Fall eine maximale Stablängenleistung von 468 W/cm

erreicht. Für den Brennstab an der Position 7 (Spalte) und 5 (Zeile) im Brennelement F05 (Kernhauptkanal PCM31A) würde in diesem Fall eine maximale Stablängenleistung von 482 W/cm erreicht. Allerdings ist sehr unwahrscheinlich, dass für alle Parameter (FAKPOWER, Qnn1BS, HRnnH\_1BSL, HR00A\_HBL) gleichzeitig die ungünstigsten Werte bei der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ ausgespielt werden, so dass nicht zu erwarten ist, dass ein Brennstab in einer statistischen Analyse eine maximale Stablängenleistung von annähernd 485 W/cm erreicht.

Die axiale Leistungsverteilung der Umgebungsstäbe eines Heißstabs und des dazugehörigen Brennelements wird mit dem gleichen Faktor wie der Heißstab verzerrt. Für die restlichen Brennstäbe in den thermohydraulischen Kernhauptkanälen wird ein mittlerer Verzerrungsfaktor aus den Verzerrungsfaktoren aller 17 Heißstäbe bestimmt. Somit wird eine weitgehend homogene Verzerrung des axialen Leistungsdichteprofiles für alle modellierten Brennstäbe erreicht.

#### **5.3.4 Eingabe unsicherer Parameter und Monte Carlo Simulation (AP 4.3.2)**

Um zu zeigen, dass das Nachweiskriterium in Formel (5.11) erfüllt ist, wurden  $n=9$  Monte-Carlo-Simulationsläufe durchgeführt (Abschnitt 5.3.1.1.3). In jedem der neun Läufe wurden immer dieselben 3417 Brennstäbe mit der höchsten Stablängenleistung betrachtet. Diese Brennstäbe gehören zu einem Kern, für den unter Berücksichtigung der unsicheren Parameter exemplarisch nachgewiesen werden soll, dass das Kriterium in /RSK 15/ erfüllt ist. Die unsicheren Parameter bzgl. der 3417 Brennstäbe in Kombination mit den unsicheren Modell- und betriebsspezifischen Parametern der thermohydraulischen Analyse stellen die Untersuchungseinheit der statistischen Analyse dar. Um die Hüllrohrtemperaturen der 3417 Brennstäbe auf der Basis eines einzigen Satzes von Werten für die unsicheren Parameter zu berechnen, sind  $n_R=201$  ATHLET-Läufe erforderlich (Abschnitt 5.3.3). Es wurden also  $n_A=1809$  ( $=n \cdot n_R$ ) Rechenläufe mit ATHLET durchgeführt, um die Einhaltung des Nachweiskriteriums zu zeigen.

Insgesamt wurden 263 unsichere Parameter identifiziert (Tab. 5.3 und Tab. 5.4). Wie oben bereits erwähnt können diese Parameter in Modellparameter, betriebsspezifische und brennstabspezifische Parameter eingeteilt werden. Zu den Modellparametern zählen u. a. Korrekturfaktoren auf Ergebnisse von physikalischen ATHLET Modellen oder Wärmeübergangskoeffizienten. Betriebsspezifische Parameter sind u. A. die betriebliche Leistung oder die Abweichung der mittleren Kühlmitteltemperatur vom Sollwert. Drei der Modell- und betriebsspezifischen Parameter sind abhängige Werte zur Vorauswahl von

Wärmeübergangskorrelationen (Parameter 7: HTC1 „Modell für Dampf-Tropfenkühlung: 1=modifizierte Dougall-Rohsenow / 2=Condie-Bengston IV Korrelation“; Parameter 10: IHTC3 „Modell für einphasige Zwangskonvektion in Dampf: 1=Dittus-Boelter II / 2=Mc Eligot“ und Parameter 256: Summenfaktor aus den drei Leistungsunsicherheiten PERL, REALEI, SPWDEL). Für jeden hochbelasteten Brennstab wurden 11 brennstabspezifische Parameter identifiziert. Dazu gehören z. B. Korrekturterme für die axiale Leistungs- und Abbrandverteilung sowie Korrekturfaktoren auf die integrale Leistung des Brennstabs und auf den Pellet-Durchmesser.

Von den 263 unsicheren Parametern (Tab. 5.3 und Tab. 5.4) sind insgesamt 187 brennstabspezifische Parameter ( $187=17 \cdot 11$ ). Der Rest (insgesamt 76) sind Modellparameter und betriebsspezifische Parameter. Von den Modellparametern beziehen sich 10 Parameter auf das 6-Gleichungsmodell von ATHLET, das aber in der Analyse nicht berücksichtigt wurde. Diese Parameter haben also keinen Einfluss. Also werden insgesamt 66 Modell- und betriebsspezifische Parameter und insgesamt 253 Parameter berücksichtigt.

Die hohe Zahl an unsicheren Parametern erforderte eine effiziente und konsistente Spezifikation entsprechender Eingabedaten in ATHLET und dem Analysewerkzeug SUSA, das für die statistische Analyse und Bewertung eingesetzt wurde (/KLO 17a/, /KLO 17b/). Durch Verbesserungen innerhalb von SUSA wurde erreicht, dass alle Parameter, die unter dem Keyword „C----PARAMETERS“ im vorbereiteten ATHLET-Eingabedatensatz aufgeführt sind, automatisch nach SUSA transferiert wurden. In SUSA mussten dann zusätzlich noch die Verteilungen und Abhängigkeiten bzgl. der Parameter spezifiziert werden.

Auf Basis der Verteilungen und Abhängigkeiten wurden  $n_A=1809$  Kombinationen von Parameterwerten (Parametermatrix) von SUSA ausgespielt (siehe Abschnitt 5.3.1.1.3). Die Struktur der Parametermatrix entspricht der Struktur in Tab. 5.26 (geringfügige Unterschiede gibt es nur in der Anordnung der Parameter): Es wurden Parametervariationen für insgesamt neun Monte-Carlo-Simulationsläufe ausgespielt. Für jeden dieser Simulationsläufe sind 201 ATHLET-Datensätze erforderlich, damit die Hüllrohrtemperaturen der 3417 hochbelasteten Brennstäbe gerechnet werden können. Das bedeutet, dass jede der neun ausgespielten Wertekombinationen (Parametervariationen) für die allgemeinen Modellparameter und betriebsspezifischen Parameter (insgesamt 66 Parameter) immer für jeweils 201 Datensätze verwendet wurde. Jede ausgespielte Wertekombination für die brennstabspezifischen Parameter umfasste die Werte für alle

3417 hochbelasteten Brennstäbe. Insgesamt wurden 11 brennstabspezifische Parameter pro Brennstab berücksichtigt. Für jeden Monte-Carlo-Simulationslauf wurden also 11 brennstabspezifische Parameter für jeden der 17 Kernkanäle in den 201 Datensätzen ausgespielt.

**Tab. 5.26** Struktur der Parametermatrix

| Index i<br>Monte-Carlo-Lauf | Index j<br>ATHLET-Lauf | Modell- & betriebs-<br>spezifische Parameter<br>$P_g(i,1), \dots, P_g(i,66)$ | Brennstabspezifische Parameter  |     |  |  |
|-----------------------------|------------------------|--|---|-----|--|--|
|                             |                        |  | Kanal 1<br>$P^{0-1} \cdot 17+1(i, 1) \dots, P^{0-1} \cdot 17+1(i,11)$ |     | ...                                    | Kanal 17<br>$P^{0-1} \cdot 17+1(i, 1) \dots, P^{0-1} \cdot 17+1(i,11)$ |
| 1                           | 1                      | $P_g(1,1), \dots, P_g(1,66)$   | $P^1(1,1), \dots, P^1(1,11)$  | ... | $P^{17}(1,1), \dots, P^{17}(1,11)$     |  |
|                             | ⋮                      | ⋮  | ⋮   |     | ⋮                                      |  |
| 1                           | 201                    | $P_g(1,1), \dots, P_g(1,66)$   | $P^{3401}(1,1), \dots, P^{3401}(1,11)$                                | ... | $P^{3417}(1,1), \dots, P^{3417}(1,11)$ |  |
| 2                           | 1                      | $P_g(2,1), \dots, P_g(2,66)$   | $P^1(2,1), \dots, P^1(2,11)$  | ... | $P^{17}(2,1), \dots, P^{17}(2,11)$     |  |
|                             | ⋮                      | ⋮  | ⋮   |     | ⋮                                      |  |
| 2                           | 201                    | $P_g(2,1), \dots, P_g(2,66)$   | $P^{3401}(2,1), \dots, P^{3401}(2,11)$                                | ... | $P^{3417}(2,1), \dots, P^{3417}(2,11)$ |  |
|                             | ⋮                      | ⋮  | ⋮   |     | ⋮                                      |  |
| 9                           | 1                      | $P_g(9,1), \dots, P_g(9,66)$   | $P^1(9,1), \dots, P^1(9,11)$  | ... | $P^{17}(9,1), \dots, P^{17}(9,11)$     |  |
|                             | ⋮                      | ⋮  | ⋮   |     | ⋮                                      |  |
| 9                           | 201                    | $P_g(9,1), \dots, P_g(9,66)$   | $P^{3401}(9,1), \dots, P^{3401}(9,11)$                                | ... | $P^{3417}(9,1), \dots, P^{3417}(9,11)$ |  |

Neben dem eben beschriebenen und auch umgesetzten Ansatz auf Basis der Parametermatrix in Tab. 5.26 wurde ein zweiter Ansatz für die statistische LOCA-Analyse diskutiert. Bei diesem zweiten Ansatz werden anstatt der 3417 hochbelasteten Brennstäbe zunächst nur Tupel von 17 zufällig ausgewählten hochbelasteten Brennstäben betrachtet. Jeder hochbelastete Brennstab wird dabei aus einem anderen Kernbereich zufällig ausgewählt und dem entsprechenden Kanal im Kernmodell zugeordnet. Die unsicheren Parameter bzgl. eines beliebigen Tupels von (zufällig ausgewählten) 17 Brennstäben in Kombination mit den unsicheren Modell- und betriebsspezifischen Parametern stellen bei diesem Ansatz die Untersuchungseinheit der statistischen Analyse dar. Als Ergebnis erhält man zunächst ein unteres 95 %-Konfidenzlimit für die Wahrscheinlichkeit, dass die Hüllrohrtemperaturen der 17 Brennstäbe eines beliebigen Tupels den Grenzwert von 1200 °C nicht überschreiten. Ausgehend von diesem Konfidenzlimit muss anschließend gezeigt werden, dass die Wahrscheinlichkeit  $P_{Stat,LOCA}$  mindestens 95 % beträgt (bei einer statistischen Sicherheit von 95 %), dass bei allen hochbelasteten Brennstäben bis auf höchstens einem der Hüllrohrtemperatur-Grenzwert von 1200 °C nicht überschritten wird. Bei diesem zweiten Nachweisschritt muss berücksichtigt werden, dass sich die Gesamtheit aller (z. B. 3417) hochbelasteten Brennstäbe im Kern nicht aus (z. B. 201) beliebigen unabhängigen Tupeln von 17 zufällig ausgewählten hochbelasteten Brennstäben zusammensetzt. Es müssen also Abhängigkeiten zwischen den Tupeln von



17 Brennstäben berücksichtigt werden. Da diese Abhängigkeiten schwer abschätzbar sind, wurde der Ansatz nicht weiterverfolgt. Es ist davon auszugehen, dass die Wahrscheinlichkeit  $P_{StatLOCA}$  zu optimistisch abgeschätzt wird, wenn die Abhängigkeiten nicht berücksichtigt werden.

Für die Monte-Carlo-Simulation wurden mit Hilfe von SUSAs 1809 Eingabedatensätze für entsprechende Rechenläufe mit ATHLET generiert. Dabei wurde ein speziell erweitertes Transferprogramm in SUSAs eingesetzt, das zusätzlich zu den ausgespielten Parameterwerten auch die brennstabspezifischen Daten aus dem Pin-File in die ATHLET Eingabedatensätze transferieren kann. Durch zusätzliche Verbesserungen am Transferprogramm konnte der Rechenaufwand für diesen Schritt erheblich reduziert werden.

Die 1809 Rechenläufe mit ATHLET wurden auf einem Linux Cluster parallel auf verschiedenen Rechenknoten durchgeführt. Dadurch konnte der Zeitaufwand für die Analysen erheblich reduziert werden. Eine große Unterstützung kam dabei von dem Cluster Computing Prozessor (CCP), einem Add-on von SUSAs, der für das parallele Rechnen auf einem Rechencluster extra entwickelt wurde (/BER 17/).

Nach Beendigung aller Rechnungen wurden die für die weitere LOCA-Analyse benötigten Simulationsergebnisse – insbesondere die maximalen Hüllrohrtemperaturen der Heißstäbe – in SUSAs importiert. Für die Sensitivitätsanalyse war zu beachten, dass die Ergebnisse entsprechend der Struktur der Parametermatrix (Tab. 5.26) eingeordnet wurden.

Jeder der 1809 Eingabedatensätze (201 Datensätze mit unterschiedlichen Heißstäben \* 9 Monte Carlo Variationen) wird bei Nennzustand gestartet. Die Massenstromverteilung im Primärkreis und Reaktorkern stellt sich auf Basis der variierten Parameter 260 (ZETCOR), 165 bis 181 (ZFmnHBE), 49 (ROU0HBE) und 47 (ROU0UR) in den ersten Sekunden der stationären Rechnung ein. Die restlichen Parameter (z. B. Brennstableistungen, Strömungsflächen Ringraum zum Deckel/heißer Strang) haben einen geringen Einfluss auf Massenstromverteilung im Primärkreis und Reaktorkern. Die integrale Reaktorleistung (Parameter 256: FAKPOWER), mittlere Kühlmitteltemperatur (Parameter 263: DELKMT) und der Druckhalterfüllstand (Parameter 60: MESSFEDHF) werden während der transienten Einschwingrechnung zwischen 150 s und 450 s über Rampen vom Nennwert auf den variierten Wert gefahren. Der Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung wird bei allen 1809 thermohydraulischen Analysen bei 900 s ausgelöst.

### 5.3.5 Quantifizierung der Ergebnisunsicherheit (AP 4.3.3)

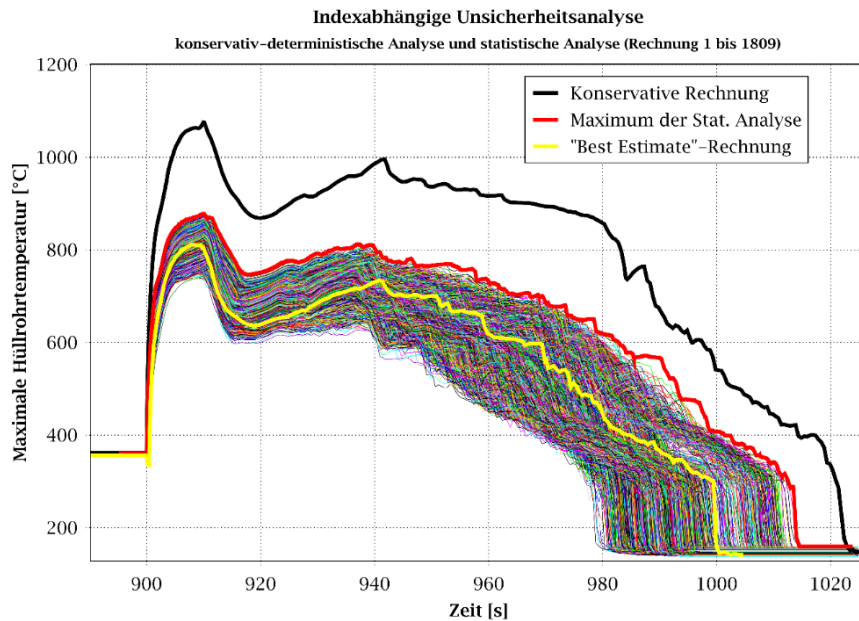
Es wurden 1809 Analysen für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ durchgeführt. 1789 Analysen konnten im ersten Rechendurchgang bis zum vollständigen Wiederbenetzen (Max. Hüllrohrtemperatur fällt nach dem Leckstörfall wieder unter 200°C) durchgeführt werden. 20 Rechenläufe endeten vorzeitig. Tab. 5.27 dokumentiert für diese 20 Rechenläufe den Zeitpunkt des Abbruchs des Rechenlaufs, die maximale Hüllrohrtemperatur beim Abbruch des Rechenlaufs und die Zeitspanne vom zweiten Temperaturmaximum bis zum Abbruchzeitpunkt. Bei allen Rechenläufen war die maximale Hüllrohrtemperatur beim Abbruch der Rechnung bereits auf mindestens 648 °C abgefallen d. h. das erste Temperaturmaximum war bereits mindestens 37 s und das zweite Temperaturmaximum mindestens 7 s vorbei. Bei Hüllrohrtemperaturen unter 648 °C ist keine relevante ggf. zusätzliche Schädigung eines Brennstabs zu erwarten. Diese Analysen wurden mit einem schärferen Konvergenzkriterium für die Zeitintegration (FEBE) von  $5.0 \cdot 10^{-4}$  statt  $7.71 \cdot 10^{-4}$  wiederholt. Die neuen Analysen zeigten keine relevanten Unterschiede bei der Berechnung des ersten und zweiten Temperaturmaximums für die maximale Hüllrohrtemperatur und bis zum Abbruch der ursprünglichen Rechnung (Vergleichsbeispiel in Abb. 5.41). Es wird daher davon ausgegangen, dass der Eingriff beim Konvergenzkriterium bei den in Tab. 5.27 dokumentierten Rechenläufen keinen relevanten Einfluss auf die Ergebnisse der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ hat.

Beim Rechenlauf 76 lagen vor der Auslösung des Bruchs der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung nicht alle überprüften und für diesen Rechenlauf charakteristischen Parameter in dem vorgesehenen Intervallbereich um die Sollwerte. Die Generatorleistung lag um etwa 1.1 MW oberhalb des Sollwerts und die integrale Reaktorleistung um etwa 3 % oberhalb des Sollwerts. Die maximale Hüllrohrtemperatur für diesen Rechenlauf lag bei 795 °C. Dieser Wert liegt etwa in der Mitte der für die 1809 Rechenläufe berechneten Temperaturmaxima (Abb. 5.74). Das Temperaturmaximum von mehr als 795 °C trat etwa 125 Mal bei den 1809 Rechenläufe auf (Abb. 5.75). Daher wurde trotz der zu hohen integralen Reaktorleistung dieser Rechenlauf als akzeptabel für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ angesehen.

**Tab. 5.27** Zeitpunkt des Abbruchs von Rechenläufen, max. Hüllrohrtemperatur beim Abbruchzeitpunkt und Zeitspanne seit dem zweiten Temperaturmaximum

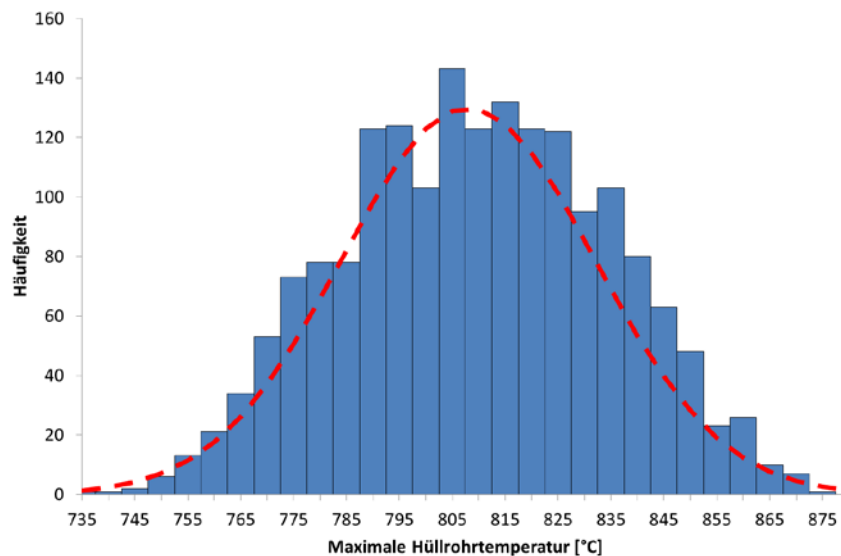
| Rechenlauf | Abbruchzeitpunkt nach Bruchöffnung (s) | Max. Hüllrohrtemperatur bei Abbruch (°C) | Abbruchzeit nach 2. Max. der Hüllrohrtemperatur (s) |
|------------|--|--|---|
| 335        | 84                                     | 445                                      | 54  |
| 373        | 90                                     | 324                                      | 50  |
| 455        | 85                                     | 582                                      | 45  |
| 612        | 79                                     | 447                                      | 41  |
| 660        | 89                                     | 144                                      | 51  |
| 722        | 78                                     | 459                                      | 38  |
| 730        | 76                                     | 421                                      | 36  |
| 778        | 76                                     | 488                                      | 41  |
| 779        | 78                                     | 453                                      | 40  |
| 799        | 82                                     | 395                                      | 47  |
| 1133       | 68                                     | 545                                      | 30  |
| 1257       | 63                                     | 509                                      | 25  |
| 1416       | 75                                     | 382                                      | 37  |
| 1423       | 47                                     | 644                                      | 7   |
| 1446       | 76                                     | 382                                      | 36  |
| 1475       | 46                                     | 648                                      | 8   |
| 1476       | 77                                     | 376                                      | 37  |
| 1590       | 78                                     | 351                                      | 40  |
| 1664       | 61                                     | 581                                      | 23  |
| 1689       | 56                                     | 574                                      | 18  |

Abb. 5.74 zeigt die 1809 maximalen Hüllrohrtemperaturen aus der statistischen Analyse, das diesbezügliche obere 70/95 Toleranzlimit (rot) sowie die maximalen Hüllrohrtemperaturen aus der Best-Estimate (gelb) und der konservativen Analyse (schwarz). Die maximale Hüllrohrtemperatur beträgt für alle 1809 Rechnungen beim ersten Temperaturmaximum 878 °C und beim zweiten Temperaturmaximum 798 °C. Diese Maximalwerte stimmen im vorliegenden Fall mit den jeweiligen oberen 70/95 Toleranzlimits der maximalen Hüllrohrtemperatur über alle hochbelasteten Brennstäbe überein. Die vollständige Wiederbenetzung des Kerns erfolgt bei den 1809 Rechnungen zwischen 979 s und 1014 s.



**Abb. 5.74** Max. Hüllrohrtemperaturen für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ und die „konservativ-deterministische Analyse“ bei einem Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung HKML

Abb. 5.75 zeigt ein Histogramm zur Verteilung der 1809 maximalen Hüllrohrtemperaturen für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ bei einem Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung. Die von SUSA für die 263 unsicheren Parameter ausgespielten Werte führten zu einer Normalverteilung bei den berechneten maximalen Hüllrohrtemperaturen.



**Abb. 5.75** Verteilung der 1809 max. Hüllrohrtemp. für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ für einen kaltseitigen Bruch der HKML

Abb. 5.74 zeigt neben den Maximaltemperaturen aller 1809 Rechenläufe zusätzlich die Maximaltemperatur der Analyse ausgehend vom Nennzustand (gelbe Kurve), die maximale Hüllrohrtemperatur von allen 1809 Rechenläufen (rote Kurve), die zugleich das obere 70/95 Toleranzlimit der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ ist, und die maximale Hüllrohrtemperatur von der konservativ-deterministischen Analyse (schwarze Kurve). Die Maximaltemperatur der Analyse ausgehend vom Nennzustand liegt wie erwartet eingebettet in den maximalen Hüllrohrtemperaturen von allen 1809 Rechenläufen. Die maximale Hüllrohrtemperatur der konservativ-deterministischen Analyse liegt etwa 200 °C oberhalb der maximalen Hüllrohrtemperatur von allen 1809 Rechenläufen der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“. Die stark erhöhte maximale Hüllrohrtemperatur bei der „konservativ-deterministischen Analyse“ ist Folge eines nach oben verzerrten axialen Leistungsprofils auf den Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse mit einer Stablängenleistung von 485 W/cm.

Die maximale Hüllrohrtemperatur der „konservativen-deterministischen Analyse“ ist fast identisch zur „statistischen Nachweisführung mit einem pönalisierten Heißstab“ (Abb. 5.33 und Abb. 5.42). In der „statistischen Nachweisführung mit einem pönalisierten Heißstab“ wird davon ausgegangen, dass sich direkt vor der Bruchauslösung eine axiale Leistungsverteilung mit einer Stablängenleistung von etwa 440 W/cm knapp unterhalb des Leistungsbegrenzungswert eingestellt hat. Die Differenz zwischen dem Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse und LOCA-Grenzwert Begrenzungswert deckt dabei die Unsicherheiten bei der Berechnung der maximalen Stablängenleistung ab. Eine axiale Leistungsverteilung bis zum Leistungsbegrenzungswert darf während des Normalbetriebs auftreten. Eine Verzerrung des axialen Leistungsprofils nach oben tritt auf, wenn z. B. Steuerstäbe gezogen werden. Dies kann infolge des Steuerstabverfahrens zur Optimierung der Abbrandverteilung oder zur Leistungserhöhung erfolgen. Für die Berücksichtigung dieser Verzerrung des axialen Leistungsprofils wurde der Parameter 252 „HR00A\_HBL“ (Abb. 5.12) und die Parameter 63 – 79 „HRnmH\_1BSL“ (Abb. 5.11) eingeführt (siehe Kap. 5.1.3.6). Allerdings führte die Parametervariation dieser Parameter bei neun ausgespielten Werten nur zu einer geringen Variation der maximalen Stablängenleistung (Tab. 5.28).

Im Ausgangsdatensatz 1 (Heißstäbe mit der höchsten Stablängenleistung in allen 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen) stellt sich bei neun ausgespielten Werten eine maximale Stablängenleistung im Heißstab HR62H\_1BS von 359 W/cm ein. Im

Ausgangsdatensatz 78 (Heißstäbe mit der 78sten höchsten Stablängenleistung in allen 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen und der höchsten berechneten Hüllrohrtemperatur von 878 °C) stellt sich bei neun ausgespielten Werten eine maximale Stablängenleistung von 347 W/cm ein. Die höchste Stablängenleistung in allen 1809 Analysen betrug 368 W/cm am Heißstab im Kernhauptkanal 11 im Datensatz 4. Dies ist eine Erhöhung der maximalen Stablängenleistung um 26 W/cm, 14 W/cm bzw. 35 W/cm oder 7,8 %, 4,2 % bzw. 10,5 %. Um den Leistungsbegrenzungswert zu erreichen müsste die maximale Stablängenleistung von 333 W/cm ausgehend vom Nennzustand um 107 W/cm bzw. 32 % erhöht werden. Um den Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse zu erreichen, müsste die maximale Stablängenleistung um 152 W/cm bzw. 45 % erhöht werden. Aufgrund der geringen Variationsbreite der Stablängenleistung im Rahmen der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ werden die ungünstigsten real vorkommende Kernzustände mit hohen Stablängenleistung im oberen Kernbereich nicht erfasst, so dass zum Störfallverlauf eines kaltseitigen Bruchs der Hauptkühlmittelleitung ausgehend von diesen ungünstigsten Anlagenzuständen keine Aussagen aus der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ abgeleitet werden können.

