

# Abschlussbericht Final Report

Reaktorsicherheitsforschung - Vorhaben-Nr.: 150 1331  
Reactor Safety Research-Project No.: 150 1331

*Wissenschaftlich-technische Zusammenarbeit mit Russland:  
Untersuchungen zu Mechanismen der Strahlenversprödung  
und des Ausheilverfahrens sowie Fluenzberechnungen für  
Reaktordruckbehälter von WWER-Reaktoren*

*Scientific technical cooperation with Russia:  
Investigation of the mechanisms of neutron embrittlement and  
annealing procedures as well as fluence calculations for reactor  
pressure vessels of WWER-type reactors*

H.-W. Viehrig, M. Houska, A. Ulbricht, J. Konheiser, E. Altstadt und K. Noack

**Dienststelle des Autors / Performing Organisation:  
Helmholtz-Zentrum Dresden Rossendorf  
Bautzner Landstraße 400  
01328 Dresden**

**Berichtsdatum / Publication Date: Dezember 2011 / December 2011**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 1331 gefördert.

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages



## Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	3
Abstract	4
1. Einleitung	5
2. Sprödbruchsicherheitsbewertung von WWER-RDB	6
3. Reaktordruckbehälter WWER-440/V-230 des KKW Greifswald	8
3.1 Herstellung, und Geometrie	8
3.2 RDB-Material	8
3.2.1 Grundwerkstoff	8
3.2.2 Schweißnähte	9
3.2.3 Plattierung	10
3.3 Zustand der RDB	10
4. Material und Proben der untersuchten RDB	13
4.1 Entnahme der Bohrkern aus den RDB	13
4.2 Probenherstellung aus den Bohrkernen	15
4.2.1 Probengeometrien	15
4.2.2 Schnittpläne	16
4.3. Chemische Zusammensetzung der Reaktordruckbehälter	19
4.3.1. Eingesetzte Analyseverfahren	19
4.3.2. RDB Block 1	19
4.3.3. RDB Block 2	20
4.3.4. RDB Block 4	21
4.3.5. Fazit	22
5. Prüfung und Auswertung	22
5.1 Zugversuche	22
5.2 Bruchmechaniktests	22
5.2.1 Master-Curve-Konzept und Prüfstandard ASTM 1921	22
5.2.2 Modifizierte Master-Curve-Auswerteverfahren	23
5.2.3 Risswiderstandskurven	25
5.3 Kerbschlagbiegetests	26
5.4 Metallografische Untersuchungen	26
5.5 REM-Analysen	27
5.6 Härtmessungen	27
6. Ergebnisse	27
6.1 Grundwerkstoff	27
6.1.1 Block 1	27
6.1.2 Block 4	31

6.2	Schweißgut	36
6.2.1	Block 1	36
6.2.2	Block 2	40
6.2.3	Block 4	43
7.	Sprödbruchsicherheitsbewertung bei einem angenommenen Notkühlstörfall	48
8.	Mikrostrukturelle Untersuchungen	50
8.1	Neutronenkleinwinkelstreuexperimente	50
8.2	Messungen mittels feldionenmikroskopischer Atomsonde	54
8.3	Härtemessungen mittels Nanoindenter	54
8.4.	Korrelationen der experimentellen Ergebnisse	55
9.	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	56
	Abkürzungsverzeichnis	59
	Literatur	61

Anlage 1: Schnittpläne der RDB-Bohrkerne von Block 1, 2 und 4 für die Probenherstellung

Anlage 2: Chemische Zusammensetzung der RDB's von Block 1, 2 und 4 (VTT-Analysen)

Anlage 3: Ergebniszusammenstellung der Tests von RDB-Material der Blöcke 1, 2 und 4

Anlage 4: Abschlussbericht für das Teilprojekt A 4.4 "Fluenzrechnungen und retrospektive Reaktordosimetrie"

Anlage 5: Abschlussbericht zum Teilvorhaben A 4.3 "Untersuchung der Strahlungsbelastung an den Auflagekonstruktionen von WWER-440 Reaktoren der ersten Generation"

## Kurzfassung

Das Fördervorhaben 1501331 wurde im Rahmen der wissenschaftlich-technische Zusammenarbeit zwischen Deutschland und der Russischen Föderation bei der friedlichen Nutzung der Kernenergie durchgeführt. Untersuchungsgegenstand für dieses Forschungsvorhaben sind die Reaktordruckbehälter (RDB) der WWER-440/V-230-Reaktorblöcke des stillgelegten Kernkraftwerkes Nord Greifswald. Die WWER-440/V-230-Baureihe repräsentiert die erste Generation der WWER-440-Reaktoren und verfügt nicht über ein Voreilprobenprogramm für den Sprödbruchsicherheitsnachweis des RDB. Mit der Untersuchung der RDB der Reaktorblöcke 1, 2 und 4 wird erstmals eine Bewertung der Versprödung von RDB einer in Serie hergestellten Reaktorgeneration und des Effekts einer großtechnischen thermischen Ausheilung ermöglicht. Der Schwerpunkt der Untersuchungen (Teilvorhaben A.4.4) lag nicht auf der Anwendung mechanisch-technologischer, sondern auf der Anwendung bruchmechanischer Prüfmethoden. Dies ermöglicht im Gegensatz zur indirekten und korrelativen Ermittlung der Bruchzähigkeit, wie sie in den derzeit gültigen Regelwerken praktiziert wird, eine bruchmechanische Sprödbruchsicherheitsbewertung, die auf direkt gemessenen Bruchzähigkeiten basiert. Mit den Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass das reale Versprödungsverhalten des Materials der sich im Bereich des Reaktorkerns befindenden Mehrlagenschweißnaht SN0.1.4 und des Grundwerkstoffringes 0.3.1 nicht der Vorhersage nach dem russischen Regelwerk entspricht. Die nach dem Prüfstandard ASTM E1921-10 direkt gemessenen Bruchzähigkeiten und daraus berechnete Referenztemperaturen  $T_0$ , welche den spröd-duktilen Übergang der Zähigkeit charakterisieren, unterscheiden sich stark von denen, die mit mechanisch-technologischen Prüfverfahren (Fallgewichtsversuch und ISO-V-Test) ermittelt werden. Während nach ASTM E1921-10 für das Schweißgut aus einer Tiefenlage der Mehrlagenschweißnaht SN0.1.4 gültige und repräsentative  $T_0$ -Werte ermittelt werden konnten, war dies für den Grundwerkstoff 15Kh2MFA des Grundwerkstoffringes 0.3.1 nicht möglich. Die große Bandbreite der  $T_0$ -Werte des Schweißgutes über die Schweißnahtdicke zeigt, dass bei Testserien mit Proben aus unterschiedlichen Tiefenlagen, aus denen die Proben der Versprödungsüberwachungsprogramme stammen, mit einer großen Streuung der Bruchzähigkeiten  $K_{Jc}$  gerechnet werden muss, was zu nicht repräsentativen Referenztemperaturen  $T_0$  führen kann. Diese Aussage kann verallgemeinert werden, wobei die Bandbreite der  $T_0$  von der jeweiligen Schweißtechnologie abhängt.

Der Schwerpunkt eines weiteren Teilvorhabens (A4.2) ist die mikrostrukturelle Charakterisierung der Bildung bestrahlungsinduzierter Defekte und deren Beeinflussung durch eine thermische Ausheilung. Weiterhin sind in zwei Teilvorhaben (A4.3 und A4.4) die Neutronenfluenzen über die Dicke der RDB-Wand und in den Auflagekonstruktionen ermittelt worden.