**Tab. 5.28** Variation relevanter Parameter bezüglich der Bestimmung der Stablängenleistung und der maximalen Hüllrohrtemperatur

| Parameter                                       | Par. Nr. | Bereich                                     | Nennwert               | R1                    | R2                    | R3                    | R4                    | R5                    | R6                     | R7                     | R8                    | R9                    | Δ Var. (Δ ges.)                |
|---|----------|---|------------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|------------------------|------------------------|-----------------------|-----------------------|--------------------------------|
| HR00H_1BSL (Datensatz 1)                        | 79       | -0.1 – +0.1                                 | 0.0                    | -0.0287               | -0.0001               | 0.0119                | 0.0238                | -0.0227               | 0.0402                 | -0.0359                | -0.0176               | -0.0193               | 0.076 (38 %)                   |
| HR82H_1BSL (Datensatz 78)                       | 63       | -0.1 – +0.1                                 | 1.0                    | -0.012                | 0.040                 | -0.021                | 0.011                 | -0.027                | -0.042                 | 0.032                  | -0.008                | 0.071                 | 0.113 (56 %)                   |
| Q001BS (Datensatz 1)                            | 148      | 0.93 – 1.091                                | 1.0                    | 1.019                 | 0.981                 | 1.044                 | 0.991                 | 1.016                 | 1.004                  | 1.006                  | 1.042                 | 1.025                 | 0.063 (39 %)                   |
| Q821BS (Datensatz 78)                           | 164      | 0.93 – 1.091                                | 1.0                    | 1.035                 | 1.003                 | 1.015                 | 1.012                 | 1.014                 | 1.008                  | 0.999                  | 1.001                 | 1.055                 | 0.056 (35 %)                   |
| HR00A_HBL (global)                              | 252      | -0.1 – +0.3                                 | 0.0                    | 0.014                 | 0.063                 | -0.005                | 0.019                 | -0.008                | -0.073                 | 0.022                  | -0.054                | 0.026                 | 0.1136 (34 %)                  |
| FAKPOW (global)                                 | 256      | 0.945 – 1.065                               | 1.0                    | 1.016                 | 1.009                 | 0.993                 | 1.018                 | 0.996                 | 0.997                  | 0.996                  | 1.009                 | 0.998                 | 0.025 (21 %)                   |
| Q <sub>th</sub> (W) (global)                    | -        | 3.64*10 <sup>9</sup> – 4.10*10 <sup>9</sup> | 3.85*10 <sup>9</sup>   | 3.91*10 <sup>9</sup>  | 3.89*10 <sup>9</sup>  | 3.83*10 <sup>9</sup>  | 3.93*10 <sup>9</sup>  | 3.85*10 <sup>9</sup>  | 3.85*10 <sup>9</sup>   | 3.84*10 <sup>9</sup>   | 3.89*10 <sup>9</sup>  | 3.85*10 <sup>9</sup>  | 0.10*10 <sup>9</sup> (2.6 %)   |
| Q001BS (W) (Datensatz 1)                        | -        | -   | 1.097*10 <sup>5</sup>  | 1.133*10 <sup>5</sup> | 1.084*10 <sup>5</sup> | 1.137*10 <sup>5</sup> | 1.107*10 <sup>5</sup> | 1.113*10 <sup>5</sup> | 1.097*10 <sup>5</sup>  | 1.098*10 <sup>5</sup>  | 1.151*10 <sup>5</sup> | 1.123*10 <sup>5</sup> | 0.067*10 <sup>5</sup> (6,0%)   |
| Q821BS (W) (Datensatz 78)                       | -        | -   | 1.0546*10 <sup>5</sup> | 1.109*10 <sup>5</sup> | 1.071*10 <sup>5</sup> | 1.064*10 <sup>5</sup> | 1.088*10 <sup>5</sup> | 1.066*10 <sup>5</sup> | 1.0612*10 <sup>5</sup> | 1.0507*10 <sup>5</sup> | 1.067*10 <sup>5</sup> | 1.114*10 <sup>5</sup> | 0.063*10 <sup>5</sup> (6.0 %)  |
| Max. Stabl.I. HR00H_1BS (Datensatz 1) (W/cm)    | -        | -   | 332                    | 341                   | 337                   | 343                   | 338                   | 332                   | 328                    | 330                    | 339                   | 342                   | 14 (4.2 % von max Nenn.Stab.L) |
| Max. Stabl.I. HR82H_1BS (Datensatz 78) (W/cm)   | -        | -   |                        | 335                   | 333                   | 321                   | 331                   | 323                   | 326                    | 323                    | 321                   | 347                   | 26 (7.8 % von max Nenn.Stab.L) |
| T <sub>Max</sub> HR00H_1BS (Datensatz 1), (°C)  | -        | -   | 804                    | 772                   | 754                   | 815                   | 824                   | 799                   | 805                    | 830                    | 837                   | 841                   | 87                             |
| T <sub>Max</sub> HR82H_1BS (Datensatz 78), (°C) | -        | -   |                        | 793                   | 746                   | 806                   | 814                   | 798                   | 774                    | 792                    | 813                   | 878                   | 132                            |
| T <sub>Max</sub> Kern (Datensatz 1), (°C)       | -        | -   | 811                    | 797                   | 814                   | 825                   | 862                   | 844                   | 822                    | 850                    | 837                   | 861                   | 65                             |
| T <sub>Max</sub> Kern (Datensatz 78) (°C)       | -        | -   |                        | 808                   | 818                   | 812                   | 839                   | 830                   | 826                    | 814                    | 833                   | 878                   | 66                             |
| T <sub>Max</sub> Kern Heißstab (Datensatz 1),   | -        | -   | HR12H_1BS              | HR62H_1BS             | HR42H_8BS             | HR82H_8BS             | HR12H_1BS             | HR12H_8BS             | HR52H_1BS              | HR00H_1BS              | HR52H_1BS             | HR82H_1BS             | -                              |

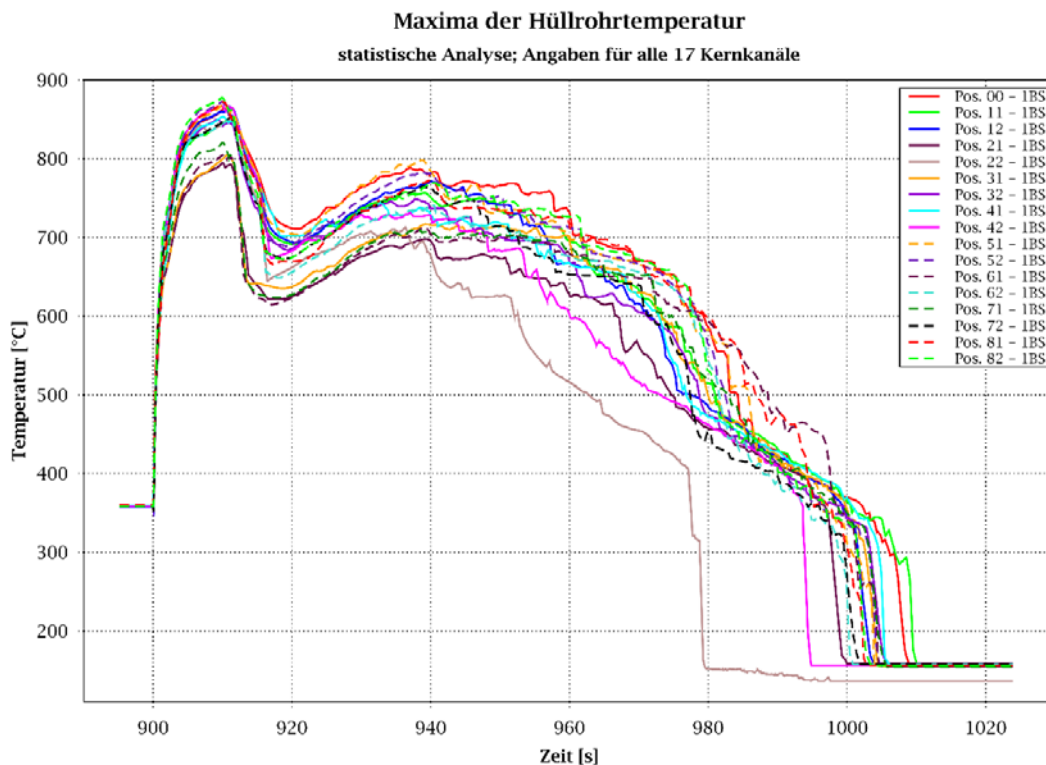
| Parameter                                      | Par. Nr. | Bereich | Nennwert              | R1                    | R2                    | R3                    | R4                    | R5                    | R6                    | R7                    | R8                    | R9                    | Δ Var. (Δ ges.)                         |
|--|----------|---------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|---|
| Heißstab <sub>Max</sub><br>(Datensatz 1), (W)  | -        | -       | 1.113*10 <sup>5</sup> | 1.140*10 <sup>5</sup> | 1.165*10 <sup>5</sup> | 1.143*10 <sup>5</sup> | 1.114*10 <sup>5</sup> | 1.129*10 <sup>5</sup> | 1.131*10 <sup>5</sup> | 1.155*10 <sup>5</sup> | 1.151*10 <sup>5</sup> | 1.127*10 <sup>5</sup> | 0.051*10 <sup>5</sup><br>(4.5 %)        |
| Heißstab <sub>MAX</sub><br>(Datensatz 78), (W) |          |         | 1.074*10 <sup>5</sup> | 1.140*10 <sup>5</sup> | 1.118*10 <sup>5</sup> | 1.105*10 <sup>5</sup> | 1.108*10 <sup>5</sup> | 1.105*10 <sup>5</sup> | 1.088*10 <sup>5</sup> | 1.080*10 <sup>5</sup> | 1.111*10 <sup>5</sup> | 1.133*10 <sup>5</sup> | 0.053*10 <sup>5</sup>                   |
| Max. Stabl.l.<br>(Datensatz 1),<br>(W/cm)      | -        |         | 336                   | 347                   | 359                   | 345                   | 334                   | 340                   | 335                   | 350                   | 339                   | 345                   | 25<br>(7.2 %<br>von max<br>Nenn.Stab.L) |
| Max. Stabl.l.<br>(Datensatz 78),<br>(W/cm)     |          |         |                       | 341                   | 346                   | 334                   | 336                   | 336                   | 332                   | 335                   | 336                   | 347                   | 15<br>(4.5 %<br>von max<br>Nenn.Stab.L) |



### 5.3.6 Übergeordnete Einflüsse

#### Einfluss der Position des Heißstabs im Reaktorkern auf das erste Temperaturmaximum

Die Analyseergebnisse für die maximalen Hüllrohrtemperaturen der Heißstäbe an den 17 Heißstabpositionen zeigen deutliche Unterschiede in Abhängigkeit von der Position im Reaktorkern (Abb. 5.76) und vom Abbrand. Der Abbrand der heißen Brennelemente und der Heißstäbe im zentralen Kernhauptkanal und im äußeren Ring beträgt meist etwa 0.4 MWd und im inneren Ring etwa 17 MWd (Abb. 5.54).



**Abb. 5.76** Maxima der Hüllrohrtemperaturen der Heißstäbe (1BS) in den 17 Kernhauptkanälen abgeleitet aus 1809 Rechnungen

Die Hüllrohrtemperaturen beim ersten Temperaturmaximum und die mittlere Leistung der Brennelemente in den Kernhauptkanälen sind in Tab. 5.29 dargestellt.

**Tab. 5.29** Maximale Hüllrohrtemperaturen am Heißstab beim ersten Temperaturmaximum an verschiedenen Positionen im Reaktorkern bei der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“

|  | Zentrum<br>(Abbrand<br>0.1 MWd) | Ring 1<br>(Abbrand 17 MWd) |                   | Ring 2<br>(Abbrand 0.4 MWd) |                   |
|--|---------------------------------|----------------------------|-------------------|-----------------------------|-------------------|
| Position im Kern   | 00                              | 21, 31,<br>61, 71          | 11, 41,<br>51, 81 | 22, 32,<br>62, 72           | 12, 42,<br>52, 82 |
| Mittlere Kernhauptkanalleistung (Nennwerte), (W)         | $2.06 \cdot 10^7$               | $2.39 \cdot 10^7$          | $2.76 \cdot 10^7$ | $1.59 \cdot 10^7$           | $1.88 \cdot 10^7$ |
| Bereich der Max. Hüllrohrtemperatur bei 1. Maximum, (°C) | 865                             | 795 – 821                  | 852 – 872         | 850 – 853                   | 865 – 878         |

Abb. 5.76 und Tab. 5.29 zeigen, dass die Heißstäbe, die von Brennelementen mit geringerer Leistung im Kernhauptkanal umgeben sind, besser gekühlt sind als die Heißstäbe, die von Brennelemente mit höherer Leistung im Kernhauptkanal umgeben sind, obwohl die Heiß- und Umgebungsstäbe im Nennzustand nahezu die gleiche Stableistung (Tab. 5.6) und Stablängenleistung (Tab. 5.7) haben. Abb. 5.76 und die Tab. 5.29 zeigen weiterhin, dass die Heißstäbe mit erhöhtem Abbrand niedrigere Hüllrohrtemperaturen beim ersten Temperaturmaximum aufweisen als die Heißstäbe mit niedrigerem Abbrand, obwohl die Heiß- und Umgebungsstäbe nahezu die gleiche Stableistung (Tab. 5.7) und Stablängenleistung (Tab. 5.8) haben. Die Ursachen für beide Phänomene werden in Kapitel 5.2.1 im Detail erklärt.

### **Einfluss der mittleren Brennelementleistung der Umgebung des Brennelements mit dem Heißstab auf die maximale Hüllrohrposition**

Die Position im Reaktorkern und die nähere Umgebung der Heißstäbe, die sechs bis acht Umgebungsstäbe mit bis zu zwei Steuerstabführungsrohren und das dazugehörige Brennelement werden in dem Basisdatensatz (Kap. 5.1.1) für jeden der untersuchten 2895 Heißstäbe entsprechend der Daten aus dem Pin-File für jede durchgeführte thermohydraulische Analyse berücksichtigt. Die weitere Umgebung der untersuchten 2895 Heißstäbe, die 17 thermohydraulische Kernhauptkanäle, berücksichtigen nicht exakt die direkte Umgebung des Brennelements mit dem Heißstab, sondern bis zu 17 Brennelemente im äußeren Ring. Dies führt dazu, dass die mittlere Brennelementleistung im thermohydraulischen Hauptkanal nicht exakt der mittleren Brennelementleistung in der Umgebung des Brennelements mit dem Heißstabs entsprechen muss. Größere Unterschiede der mittleren Brennelementleistung in der weiteren Umgebung des

Heißstabs haben zu relevanten Unterschieden bei der maximalen Hüllrohrtemperatur der Heißstäbe bei nahezu gleicher Brennstabcharakteristik (maximale Stablängenleistung und Brennstableistung) geführt. Daher wird in Tab. 5.30 für vier verschiedene Brennelemente mit Heißstäben die mittlere Brennelementleistung im Kernhauptkanal mit der mittleren Brennelementleistung in vier bzw. acht Brennelementen rund um das Brennelement mit dem Heißstab verglichen.

**Tab. 5.30** Mittlere BE-Leistung in der Umgebung eines BE mit einem Heißstab und im thermohydraulischen Hauptkanal

| Brennelement mit Heißstab | Dazugehöriger Kernhauptkanal | Mittlere BE-Leistung im Kernhauptkanal (W) | Mittlere BE-Leistung in vier umgebenden BE (W)* | Mittlere BE-Leistung in acht umgebenden BE (W)* |
|---------------------------|------------------------------|--|---|---|
| O_7                       | 82                           | $1.878 \cdot 10^7$                         | $1.960 \cdot 10^7$                              | $1.638 \cdot 10^7$                              |
| M_9                       | 82                           | $1.878 \cdot 10^7$                         | $2.607 \cdot 10^7$                              | $2.471 \cdot 10^7$                              |
| L_7                       | 81                           | $2.757 \cdot 10^7$                         | $2.546 \cdot 10^7$                              | $2.656 \cdot 10^7$                              |
| L_10                      | 81                           | $2.757 \cdot 10^7$                         | $2.806 \cdot 10^7$                              | $2.668 \cdot 10^7$                              |

\* Bei vier Umgebungsbrennelementen werden die vier Brennelemente für die Bestimmung einer mittleren Brennelementleistung berücksichtigt, die an den Seitenkanten des Brennelements mit dem Heißstab liegen. Bei acht Umgebungsbrennelementen werden die Brennelemente für die Bestimmung einer mittleren Brennelementleistung berücksichtigt, die in einem Ring um das Brennelement mit dem Heißstab liegen.

Aus Tab. 5.30 geht hervor, dass die mittlere Brennelementleistung im Kernhauptkanal ausreichend genau die mittlere Brennelementleistung für die Brennelemente O\_7, L\_7 und L\_10 beschreibt. Dies ist aber für das Brennelement M\_9 nicht der Fall, da für dieses Brennelement die mittlere Brennelementleistung im Kernhauptkanal die mittlere Brennelementleistung in der Umgebung um etwa 25 % unterschätzt. Für Heißstäbe in dem Brennelement M\_9 wird erwartet, dass die thermohydraulischen Analysen die maximale Hüllrohrtemperatur für die Heißstäbe unterschätzen. Das Brennelement M\_9 ist nur ein Beispiel im Kern, bei dem eine Unterschätzung der maximalen Hüllrohrtemperatur erfolgen kann. Allerdings lässt sich aus der Unterschätzung der maximalen Hüllrohrtemperatur bei einigen Heißstäben infolge einer zu geringen mittleren Brennelementleistung in der Umgebung nicht ableiten, dass die maximale Hüllrohrtemperatur im Kern unterschätzt wird, da die Heißstäbe in diesen Brennelementen nicht die höchsten Stablängenleistungen haben müssen. Die maximale Heißstableistung bzw. die maximale Stablängenleistung in dem Brennelement M\_9 betrug mit  $1.025 \cdot 10^5$  W bzw. 311 W/cm nur etwa 92 % bis 93 % der Werte in den höchstbelasteten Heißstäben. Somit ist dieser Heißstab nicht führend für die maximale Kerntemperatur. Es wurden jedoch im Rahmen des Vorhabens nicht alle Heißstabpositionen überprüft, bei denen eine Unterschätzung der maximalen Hüllrohrtemperatur aufgetreten sein kann. Daher kann nicht ausge-

geschlossen werden, dass eine noch höhere Hüllrohrtemperatur als in der Abb. 5.74 dargestellt berechnet werden könnte, wenn für jeden Heißstab die Brennelementleistungen der umgebenden Brennelemente noch genauer modelliert würden.

### **Einfluss der Position des Heißstabs im Reaktorkern auf das zweite Temperaturmaximum**

Die unterschiedlichen Hüllrohrtemperaturen beim zweiten Temperaturmaximum in den 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen bei der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ sind in Abb. 5.76 dargestellt. Darin ist erkennbar, dass zum Zeitpunkt des zweiten Temperaturmaximums der Heißstab im Kernhauptkanal 22 eine niedrigere Temperatur aufweist als die meisten restlichen Heißstäbe in den anderen Kernhauptkanälen des äußeren Rings. Die Ursache für die bessere Kühlung der Heißstabs in dem Kernhauptkanal 22 ist, dass oberhalb dieses Kanals über die Hutze der heißen Hauptkühlmittelleitung JEC10 eine Druckspeichereinspeisung ins obere Plenum erfolgt und eine relevante Menge an Notkühlwasser in diesen Kernhauptkanal eindringt.

Die Rechenergebnisse zum Abriss der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung zeigen für die „Analyse aus Nennbedingungen“, für die „konservativ-deterministische Analyse“, für das 95 % / 95 % Toleranzlimit der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ und „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ ein ähnliches Verhalten bei dem ersten und zweiten Temperaturmaximum für die einzelnen Heißstäbe in den 17 Kernhauptkanälen allerdings auf unterschiedlichen Temperaturniveaus. Diese Aussage bezieht sich auf den Einfluss der mittleren Leistung der Brennelemente in den Kernhauptkanälen und der heißseitigen Einspeisekonfiguration. Der Einfluss der unsicheren Brennstab- und Brennelementparameter auf das erste und zweite Temperaturmaximum für die einzelnen Heißstäbe kann für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ aus der Sensitivitätsanalyse abgeleitet werden (Kapitel 5.3.7).

### **Einfluss der Anzahl der Steuerstabführungsrohre in der Umgebung des Heißstabs auf die maximale Hüllrohrtemperatur**

Neben den Heißstäben befinden sich sechs bis acht Brennstäbe und null bis zwei Steuerstabführungsrohre. Das Kühlmittel in den Steuerstabführungsrohren führt zu einer besseren Moderation. Deshalb haben die Brennstäbe neben zwei Steuerstabführungsrohren die höchsten Brennstableistungen und die höchsten Stablängenleistungen. Die Heißstäbe der ersten acht Datensätze (abnehmende maximale Stablängenleistung vom

Datensatz 1 zu Datensätzen mit einer höheren Nummer) haben in ihrer direkten Umgebung an allen 17 Positionen im Kern zwei Steuerstabführungsrohre und sechs Brennstäbe. Im Datensatz 9 haben vier Heißstäbe in den Kernhauptkanälen 12, 22, 72 und 82 in ihrer direkten Umgebung ein Steuerstabführungsrohr und sieben Brennstäbe. Im Datensatz 18 haben sieben Heißstäbe in den Kernhauptkanälen 00, 11, 21, 31, 41, 61 und 71 in ihrer direkten Umgebung ein Steuerstabführungsrohr und sieben Brennstäbe und ein Heißstab in dem Kernhauptkanal 81 acht umgebende Brennstäbe. Im Datensatz 141 haben 11 Heißstäbe in den Kernhauptkanälen 00, 21, 31, 41, 42, 51, 52, 61, 71, 81 und 82 in ihrer direkten Umgebung ein Steuerstabführungsrohr und sieben Brennstäbe und zwei Heißstäbe in den Kernhauptkanälen 11 und 12 acht Brennstäbe. Ein Heißstab mit acht Umgebungsstäben im Datensatz 18 ist am Rand des Brennelements positioniert. Die Heißstäbe mit acht Umgebungsstäben im Datensatz 141 liegen innerhalb des Brennelements. Eine größere Anzahl von Brennstäben im Heißkanal führt zu einem größeren Wärmeeintrag in diesen thermohydraulischen Kanal. Tab. 5.31 zeigt die Stab- und Heißkanalleistung für Heißstäbe mit zwei, einem bzw. keinen Steuerstabführungsrohren in der Umgebung.

**Tab. 5.31** Stab- und Heißkanalleistung für Heißstäbe mit keinem, einem bzw. zwei Steuerstabführungsrohren in der Umgebung

| Datensatz Nr. | Anzahl Steuerstabrohre | BE-Name (Thermo-hydr. Kanal)    | Max. mittl. Stablängenleistung (W/m) | Heißstableistung (W)   | Mittl. Umgebungsstableistung (W) | Leistungszufuhr zum Heißkanal (W) |
|---------------|------------------------|---------------------------------|--------------------------------------|------------------------|----------------------------------|-----------------------------------|
| 1             | 2                      | G_14, B_9, J_14, O_9 (Kanal 82) | 333.1                                | 1.1105*10 <sup>5</sup> | 1.0875*10 <sup>5</sup>           | 7.633*10 <sup>5</sup>             |
| 9             | 1                      | G_14, B_9, J_14, O_9 (Kanal 82) | 329.4                                | 1.0985*10 <sup>5</sup> | 1.0857*10 <sup>5</sup>           | 8.698*10 <sup>5</sup>             |
| 1             | 2                      | L_10 (Kanal 81)                 | 329.8                                | 1.0937*10 <sup>5</sup> | 1.0770*10 <sup>5</sup>           | 7.556*10 <sup>5</sup>             |
| 18            | 0                      | L_10 (Kanal 81)                 | 325.6                                | 1.0794*10 <sup>5</sup> | 1.0462*10 <sup>5</sup>           | 8.369*10 <sup>5</sup>             |
| 1             | 2                      | F_11 (Kanal 11)                 | 329.7                                | 1.0930*10 <sup>5</sup> | 1.0765*10 <sup>5</sup>           | 7.552*10 <sup>5</sup>             |
| 141           | 0                      | F_11 (Kanal 11)                 | 312.4                                | 1.0357*10 <sup>5</sup> | 1.0584*10 <sup>5</sup>           | 9.502*10 <sup>5</sup>             |

Aus Tab. 5.31 ist ferner ersichtlich, dass die Wärmezufuhr in den Heißkanal bei sieben Brennstäben in der Umgebung des Heißstabs (Datensatz 9, Kanal 82) um etwa 14 % größer ist als bei sechs Brennstäben in der Umgebung des Heißstabs (Datensatz 1, Kanal 82). Die größere Wärmezufuhr führt in dem Heißkanal zu einem höheren Volumendampfgehalt und nach dem Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung zu einem um etwa 0.1 s früheren DNB. Infolge des früheren DNB steigt an dem Heißstab mit sieben Brennstäben in der Umgebung die Hüllrohrtemperatur in den ersten 0.5 s um etwa

35 °C und in den ersten 3 s um etwa 40 °C stärker an. Längerfristig ist dieser Effekt nicht mehr so deutlich zu verfolgen, weil im weiteren Verlauf die mittlere Brennelementleistung im Kernhauptkanal und der Einfluss der Variation der unsicheren Parameter einen größeren Einfluss haben.