## Abstract

The project was performed in the framework of the scientific technical cooperation in the scope of nuclear safety research between Germany and Russia. Objects of the investigations are the decommissioned reactor pressure vessels (RPV) of the Greifswald nuclear power plant. The Greifswald WWER-440/V-230 nuclear reactors represent the first generation of this reactor type. The investigation of these RPV's enable the assessment of the aging and the effect of an industrial thermal annealing of serial RPVs for the first time. The main focus of the investigations was not on the application of mechanical-technological test methods on which the Russian technical regulation is based, but on the application of advanced fracture mechanics test methods. This enables a fracture mechanics RPV integrity assessment which is based on direct measured fracture toughness values. With the investigations it is shown that real neutron induce embrittlement of the beltline welding seam and the forged base metal ring cannot be predicted by the Russian technical regulation. The direct measured  $K_{JC}$  values and the resulting Master Curve  $T_0$  values, which characterise the ductile-to-brittle transition, differ fundamentally of those which were determined on mechanical technological values.

A further topic is the investigation of irradiation induced microstructural defects which originates the embrittlement and their mitigation by the thermal annealing. Within separate sub-projects neutron fluence calculations were performed for the investigated WWER-440/V-230 RPVs and their support constructions.

## 1. Einleitung

Das Institut für Sicherheitsforschung des Helmholtz-Zentrums Dresden-Rossendorf pflegt traditionell Beziehungen mit russischen Partneereinrichtungen auf dem Gebiet der Reaktorsicherheitsforschung. Die Arbeiten werden auf der Grundlage des Abkommens vom 22. April 1987 über wissenschaftlich-technische Zusammenarbeit bei der friedlichen Nutzung der Kernenergie zwischen dem BMBF und dem MINATOM durchgeführt. Diese Zusammenarbeit wird jetzt vom BMWf und der Staatlichen Korporation für Atomenergie (Rosatom) der Russischen Föderation weitergeführt und deren Inhalte auf gemeinsamen Koordinationsitzungen regelmäßig abgestimmt und kontrolliert. Das Fördervorhaben 1501331 basiert auf den Vereinbarungen einer Koordinationssitzung, die im Mai 2005 in Moskau stattfand und dient der Realisierung folgender dort vereinbarter Teilvorhaben:

- A.4.2 Mikrostrukturelle Mechanismen der Strahlenversprödung,
- A.4.3 Validierung von Fluenzberechnungen anhand von Ex-Vessel-Messungen und Untersuchungen der Strahlenbelastung an den Auflagekonstruktionen von WWER-440-Reaktoren und
- A4.4 Verbesserung der Versprödungsbewertung von WWER-440-Reaktoren durch Nachbestrahlungsuntersuchungen von Reaktordruckbehälterwerkstoffen des KKW Greifswald.

Die Bewertung der Sprödbruchsicherheit des Reaktordruckbehälters (RDB) ist ein wesentlicher Baustein für die Gewährleistung eines sicheren Reaktorbetriebes bis zum Ende der vorgesehenen Lebenszeit. Für eine bruchmechanisch basierte Sprödbruchsicherheitsbewertung sind Kenntnisse zur Belastung des RDB unter Normalbetrieb und im Störfall, zu im RDB vorhandenen Fehlern (Rissen) und zur Bruchzähigkeit des Werkstoffes notwendig. Eine neue Qualität bei der Bewertung des Materialzustandes im RDB kann erreicht werden, wenn originales Material aus stillgelegten Reaktoren untersucht und so der tatsächliche Materialzustand erfasst wird. Nachbestrahlungsuntersuchungen an den 4 stillgelegten Blöcken der ersten Ausbaustufe des KKW Greifswald bieten dazu eine einmalige Chance, da dort Material aus unterschiedlichen Betriebsphasen verfügbar ist (Block 4 - bestrahlt, Block 1 - bestrahlt, thermisch ausgeheilt und wiederbestrahlt, Block 2 - bestrahlt und ausgeheilt). Das Material ist repräsentativ für die erste Generation der russischen WWER-440-Reaktorbaulinie und damit für die KKW-Anlagen, für deren Bewertung die höchsten Unsicherheiten bestehen. Die erhaltenen Ergebnisse sind auch auf die innerhalb der Europäischen Union betriebenen WWER-440-Reaktoren der 2. Generation übertragbar.