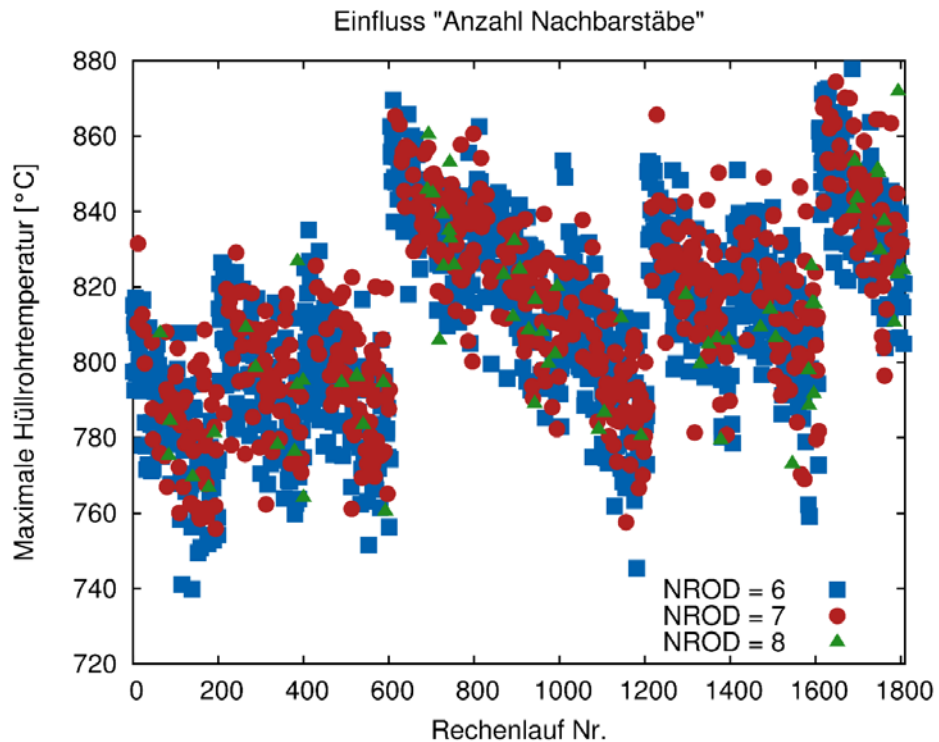
Aus der Tab. 5.31 ist ersichtlich, dass die Wärmezufuhr in den Heißkanal bei acht Brennstäben in der Umgebung des Heißstabs (Datensatz 18, Kanal 81) um etwa 11 % größer ist als bei sechs Brennstäben in der Umgebung des Heißstabs (Datensatz 1, Kanal 81). Der Heißstab im Datensatz 18 ist ein Randstab. Daher sind drei benachbarte Brennstäbe im benachbarten Brennelement. Die größere Wärmezufuhr führt in diesem Heißkanal jedoch nicht zu einem höheren Volumendampfgehalt, da wegen des größeren Abstands der Brennstäbe zwischen zwei Brennelementen die Strömungsfläche wesentlich größer ist und somit auch der Kühlmittelmassenstrom, so dass die größere Wärmezufuhr nicht zu verschlechterten Kühlungsbedingungen der Brennstäbe nach dem Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung führt. Aufgrund der besseren Kühlungsbedingungen im Heißkanal 81 erfolgt der DNB etwa 0.1 s später. Infolge des späteren DNB steigt an den Heißstäben mit 7 Brennstäben in der Umgebung die Hüllrohrtemperatur in den ersten 0.5 s um etwa 15 °C weniger an. Im weiteren Verlauf der Analyse ist dieser Effekt nicht mehr gegenüber den vergleichbaren Brennstäben zu verfolgen, weil im weiteren Verlauf die mittlere Brennelementleistung im Kernhauptkanal und der Einfluss der Variation der unsicheren Parameter einen größeren Einfluss haben.

Aus Tab. 5.31 ist ferner ersichtlich, dass die Wärmezufuhr in den Heißkanal bei acht Brennstäben in der Umgebung (Datensatz 141, Kanal 11) des Heißstabs um etwa 26 % größer ist als bei sechs Brennstäben in der Umgebung des Heißstabs (Datensatz 1, Kanal 11). Die größere Wärmezufuhr führt in dem Heißkanal zu einem höheren Volumendampfgehalt, da die erhöhte Wärmezufuhr nicht durch den um 19 % größeren Massenstrom in diesem Heißkanal kompensiert werden kann. Der größere Massenstrom ist in erster Linie die Folge eines um 14 % größeren Strömungsquerschnitts in Folge des geringeren Querschnitts von zwei zusätzlichen Brennstäben anstatt von zwei Steuerstabführungsrohren. Ein Einfluss des größeren Volumendampfgehalts auf den DNB Zeitpunkt kann aufgrund der zeitlichen Auflösung (0.1 s) in diesem Fall nicht abgeleitet werden. Im weiteren Verlauf der Analyse nach dem DNB kann kein Einfluss des größeren Wärmeeintrags in den Heißkanal 11 und des daraus folgenden größeren Volumendampfgehalts auf die Hüllrohrtemperaturen im Vergleich zu den anderen Heißkanälen im inneren Ring abgeleitet werden. Der Verlauf der unterschiedlichen Heißstab-

temperaturen im inneren Ring wird im Wesentlichen von der Variation der unsicheren Parameter bestimmt.

### Verteilung der Hüllrohrtemperaturen beim ersten Temperaturmaximum abhängig von der Variation der globalen Parameter und der Charakteristik der Heißstäbe

Abb. 5.77 zeigt ein Streudiagramm von Hüllrohrtemperaturen der 1809 thermohydraulischen Analysen beim ersten Temperaturmaximum. Auf der Abbildung sind neun Punktwolken zu erkennen. Jede Punktwolke stellt die Ergebnisse der Analysen mit den 201 Datensätze und den darin abgebildeten 3417 Heißstäbe dar, bei der die gleiche Parametervariation für die globalen unsicheren Parameter verwendet wurde und für jeden Heißstab die spezifischen unsicheren Parameter einmal Mal ausgespielt wurden.



**Abb. 5.77** Streudiagramm für die Maximalen Hüllrohrtemperaturen der Heißstäbe

Jede der neun Punktwolken zeigt die Tendenz, dass mit dem Anstieg der Rechenlaufnummer die maximale Hüllrohrtemperatur im Reaktorkern abnimmt. Diese Verteilung der maximalen Hüllrohrtemperatur weist darauf hin, dass die Anzahl der Heißstäbe, die in der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ zu berücksichtigen sind, von 5 % aller Heißstäbe reduziert werden kann.

Die Differenz zwischen dem maximalen und minimalen Wert für die maximale Hüllrohrtemperatur für jede Punktwolke schwankt zwischen 60 °C und 100 °C. Die Maxima der Hüllrohrtemperaturen der neun Punktwolken liegen zwischen 830 °C und 880 °C. Dies bedeutet, dass die Brennstabcharakteristik der knapp 6 % untersuchten Heißstäbe einschließlich deren Unsicherheiten einen etwa doppelt so großen Einfluss auf die maximalen berechneten Hüllrohrtemperaturen haben als die ausgespielten globalen Parameter.

In sechs der Punktwolken wurde die maximale Hüllrohrtemperatur für einen Heißstab (blaue Quadrate) berechnet, der von sechs Brennstäben und zwei Steuerstabführungsrohre umgeben ist. In drei der Punktwolken wurde die maximale Hüllrohrtemperatur für einen Heißstab (rote Kreise) berechnet, der von sieben Brennstäben und einem Steuerstabführungsrohr umgeben ist. Die Heißstäbe, die von acht Brennstäben (grüne Dreiecke) umgeben sind, sind in den Punktwolken eingebettet und weisen innerhalb einer Punktwolke keine Maximalwerte auf. Die Ursache hierfür dürfte sein, dass in diesem Fall die Heißstäbe mit relativ hoher Stablängenleistung am Rand eines Brennelements positioniert sind und dort bessere Kühlungsbedingungen haben. Die restliche Heißstäbe mit acht Umgebungsstäben haben eine relativ niedrige Stablängenleistung.

### **5.3.7 Sensitivitätsanalyse (AP 4.3.4)**

In der Sensitivitätsanalyse wurde untersucht, welche der zahlreichen unsicheren Parameter am meisten zur Variation der maximalen Hüllrohrtemperatur beitragen. Die Analyse wurde für verschiedene Bezugsmengen hinsichtlich der maximalen Hüllrohrtemperatur durchgeführt.

Wenn als Bezugsmenge die Gesamtheit aller Heißstäbe im Kern betrachtet wird, stehen insgesamt nur  $n=9$  verschiedene Ergebniswerte für die maximale Hüllrohrtemperatur über alle Heißstäbe zur Verfügung. Dem gegenüber steht eine extrem hohe Anzahl von unsicheren Parametern ( $37656 = 11 \cdot 17 \cdot 201$ , siehe Abschnitt 5.3.4). Wie zu erwarten war, waren die Ergebnisse dieser Sensitivitätsanalyse (Korrelationskoeffizienten nach Pearson und Spearman, Correlation Ratio) wenig aussagekräftig. Auch die zusätzliche Durchführung einer schrittweisen Regressionsanalyse zur Auswahl der wichtigsten Parameter hat zu keinen brauchbaren Ergebnissen geführt. Verantwortlich dafür sind unbeabsichtigte (nicht spezifizierte) relativ hohe Korrelationen zwischen Eingabeparametern. Diese treten i. A. auf, wenn die Anzahl von variierten Werten für die Parameter zu gering ( $n = 9$ ) ist im Vergleich zur Anzahl der Parameter ( $=37656$ ). Hohe Korrelationen



zwischen Eingabeparametern können zu Scheinkorrelationen zwischen Ergebnis und Parameter führen. Aussagekräftige Sensitivitätsindizes, die Korrelationen zwischen den Eingabeparametern entsprechend berücksichtigen und Scheinkorrelationen vermeiden, können in diesem Fall nicht berechnet werden.

### 5.3.7.1 Einfluss allgemeiner und brennstabspezifischer Parameter

Wenn als Bezugsmenge die Gesamtheit aller Heißstäbe in jeweils 17 Kernhauptkanälen betrachtet wird, stehen insgesamt  $n_A = 1809$  verschiedene Werte für die maximale Hüllrohrtemperatur bei insgesamt 253 unsicheren Parametern zur Verfügung (siehe Abschnitt 5.3.4). Die zugrundeliegende Konstellation von Ergebniswerten für die maximale Hüllrohrtemperatur und Parameterwerten ermöglichte die Berechnung des Sensitivitätsindex (erster Ordnung) nach Sobol hinsichtlich der Gesamtheit der 66 Modell- und betriebsspezifischen Parameter (im weiteren „allgemeine Parameter“ genannt). Dieser Sensitivitätsindex erlaubt den Vergleich, welche Parametergruppe einen stärkeren Einfluss auf die maximalen Hüllrohrtemperaturen hat, die allgemeinen unsicheren Modell- und betriebsspezifischen Parameter oder die unsicheren brennstabspezifischen Parameter.

Der Sensitivitätsindex  $S_X$  erster Ordnung nach Sobol für die Ergebnisgröße  $Y$  (z. B. maximale Hüllrohrtemperatur) bzgl. des Parameters bzw. der Parametergruppe  $X$  (z. B. allgemeine Modell- und betriebsspezifische Parameter) ist wie folgt definiert

$$S_X = (Var(E(Y|X)))/(Var(Y)) \quad (5.18)$$

Dabei bezeichnet  $Var(\cdot)$  die Varianz von  $Y$  bzw. von  $E(Y|X)$ , wobei  $E(Y|X)$  der bedingte Erwartungswert von  $Y$  unter der Bedingung der möglichen Realisationen von  $X$  ist.

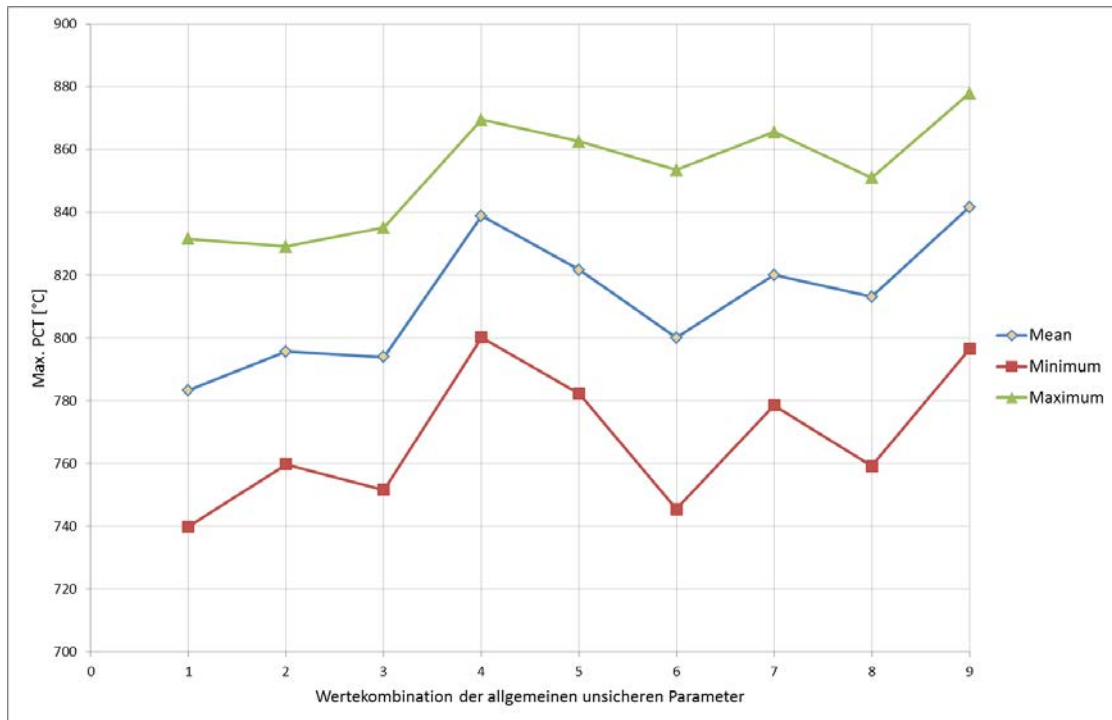
Der varianzbasierte Sensitivitätsindex  $S_X$  basiert auf folgender Beziehung:

$$Var(Y) = Var(E(Y|X)) + E(Var(Y|X)) \quad (5.19)$$

$Var(E(Y|X))$  ist die Varianz des bedingten Erwartungswerts  $E(Y|X)$ , und  $E(Var(Y|X))$  ist der Erwartungswert der bedingten Varianz  $Var(Y|X)$  von  $Y$  unter der Bedingung der möglichen Realisationen von  $X$ .

Im vorliegenden Fall kann  $Var(E(Y|X))$  als Variabilität der maximalen Hüllrohrtemperatur aufgrund der möglichen Realisationen für die allgemeinen Modell- und betriebsspezifischen Parameter interpretiert werden. Im Vergleich dazu drückt  $E(Var(Y|X))$  die Variabilität der maximalen Hüllrohrtemperatur bzgl. einer Realisation der allgemeinen Parameter aus. Da diese Variabilität durch die brennstabspezifischen Parameter verursacht wird, ist  $E(Var(Y|X))$  Ausdruck für die Variabilität der maximalen Hüllrohrtemperatur aufgrund der brennstabspezifischen Parameter.

Der Sensitivitätsindex nach Sobol für die allgemeinen Modell- und betriebsspezifischen Parameter beträgt 0.59 und zeigt damit einen stärkeren Einfluss dieser Parameter im Vergleich zu den brennstabspezifischen Parametern. Einen Überblick über die Variabilität der maximalen Hüllrohrtemperaturen über die Realisationen (Wertekombinationen) der allgemeinen Parameter gibt Abb. 5.78.



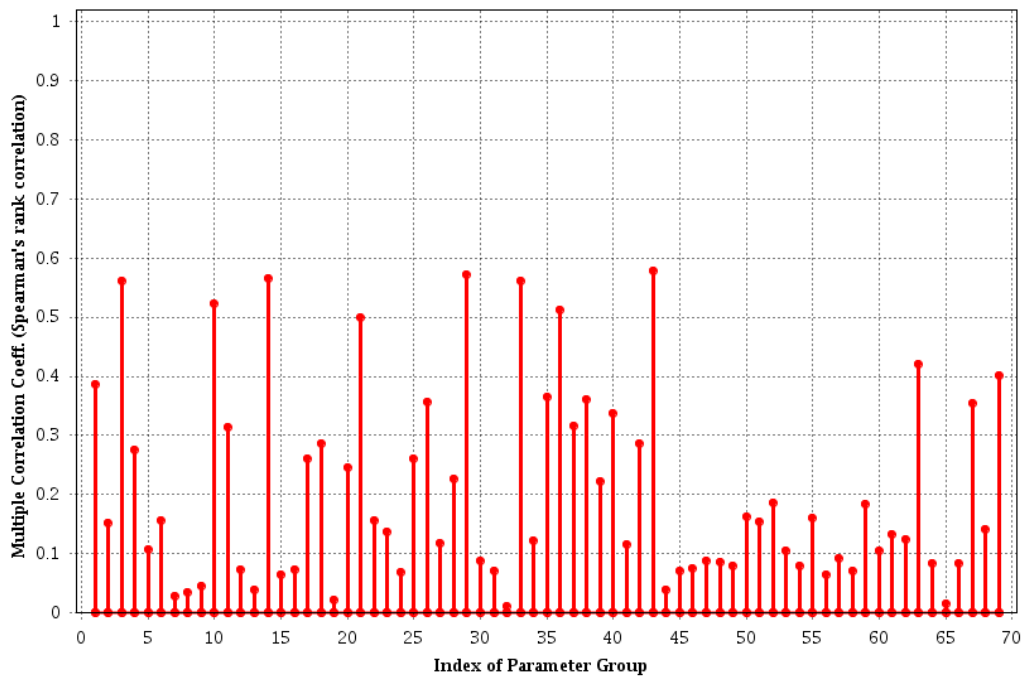
**Abb. 5.78** Mittelwert, Minimum und Maximum der maximalen Hüllrohrtemperatur bezogen auf die 9 unterschiedlichen Wertekombinationen der allgemeinen unsicheren Parameter

### 5.3.7.2 Sensitivitätsanalyse für die maximale Hüllrohrtemperatur über alle Kernkanäle

Der größere Einfluss der allgemeinen unsicheren Parameter wird auch durch einen Vergleich der multiplen Korrelationskoeffizienten (nach Spearman) für Parametergruppen unterstrichen. Diese multiplen Korrelationskoeffizienten wurden zusätzlich in SUSA implementiert. Für die Berechnungen im vorliegenden Fall wurden die Parameter aus Tab. 5.3 auf insgesamt 69 Gruppen aufgeteilt. Die genaue Aufteilung ist in Tab. 5.32 zu sehen. Die Parameter sind dabei durch ihre Nummern angegeben.

**Tab. 5.32** Betrachtete Parametergruppen in der Sensitivitätsanalyse

| Parameter-<br>gruppe | Parameter | Parameter-<br>gruppe | Parameter | Parameter-<br>gruppe | Parameter |
|----------------------|-----------|----------------------|-----------|----------------------|-----------|
| 1                    | 1 2 3     | 24                   | 40        | 47                   | 63 – 79   |
| 2                    | 4 5       | 25                   | 41        | 48                   | 80 – 96   |
| 3                    | 6         | 26                   | 42        | 49                   | 97 – 113  |
| 4                    | 7 8       | 27                   | 43        | 50                   | 114 – 130 |
| 5                    | 9         | 28                   | 44        | 51                   | 131 – 147 |
| 6                    | 10 11     | 29                   | 45        | 52                   | 148 – 164 |
| 7                    | 12        | 30                   | 46        | 53                   | 165 – 181 |
| 8                    | 13        | 31                   | 47        | 54                   | 182 – 198 |
| 9                    | 14        | 32                   | 48        | 55                   | 199 200   |
| 10                   | 15 16     | 33                   | 49        | 56                   | 201 – 217 |
| 11                   | 17        | 34                   | 50        | 57                   | 218 – 234 |
| 12                   | 18        | 35                   | 51        | 58                   | 235 – 251 |
| 13                   | 19        | 36                   | 52        | 59                   | 252       |
| 14                   | 20        | 37                   | 53        | 60                   | 253       |
| 15                   | 21        | 38                   | 54        | 61                   | 254       |
| 16                   | 22        | 39                   | 55        | 62                   | 255       |
| 17                   | 23        | 40                   | 56        | 63                   | 257       |
| 18                   | 24        | 41                   | 57        | 64                   | 258       |
| 19                   | 25        | 42                   | 58        | 65                   | 259       |
| 20                   | 34        | 43                   | 59        | 66                   | 260       |
| 21                   | 37        | 44                   | 60        | 67                   | 261       |
| 22                   | 38        | 45                   | 61        | 68                   | 262       |
| 23                   | 39        | 46                   | 62        | 69                   | 263       |



**Abb. 5.79** Multiple Korrelationskoeffizienten (nach Spearman) der maximalen Hüllrohrtemperatur bzgl. 69 Parametergruppen

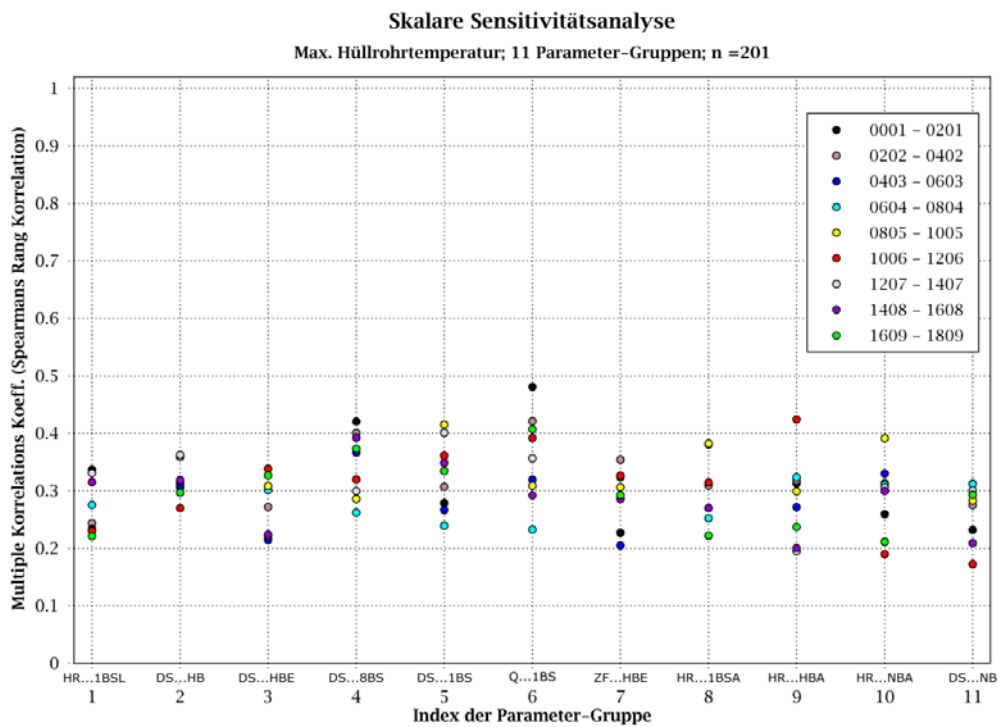
Wie in Abb. 5.79 zu erkennen ist, kommen alle wichtigen Beiträge zur Variation der maximalen Hüllrohrtemperatur ausschließlich von Gruppen mit allgemeinen Parametern. Die wichtigsten Beiträge (multipler Korrelationskoeffizienten  $> 0.4$ ) sind im Folgenden (Tab. 5.33) aufgelistet. Dabei wird zunächst der multiple Korrelationskoeffizient aufgeführt, dann die zugehörige Parametergruppe sowie in Klammern die Richtung des Einflusses (+: positiv, -: negativ) und die Namen der Parameter in der Gruppe. Die Richtung des Einflusses wurde aus den Korrelationskoeffizienten bzgl. der einzelnen Parameter abgeleitet.

**Tab. 5.33** Multiple Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den 11 einflussreichsten Parametergruppen und der maximalen Hüllrohrtemperatur

| Parameter-Gruppen-Nr. | Parameter-name | Parameterbeschreibung  | Rang-korrelations-koeffizient |
|-----------------------|----------------|--|-------------------------------|
| 43                    | DT_HKMP        | Zeit zwischen Prozesssignal zum Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen und dem Abschalten                  | + 5.7914E-01                  |
| 29                    | CGHTWT         | Maximal möglicher Wärmeübergangskoeffizient für die obere Quenchfront, Brennelement                      | + 5.7272E-01                  |
| 14                    | ODHCC          | Multiplikationsfaktor für relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | + 5.6464E-01                  |

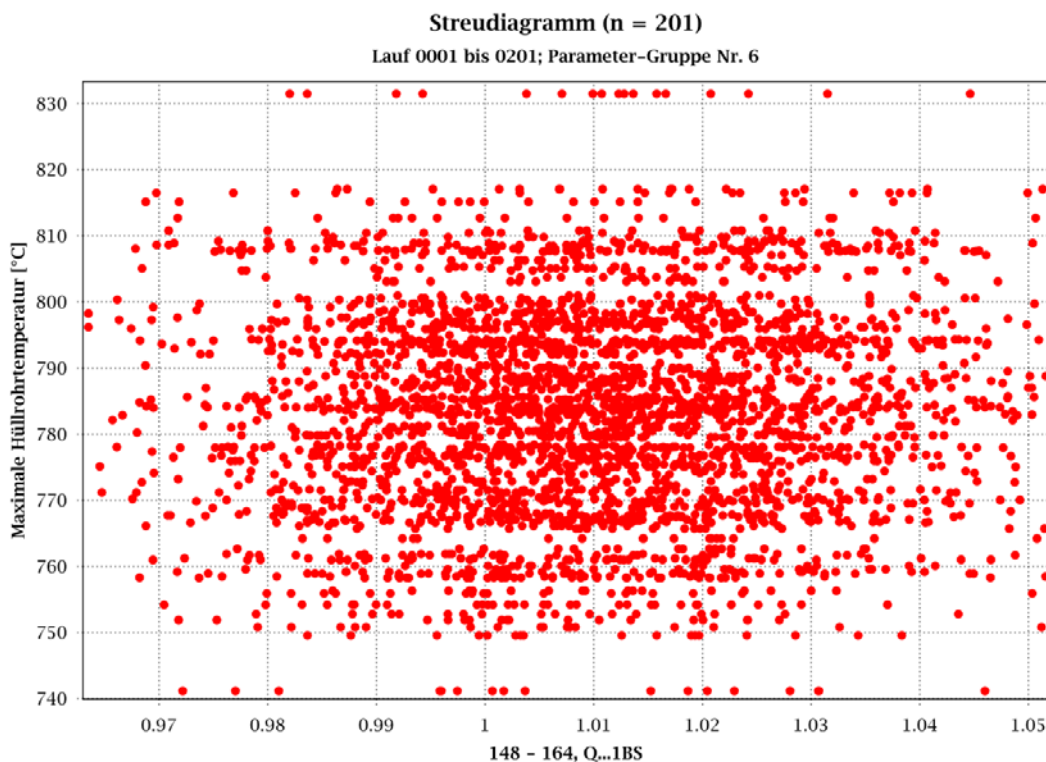
| Parameter-Gruppen-Nr. | Parameter-name | Parameterbeschreibung   | Rang-korrelations-koeffizient |
|-----------------------|----------------|---|-------------------------------|
| 3                     | OHWNB          | Blasensieden (modifizierte Chen Korrelation) – Korrekturfaktor, Alle Flächen mit Wärmeübertragung | + 5.6190E-01                  |
| 33                    | ROU0HBE        | Wandrauigkeit des Heißstabs und des heißen BE   | - 5.6084E-01                  |
| 10                    | ZB, ZT         | Zahl Blasen, Zahl Tropfen   | + 5.2256E-01                  |
| 36                    | FKPDMHL        | Korrekturfaktor für Strömungsfläche oberer Ringraum und Heißer Strang                             | - 5.1191E-01                  |
| 21                    | OPVISL         | Transport Stoffwerte, Viskosität des Wassers – Korrekturfaktor                                    | + 5.0006E-01                  |
| 63                    | FAKWLF         | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs  | - 4.1959E-01                  |
| 69                    | DELKMT         | Abweichung der Mittleren Kühlmitteltemperatur vom Sollwert  | - 4.0052E-01                  |

Abb. 5.80 zeigt die multiplen Korrelationskoeffizienten (nach Spearman) für Gruppen stabbezogener Parameter. Jede der neun Ergebnisscharen bezieht sich auf 201 Kernkonfigurationen bei jeweils konstanten globalen Parametern.



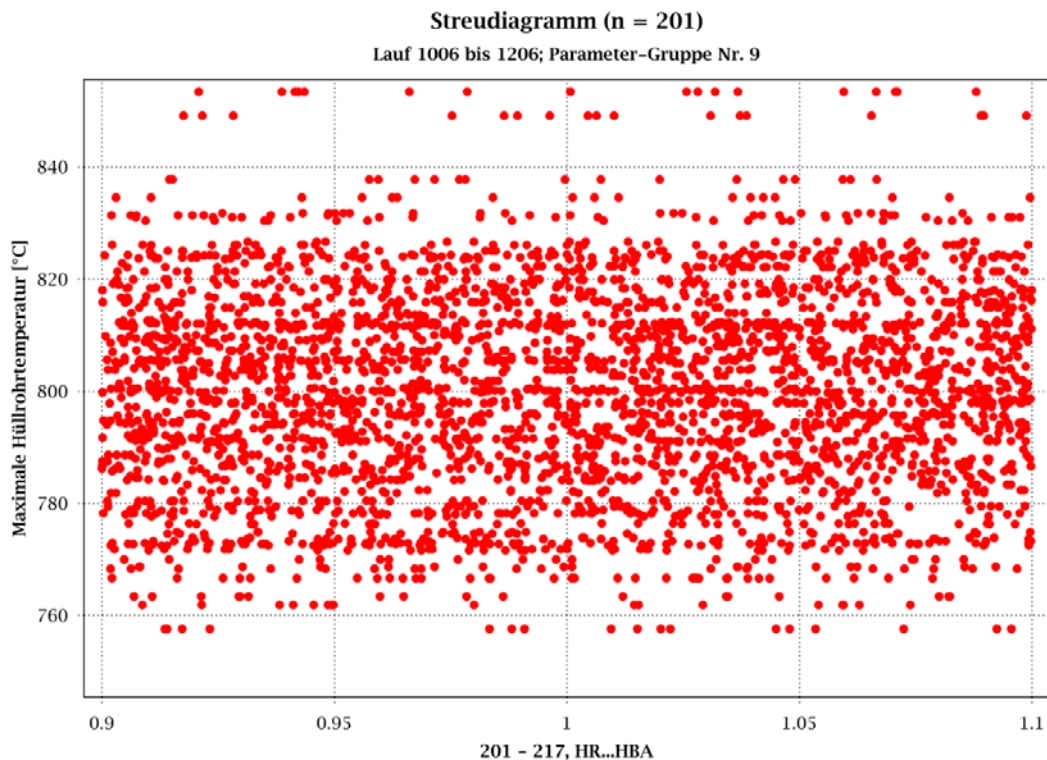
**Abb. 5.80** Multiple Korrelationskoeffizienten (nach Spearman) für Gruppen stabbezogener Parameter

Abb. 5.81 stellt das Streudiagramm der maximalen Hüllrohrtemperatur für die Parametergruppe mit der stärksten in der Analyse auftretenden Korrelation dar (Parameter-Gruppe Nr. 6; Rechenlauf 0001 bis 0201; Korrekturfaktor der Stableistung  $Q_{nm1BS}$  mit  $n = [0;8]$ ,  $m = [0;2]$ , siehe Abb. 5.80). Es ist ersichtlich, dass auch in diesem Fall nur eine schwache Korrelation nachzuweisen ist. Begründet ist dieses Ergebnis dadurch, dass die maximale Hüllrohrtemperatur in jedem Rechenlauf in einem anderen Kernhauptkanal auftreten kann. In die Gruppeneauswertung fließen allerdings die variierten Parameter aller Kanäle ein. Somit ist die Zuordnung der Ergebniswerte zu den variierten Eingabeparametern nicht eindeutig und die Streuung entsprechend hoch.



**Abb. 5.81** Streudiagramm der Parameter-Gruppe Nr. 6; Lauf 0001 bis 0201

Ein ähnliches Bild (Abb. 5.82) ergibt sich bei der Auswertung der Kernkonfiguration mit der höchsten Varianz in der maximalen Hüllrohrtemperatur (Lauf 1006 bis 1206, Abb. 5.80). Die hier stärkste Korrelation mit der Parameter-Gruppe Nr. 9 (Abbrand im heißen Bündel  $HR_{nm\_HBA}$ ) zeigt ebenfalls eine starke Streuung. Die Begründung für dieses Verhalten ist auch hier eine unzureichende Zuordnung zwischen Ergebnis und variierten Eingabeparameter.

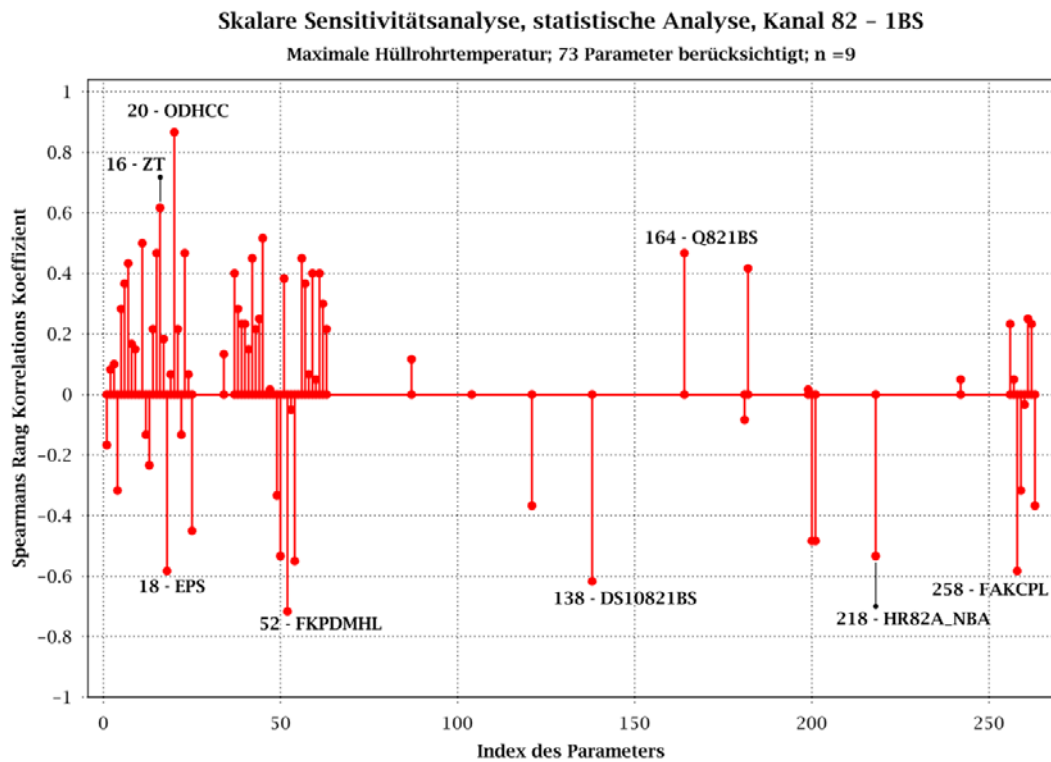


**Abb. 5.82** Streudiagramm der Parameter-Gruppe Nr. 9, Lauf 1006 bis 1206

### 5.3.7.3 Sensitivitätsanalyse für die maximale Hüllrohrtemperatur in ausgewählten Kernkanälen

Die nachfolgende Sensitivitätsanalyse des Einflusses globaler Parameter wurde anhand derjenigen Anlagen- und Kernkonfiguration vorgenommen, welche in der gesamten „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ die höchste Hüllrohrtemperatur aufwies. Dabei handelt es sich um die Datensatzkonfiguration Nr. 78. Die entsprechenden neun Variationen der globalen Parameter werden demnach in den Läufen 78, 279, 480, 681, 882, 1083, 1284, 1485 sowie 1686 durchgeführt. Die höchste Hüllrohrtemperatur zeigte sich dabei im Kanal 82 am heißen Stab (1BS) bei dem Rechenlauf 1686. Die Analyse der Sensitivitäten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten und zweiten Temperaturmaximum erfolgt deshalb für diesen Stab. Die Ergebnisse basieren auf einem sehr niedrigen Stichprobenumfang von  $n=9$ . Der Einfluss des geringen Stichprobenumfangs auf die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse wird in Kapitel 5.3.7 beschrieben.

Abb. 5.83 zeigt beispielhaft die Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kernhauptkanal 82 für den Heißstab HR82H\_1BS.



**Abb. 5.83** Spearman's Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohr-temperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 82

Die Korrelationskoeffizienten nach Spearman wurden außerdem für das zweite Temperaturmaximum sowie für den Heißstab HR22H\_1BS ermittelt, da über dem Kernhauptkanal 22 eine Notkühlein speisung über einen heißseitigen Druckspeicher erfolgt und in diesem Kernhauptkanal 22 die niedrigste maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum berechnet wurde. Die Ergebnisse können Anhang A.1 entnommen werden.

Der Einfluss aller unsicheren Parameter, welche im Zuge der Sensitivitätsanalyse auffällig wurden, sind auf Plausibilität geprüft worden. Dies ist von besonderer Bedeutung, da aufgrund des geringen Stichprobenumfangs mit nur neun zufälligen Variationen die Aussagen der Sensitivitätsanalyse, wie in der Einleitung dieses Kapitels 5.3.7 beschrieben, nur begrenzt belastbar sind. Die Einflüsse der dabei identifizierten Parameter ODHCC, FKPDML, ZT, DSnm1BS, FAKCPL, Qnn1BS, OPVISL, FAKWLF, ZETCOR, HRnmA\_XBA und DELWLDS auf das Temperaturmaximum wurden bereits im Kapitel 5.2.3.4 behandelt.



Im Folgenden werden die Parametereinflüsse, die nicht in dem Kapitel 5.2.3.4 beschrieben wurden, kurz erklärt:

- ZGTUP: Eine Verringerung des Strömungswiderstands zwischen den Steuerstabführungsrohren zum oberen Plenum führt zu einem größeren Massenstrom über die Steuerstabführungsrohre zum Deckelraum und somit zu einer höheren Kühlmitteltemperatur im Deckelraum. Dies führt zu einer früheren und stärkeren Dampfbildung im Deckelraum und somit zu einer früheren und stärkeren Kühlmittelzufuhr direkt oberhalb des oberen Kerngerüsts. Dadurch wird diese Kühlmittelzufuhr früher beendet und trägt damit nicht mehr zur Kernkühlung bei. Dies kann zu einer Erhöhung der maximalen Hüllrohrtemperatur beitragen.
- ZFnmHBE: Eine Erhöhung der Formverlustwerte der Abstandshalter in einem Brennelement führt zu einer Verringerung des Durchsatzes in dem Brennelement. Es wird erwartet, dass eine Verringerung des Brennelementdurchsatzes zu einer Verschlechterung der Kühlungsbedingungen führt.
- FAKGJNA: Eine Verringerung der Einspeisung über die Not- und Nachkühlpumpen führt zu einer Verzögerung der Wiederauffüllung des Kerns. Dadurch verzögert sich die Verbesserung der Kühlungsbedingungen im oberen Kernbereich, sodass der Anstieg der Hüllrohrtemperatur bis zum zweiten Temperaturmaximum länger andauert und somit höhere Temperaturwerte erreicht werden.
- TURB: Der Parameter TURB beeinflusst den kritischen Massenstrom. Eine Veränderung der Größe der Bruchmassenströme beeinflusst die Abströmung von Kühlmittel aus dem Kern und somit den Stagnationspunkt im Kern, an dem die schlechtesten Kühlungsbedingungen herrschen. Die Lage des Stagnationspunktes beeinflusst den DNB Zeitpunkt und mit den Kühlungsbedingungen die maximale Hüllrohrtemperatur.
- ROU0HBE: Die Wandrauigkeit in den Brennelementen beeinflusst die den Strömungswiderstand und somit Strömungsgeschwindigkeit des Wasser-Dampfgemischs im Brennelement. Eine geringere Wandrauigkeit im Brennelement ermöglicht eine höhere Geschwindigkeit des Wasserdampfgemischs im Brennelement. Dies kann zu einem schnelleren Austrag von Wasser aus dem Kern beitragen und somit die Kühlungsbedingungen verschlechtern.
- DT\_HKMP: Der Parameter DT\_HKMP beeinflusst den pumpenseitigen Bruchmassenstrom. Eine Veränderung der Größe des pumpenseitigen Bruchmassenstroms beeinflusst die Abströmung von Kühlmittel aus dem Kern und somit den

Stagnationspunkt im Kern, an dem die schlechtesten Kühlungsbedingungen herrschen. Die Lage des Stagnationspunktes beeinflusst den DNB Zeitpunkt und mit den Kühlungsbedingungen die maximale Hüllrohrtemperatur.

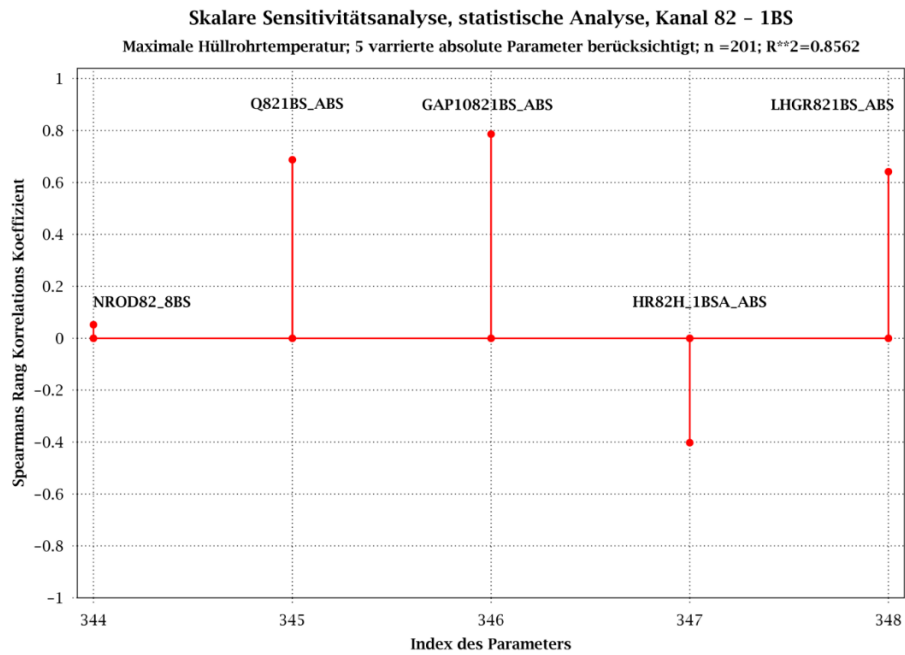
- DELDRDS: Ein hoher Druck in den Druckspeichern führt zu einem höheren Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in das obere Plenum und zu einer verstärkten Kondensation von Dampf im oberen Plenum. Dies kann dazu führen, dass mehr Dampf aus dem Kern in das obere Plenum abströmt und somit weniger Wasser in den Kern zur Kühlung der Brennstäbe eindringt und sich somit die Kühlungsbedingungen im Kern verschlechtern.
- Bei der Sensitivitätsanalyse sind außerdem die folgenden Parameter mit hohen Korrelationskoeffizienten in Erscheinung getreten, bei denen nach Expertenmeinung kein Kausalzusammenhang mit dem Temperaturmaximum besteht. Die Ergebnisse basieren auf einem sehr niedrigen Stichprobenumfang von  $n=9$ .
- EPS: Eine Verringerung des Konvergenzkriteriums erhöht die Genauigkeit des Integrationsverfahrens und sollte daher auch zu einer Erhöhung der Zuverlässigkeit des Rechenergebnisses führen. Ein Vergleich zweier Analysen mit unterschiedlichen Konvergenzkriterien (Abb. 5.41) zeigt praktische keine Unterschiede bei der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten und zweiten Temperaturmaximum.
- OFRIC: Dieser Parameter wird im 5-Gleichungssystem nicht verwendet.
- ICMPO: Dieser Parameter kontrolliert den Druckrückgewinn bei einem Diffusor z. B. bei der Verbindung zwischen der Erweiterung vom heißen Strang in das Dampferzeugereintrittsplenum und vom kalten Strang zum Ringraum. Ein Diffusor wurde jedoch an beiden hier erwähnten Stellen nicht nachgebildet. Daher kann dieser Parameter keine Auswirkung auf die maximale Hüllrohrtemperatur haben.
- OPCPL: Im Rahmen dieses Vorhabens konnte nicht geklärt werden, warum eine Vergrößerung des der Wärmekapazität von Wasser (nur für die Transporteigenschaft, maximal 0.94 %) zu einer Erhöhung der maximalen Hüllrohrtemperatur führt.
- OHWNB: Im Rahmen dieses Vorhabens konnte nicht geklärt werden, warum eine Vergrößerung des Wärmeübergangs beim Blasensieden (modifizierte Chen Korrelation) zu einer Erhöhung der maximalen Hüllrohrtemperatur führt, da diese Wärmeübergangskorrelation an Hüllrohren in den Bereichen mit DNB nicht zum Einsatz kommt. Ein möglicher geringer Einfluss könnte sein, dass durch eine Verbesserung

des Wärmeübergangs beim Blasensieden im benetzten Teil des Kerns etwas mehr Dampf produziert wird, der die Kühlung des Heißstabs beeinträchtigt.

#### **5.3.7.4 Sensitivitätsanalyse in ausgewählten Kernkanälen**

Zur Auswertung des Einflusses der Pin-Werte wurden die kombinierten Werte aus den Pin-Daten und den durch SUSA ausgespielten Zufallswerten aus den Eingabedatensätzen extrahiert und den Ergebnissen für die Hüllrohrtemperaturen zugeordnet. Diese Werte sind die Anzahl der Nachbarstäbe des Heißstabs `NRODnm_8BS`, die absolute Stableistung des Heißstabs `Qnm1BS_ABS`, die Spaltweite zwischen Pellet und Hüllrohrinnenseite des Heißstabs `GAP10nm1BS_ABS`, der Abbrand des Heißstabs `HRnmH_1BSA_ABS` sowie die maximale Stablängenleistung des Heißstabs `LHGRnm1BS_ABS`. Diese kombinierten Werte wurden in die Parameterliste der unsicheren Parameter integriert, in dem diese fünf Werte für jeden Heißstab in den 17 Kernhauptkanälen hinter den 263 definierten unsicheren Parametern angehängt wurden (Parameter 264 bis 348).

Nachfolgend wird zuerst der Rechenfall mit der höchsten aufgetretenen Hüllrohrtemperatur untersucht. Diese zeigte sich im Kanal 82 am heißen Stab (1BS) bei dem Rechenlauf 1686 und damit in der neunten Variation der globalen Parameter. Die nachfolgende Auswertung bezieht sich deshalb auf die 201 Datensätze aus dieser neunten globalen Parametervariation im Kanal 82. Abb. 5.84 zeigt die Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 82.

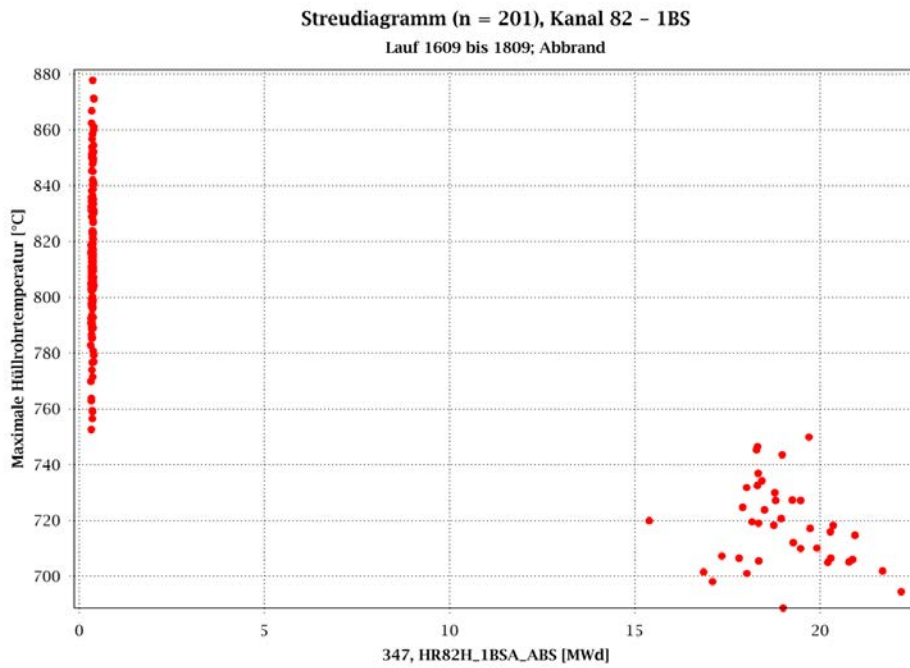


**Abb. 5.84** Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 82

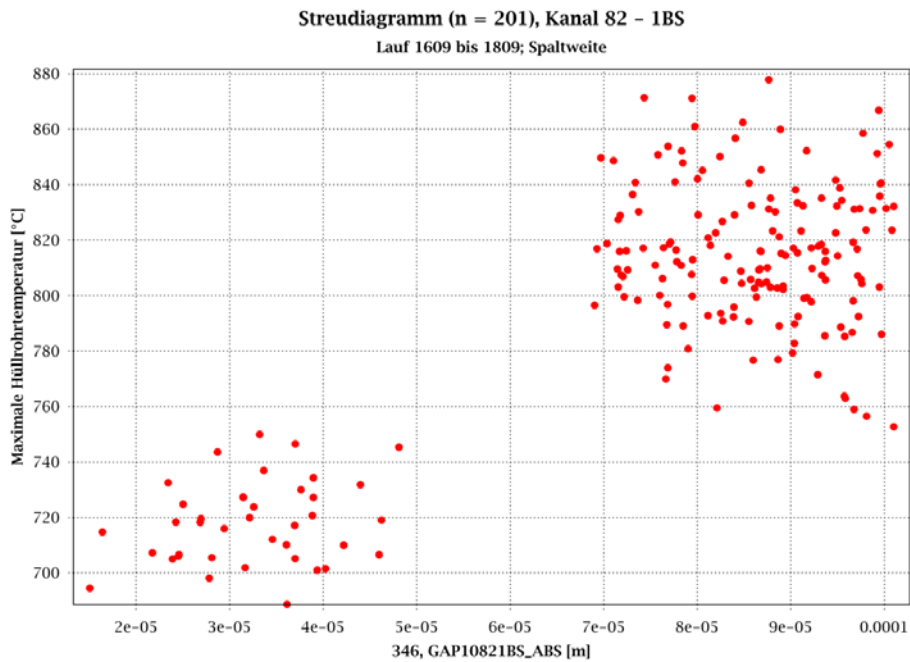
Die Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman zeigen einen starken Einfluss der Eingangswerte für:

- Stableistung (Q821BS\_ABS): 0.69
- Spaltweite (GAP10821BS\_ABS): 0.79
- Abbrand (HR82H\_1BSA\_ABS): -0.40
- maximale Stablängenleistung (LHGR821BS\_ABS): 0.64

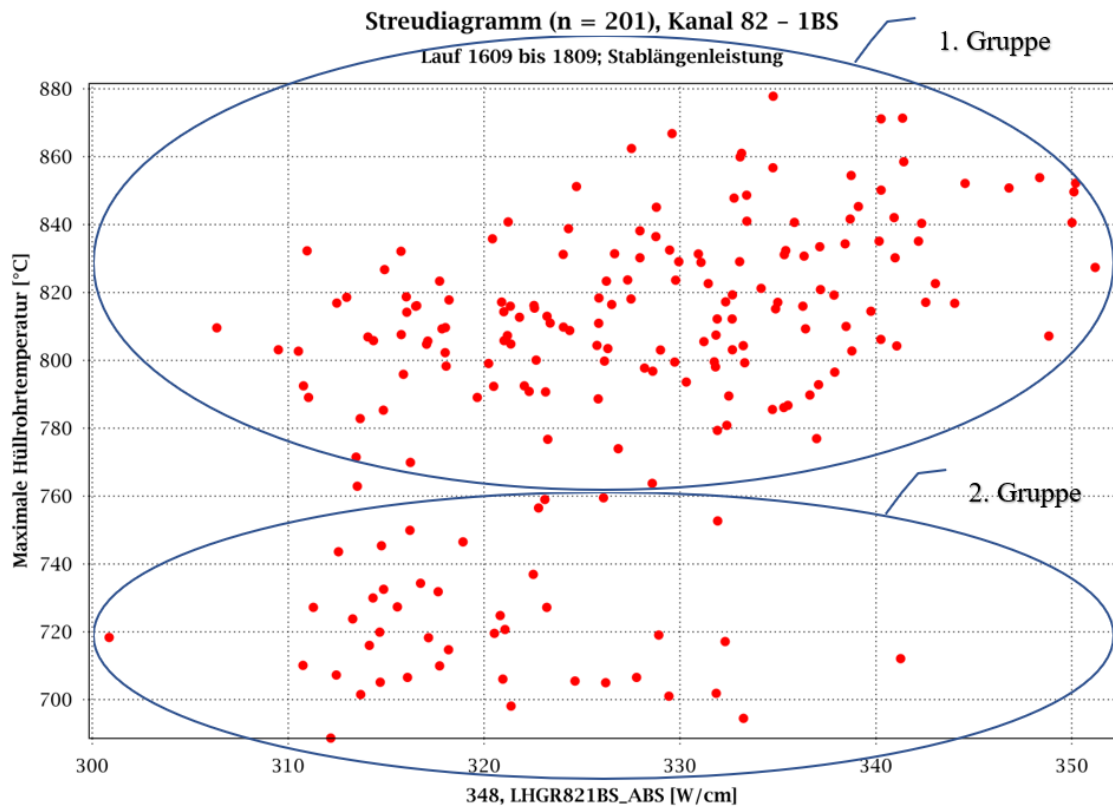
Die im Kanal 82 eingesetzten Brennstäbe besitzen zwei Abbrandklassen welche um 0.33 MWd und 20 MWd variiert wurden. Abb. 5.85 zeigt das Streudiagramm der verwendeten Absolutwerte für den Abbrand der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation (Lauf 1609 bis 1809) im Kanal 82. Diese Abbrandklassen haben großen Einfluss auf den Pellet-Durchmesser und damit auf die Spaltweite zwischen dem Pellet und der Hüllrohre der Heißstäbe. Folglich ergeben sich über die Abbrandklassen zwei Gruppen der Ergebniswerte für die maximale Hüllrohrtemperatur, welche sich auch in den Auswertungen der Streudiagramme für den Abbrand (HR82H\_1BSA\_ABS, Abb. 5.85), für den Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr (GAP10821BS\_ABS, Abb. 5.86) sowie für die Stablängenleistung (LHGR821BS\_ABS, Abb. 5.87) widerspiegeln.