Von den RDB der Reaktorblöcke 1, 2 und 4 wurden Materialproben entnommen, mit deren Untersuchung folgende Hauptziele verfolgt werden:

- Bestimmung der erreichten Neutronenbelastung der einzelnen Reaktordruckgefäße,
- mikrostrukturelle Charakterisierung der Bildung bestrahlungsinduzierter Defekte und deren Beeinflussung durch eine thermische Ausheilung,
- Ermittlung der mechanischen Eigenschaften und der Bruchzähigkeit der RDB-Materialien nach 11- bis 15-jährigem Betrieb des RDB,
- Untersuchung des Einflusses der Abnahme der Neutronenfluenz und der Variation des Gefüges über die Dicke der RDB-Wand auf die mechanischen Eigenschaften und die Bruchzähigkeit,
- Sprödbruchsicherheitsbewertung nach dem neusten Stand von Wissenschaft und Technik und
- Überprüfung der Effektivität der an den RDB der Blöcke 1 und 2 großtechnisch durchgeführten thermischen Ausheilbehandlungen.

Im Hauptteil des vorliegenden Abschlussberichtes werden die in den Teilvorhaben A4.2 und A.4.4 ermittelten Ergebnisse zur mikrostrukturellen Analyse der Bildung bestrahlungsindu-

zierter Defekte und der damit verbundenen Veränderung der mechanischen Eigenschaften und bruchmechanischen Kennwerte der untersuchten Reaktordruckbehälterwerkstoffe dargestellt. Innerhalb der Teilvorhaben A.4.3 und A4.4 ist die Neutronenbelastung der Reaktordruckbehälter (RDB) und der Auflagekonstruktionen von WWER-440-Reaktoren berechnet worden. Die Anlagen 4 und 5 enthalten die Ergebnisse diese Teilvorhaben als separate Abschlussberichte.

## 2. Sprödbruchsicherheitsbewertung von WWER-RDB

Der Sprödbruchsicherheitsnachweis der WWER-RDB wird mit einer bruchmechanischen Analyse geführt. Dabei ist nachzuweisen, dass eine unterstellte Beanspruchung an einem postulierten oder vorhandenen Anriss nicht zur Einleitung von Risswachstum führt. Neben den Kenntnissen zur Beanspruchung und zu den Anrissen sind bruchmechanische Materialkennwerte erforderlich. Für die Bestimmung der Bruchzähigkeit  $K_{IC}$  sind entsprechend den in den Werkstoffprüfstandards festgelegten Gültigkeitsanforderungen große Proben erforderlich. Diese Proben stehen für den unbestrahlten Ausgangszustand kaum und für den bestrahlten Werkstoffzustand nicht zur Verfügung. Aus diesem Grund wird die Bruchzähigkeit sowohl in westlichen als auch russischen Regelwerken nach einem indirekten und korrelativen Verfahren bestimmt. Diese Vorgehensweise basiert auf dem US-amerikanischen ASME Pressure Vessel and Boiler Code, Section III, Division I [ASME NB-2300]. Die Bruchzähigkeit des Werkstoffs wird aus einer unteren Grenzkurve ermittelt, die auf einer vorhandenen Datenbank von linear-elastischen Bruchzähigkeitswerten  $K_{IC}$  basiert. Es handelt sich um Universalkurven der Form:

$$K_{IC} = A + B \cdot e^{(C \cdot (T - RT))} \quad (2.1)$$

Mit der Referenztemperatur  $RT$  wird die Universalkurve materialspezifisch auf der Temperaturachse positioniert. Diese Referenztemperatur wird aus einer Kombination von Fallgewichts- ( $RT_{NDT}$ ) und ISO-V-Kerbschlagbiegeversuchen bestimmt. Im russischen Regelwerk wird die Referenztemperatur ausschließlich mit dem ISO-V-Kerbschlagbiegeversuch ermittelt, wobei das Kriterium für die verwendete spröd-duktil-Übergangstemperatur (DBTT) von der Streckgrenze des RDB-Stahles abhängt und Gültigkeitskriterien eingehalten werden müssen. Der Bestrahlungseinfluss wird mit der bestrahlungsbedingten Verschiebung der DBTT beschrieben, die an vorausseilend bestrahlten ISO-V-Proben ermittelt wurde und die Referenztemperatur um den gleichen Betrag zu höheren Werten verschiebt. Im russischen Regelwerk wird diese auf 47 J ( $TT_{47J}$ ) bezogen [PNAE G-7-008-86, Timofeev 2004]. Mit dieser Methode werden konservative Bruchzähigkeitswerte für die Sprödbruchsicherheitsbewertung erhalten. Die Konservativität beruht in erster Linie auf dem Konservatismus der NDT bzw. der dynamisch ermittelten ISO-V DBTT des unbestrahlten Zustandes.

Die WWER-Reaktoren der Baureihe 440/V-230 waren nicht mit Versprödungsüberwachungsprogrammen und entsprechenden Voreilproben ausgerüstet und die DBTT des unbestrahlten Ausgangszustandes  $T_{K0}$  wurde nicht bestimmt. Es mussten nur Mindestwerte der Kerbschlagarbeit bei definierten Prüftemperaturen nachgewiesen werden. Für diese RDB gibt es somit keine Daten über den aktuellen Werkstoffzustand [Timofeev 2004]. Stattdessen wird dieser im russischen Regelwerk aus empirischen Gleichungen berechnet, die zur Ermittlung von  $T_{K0}$  und der bestrahlungsinduzierten Verschiebung der DBTT entwickelt wurden. Die Berechnung von  $\Delta DBTT$  basiert auf der akkumulierten Fluenz schneller Neutronen und einem Koeffizienten der Versprödung (chemischen Faktor), mit dem der Einfluss des Materials berücksichtigt wird. Für die zweite Generation der WWER-440-Reaktoren gilt

folgende Bruchzähigkeits-Temperatur-Kurve [Brumovsky 1987, 2005; IAEA-EBP-WWER-08; PNAE G-7-008-86; Timofeev 2004]:

$$K_{IC} = 26 + 36 \cdot e^{(0.02 \cdot (T - T_K))} \quad (2.2)$$

$$T_K = T_{K0} + \Delta T_T + \Delta T_N + \Delta T_F \quad (2.3)$$

wobei  $\Delta T_F$  nach Gl. (2.4) abgeschätzt wird.

$$\Delta T_F = A_F^T \cdot \sqrt[3]{\Phi} \quad (2.4)$$

Mit  $A_F^T = 800 \cdot (P + 0.07 \cdot Cu)$  (für WWER-440-Schweißgut bei 270 °C)  
und  $A_F^T = 18$  (für WWER-440-Grundwerkstoff 15Kh2MFA  
mit max. 0.025 % P u. 0.15 % Cu bei 270 °C).

Die betahlungsinduzierte Verschiebung  $\Delta T_F$  ist der wesentliche Beitrag für die Verschiebung der DBTT und wird nach [PNAE G-7-008-86] im ISO-V-Test bestimmt.

International besteht der Trend, in die Regelwerke eine durchgängige bruchmechanische Bewertung einzuführen, die neben der bereits praktizierten Beanspruchungsanalyse auch die Ermittlung der Materialkennwerte einschließt. Das Master-Curve-(MC)-Konzept nach Wallin (1999, 2002) empfiehlt sich dafür als ein geeignetes Werkzeug. Es modelliert die Häufigkeitsverteilung der Bruchzähigkeit im unteren spröde-duktilen Übergangsbereich durch eine 3-parametrische Weibullverteilung auf der Grundlage des Spannungsintensitätsfaktors. Die MC selbst beschreibt die Temperaturabhängigkeit der J-Integral-bezogenen Bruchzähigkeit  $K_{Jc}$  im spröde-duktilen Übergangsbereich ferritischer Stähle. Sie basiert auf einer statistisch definierten Universalkurve, die mit einer Referenztemperatur  $T_0$  werkstoffspezifisch justiert werden kann. Die Referenztemperatur  $T_0$  wird direkt aus den  $K_{Jc}$ -Werten berechnet und ist bei 100 MPa $\sqrt{m}$  auf der Bruchzähigkeits-Temperatur-Kurve genau definiert. Für die Anwendung dieses Konzeptes wurde die US-amerikanische Prüfvorschrift ASTM E 1921 "Standard Test Method for Determination of Reference Temperature,  $T_0$ , for Ferritic Steels in the Transition Range" entwickelt. Diese Prüfvorschrift umfasst:

- die Ermittlung der Bruchwahrscheinlichkeit von Proben,
- die Vorhersage des Einflusses der Probengröße auf die Bruchwahrscheinlichkeit und
- die Bestimmung der Temperaturabhängigkeit der Bruchwahrscheinlichkeit.

Die Anwendung dieser Prüfvorschrift auf RDB-Stähle ist international [Rosinski 2000; Kirk 2000, 2003; Server 2005, 2009] und national [Hohe 2005; Roos 2006; Viehrig 2000, 2007] in mehreren Forschungsvorhaben untersucht worden.

In vielen Regelwerken [ASME N-629, KTA-3203, EN51 2010] möchte man die historische Verbindung zu den vorhandenen  $K_{IC}$ -Grenzkurven, die auf umfangreichen Datenbanken basieren, beibehalten. Die vorhandene  $K_{IC}$ -Grenzkurve wird dabei mit einer Referenztemperatur auf der Temperaturachse materialspezifisch festgelegt, die auf der direkt gemessenen  $T_0$  basiert. Der Vorteil liegt darin, dass es sich um eine bruchmechanisch definierte Referenztemperatur handelt, die direkt aus - am bestrahlten Zustand - gemessenen  $K_{Jc}$ -Werten berechnet wird. Im 5. Rahmenprogramm der EU wurde die "Unified Procedure for Lifetime Assessment of Components and Piping in WWER NPPs - VERLIFE" [VERLIFE 2003] entwickelt, welche eine direkte Anwendung des MC-Konzeptes enthält. Dieses Regelwerk verwendet die Gl. (2.5) als untere Grenzkurve der Bruchzähigkeit, welche nach ASTM E1921-10 der MC für 5 % Bruchwahrscheinlichkeit entspricht.

$$K_{KC}^{5\%}(T) = \min\{25,2 + 36,6 \cdot e^{[0.019 \cdot (T - RT_0)]}\} \text{ in } MPa\sqrt{m} \quad (2.5)$$

Die VERLIFE-Grenzkurve wird mit einer Referenztemperatur,  $RT_0$ , auf der Temperaturachse festgelegt.

$$RT_0 = T_0 + \sigma \tag{2.6}$$

mit  $\sigma = \sigma_1 + \delta T_M$  (2.7)

und  $\delta T_M = 10 \text{ K}$  für Grundwerkstoff) bzw.  $\delta T_M = 16 \text{ K}$  für Schweißgut (wenn unbekannt).

### 3. Reaktordruckbehälter WWER-440/V-230 des KKW Greifswald

#### 3.1 Herstellung, und Geometrie

Die RDB der Blöcke 1 bis 4 des KKW Nord Greifswald entsprechen der Baureihe WWER-440/V-230 und wurden im Zeitraum von 1971 bis 1978 von den IZHORA-Werken (Leningrad jetzt St. Petersburg) hergestellt. Tab. 3.1 enthält die technischen Daten der WWER-440/V-230 Reaktoren und eine schematische Darstellung ihrer Bauweise. Sie bestehen aus dem Flansch, zwei aufeinanderfolgenden Ringen mit den Ein- und Austrittsstutzen der 6 Hauptumwälzleitungen, drei zylindrischen Ringen und einem elliptischen Boden. Diese geschweißten Ringe sind mit Rundnähten verbunden. Die RDB der Blöcke 1 und 2 sind nicht plattiert und die von 3 und 4 austenitisch plattiert. Die Dicke der mehrlagigen Bandplattierung beträgt ca. 10 mm.