**Abb. 5.85** Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für den Abbrand der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 82 auf die maximale Hüllrohrtemperatur

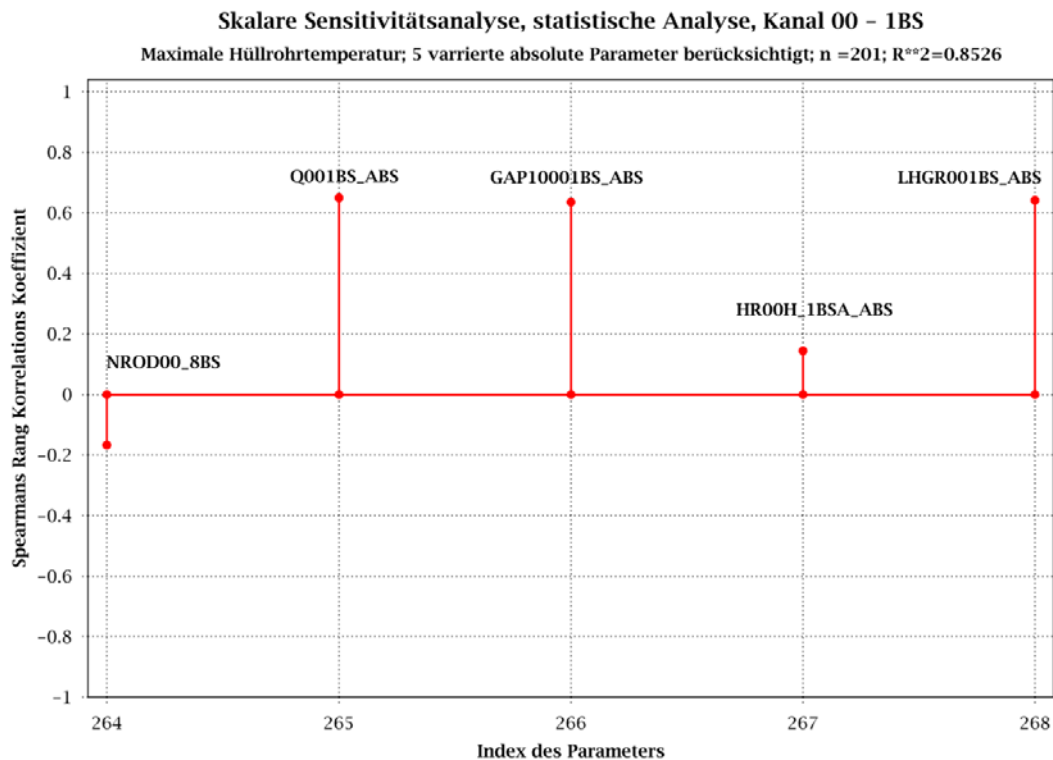


**Abb. 5.86** Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für den Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 82 auf die maximale Hüllrohrtemperatur



**Abb. 5.87** Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für die maximale Stablängenleistung der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 82 auf die max. Hüllrohrtemperatur

Eine gleichartige Auswertung der Sensitivitäten für den Zentralkanal 00 ergibt ein ähnliches Bild (Abb. 5.88). Allerdings werden im Zentralkanal nur Brennelemente mit Heißstäben mit geringem Abbrand eingesetzt. Dies zeigt sich bei den Streudiagrammen für den Abbrand (HR00H\_1BSA\_ABS, Abb. 5.89), für den Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr (GAP10001BS\_ABS, Abb. 5.90) und für die Stablängenleistung (LHGR001BS\_ABS, Abb. 5.91)

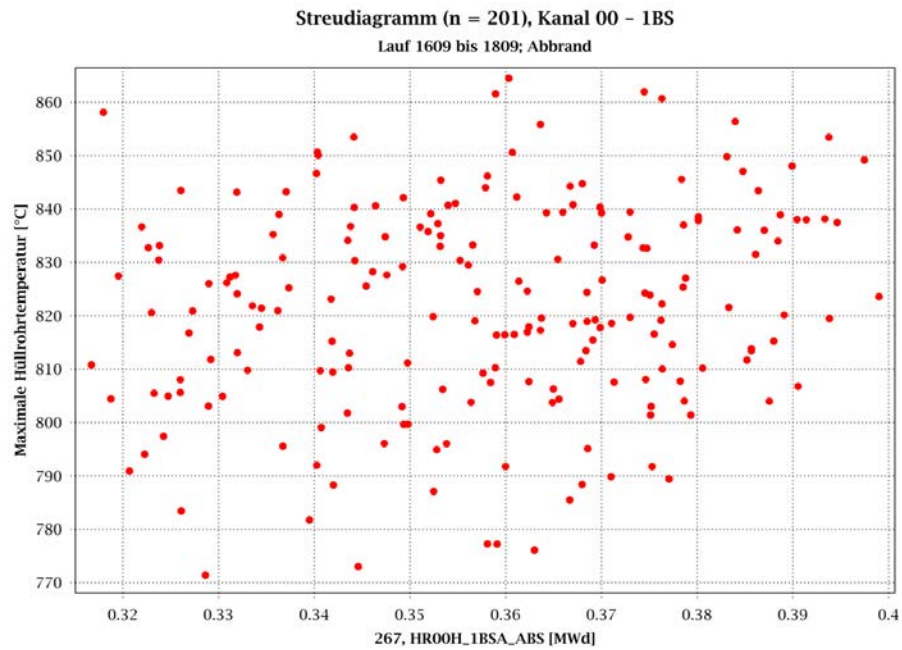


**Abb. 5.88** Spearman's Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 00

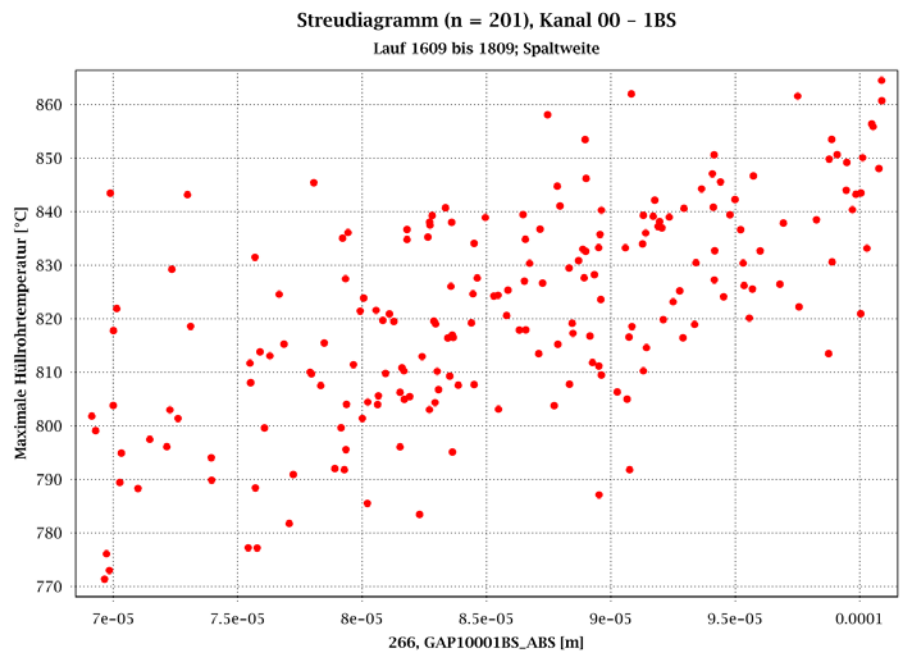
Folgende Eingangswerte wurden für den Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman berechnet:

- Stableistung (Q001BS\_ABS): 0.65
- Spaltweite (GAP10001BS\_ABS): 0.64
- Abbrand (HR00H\_1BSA\_ABS): 0.15
- maximale Stablängenleistung (LHGR001BS\_ABS): 0.64

Im Zentralkanal 00 werden nur Heißstäbe mit niedrigem Abbrand eingesetzt. Dementsprechend bilden sich hier auch keine Ergebnisgruppen der maximalen Hüllrohrtemperatur aus. Der Rangkorrelationskoeffizient zeigt eine schwach positive Korrelation zwischen steigendem Abbrand und steigender Hüllrohrtemperatur. Allerdings mit nur geringer statistischer Signifikanz, wie auch aus den folgenden Streudiagrammen (Abb. 5.89) für den Abbrand hervorgeht. Die Streudiagramme zum Abbrand, zur Spaltweite und Stablängenleistung (Abb. 5.90, Abb. 5.91) zeigen auf, dass sich ohne unterschiedliche Abbrandklassen auch keine Cluster in den maximalen Hüllrohrtemperaturen ausbilden.

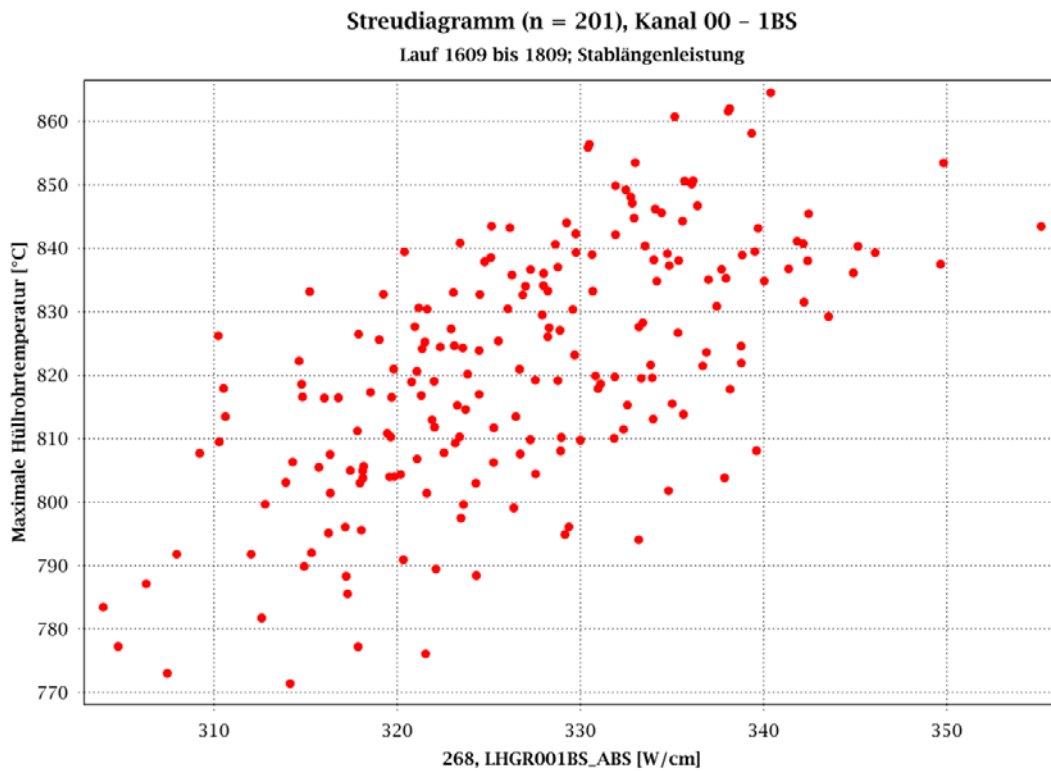


**Abb. 5.89** Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für den Abbrand der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 00 auf die maximale Hüllrohrtemperatur



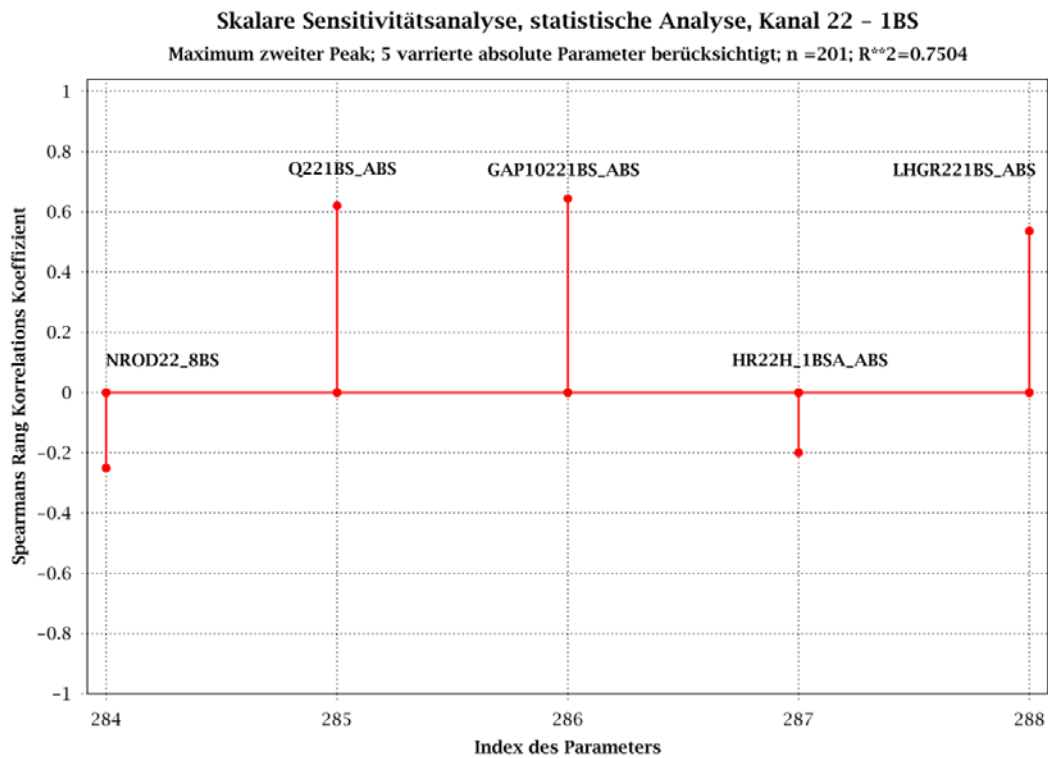
**Abb. 5.90** Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für den Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 00 auf die maximale Hüllrohrtemperatur





**Abb. 5.91** Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für die maximale Stablängenleistung der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 00 auf die maximale Hüllrohrtemperatur

Für den Kanal 22, in dem ein Einfluss auf das zweite Temperaturmaximum durch das einspeisende Not- und Nachkühlsystem zu erwarten ist, zeigt die Sensitivitätsanalyse der absoluten Parameter ein ähnliches Bild (Abb. 5.92) wie in den zuvor dargestellten Ergebnissen zum ersten Maximum in Kanal 82 sowie Kanal 00.



**Abb. 5.92** Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 22

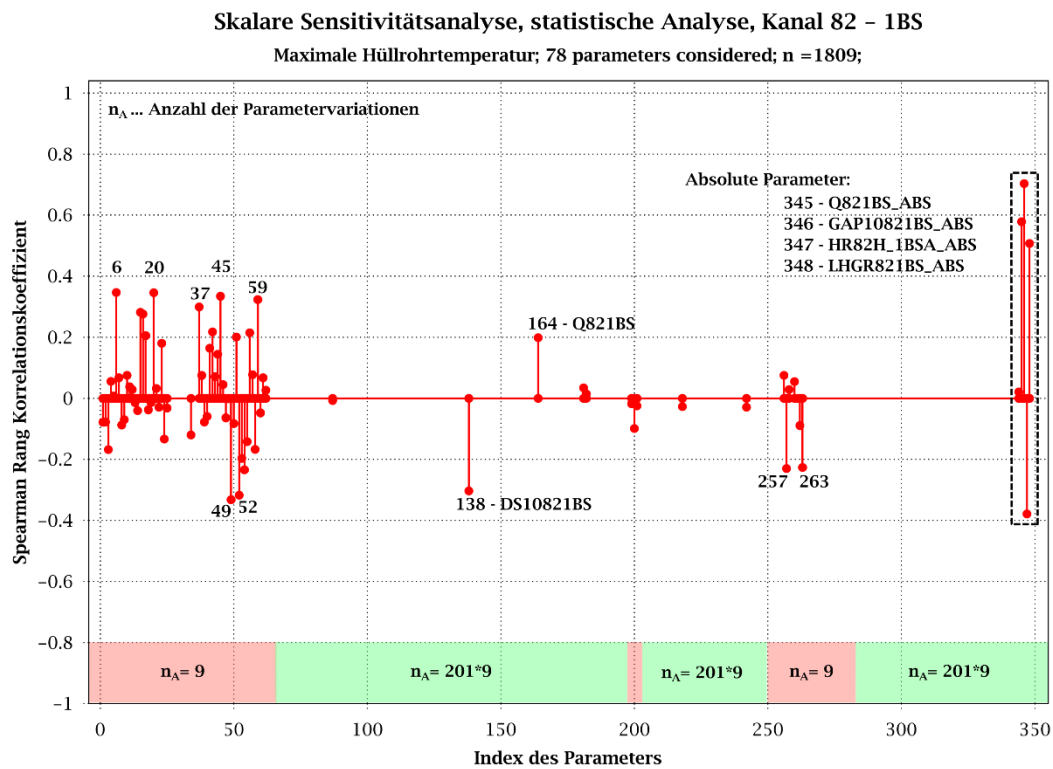
Die Rangkorrelationskoeffizienten für die absoluten Eingabeparameter ergeben sich wie folgt:

- Anzahl Nachbarstäbe (NROD22\_8BS): -0.25
- Stableistung (Q221BS\_ABS): 0.62
- Spaltweite (GAP10221BS\_ABS): 0.64
- Abbrand (HR22H\_1BSA\_ABS): -0.20
- maximaler Stablängenleitung (LHGR221BS\_ABS): 0.54

Auffällig ist, dass die Anzahl der Nachbarstäbe (Korrelationskoeffizient: -0.25) hier einen signifikanten Einfluss zu haben scheint.

### 5.3.7.5 Sensitivitätsanalyse mit Berücksichtigung der Pin-Werte sowie der globalen und stabbezogenen Parameter

Werden die Sensitivitäten sowohl für die globalen, die stabbezogenen als auch der absoluten Parameter in der Analyse untersucht, so zeigen die globalen Parameter im Vergleich zu den absoluten und stabbezogenen Parametern einen geringeren Einfluss. Abb. 5.93 zeigt die Sensitivitätsauswertung über den Spearman Rang Korrelationskoeffizienten für alle 1809 Rechenläufe (201 Datensätze \* 9 Variationen) der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ im Kanal 82, in welchem die höchste Hüllrohrtemperatur aufgetreten ist. Dabei ist zu beachten, dass die charakteristischen Heißstabwerte in jedem der 201 Datensätze unterschiedlich sind. Die globalen Parameter und die charakteristischen Heißstabwerte eines berücksichtigten Heißstabs weisen neun Variationen auf. Die Signifikanz der in Abb. 5.93 dargestellten Korrelationskoeffizienten ist demnach abhängig von der Anzahl der Parametervariationen  $n_A$  verschieden.

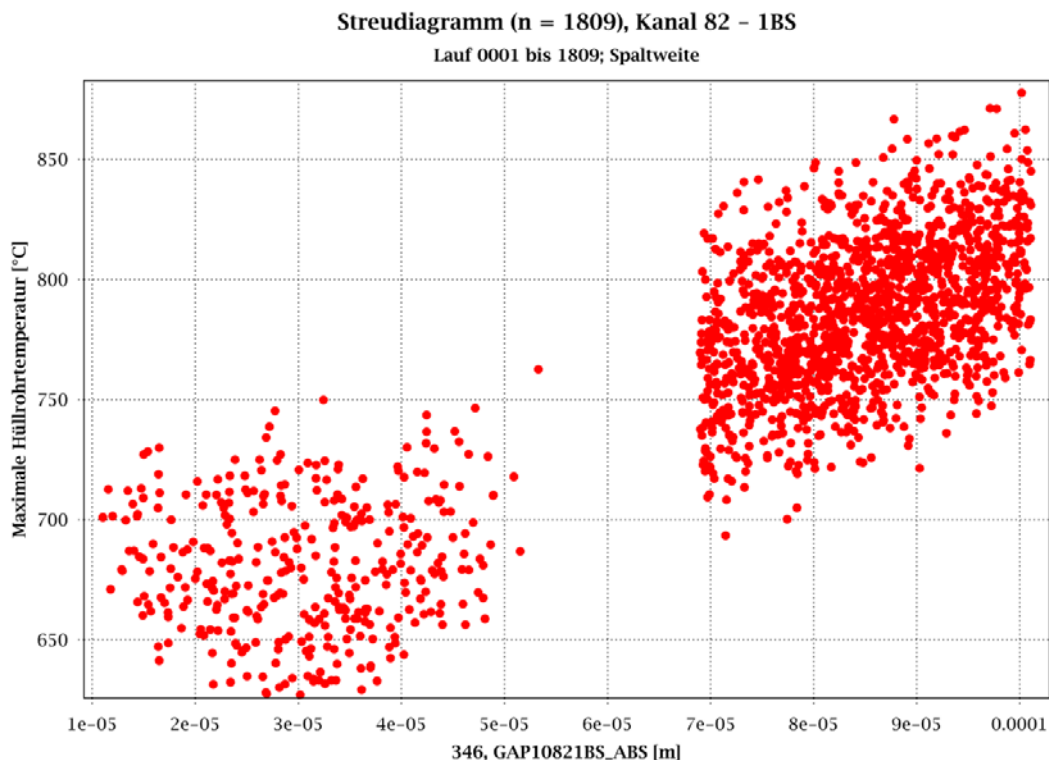


**Abb. 5.93** Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 82 einschließlich globaler Parameter

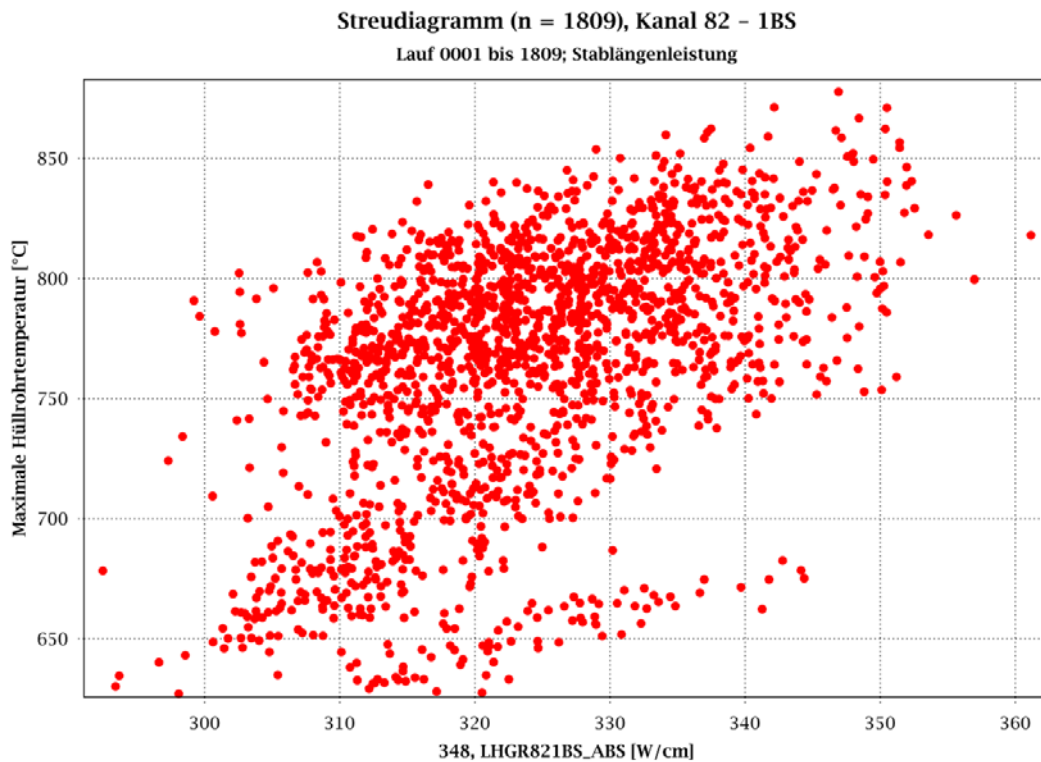
Die Spearman Rang Korrelationskoeffizienten der wichtigsten stabbezogenen Einflussgrößen bei Betrachtung aller 1809 Rechenläufe mit  $n_A = 201 * 9$  in Kanal 82 ergeben sich danach wie folgt:

- Korrekturfaktor des Pellet-Durchmessers (DS10821BS): -0.30
- Korrekturfaktor der Stableistung (Q821BS): 0.20
- Stableistung (Q821BS\_ABS): 0.58
- Spaltweite (GAP10821BS\_ABS): 0.70
- Abbrand (HR82H\_1BSA\_ABS): -0.38
- maximaler Stablängenleitung (LHGR821BS\_ABS): 0.51

Der Einfluss der Abbrandklassen spiegelt sich auch hier in den Streudiagrammen der Spaltweite (GAP10821BS\_ABS, Abb. 5.94) sowie der Stablängenleistung (LHGR821BS\_ABS, Abb. 5.95) wider.

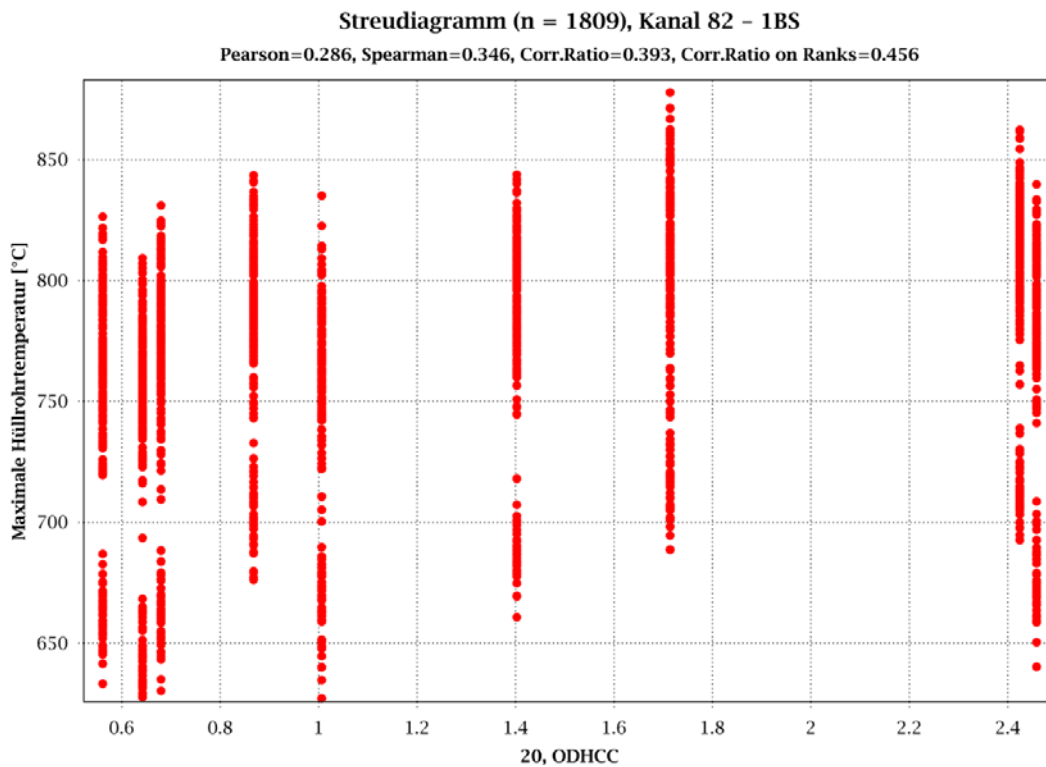


**Abb. 5.94** Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für den Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr der heißen Stäbe in den 1809 Rechenläufen im Kanal 82 auf die maximale Hüllrohrtemperatur



**Abb. 5.95** Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für die maximale Stablängenleistung der heißen Stäbe in den 1809 Rechenläufen im Kanal 82 auf die maximale Hüllrohrtemperatur

Im Gegensatz zu den signifikanten Korrelationen der stabbezogenen Werte sind die Korrelationskoeffizienten der globalen Parameter wenig belastbar, da diese nur neunmal variiert wurden ( $n_A = 9$ ). Durch die Kombination von neun Variationen mit 201 unterschiedlichen Heißstäben ergibt sich eine Schar von 1809 verschiedenen Eingangswerten für die statistische Auswertung. Dadurch erhöht sich die Aussagekraft der Sensitivitätsanalyse gegenüber einer Variation von nur neun Eingangswerten. Dies wird auch bei der Betrachtung der Streudiagramme dieser Parameter deutlich. Abb. 5.96 zeigt dazu beispielhaft das Streudiagramm für den Parameter 20 (ODHCC), welcher bei der Analyse in Abb. 5.93 den höchsten Rangkorrelationskoeffizienten der globalen Parameter mit  $\sim 0.35$  aufwies.



**Abb. 5.96** Streudiagramm des Einflusses des Parameters 20 (ODHCC) in den 1809 Rechenläufen im Kanal 82 auf die maximale Hüllrohrtemperatur

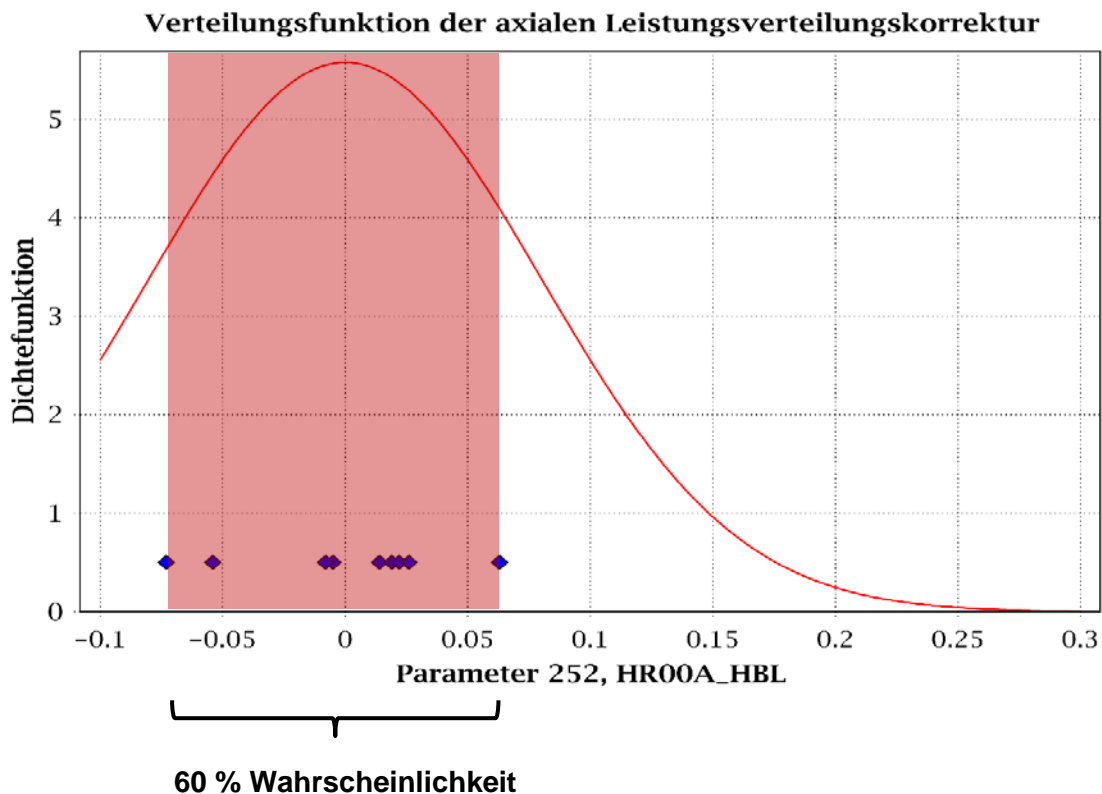
Zur Vollständigkeit werden nachfolgend die globalen Einflussgrößen mit den höchsten Rangkorrelationskoeffizienten bei Betrachtung aller 1809 Rechnungen mit  $n_A = 9$  in Kanal 82 aufgeführt:

- Faktor für die Relativgeschwindigkeit in Querverbindungen (20, ODHCC): 0.35
- Blasensieden Korrekturfaktor (6, OHWNB): 0.35
- Rauigkeit heißes BE (49, ROU0HBE): -0.33
- Wärmeübergangskoeffizient obere Quenchfront (45, CGHTWT): 0.33
- Todzeit Abschalten Hauptkühlmittelpumpen (59, DT\_HKMP): 0.32
- Faktor Strömungsfläche Ringraum - Heißer Strang (52, FKPDML): -0.32
- Stoffwerte Korrekturfaktor (37, OPVISL): 0.30
- Korrektur Wärmeleitfähigkeit Brennstoff (257, FAKWLF): -0.23
- Abweichung mittlere Kühlmitteltemperatur vom Sollwert (263, DELKMT): -0.23

### 5.3.8 Abschließende Bemerkungen

Wie in Abschnitt 5.3.4 beschrieben ist, wurden insgesamt neun verschiedene Wertekombinationen für die allgemeinen Modell- und betriebsspezifischen Parameter zufällig ausgespielt und in entsprechenden ATHLET-Rechnungen zusammen mit den brennstab-spezifischen Parameterwerten der Heißstäbe berücksichtigt. Dieser geringe Stichprobenumfang von  $n = 9$  Wertekombinationen ist ausreichend, um den Nachweis in Formel (5.11) mit  $\beta' = 0.70$  und  $\gamma = 0.95$  erbringen zu können, d. h. um das (70 % / 95 %)-Toleranzlimit für die maximale Hüllrohrtemperatur über alle hochbelasteten Brennstäbe berechnen zu können.

Unterschiedliche Betriebszustände hinsichtlich der Verzerrung des axialen Leistungsprofils werden mit dem unsicheren Parameter HR00A\_HBL berücksichtigt (Kapitel 5.1.3.6, Abb. 5.12). Seltene ungünstige Betriebszustände mit einer hohen Stablängenleistung in der oberen Kernhälfte werden in der Dichtefunktion (Abb. 5.97) im Parameterbereich von 0,25 bis 0,30 entsprechend der Wahrscheinlichkeitsverteilungen bei der Eingabe berücksichtigt. Die Zufallsstichprobe mit einem Stichprobenumfang von  $n = 9$  erfasste jedoch nur einen Parameterbereich von 34 %, in dem mögliche auftretende Betriebszustände mit 60%iger Wahrscheinlichkeit liegen (Abb. 5.97).



**Abb. 5.97** Verteilungsfunktion der axialen Leistungsverteilungskorrektur zur Berücksichtigung unterschiedliche Betriebszustände

Damit seltene ungünstige Betriebszustände (Parameter HR00A\_HBL zwischen 0,25 und 0,30) für eine einfache Zufallsstichprobe ausgespielt werden, muss der Stichprobenumfang, d. h. die Zahl der Wertekombinationen für die Modell- und betriebsspezifischen Parameter, erhöht werden. Sollen z. B. Betriebszustände, die mit einer Wahrscheinlichkeit von 1 % (5 %) vorkommen und mindestens einmal in 95 % aller Stichproben vertreten sein, dann muss der Stichprobenumfang mindestens  $n = 299$  ( $n = 59$ ) betragen. Ein solch hoher Stichprobenumfang kann nur bei gleichzeitiger Reduktion der Zahl der berücksichtigten hochbelasteten Brennstäbe realisiert werden, damit die Analyse noch praktikabel ist.

Eine andere Möglichkeit, seltene ungünstige Betriebszustände in einer Stichprobe zu berücksichtigen, ist die Durchführung eines geschichteten Auswahlverfahrens statt einer einfachen Zufallsauswahl. Dabei wird zunächst der Betriebszustand in disjunkte Gruppen aufgeteilt, wobei die Gruppen so gewählt werden, dass der Einfluss der Elemente in einer Gruppe weitgehend homogen und über die Gruppen relativ heterogen ist. Aus jeder der Gruppen, die auch als Schichten bezeichnet werden, wird anschließend eine einfache Zufallsauswahl entnommen. Mit der Gruppen- bzw. Schichtenbildung wird der



Stichprobenfehler gegenüber der einfachen Zufallsauswahl reduziert. Das heißt z. B., dass die Wahrscheinlichkeit dafür, dass bei keinem Brennstab die Hüllrohrtemperatur über 1200 °C liegt, genauer geschätzt werden kann.

## **6 Empfehlung zur Durchführung von LOCA-Analysen (AP 4.4)**

### **6.1 Thermohydraulische Modellierung des Reaktorkerns**

In dem Kapitel 5.1.1 wurde die thermohydraulische Modellierung des Reaktorkerns detailliert beschrieben. Das Ziel der Modellierung war, die thermohydraulischen Randbedingungen für die Heißstäbe in den 17 Kernhauptkanälen so realistisch wie möglich berechnen zu können. Dazu wurde für jeden der modellierten Heißstäbe ein thermohydraulischer Heißkanal geschaffen, der den Heißstab, die sechs bis acht umgebenden Brennstäbe und bis zu zwei Steuerstabführungsrohre enthält. Abhängig von der Anzahl der Brennstäbe und Steuerstabführungsrohre wurden für jeden Heißkanal der Strömungsquerschnitt, der hydraulische Durchmesser und die Formverluste an den Abstandshaltern bestimmt. Bei Heißstäben, die sich am Rand eines Brennelements befinden, wurde zusätzlich die Strömungsfläche zwischen zwei Brennelementen berücksichtigt. Die Brennelementleistung, die axiale Leistungsverteilung und der axiale Abbrand wird für jeden Heißstab im Rahmen der ausgespielten Parametervariation variiert. Die gleichen ausgespielten Parameter werden für die Umgebungsstäbe verwendet. Die Parameter für die axiale Leistungsverteilung und den axialen Abbrand werden auch für das Brennelement mit dem Heißstab verwendet. Der radiale Leistungsfaktor für das Brennelement mit dem Heißstab wird nicht variiert, d. h. die Brennstableistung dieses Brennelements berücksichtigt neben der Veränderung der Brennstableistung der Heiß- und der Umgebungsstäbe nur noch die Veränderung der integralen Kernleistung. Bei zukünftigen statistischen LOCA-Analysen sollte zusätzlich die Brennelementleistung des Brennelements mit dem Heißstab variiert werden. Jedes Brennelement mit dem Heißstab ist in einen thermohydraulischen Kernhauptkanal integriert. Die mittlere Brennelementleistung in diesem thermohydraulischen Kanal ergibt sich aus der Brennelementleistung aller Brennelemente in diesem Kanal ohne das Brennelement mit dem Heißstab. Die mittlere Brennelementleistung in diesem Kanal wird nicht variiert, berücksichtigt aber die Variation der integralen Kernleistung. Der Heißkanal ist über Querverbindungen mit seinem Brennelement verbunden und dieses Brennelement ist über Querverbindungen mit seinem Kernhauptkanal verbunden.

Die mittlere Brennelementleistung im Kernhauptkanal hat einen relevanten Einfluss auf die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten und auch beim zweiten Temperaturmaximum. Im äußeren Ring des Kerns ergaben sich bei der „statistischen LOCA-Analyse mit

einem „pönlisierten Heißstab“ im Mittel um 29 °C höhere maximale Hüllrohrtemperaturen (Tab. 5.15) an den Heißstäben, wenn diese Heißstäbe einem Kernhauptkanal mit einer um 18 % höheren mittleren Brennelementleistung (Tab. 5.7 / Tab. 5.12) zugeordnet waren, obwohl die Heißstäbe und deren zugeordnete Brennelemente eine fast identische Brennstableistung (Tab. 5.7/ Tab. 5.12) und maximale Stablängenleistung (Tab. 5.8 / Tab. 5.13) hatten. Bei der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ betrug dieser Wert 20 °C (Tab. 5.29). Es ist daher zu empfehlen, die Brennelemente in den Kernhauptkanälen so zusammenzufassen, dass die Unterschiede der mittleren Brennelementleistungen in diesen Kernhauptkanälen minimiert werden.

Die Heißstäbe liegen in verschiedenen Brennelementen, die einem Kernhauptkanal zugeordnet sind. Jedes dieser Brennelemente mit einem Heißstab hat andere Brennelemente in seiner realen Umgebung und somit eine andere mittlere Brennelementleistung in seiner direkten realen Umgebung im Kern, die von der mittleren Brennelementleistung des dazugehörigen Kernhauptkanals abweichen kann. Die Unterschiede sind meist relativ klein, so dass kein großer Einfluss auf die maximale Hüllrohrtemperatur zu erwarten ist. Die größte Abweichung zwischen der mittleren Brennelementleistung in seiner direkten Umgebung und der mittleren Brennelementleistung des dazugehörigen Kernhauptkanals 82 wurde bei dem Heißstab im Brennelement M\_9 mit etwa 25 % gefunden (Tab. 5.30). Aufgrund dieser im Kernmodell nicht berücksichtigten starken Überhöhung der mittleren Brennelementleistung in der Umgebung des Brennelements mit dem Heißstab wird erwartet, dass die maximale Hüllrohrtemperatur dieses Heißstabs unterschätzt wurde. Es sollte daher bei einer zukünftigen statistischen LOCA-Analyse geprüft werden, ob das thermohydraulische Kernmodell so angepasst werden kann, dass die Differenz zwischen der mittleren Brennelementleistung im Kernhauptkanal und der mittleren Brennelementleistung im Umgebungsbereich des Heißstabs minimiert wird.

Die Anzahl der Steuerstabführungsrohre in der direkten Nachbarschaft zu dem Heißstab haben einen großen Einfluss auf die Wärmezufuhr an das Kühlmittel im Heißkanal und somit auf die Kühlung der Brennstäbe im Heißkanal (siehe Kap. 5.3.6). Abb. 5.77 hat z. B. gezeigt, dass bei drei Variationen der globalen Parameter für einen Heißstab mit nur einem Steuerstab in der direkten Umgebung die höchste Hüllrohrtemperatur berechnet wurde. Es hat sich gezeigt, dass die Kühlungsbedingungen eines Heißstabs am Rand eines Brennelements wegen eines größeren Kühlmitteldurchsatz besser sind (siehe Kap. 5.3.6) als bei einem Heißstab innerhalb eines Brennelements, wenn beide Heißstäbe von acht Brennstäben (kein Steuerstabführungsrohr) umgeben sind. Es sollte

daher bei einer zukünftigen statistischen LOCA-Analyse geprüft werden, ob für jeweils den höchstbelasteten Brennstab mit zwei, einem bzw. keinem Steuerstabführungsrohr eine Unsicherheitsanalyse mit mindestens 59 Rechenläufen durchgeführt werden kann, um herauszufinden, welche Brennstab-/Steuerstabführungsrohrkonfiguration zur höchsten Brennstabtemperatur führt. Bei der Unsicherheitsanalyse mit keinem Steuerstabführungsrohr sollte je ein Fall mit einem Heißstab innerhalb eines Brennelements und am Brennelementrand untersucht werden.

Folgende Optimierungsmöglichkeiten für die Modellierung des Reaktorkerns und Ergänzungen zur der statistischen LOCA-Analyse werden ausgehend von den Ergebnissen und gewonnenen Erfahrungen der durchgeführten Analysen gesehen:

- Optimierung der Zuordnung von Brennelementen zu den Kernhauptkanälen, um die Differenz zwischen der mittleren Brennelementleistung in den Kernhauptkanälen und der mittleren Brennelementleistung in der direkten Umgebung des Brennelements mit dem Heißstab zu minimieren;
- Berücksichtigung der Brennelementleistung des Brennelements mit dem Heißstab als zusätzlicher unsicherer Parameter;
- Durchführung von Unsicherheitsanalysen (mindestens 59 Rechenläufe) für die höchstbelasteten Heißstäbe mit zwei, einem bzw. keinem Steuerstabführungsrohr in der direkten Nachbarschaft und mit Berücksichtigung eines Heißstabs am Brennelementrand.

## **6.2 Anforderungen an die konservativ-deterministische Nachweisführung**

Die Anforderungen an die konservativ-deterministische Nachweisführung werden in den „Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke /SIA 15/ im Anhang 5 in den Abschnitten 3.2.4 (1) „Sicherheitsebene 3 (Störfall), anzusetzenden Anfangszustände“ und 3.4 „abdeckende Nachweisführung“ festgelegt:

- 3.2.4 (1), a): *Die anzusetzenden Anfangszustände sind bei einer Nachweisführung nach Nummer 3.4 (abdeckende Nachweisführung) die in Bezug auf das jeweilige Nachweiskriterium für die jeweiligen Betriebsphasen ungünstigsten anfänglichen Betriebszustände des Normalbetriebs abzudecken.*
- 3.4: *Auf die Ermittlung der Gesamtunsicherheit ... kann verzichtet werden, falls bezüglich des jeweiligen Nachweiskriteriums ungünstigste innerhalb realistischer*

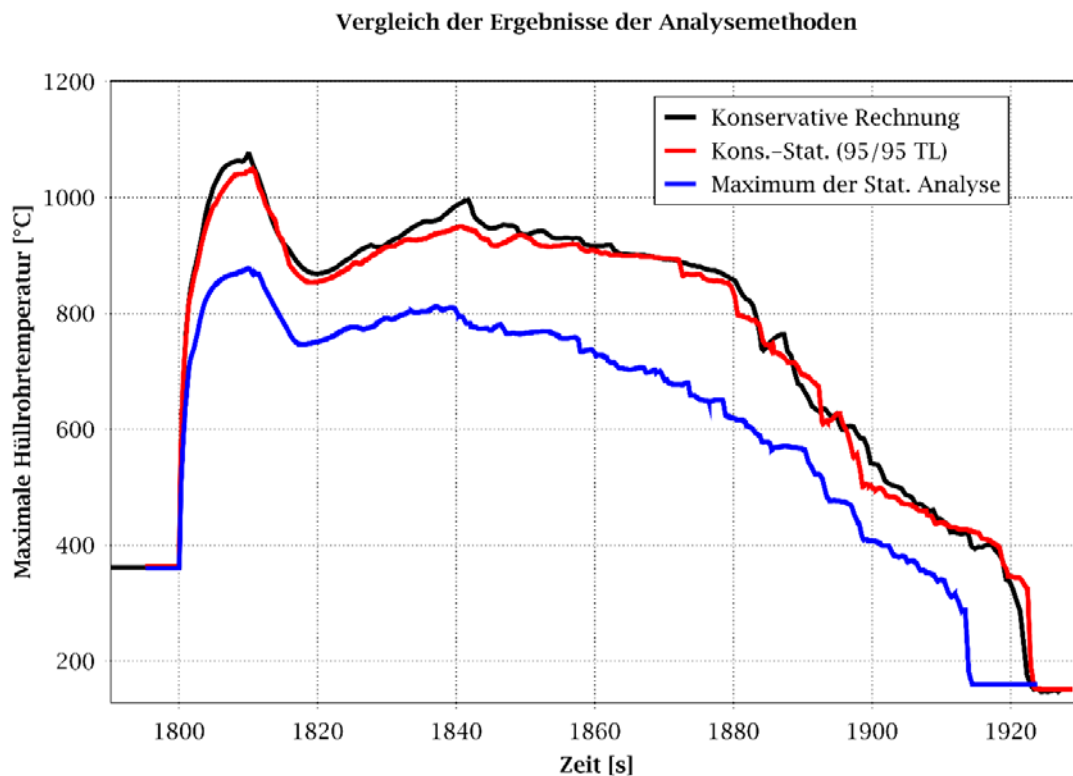
*Zustände liegende Parameterkombinationen verwendet werden oder falls Berechnungsverfahren oder hinreichend konservativ gewählte Einzelparameter verwendet werden, für welche in einem vergleichbaren Fall nachgewiesen ist, dass die ... quantifizierten Unsicherheiten bezüglich des jeweiligen Nachweiskriteriums abgedeckt werden.*

Die „konservativ-deterministische Nachweisführung“ (siehe Kap. 5.2.2) wurde entsprechend der Anforderungen von /SIA 15/ durchgeführt und die maximale Hüllrohrtemperatur mit dem (95 % / 95 %)-Toleranzlimit der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ (Kap. 5.2.3) verglichen. Abb. 6.1 zeigt, dass die Anforderung aus /SIA 15/, Anhang 5, Abschnitt 3.4 erfüllt wurde. Um diese Anforderung zu erfüllen, wurden für folgende Parameter die ungünstigsten innerhalb realistischer Zuständen liegende Parameterwerte für die „konservativ-deterministische Nachweisführung“ verwendet:

- Reaktorleistung,
- Heißstab- und Umgebungsstableistung,
- Anteil des Wärmestroms direkt ins Kühlmittel,
- Nachzerfallsleistung,
- Durchmesser des Brennstoffpellets,
- Wärmeleitfähigkeit von  $\text{UO}_2$ ,
- Wärmekapazität von  $\text{UO}_2$ ,
- Containmentdruck,
- Druckspeicherwassertemperatur,
- Formverlustfaktors für die Druckspeichereinspeisung,
- Einspeisekennlinie für die Niederdruckeinspeisung,
- Reibungsdruckverlust im heißen Brennelement,
- maximaler Wärmeübergang für obere Quenchfront,
- Turbulenzfaktor für Verdampfungsrate im Ausströmfeld,
- Auswahl Wärmeübergangskorrelation Dampf-Tropfenkühlung: Condie-Bengston IV,

- Auswahl Wärmeübergangskorrelation einphasige Dampfkühlung: Mc. Eligot,
- Wärmeübergangskorrelation „Film Boiling (water only)“ und
- Wärmeübergangskorrelation „Forced convection to vapor/gas“.

Die oben aufgelistete Parameterliste ist jedoch nur gültig für das ausgewählte Analyseprogramm, hier ATHLET, für das Simulationsmodell und für die in der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ eingesetzten unsicheren Parameter einschließlich deren Verteilungscharakteristik. Die oben aufgelistete Parameterliste liefert für andere Analyseprogramme, andere Simulationsmodelle und eine andere Auswahl von unsicheren Parametern nur einen Hinweis, welche Parameter für eine konservativ-deterministische LOCA-Analyse relevant sein können.



**Abb. 6.1** Maximale Hüllrohrtemperaturen der konservativ-deterministischen und der statistischen LOCA-Nachweise

### 6.3 Ergebnisse der deterministischen und der statistischen LOCA-Nachweise

Folgende LOCA-Analysen wurden durchgeführt:

- LOCA-Analyse ausgehend vom Nennzustand,
- statistische Nachweisführung mit statistischer Behandlung der integralen Leistung und der lokalen Leistungsdichte („statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“),
- statistische Nachweisführung mit einem pönalisierten Heißstab und
- eine konservativ-deterministische Nachweisführung.

Die Ergebnisse der konservativ-deterministischen Nachweisführung für die maximale Hüllrohrtemperatur, die obere einseitige (95 % / 95 %)-Toleranzgrenze für die maximale Hüllrohrtemperatur von der „statistische Nachweisführung mit einem pönalisierten Heißstab“ und die obere einseitige (70 % / 95 %)-Toleranzgrenze für die maximale Hüllrohrtemperatur der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ werden in Abb. 6.1 gezeigt.

Die Ergebnisse der drei LOCA-Analysen zeigen, dass die obere (70 % / 95 %)-Toleranzgrenze der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ für die maximale Hüllrohrtemperatur im Mittel 200 °C niedrigere Temperaturen berechnet hat als die „statistische Nachweisführung mit einem pönalisierten Heißstab“ und die „konservativ-deterministische Nachweisführung“. Die Hauptursache für die geringere maximale Hüllrohrtemperatur ist, dass die Zufallsstichprobe mit den neun Parametervariationen bei der durchgeführten „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ entsprechend der vorgegebenen Wahrscheinlichkeitsverteilung für die Verzerrung des axialen Leistungsprofils nur Anlagen- und Kernzustände nahe am Nennbetriebspunkt berücksichtigt (Abb. 5.97) hat, während bei den beiden anderen konservativen LOCA-Analysen ein Anlagen- und Kernzustand gewählt wurde, der durch den LOCA-Grenzwert (Leistungsbegrenzungswert im oberen Kernbereich) bestimmt wurde und zusätzlich die Unsicherheiten mit einer festgelegten Pönalisierung (Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse) berücksichtigt hat. Dies führt dazu, dass ausgehend von einer maximalen Stablängenleistung von 333 W/cm im Nennzustand bei der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ nur eine maximale Stablängenleistung von 368 W/cm berücksichtigt wurde, während in den beiden konservativen Analysen mit einer maximalen Stablängenleistung von 485 W/cm gerechnet wurde. Die maximale

Stablängenleistung bestimmt neben der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs, der Spaltbreite zwischen dem Pellet und dem Hüllrohr und der Spaltgaskonzentration im Wesentlichen die Zentraltemperatur und die gespeicherte Wärme im Brennstoff vor LOCA-Eintritt. Die gespeicherte Wärme im Brennstoff ist der wichtigste Parameter für die Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum während des LOCA-Störfalls.

Das Leistungsbegrenzungssystem wird erst beim LOCA-Grenzwert von 440 W/cm eine Leistungsreduktion einleiten d. h. dass Betriebszustände mit einer maximalen Stablängenleistung unterhalb des LOCA-Grenzwerts möglich sind. Dies bedeutet, dass Anlagen- und Kernzustände mit einer maximalen Stablängenleistung zwischen 368 W/cm (Maximalwert aus der Zufallsstichprobe) und 440 W/cm (LOCA-Grenzwert) bei den thermohydraulischen Analysen der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ nicht berücksichtigt wurden. Diese Anlagen- und Kernzustände sind allerdings selten.

Diese Anlagen- und Kernzustände wurden jedoch entsprechend der Regelwerksanforderungen der Sicherheitskriterien an Kernkraftwerke /SIA 15/ und der RSK-Stellungnahme der 485. Sitzung /RSK 15/ in den Wahrscheinlichkeitsverteilungen der unsicheren Parameter erfasst. Die Anforderungen dazu werden in /SIA 15/ und /RSK 15/ wie folgt beschrieben:

- Sicherheitskriterien an Kernkraftwerke /SIA 15/, Anhang 5, 3.2.4 (1): *Sicherheitsebene 3 (Störfall), die anzusetzenden Anfangszustände sind b) bei einer Nachweisführung nach Nummer 3.3 (Quantifizierung der Ergebnisunsicherheiten) mittels realistischer Parameterwerte unter Einbeziehung ihrer Unsicherheitsbandbreite zu erfassen.*
- RSK-Stellungnahme der 475. Sitzung der RSK vom 15.04.2015 /RSK 15/: *Für die Ermittlung der Wahrscheinlichkeitsverteilungen ist abdeckend von Volllastzuständen auszugehen. Für die integrale Leistung und die maximale lokale Leistungsdichte sind des Weiteren neben der Zyklusvorausplanung und der Betriebserfahrung die im Zyklus zu erwartenden Fahrweisen aufgrund von Ansprechwerten für Begrenzungen und ggf. auch weitere vorhandene Maßnahmen und Einrichtungen (z. B. administrative Vorgaben für Lastzyklen) zu beachten, die die Einhaltung der den Analysen zugrunde gelegten Werte bzw. Werteverteilungen sicherstellen. In die in der Analyse zu berücksichtigenden Verteilungen sind die Ansprechwerte der entsprechenden Begrenzungen einzubeziehen.*



Seltene ungünstige Betriebszustände werden durch die Spezifikation entsprechender Wahrscheinlichkeitsverteilungen bei der Eingabe berücksichtigt, aber bei einer Zufallsstichprobe mit einem Zufallsstichprobenumfang von  $n=9$  meist nicht erfasst und somit in den thermohydraulischen Analysen nicht berücksichtigt. Um ungünstigere Anlagen- und Kernzustände bei einer Stichprobe zu berücksichtigen, müsste die Anzahl der Parametervariationen erhöht werden. Um die damit verbundene Erhöhung der Gesamtanzahl von Analysen zu minimieren, sollte geprüft werden, inwieweit die erforderliche Anzahl von Heißstäben mit den höchsten Stablängenleistungen reduziert werden kann. Ein anderer Ansatz ist die für die Anlagen- und Kernzustände relevante Verteilungskurve für die lokale (axiale) Leistungsdichteverteilung (Parameter 252) so anzupassen, dass seltene Anlagen- und Kernzustände mit einer größeren Wahrscheinlichkeit berücksichtigt werden. Das Ergebnis aus dieser Anpassung müsste aber nach der Durchführung der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ erneut statistisch bewertet werden. Ein weiterer Ansatz, der sich wegen des relativ geringen Aufwands anbietet, ist, ausgehend von einem Anlagen- und Kernzustand am oberen Leistungsbegrenzungswert (maximale Stablängenleistung 440 W/cm) eine Unsicherheitsanalyse (mindestens 59 Rechenläufe) durchzuführen.

#### **6.4 Zusammenfassende Bewertung**

Die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ hat gezeigt, dass die maximale Hüllrohrtemperatur bei einem Bruch einer kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung etwa 200°C niedriger berechnet wird als bei der „statistischen Nachweisführung mit pöналиisiertem Heißstab“ bzw. der „konservativ-deterministischen Nachweisführung“. Die Anforderung aus /SIA 15/ und /RSK 15/ wurden in der durchgeführten „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ erfüllt. Hiermit wurde gezeigt, dass das von der RSK in der Stellungnahme /RSK 15/ festgelegte Nachweiskriterium (höchstens ein BS überschreitet das Nachweiskriterium) mit einer Wahrscheinlichkeit von mindestens 95 % bei einer statistischen Sicherheit von mindestens 95 % eingehalten wird und die konservativen Nachweisverfahren das Ergebnis der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ abdecken.

Für die statistische Nachweisführung war ein Mindeststichprobenumfang von neun Parametervariationen für den Anlagen- und Kernzustand sowie für die Berücksichtigung der Modellunsicherheiten erforderlich. In jeder der neun Variationen wurden insgesamt 3417 Heißstäbe in 201 Datensatzvarianten berücksichtigt. Aufgrund der neun

Zufallsstichproben wurden ungünstige, aber real mögliche Kernzustände mit einer hohen Stablängenleistung im oberen Kernbereich von bis zu 440 W/cm nicht erfasst, da diese sehr selten auftreten. Daher liegt mit der durchgeführten „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ kein Ergebnis für das Kernverhalten bei einem kaltseitigen Bruch der Hauptkühlmittelleitung ausgehend von einem Anlagen- und Kernzustand mit einer maximalen Stablängenleistung von 440 W/cm vor. Es kann deshalb aus der durchgeführten „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ keine Aussage abgeleitet werden, ob der pönalisierte Heißstab bei der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ bzw. der „konservativ-deterministischen Nachweisführung“ der ungünstigste Brennstab bei einem Anlagen- und Kernzustand mit einer maximalen Stablängenleistung von 440 W/cm vor Auslösung des Bruchs der Hauptkühlmittelleitung ist. Hierfür wäre eine Unsicherheitsanalyse (mindestens 59 Rechenläufe) ausgehend von einem Anlagen- und Kernzustand nahe am bzw. am LOCA-Grenzwert von 440 W/cm erforderlich.

Die Kernkühlung während eines LOCA-Störfalls wird zusätzlich durch Geometrieänderung vor (Brennelementverformung im stationären Betrieb) und infolge von thermischen Belastungen während des LOCA-Störfalls (z. B. Ballooning) beeinflusst, die bei den unsicheren Parametern nicht berücksichtigt wurden, weil sie vom Analysemodell nicht berechnet werden konnten.



## 7 Zusammenfassung

Für die Durchführung der LOCA-Analysen wurde für die Referenzanlage ein detailliertes Modell des Reaktorkerns mit 17 thermohydraulischen Kernhauptkanälen erstellt, das entsprechend der UPTF-Versuchsergebnisse die Durchbruchkanäle im Kern für die heißseitige Einspeisung bei einem Bruch der Hauptkühlmittelleitung berücksichtigt und das zu einer Minimierung der Rechenläufe führt. In jedem der 17 Kernhauptkanäle wurde ein thermohydraulischer Kanal mit einem heißen Brennelement und ein Heißkanal mit einem Heißstab integriert, die untereinander mit Querverbindungen verbunden sind.

Es wurden insgesamt 253 unsichere Parameter definiert, wobei 66 Modellparameter und betriebsspezifische Parameter und 187 brennstabspezifische Parameter sind. Die Verteilungsparameter für die integrale Leistung, die Brennstableistung und die Verzerrung der Stablängenleistung wurden so gewählt, dass die Maxima dieser Parameter zu einer maximalen Stablängenleistung von 485 W/cm, dem Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse, führen würden. Bei der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ wurde jeder Heißstab auf den Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse von 485 W/cm verzerrt. Der Einfluss von Geometrieänderungen auf die Leistungsverteilung im Kern und die Kühlungsbedingungen des Kerns während eines LOCA-Störfalls wird bei den unsicheren Parametern nicht berücksichtigt. Geometrieänderung treten im Reaktorbetrieb infolge von Brennelementverbiegungen und während eines LOCA-Störfalls infolge von mechanischer und thermischer Belastung (z. B. Ballooning) auf.

Im Rahmen des Vorhabens „statistische LOCA-Analyse“ wurden folgende vier Analysen für einen kaltseitigen Bruch einer Hauptkühlmittelleitung durchgeführt:

- Nachweisführung ausgehend vom Nennzustand,
- konservativ-deterministische Nachweisführung,
- statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab und
- statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse.

Die „konservativ-deterministische Nachweisführung“ und die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ berechneten hohe maximale Hüllrohrtemperaturen von 1075 °C bzw. 1046 °C (95 % / 95 % Toleranzlimit) für das erste Temperaturmaximum und 995 °C bzw. 950 °C für das zweite Temperaturmaximum. Die „Nachweisführung

ausgehend vom Nennzustand“ und die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ berechneten niedrigere maximale Hüllrohrtemperaturen von 811 °C bzw. 878 °C ((70 % / 95 %)-Toleranzlimit) für das erste Temperaturmaximum und 734 °C bzw. 798 °C für das zweite Temperaturmaximum. Hiermit wurde gezeigt, dass das von der RSK in der Stellungnahme /RSK 15/ festgelegte Nachweiskriterium (höchstens ein BS überschreitet das Nachweiskriterium) mit einer Wahrscheinlichkeit von mindestens 95 % bei einer statistischen Sicherheit von mindestens 95 % eingehalten wird und die konservativen Nachweisverfahren das Ergebnis der „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ abdecken. Damit wurde gezeigt, dass das Ergebnis der konservativ-deterministischen Nachweisführung einen geringeren Abstand vom Nachweiskriterium (1.200 °C) hat als das Ergebnis der statistischen Nachweisführung, und sich somit keine Hinweise auf einen Änderungsbedarf in Bezug auf die konservativ-deterministische Nachweisführung ergeben haben.

Die Ursache für diese großen Temperaturunterschiede zwischen dem konservativ-deterministischen Nachweis und dem statistischen Nachweis liegt darin, dass das konservative deterministische Nachweisverfahren von einem ungünstigen, aber real möglichen Anlagen- und Kernzustand (Leistungsbegrenzungswert für die Stablängenleistung in der oberen Hälfte des Kerns von 440 W/cm) ausgeht und zusätzlich Unsicherheiten mit einem Zuschlag auf die Stablängenleistung (Nachweiswert für Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse von 485 W/cm) berücksichtigt. Das statistische Nachweisverfahren erfasst bei der durchgeführten statistischen LOCA-Analyse mit dem ausgespielten Satz zufälliger Parameterwerten dagegen nur einen Anlagen- und Kernzustand, der am bzw. nahe am Nennzustand (Stablängenleistung von 333 W/cm) der Anlage liegt. Die Verteilungsfunktionen der unsicheren Parameter, die den Anlagen- und Kernzustand bestimmen, ermöglichen für die „statistische Nachweisführung“ zwar eine maximale Stablängenleistung am Leistungsbegrenzungswert von 440 W/cm und mit Berücksichtigung aller unsicheren Parameter auch am Nachweiswert für die Stablängenleistung bei konservativer LOCA-Analyse von 485 W/cm. Aufgrund der geringen Anzahl von neun gezogenen Zufallsstichproben wird nur ein Kernzustand mit einer maximalen Stablängenleistung von 368 W/cm bestimmt und in den thermohydraulischen Rechnungen berücksichtigt. Deshalb wurde mit den Ergebnissen der durchgeführten „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ nicht nachgewiesen, dass für den ungünstigen Anlagen- und Kernzustand am LOCA-Grenzwert mit einer maximalen Stablängenleistung von 440 W/cm der pönalisierte Heißstab bei der „statistischen

Nachweisführung mit „pönanalisiertem Heißstab“ bzw. der „konservativ-deterministischen Nachweisführung“ der ungünstigste Brennstab ist.

Ein weiteres wichtiges Ergebnis der vier durchgeführten Analysen für einen Bruch einer kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ist der Einfluss der Kernmodellierung auf die maximale Hüllrohrtemperatur. Die direkte Umgebung der Heißstäbe, d. h. die den Heißstab umgebenden Brennstäbe einschließlich von Steuerstabführungsrohren und das Brennelement, in dem der Heißstab positioniert ist, wurde in den Analysen für jeden modellierten Heißstab entsprechend der Daten im Pin-File der Referenzanlage nachgebildet. In der weiteren Umgebung wurden die Brennstäbe in den 17 Kernhauptkanälen durch zwei mittlere Brennstäbe, einen hoch und einen niedrig belasteten Brennstab, nachgebildet. Aufgrund der unterschiedlichen Zuordnung von Brennelementen zu den Kernhauptkanälen im äußeren Ring ergab sich ein Unterschied von 18 % bei der mittleren Brennelementleistung in diesen Kernhauptkanälen. Dieser Leistungsunterschied in den Kernhauptkanälen führte zu unterschiedlichen maximalen Hüllrohrtemperaturen von 20 °C bei der „Nachweisführung ausgehend vom Nennzustand“ und 29 °C bei der „statistischen Nachweisführung mit pönanalisiertem Heißstab“, obwohl die maximale Stablängenleistung und die Brennstableistung der Heißstäbe nahezu identisch war. Es sollte bei einer erneuten Durchführung einer statistischen LOCA-Analyse geprüft werden, ob die mittlere Brennelementleistung der Brennelemente im Umkreis des Brennelements mit dem Heißstab bei der Zuordnung von Brennelementen zu einem Kernhauptkanal genauer modelliert werden kann.

Beim zweiten Temperaturmaximum ergaben sich Temperaturunterschiede von etwa 75 °C bei der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ und etwa 160 °C bei der „statistischen Nachweisführung mit pönanalisiertem Heißstab“ in den 17 Kernhauptkanälen. Ursache hierfür ist neben unterschiedlicher Brennelementleistung in Kernhauptkanälen vor allem die Zuordnung der Kernhauptkanäle zu den aktiven heißseitigen Einspeisepositionen der Druckspeicher.

Folgende Optimierungsmöglichkeiten für die Modellierung des Reaktorkerns und Ergänzungen zur statistischen LOCA-Analyse werden ausgehend von den Ergebnissen und gewonnenen Erfahrungen der durchgeführten Analysen gesehen:

- Optimierung der Zuordnung von Brennelementen zu den Kernhauptkanälen, um die Differenz zwischen der mittleren Brennelementleistung in den Kernhauptkanälen und der mittleren Brennelementleistung in der direkten Umgebung des Brennelements mit dem Heißstab zu minimieren,
- Berücksichtigung der Brennelementleistung des Brennelements mit dem Heißstab als zusätzlicher unsicherer Parameter,
- Durchführung von Unsicherheitsanalysen für die höchstbelasteten Heißstäbe mit zwei, einem bzw. keinem Steuerstabführungsrohr in der direkten Nachbarschaft und mit Berücksichtigung eines Heißstabs am Brennelementrand und
- Durchführung einer Unsicherheitsanalyse ausgehend vom ungünstigsten Anlagenzustand mit einer maximalen Stablängenleistung am oberen Leistungsbegrenzungswert.

## 8 Literatur

- /AUS 13/ Austregesilo H., H. Glaeser, Ph. Schöffel, T. Skorek, Teilnahme am Internationalen Standardproblem ISP-50 mit ATHLET, GRS-A-3685, März 2013.
- /BEA 82/ Beattie D. R. H., P. B. Whalley, A simple two-phase frictional pressure drop calculation method, Int. J. Multiphase Flow, Vol. 8, 1 (1982) 83-87.
- /BEM 09/ BEMUSE Programme, BEMUSE Phase V Report, Uncertainty and Sensitivity Analysis of a LB-LOCA- in ZION Nuclear Power Plant, NEA/CSNI/R(2009)13, December 2009.
- /BER 17/ Berner, N.: Cluster Computing Processor (CCP), Documentation and User's Guide, Add-on to SUSANA Version 4.1, GRS-P-5, Vol. 3, Ref. 1, 2017.
- /CHA 82/ Chauliac C., OMEGA Depressurisation d'un ensemble comportant une grappe de 36 barreaux chauffants; Note TT/SETRE/82-26, Tome 1, Décembre 1982.
- /DRA 08/ Dräger P., H. Gläser, J. Herb, W. Horche, Z. Jakubowski, M. Kloos, F. Moser, W. Pointner, T. Skorek, H. Sonnenburg, K. Velkov, T. Voggenberger, Ermittlung des Standes von Wissenschaft und Technik bei der Durchführung und Bewertung von Störfallanalysen und der Verwendung von Analysesimulatoren, GRS-A-3438, August 2008.
- /FAB 87/ Fabre J. et al., Stratified Flow, Part II: Interfacial and wall shear stress; Multiphase Science and Technology, Vol. 3, pp. 302-315, Hemisphere Publishing, Corp., 1987.C.
- /GLA 05/ Glaeser H., A. Hora, B. Krzykacz-Hausmann, T. Skorek, ATHLET-Rechenprogrammergebnissen für eine deutsche Referenz-DWR-Anlage mit 200 %-Bruch im kalten Strang, GRS-A-3279, Juli 2005.



- /GLA 08a/ Glaeser H., B. Krzykacz-Hausmann, W. Luther, S. Schwarz, T. Skorek, Methodenentwicklung und exemplarische Anwendungen zur Bestimmung der Aussagesicherheit von Rechenprogrammergebnissen, GRS-A-3443, November 2008.
- /GLA 08b/ Glaeser H., B. Krzykacz-Hausmann, T. Skorek, Unsicherheitsanalyse zum großen Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung nach Leistungserhöhung, GRS-A-3436, Dezember 2008.
- /GLA 94a/ Glaeser H., E. Hofer, M. Kloos, T. Skorek, 'Uncertainty and Sensitivity Analysis of a Post-Experiment Calculation in Thermals Hydraulics'; Reliability Engineering and System Safety, Vol. 45, pp. 19-33, 1994.
- /GLA 94b/ Glaeser H., E. Hofer, M. Kloos, T. Skorek, Unsicherheits- und Sensitivitätsuntersuchungen von Analysen mit Thermohydraulik-Rechenprogrammen; GRS-A-2177, Juli 1994.
- /GOT 85/ Gottula R.C., K.G. Condie, R.K. Sundaram, S. Neti, J.C. Chen, R.A. Nelson Forced convective, nonequilibrium, post-CHF heat transfer experiment data and correlations comparison report; NUREG/CR-3193, EGG-2245, March 1985.
- /HEW 86/ Hewitt G.F., Experimental data sets for evaluation of modelling methods; 2nd International Workshop on Two-Phase Flow Fundamentals, Physical, Benchmark Exercise, Oxfordshire, 1986.
- /IAE 09/ IAEA, Specific Safety Guide No SSG-2, Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants, Chapter 5, 'Best-Estimate plus Uncertainty Analysis', 2009.
- /IDE 86/ Idelchik I. E., Handbook of hydraulic resistance, Hemisphere Publishing Co., 1986.
- /ISH 78/ Ishizuki T. et al., Fluid Behaviour in Pressure Vessel During Blowdown, Journal of the Atomic Society of Japan, Vol. 20 No 6, 1978.

- /ISH 79/ Ishii M., T. C. Chawla, LOCA-I Drag Laws in Dispersed Two-Phase Flow, NUREG/CR-1230, December 1979.
- /KLO 08/ Kloos M., J. Peschke, Berücksichtigung des Einflusses von Unsicherheiten der Störfallsimulation auf die Ergebnisunsicherheit der PSA, GRS-A-3424, Dezember 2008.
- /KLO 15a/ Kloos M., SUSANA - Software for uncertainty and sensitivity analyses, Version 4.0, User's Guide and Tutorial. GRS-P-5, Rev. 1, Garching, January 2015.
- /KLO 15b/ Kloos M., Main features of the tool SUSANA 4.0 for uncertainty and sensitivity analyses. ESREL 2015. European Safety and Reliability Conference. Zürich, Switzerland, 7-10 September 2015.
- /KLO 17a/ Kloos, M.: SUSANA Version 4.1, Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses, User's Guide and Tutorial, GRS-P-5, Vol. 1, Ref. 4, 2017.
- /KLO 17b/ Kloos, M., Berner, N.: SUSANA Version 4.1, Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses, Manual of Methods, GRS-P-5, Vol. 2, Ref. 1, 2017.
- /LEF 98/ Leffer J., T. Skorek, Untersuchung der Unsicherheit des Drift-Flux Modells an Hand von Experimenten THETIS und PERICLES; GRS Internal Report, TN-LEF-98-1, 1998.
- /NEA 11/ 'BEMUSE Phase VI Report', Status report on area, classification of the methods, conclusions and recommendations; NEA/CSNI/R (2011) 4, March 2011.
- /NIJ 80/ Nijhawan S., J. C. Chen, R. K. Sundaram, E. J. London Measurement of Vapor Superheat in Post-Critical Heat-Flux boiling J. Heat Transfer Vol. 102 (1980) 465.
- /PAP 96/ Papadimitriou P., Kondensation an der Einspeisestelle und Modellierung in ATHLET; UPTF-TRAM Fachtagung V, Nutzung von UPTF-TRAM Ergebnissen für Reaktoranalysen mit ATHLET, Mannheim, Oktober 1996.

- /RSK 05/ RSK-Empfehlung, Anforderungen an die Nachweisführung bei Kühlmittelverluststörfall-Analysen (385. Sitzung), 20./21.07.2005.
- /RSK 15/ RSK-Stellungnahme, Anforderungen an die Nachweisführung bei Kühlmittelverluststörfall-Analysen (475. Sitzung), 15.04.2015.
- /SIA 15/ Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke BAnz AT 30.03.2015 B2, vom 3. März 2015.
- /SKO 88/ Skorek T., Flooding Phenomenon and Determination of Interfacial and Wall Shear in One Dimensional Two-Fluid Model, Proc. of 5th World Conf. on Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics, and Thermodynamics, Vol. 2, pp. 1441-1446, Thessaloniki, Sept. 2001.
- /SKO 99/ Skorek T., Modelling of Two-Phase Flow Splitting at Vertical T-Junctions, Proc. of 2nd Intern. Conference on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation, Vol.2, pp. 803-810, Rome, May 1999.
- /SKO 01/ Skorek T., H.G. Sonnenburg, ATHLET Calculations of Large Vessel Blowdown Experiments using a Full-Range Drift-Flux Model, Proc. of the Int. ENS/ANS Conf. on Thermal Reactor Safety, NUCSAFE 88, Avignon, Vol.2, pp. 613-622, October 1988.
- /SOZ 75/ Sozzi G.L., W.A. Sutherland, Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure; NEDO-13418, San Jose, CA, July 1975.
- /STO 16/ Stoll Uwe, Neue Produkte und Entwicklungen für die Sicherheit und den Betrieb von Kernkraftwerken, AREVA GmbH, TÜV-Forum, März 2016.
- /TES 93/ Teschendorf V., T. Skorek, J.P. Weber, ATHLET Verifikation an HDR-Kondensationsversuchen und Druckhalterversuchen; GRS-A-2062, Juni 1993.
- /VOJ 82/ Vojtek I., Untersuchung der Wärmeübertragungsverhältnisse in der Hochdruckphase eines Kühlmittelverluststörfalls mit mittlerem und großem Bruchquerschnitt, GRS-A-709, März 1982.

- /WIC 91/ Wickett, A. J., J. C. Birchley, B. J. Holmes Quantification of large LOCA-uncertainties PWR/TUG/P(91) 124, AEA Reactor Services, Winfrith, U. K. , November 1991.
- /WIL 41/ Wilks, S.S., Determination of sample sizes for setting tolerance limits, Annals of Mathematical Statistics 1 (1), 91-96, 1941.
- /WIL 42/ Wilks, S.S., Statistical prediction with special reference to the problem of tolerance limits, Annals of Mathematical Statistics 13 (4), 400-409, 1942.



## Tabellenverzeichnis

|           |  |    |
|-----------|--|----|
| Tab. 5.1  | Abhängigkeit der Konzentration von Helium, Krypton und Xenon vom Abbrand.....  | 23 |
| Tab. 5.2  | Abhängigkeit des Pellet-Durchmessers und der Spaltweite vom Abbrand im kalten Zustand .....  | 24 |
| Tab. 5.3  | Parameterliste der unsicheren Parameter mit Dokumentationshinweisen .....  | 26 |
| Tab. 5.4  | Parameterliste mit Angaben zum Verteilungstyp, den Verteilungsparametern und dem Verteilungsbereich der unsicheren Parameter.....  | 34 |
| Tab. 5.5  | Verfügbare Einspeisesysteme während des doppelendigen Bruchs der Hauptkühlmittelleitung im kalten Strang des Kühlkreislaufs JEC20.....   | 54 |
| Tab. 5.6  | Ereignisablauf des LOCA-Störfalls „Abriss einer kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung JEC20“ ausgehend vom Nennzustand .....   | 56 |
| Tab. 5.7  | Stableistungen ausgewählter Brennstäbe .....   | 60 |
| Tab. 5.8  | Maximale Stablängenleistung ausgewählter Brennstäbe .....  | 60 |
| Tab. 5.9  | Maximale Zentraltemperatur im Brennstoffpellet ausgewählter Brennstäbe .....   | 65 |
| Tab. 5.10 | Relative Brennstableistung in den umgebenden thermohydraulischen Hauptkanälen aus dem Pin-File .....   | 69 |
| Tab. 5.11 | Ereignisablauf der konservativ-deterministischen Analyse des LOCA-Störfalls „Abriss einer kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung“ .....   | 71 |
| Tab. 5.12 | Stab- und Brennelementleistungen in ausgewählten Kernhauptkanälen.....   | 75 |
| Tab. 5.13 | Maximale Stablängenleistung ausgewählter Brennstäbe .....  | 75 |
| Tab. 5.14 | Maximale Zentraltemperatur des Brennstoffs ausgewählter Brennstäbe bei der konservativ-deterministischen Analyse .....   | 80 |
| Tab. 5.15 | Max. Hüllrohrtemperaturen am Heißstab beim ersten Temperaturmaximum und BE-Leistungen an verschiedenen Positionen im Reaktorkern.....  | 93 |
| Tab. 5.16 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman zwischen den neun einflussreichsten Parametern und der max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H_1BS ..... | 99 |

|           |   |     |
|-----------|---|-----|
| Tab. 5.17 | Rangkorrelationskoeffizienten zwischen neun einflussreichsten Par. und max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H_1BS .....  | 102 |
| Tab. 5.18 | Rangkorrelationskoeffizienten zwischen 13 einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR12H_1BS .....                           | 104 |
| Tab. 5.19 | Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den acht einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum für den Heißstab HR12H_1BS .....                  | 106 |
| Tab. 5.20 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman zwischen den sieben einflussreichsten Parametern und der max. Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H_1BS .....         | 109 |
| Tab. 5.21 | Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den neun einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H_1BS .....                    | 111 |
| Tab. 5.22 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman zwischen den sieben einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum für den Heißstab HR12H_1BS ..... | 113 |
| Tab. 5.23 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman zwischen den sieben einflussreichsten Parametern und der maximalen Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR22H_1BS .....    | 114 |
| Tab. 5.24 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für 11 einflussreichste Parameter für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR12H_8BS .....  | 117 |
| Tab. 5.25 | Rangkorrelationskoeffizienten für acht einflussreichste Parameter nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR22H_1BS .....  | 118 |
| Tab. 5.26 | Struktur der Parametermatrix.....   | 145 |
| Tab. 5.27 | Zeitpunkt des Abbruchs von Rechenläufen, max. Hüllrohrtemperatur beim Abbruchzeitpunkt und Zeitspanne seit dem zweiten Temperaturmaximum.....   | 148 |
| Tab. 5.28 | Variation relevanter Parameter bezüglich der Bestimmung der Stablängenleistung und der maximalen Hüllrohrtemperatur .....   | 152 |
| Tab. 5.29 | Maximale Hüllrohrtemperaturen am Heißstab beim ersten Temperaturmaximum an verschiedenen Positionen im Reaktorkern bei der „statistischen Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ .....            | 155 |

|           |  |     |
|-----------|--|-----|
| Tab. 5.30 | Mittlere BE-Leistung in der Umgebung eines BE mit einem Heißstab und im thermohydraulischen Hauptkanal .....                         | 156 |
| Tab. 5.31 | Stab- und Heißkanalleistung für Heißstäbe mit keinem, einem bzw. zwei Steuerstabführungsrohren in der Umgebung .....                 | 158 |
| Tab. 5.32 | Betrachtete Parametergruppen in der Sensitivitätsanalyse .....   | 164 |
| Tab. 5.33 | Multiple Rangkorrelationskoeffizienten zwischen den 11 einflussreichsten Parametergruppen und der maximalen Hüllrohrtemperatur ..... | 165 |





## Abbildungsverzeichnis

|           |  |    |
|-----------|--|----|
| Abb. 5.1  | Radiale Verteilung der thermohydraulischen Kernhauptkanäle im Ausgangsdatensatz .....  | 16 |
| Abb. 5.2  | Radiale Verteilung der thermohydraulischen Kernhauptkanäle im Datensatz für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ ..... | 18 |
| Abb. 5.3  | Integration des Heißkanals in ein 18x18 heißes Brennelement.....   | 19 |
| Abb. 5.4  | Dynamische Viskosität von Wasser .....   | 39 |
| Abb. 5.5  | Dynamische Viskosität von Dampf.....   | 39 |
| Abb. 5.6  | Wärmeleitfähigkeit von Wasser.....   | 40 |
| Abb. 5.7  | Wärmeleitfähigkeit von Dampf .....   | 40 |
| Abb. 5.8  | Wärmekapazität von Wasser .....  | 41 |
| Abb. 5.9  | Wärmekapazität von Dampf.....  | 41 |
| Abb. 5.10 | Dichtefunktion für den Parameter 61 „FQDCH“.....   | 42 |
| Abb. 5.11 | Dichtefunktion für die Parameter 63 bis 79 „HRnmH_1BSL“ .....  | 44 |
| Abb. 5.12 | Dichtefunktion für den Parameter 252 „HR00A_HBL“ .....   | 45 |
| Abb. 5.13 | Variation der Leistung des Heißstabs, Parameter 148 bis 164 „Qnm1BS“ .....   | 46 |
| Abb. 5.14 | Dichtefunktion für die Heißstableistung.....   | 46 |
| Abb. 5.15 | Qualitative Dichteverteilung der Korrekturfaktoren für die Reaktorleistung (normiert auf das Maximum des Messfehlers) .....                | 49 |
| Abb. 5.16 | Verteilung der thermischen Reaktorleistung aus Anlagenaufzeichnungen (AREVA /STO 16/) .....  | 50 |
| Abb. 5.17 | Dichtefunktion für Parameter 259 „FAKGJNA“ .....   | 51 |
| Abb. 5.18 | Dichtefunktion für Parameter 261 „DELDRDS“ .....   | 52 |
| Abb. 5.19 | Dichtefunktion für Parameter 263 „DELKMT“ .....  | 53 |
| Abb. 5.20 | Maximale Hüllrohrtemperatur beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung ausgehend vom Nennzustand.....                               | 57 |
| Abb. 5.21 | Druck im Reaktordruckbehälter beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung ausgehend vom Nennzustand.....                             | 58 |

|           |  |    |
|-----------|--|----|
| Abb. 5.22 | Kühlmittelinventar im Primärkreis beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand.....                                | 58 |
| Abb. 5.23 | Volumendampfgehalt im Reaktorkern beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand.....                                | 59 |
| Abb. 5.24 | Kernleistung beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand .....  | 59 |
| Abb. 5.25 | Verteilung der Hüllrohrtemperaturen (Zentrum, Ring 1, Ring 2) beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand .....   | 61 |
| Abb. 5.26 | Verteilung der Hüllrohrtemp. an axialer Pos. 12 im äußeren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand .....  | 62 |
| Abb. 5.27 | Wassermassenstrom am Kernaustritt im äußeren Ring beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand.....                | 62 |
| Abb. 5.28 | Dampftemperaturen an Pos. 6 (BS Pos. 10) im äußeren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand .....         | 63 |
| Abb. 5.29 | Verteilung der Hüllrohrtemperaturen im inneren Ring beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand .....             | 64 |
| Abb. 5.30 | Kaltseitige Notkühleinspeisung beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand.....                                   | 66 |
| Abb. 5.31 | Heißseitige Notkühleinspeisung beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung ausgehend vom Nennzustand.....                                   | 67 |
| Abb. 5.32 | Stablängenleistungsverteilung für Heißstab HR00H_1BS für konservativ-deterministische Analyse (li.) / Analyse ausgehend vom Nennzustand (re.)..... | 70 |
| Abb. 5.33 | Maximale Hüllrohrtemperatur beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei der konservativ-deterministischen LOCA-Analyse.....             | 73 |
| Abb. 5.34 | Kühlmittelinventar im Primärkreis beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei der konservativ-deterministischen LOCA-Analyse.....       | 74 |
| Abb. 5.35 | Volumendampfgehalt im Kern beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei der konservativ-deterministischen LOCA-Analyse.....              | 74 |

|           |  |    |
|-----------|--|----|
| Abb. 5.36 | Verteilung der Hüllrohrtemperaturen (Pos. 13, Zentrum, Ring 1, Ring 2) beim Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei der konservativ-deterministischen LOCA-Analyse ..... | 76 |
| Abb. 5.37 | Verteilung der Hüllrohrtemp. (Pos. 13) im äußeren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei konservativ-deterministischer LOCA-Analyse .....                      | 77 |
| Abb. 5.38 | Wassermassenstrom am Kernaustritt im äußeren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei konservativ-deterministischer LOCA-Analyse .....                           | 77 |
| Abb. 5.39 | Dampftemperaturen an TH Pos. 8 (BS Pos. 13) im äußeren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei konservativ-deterministischer LOCA-Analyse .....                 | 78 |
| Abb. 5.40 | Verteilung der Hüllrohrtemp. (Pos. 13) im inneren Ring bei Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmittelleitung bei konservativ-deterministischer LOCA-Analyse .....                      | 79 |
| Abb. 5.41 | Max. Hüllrohrtemperatur im Run 53 bei unterschiedlichen Konvergenzkriterien für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....                                | 84 |
| Abb. 5.42 | Max. Hüllrohrtemperaturen für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ für einen kaltseitigen 2F-Bruch .....  | 85 |
| Abb. 5.43 | Reaktordruckbehälterseitiger Bruchmassenstrom für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....  | 86 |
| Abb. 5.44 | Max. und min. reaktordruckbehälterseitiger Bruchmassenstrom vs. Bruchmassenstrom ausgehend vom Nennzustand für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....     | 86 |
| Abb. 5.45 | Kühlmittelinventar für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....   | 87 |
| Abb. 5.46 | Max. und min. Kühlmittelinventar vs. Kühlmittelinventar ausgehend vom Nennzustand für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....                              | 87 |
| Abb. 5.47 | Heißseitiger Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 10 für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....  | 88 |
| Abb. 5.48 | Max. und min. Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 10 vs. Einspeisemassenstrom ausgehend vom  |    |

|           |  |    |
|-----------|--|----|
|           | Nennzustand für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....  | 88 |
| Abb. 5.49 | Heißseitiger Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 20 für die „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....  | 89 |
| Abb. 5.50 | Max. und Min. Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 20 vs. Einspeisemassenstrom ausgehend vom Nennzustand für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....  | 89 |
| Abb. 5.51 | Heißseitiger Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 40 für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....  | 90 |
| Abb. 5.52 | Max. und min. Notkühlwasser-Einspeisemassenstrom in Kühlkreislauf 40 vs. Einspeisemassenstrom ausgehend vom Nennzustand für „statistische Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....  | 90 |
| Abb. 5.53 | Maxima der Hüllrohrtemperaturen des Heißstabs (1BS) in allen 17 Kernhauptkanälen für alle 100 Rechnungen der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....  | 91 |
| Abb. 5.54 | Schematische Verteilung der Abbrandgruppen (MWd) auf mögliche Positionen von heißen Brennelementen mit Heißstäben.....   | 92 |
| Abb. 5.55 | Maxima der Hüllrohrtemperaturen im ersten Temperaturmaximum für alle 100 Rechnungen der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....   | 92 |
| Abb. 5.56 | Radiale BE-Leistungsverteilung im (a) gesamten Kern und (b) Kernschnitt.....   | 93 |
| Abb. 5.57 | Maxima der Hüllrohrtemperaturen im zweiten Temperaturmaximum für alle 100 Rechnungen der „statistischen Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“ .....  | 94 |
| Abb. 5.58 | Max. aufgetr. Hüllrohrtemp. bei 1. Peak aller Kanäle mit höchsten aufgetr. Temp. (Rechenl. 12) der 100 Rg. der „statist. Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“. Temp. höchstbelasteter Stab li. / Nachbarstäbe re.....               | 95 |
| Abb. 5.59 | Max. aufgetretene Hüllrohrtemp. bei 2. Peak aller Kanäle mit den höchsten aufgetretenen Temp. (Rechenlauf 12) der 100 Rg. der „statist. Nachweisführung mit pönalisiertem Heißstab“. Temp. höchstbelasteter Stab li., Nachbarstäbe re..... | 96 |

|           |  |     |
|-----------|--|-----|
| Abb. 5.60 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H_1BS .....  | 99  |
| Abb. 5.61 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H_1BS .....  | 102 |
| Abb. 5.62 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR12H_1BS .....  | 104 |
| Abb. 5.63 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die max. Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum des Heißstabs HR22H_1BS .....  | 106 |
| Abb. 5.64 | Rangkorrelationskoeffizienten für die max. Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR00H_1BS .....   | 109 |
| Abb. 5.65 | Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR11H_1BS .....   | 111 |
| Abb. 5.66 | Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR12H_1BS .....   | 112 |
| Abb. 5.67 | Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum des Heißstabs HR22H_1BS .....   | 114 |
| Abb. 5.68 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR12H_8BS .....   | 116 |
| Abb. 5.69 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für den Wiederbenetzungszeitpunkt der Umgebungsstäbe HR22H_1BS .....   | 118 |
| Abb. 5.70 | Streudiagramm für Abhängigkeit des Wiederbenetzungszeitpunkts vom Faktor OMOXR für Umgebungsstäbe HR12H_8BS .....  | 121 |
| Abb. 5.71 | Monte Carlo Simulation.....  | 123 |
| Abb. 5.72 | Schema des Aufgabenbereichs des CCP in Verbindung mit SUSA .....   | 133 |
| Abb. 5.73 | Schematische Darstellung des Vorgehens bei Nutzung des CCP /BER 17/ .....  | 135 |
| Abb. 5.74 | Max. Hüllrohrtemperaturen für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ und die „konservativ-deterministische Analyse“ bei einem Bruch der kaltseitigen Hauptkühlmitteleitung HKML..... | 149 |

|           |  |     |
|-----------|--|-----|
| Abb. 5.75 | Verteilung der 1809 max. Hüllrohrtemp. für die „statistische Nachweisführung für eine LOCA-Analyse“ für einen kaltseitigen Bruch der HKML .....  | 149 |
| Abb. 5.76 | Maxima der Hüllrohrtemperaturen der Heißstäbe (1BS) in den 17 Kernhauptkanälen abgeleitet aus 1809 Rechnungen.....   | 154 |
| Abb. 5.77 | Streudiagramm für die Maximalen Hüllrohrtemperaturen der Heißstäbe .....   | 160 |
| Abb. 5.78 | Mittelwert, Minimum und Maximum der maximalen Hüllrohrtemperatur bezogen auf die 9 unterschiedlichen Wertekombinationen der allgemeinen unsicheren Parameter .....   | 163 |
| Abb. 5.79 | Multiple Korrelationskoeffizienten (nach Spearman) der maximalen Hüllrohrtemperatur bzgl. 69 Parametergruppen .....  | 165 |
| Abb. 5.80 | Multiple Korrelationskoeffizienten (nach Spearman) für Gruppen stabbezogener Parameter .....   | 166 |
| Abb. 5.81 | Streudiagramm der Parameter-Gruppe Nr. 6; Lauf 0001 bis 0201 .....   | 167 |
| Abb. 5.82 | Streudiagramm der Parameter-Gruppe Nr. 9, Lauf 1006 bis 1206 .....   | 168 |
| Abb. 5.83 | Spearman's Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 82.....  | 169 |
| Abb. 5.84 | Rangkorrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 82 .....  | 173 |
| Abb. 5.85 | Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für den Abbrand der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 82 auf die maximale Hüllrohrtemperatur...                               | 174 |
| Abb. 5.86 | Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für den Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 82 auf die maximale Hüllrohrtemperatur ..... | 174 |
| Abb. 5.87 | Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für die maximale Stablängenleistung der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 82 auf die max. Hüllrohrtemperatur .....            | 175 |
| Abb. 5.88 | Spearman's Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 00.....  | 176 |

|           |  |     |
|-----------|--|-----|
| Abb. 5.89 | Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für den Abbrand der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 00 auf die maximale Hüllrohrtemperatur...                               | 177 |
| Abb. 5.90 | Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für den Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 00 auf die maximale Hüllrohrtemperatur ..... | 177 |
| Abb. 5.91 | Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für die maximale Stablängenleistung der heißen Stäbe in den 201 Kernkonfigurationen der neunten globalen Parametervariation im Kanal 00 auf die maximale Hüllrohrtemperatur.....         | 178 |
| Abb. 5.92 | Spearman's Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 22.....  | 179 |
| Abb. 5.93 | Spearman's Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum im Kanal 82 einschließlich globaler Parameter .....   | 180 |
| Abb. 5.94 | Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für den Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr der heißen Stäbe in den 1809 Rechenläufen im Kanal 82 auf die maximale Hüllrohrtemperatur .....   | 181 |
| Abb. 5.95 | Streudiagramm des Einflusses der Absolutwerte für die maximale Stablängenleistung der heißen Stäbe in den 1809 Rechenläufen im Kanal 82 auf die maximale Hüllrohrtemperatur .....  | 182 |
| Abb. 5.96 | Streudiagramm des Einflusses des Parameters 20 (ODHCC) in den 1809 Rechenläufen im Kanal 82 auf die maximale Hüllrohrtemperatur .....  | 183 |
| Abb. 5.97 | Verteilungsfunktion der axialen Leistungsverteilungskorrektur zur Berücksichtigung unterschiedliche Betriebszustände.....  | 185 |
| Abb. 6.1  | Maximale Hüllrohrtemperaturen der konservativ-deterministischen und der statistischen LOCA-Nachweise .....   | 191 |





## A Anhang

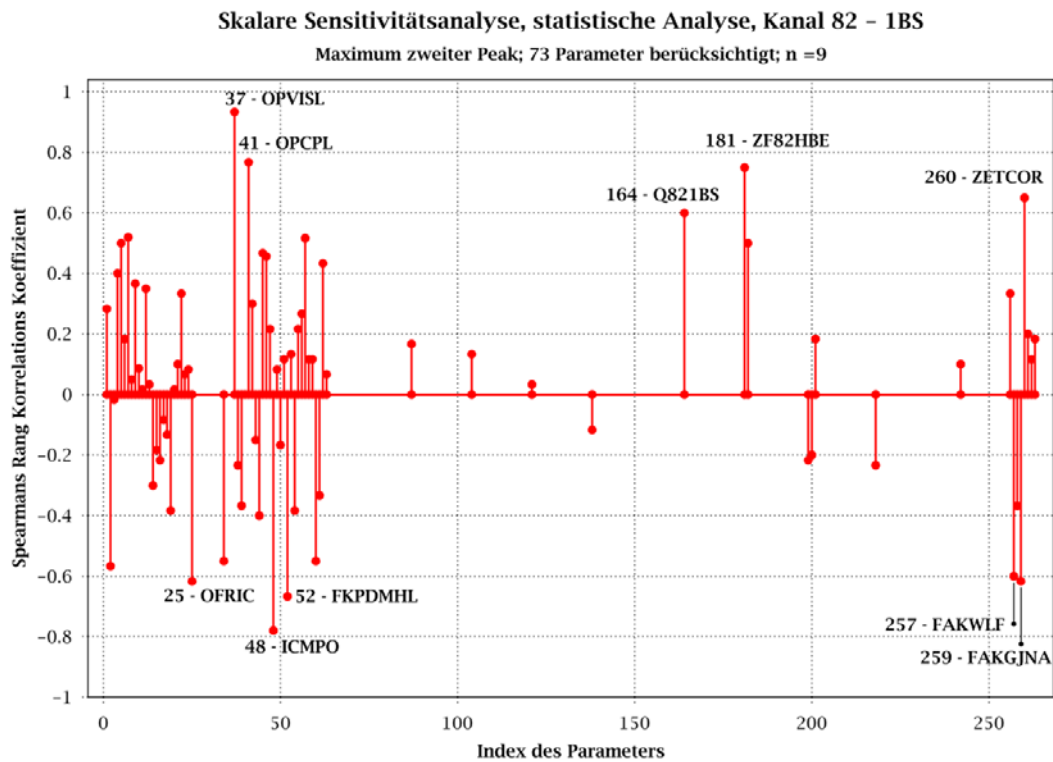
### A.1 Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse für die maximale Hüllrohrtemperatur in ausgewählten Kernkanälen

Tab. A.1 zeigt die unsicheren Parameter mit den größten Werten des Korrelationskoeffizienten nach Spearman bei Untersuchung des Einflusses auf die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum für den Heißstab HR82H\_1BS.

**Tab. A.1** Rangkorrelationskoeffizienten zu den acht unsicheren Parametern mit den größten Werten des Korrelationskoeffizienten nach Spearman bei Untersuchung des Einflusses auf die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum für den Heißstab HR82H\_1BS

| Para.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient |
|-----------|---------------|--|-----------------------------|
| 20        | ODHCC         | Multiplikationsfaktor für die relative Geschwindigkeit in Querverbindungen, Kern, oberes Plenum und Ringraum | 0.87                        |
| 52        | FKPDMHL       | Korrekturfaktor für Strömungsfläche oberer Ringraum und heißer Strang  | -0.72                       |
| 16        | ZT            | Zahl der Tropfen pro Einheitsvolumen, Primär- und Sekundärkreislauf  | 0.62                        |
| 138       | DS10821BS     | Durchmesser des Pellets vom Heißstab im Kanal PCM82A   | -0.62                       |
| 18        | EPS           | Konvergenzkriterium  | -0.58                       |
| 258       | FAKCPL        | Korrekturfaktor der Wärmekapazität des Brennstoffs   | -0.58                       |
| 200       | ZGTUP         | Zeta Wert über den oberen Spalt von den Steuerstabsführungsrohren zum oberen Plenum                          | -0.48                       |
| 138       | Q821BS        | Multiplikationsfaktor Leistung Heißstab in Kanal PCM82A  | 0.47                        |

Abb. A.1 zeigt den Korrelationskoeffizienten nach Spearman für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum im Kernhauptkanal 82 und Tab. A.2 die 10 unsicheren Parameter mit den größten Werten des Korrelationskoeffizienten nach Spearman bei Untersuchung des Einflusses auf die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum für den Heißstab HR82H\_1BS.



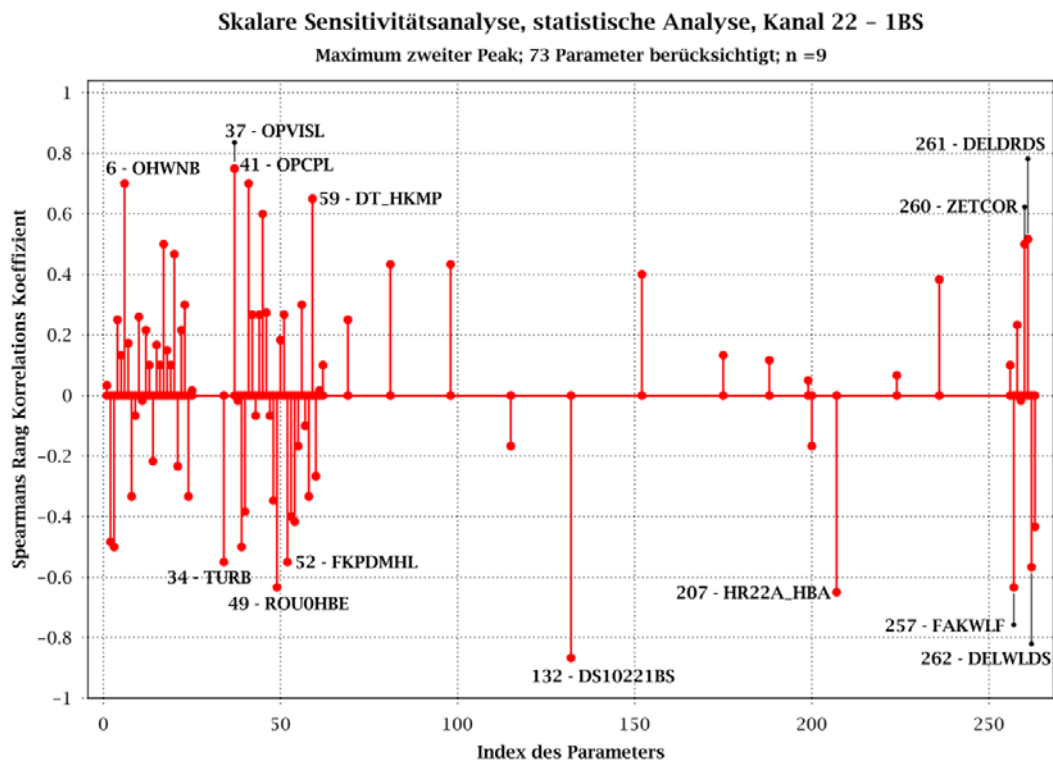
**Abb. A.1** Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohr-temperatur beim zweiten Temperaturmaximum im Kanal 82

**Tab. A.2** Rangkorrelationskoeffizienten für die 10 unsicheren Parameter mit den größten Werten des Korrelationskoeffizienten nach Spearman bei Untersuchung des Einflusses auf die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum für den Heißstab HR82H\_1BS

| Para.-Nr. | Parameter-name | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient (S.R.K.) |
|-----------|----------------|--|--------------------------------------|
| 37        | OPVISL         | Transport Stoffwerte, Viskosität des Wassers – Korrekturfaktor   | 0.93                                 |
| 48        | ICMPO          | Kontrolle des Druckrückgewinns an der Verbindung heißer Strang zum Dampferzeugereintrittsplenum und vom kalten Strang zum Ringraum | -0.78                                |
| 41        | OPCPL          | Transport Stoffwert, Wärmekapazität des Wassers (nur Transport Eigenschaft) – Korrekturfaktor                                      | 0.77                                 |
| 181       | ZF82HBE        | Zeta Korrekturwert für das heiße Brennelement im Kanal PCM82A  | 0.75                                 |
| 52        | FKPDML         | Korrekturfaktor für Strömungsfläche oberer Ringraum und heißer Strang  | -0.67                                |
| 260       | ZETCOR         | Variation der Formverluste im Kühlkreislauf  | 0.65                                 |

| Para.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung  | Rangkorrelationskoeffizient (S.R.K.) |
|-----------|---------------|--|--------------------------------------|
| 25        | OFRIC         | Koeffizient für den Anteil von Wasser und Dampf an der Wandreibung, Alle Leitungen | -0.62                                |
| 259       | FAKGJNA       | Variation der JNA Pumpenkennlinie  | -0.62                                |
| 164       | Q821BS        | Multiplikationsfaktor Leistung Heißstab in Kanal PCM82A                            | 0.60                                 |
| 257       | FAKWLF        | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs                                   | -0.60                                |

Abb. A.2 zeigt den Spearmans Rang Korrelationskoeffizient für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum im Kernhauptkanal 22 und Tab. A.3 die 13 unsicheren Parameter mit den größten Werten des Korrelationskoeffizienten nach Spearman bei Untersuchung des Einflusses auf die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum für den Heißstab HR22H\_1BS. Der Heißstab HR22H\_1BS wurde ausgewählt, da über dem Kernhauptkanal 22 eine Notkühlein speisung über einen heißseitigen Druckspeicher erfolgt und in diesem Kernhauptkanal 22 die niedrigste maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum berechnet wurde.



**Abb. A.2** Spearmans Rangkorrelationskoeffizienten für die maximale Hüllrohrtemperatur beim zweiten Temperaturmaximum im Kanal 22

**Tab. A.3** Rangkorrelationskoeffizienten zu den acht unsicheren Parametern mit den größten Werten des Korrelationskoeffizienten nach Spearman bei Untersuchung des Einflusses auf die maximale Hüllrohrtemperatur beim ersten Temperaturmaximum für den Heißstab HR22H\_1BS

| Para.-Nr. | Parametername | Parameterbeschreibung   | Rangkorrelationskoeffizient (S.R.K.) |
|-----------|---------------|---|--------------------------------------|
| 132       | DS10221BS     | Durchmesser des Pellets vom Heißstab im Kanal PCM22A  | -0.87                                |
| 37        | OPVISL        | Transport Stoffwert, Wärmekapazität des Wassers (nur Transport Eigenschaft) – Korrekturfaktor     | 0.75                                 |
| 6         | OHWNB         | Blasensieden (modifizierte Chen Korrelation) – Korrekturfaktor, Alle Flächen mit Wärmeübertragung | 0.70                                 |
| 41        | OPCPL         | Transport Stoffwert, Wärmekapazität des Wassers (nur Transport Eigenschaft) – Korrekturfaktor     | 0.70                                 |
| 207       | HR22A_HBA     | Korrekturfaktor für axiale Abbrandverteilung für die hochbelasteten BS im Kanal PCM22A            | -0.65                                |
| 59        | DT_HKMP       | Totzeit zwischen Prozesssignal zum Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen und dem Abschalten        | 0.65                                 |
| 49        | ROU0HBE       | Heißkanal und HBE Wandrauigkeit   | -0.63                                |
| 257       | FAKWLF        | Korrektur der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs  | -0.63                                |
| 262       | DELWLDS       | Abweichung des Füllstands in den Druckspeichern vom Sollwert                                      | -0.57                                |
| 34        | TURB          | Turbulenzfaktor für Verdampfung bei kritischer Bruchströmung                                      | -0.55                                |
| 52        | FKPDMHL       | Korrekturfaktor für Strömungsfläche oberer Ringraum und Heißer Strang                             | -0.55                                |
| 261       | DELDRDS       | Abweichung des Drucks im Druckspeicher vom Sollwert   | 0.52                                 |
| 260       | ZETCOR        | Variation der Formverluste im Kühlkreislauf   | 0.50                                 |

**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)