Tab. 3.1: Technische Daten der WWER-440/V-230-Reaktordruckbehälter (1. Generation der WWER-440-Reaktoren).

Block	1	2	3	4	
Typ	WWER-440/V-230				
Herstellungsdatum	1971	1972	1976	1978	
Herstellungsnummer	4	6	11	15	
Masse in t	215				
Länge in mm	11.800				
Außendurchmesser					
zylindrischer Teil in mm	3.840				
Stutzenring in mm	3.980				
Wanddicke (ohne Plattierung)					
zylindrischer Teil in mm	140				
Stutzenring in mm	190				
thermische Leistung in MW	1375				
elektrische Leistung in MW	440				
Druck (Auslegung) in MPa	13,7				
Betriebsdruck in MPa	12,3				
Druckprobe in MPa	17,1				
Temperatur (Auslegung) in °C	300				
Wasser Einlauftemperatur in °C	265				
Wasser Auslasstemperatur in °C	293				
Wassererwärmung im Kern in K	28				

#### 3.2 RDB-Material

##### 3.2.1 Grundwerkstoff

Der WWER-440-Grundwerkstoff (15Kh2MFA) ist ein niedrig legierter (Cr, Mo, V) Kohlenstoffstahl mit einem bainitischen Vergütungsgefüge. Die chemische Zusammensetzung des Grundwerkstoffs im Bereich des Reaktorkerns entsprechend Herstellerprotokoll für die Blöcke 1 bis 4 enthält Tab. 3.2.

Tab. 3.2: Chemische Zusammensetzung 15Kh2MFA (Masse-%) [Boehmer 1999].

Block	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	P	Cu
1	0,16	0,30	0,46	2,78	0,18	0,63	0,27	0,010	0,17
2	0,16	0,28	0,44	2,60	0,18	0,66	0,28	0,013	0.13
3	0,13	0,26	0,39	2,85	0,15	0,68	0,19	0,012	-
4	0,17	0,27	0,47	3,00	0,15	0,63	0,29	0,016	0.12

Die mechanischen Eigenschaften des Grundwerkstoffs der einzelnen Blöcke im Kernbereich sind Tab. 3.3 zu entnehmen.

Tab. 3.3: Mechanische Eigenschaften 15Kh2MFA [ATOM-1990].

Block	20 °C					325 °C <sup>Block 1/2</sup> / 350 °C <sup>Block 3/4</sup>				
	$\sigma_{0,2}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\sigma_b$ kp/mm <sup>2</sup>	$\delta$ %	$\psi$ %	$a_H$ kpm/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{0,2}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\sigma_b$ kp/mm <sup>2</sup>	$\delta$ %	$\psi$ %	$a_H$ kpm/cm <sup>2</sup>
1	63,8	70,7	20,2	74,4	22,2	52,6	61,3	15,9	72,7	25,0
2	52,5	62,4	26,6	76,0	31,0	44,0	51,5	18,8	74,0	33,5
3	55,0	66,9	21,1	75,5	24,0	46,2	55,5	16,6	72,7	-
4	52,3	64,7	24,2	78,4	26,3	43,3	51,5	16,6	76,8	29,8

$\sigma_{0,2}$ ...0,2%-Dehngrenze       $\sigma_b$ ...Zugfestigkeit       $\delta$ ...Bruchdehnung  
 $\psi$ ...Einschnürung               $a_H$ ...Schlagzähigkeit

### 3.2.2 Schweißnähte

Bei den Schweißnähten der WWER-440/V-230-RDB's handelt es sich um mittels Mehrlagen-Unterpulver-Lichtbogen-Schweißung hergestellte Doppel-V-Nähte [Boehmer 1999, Timofeev 2004]. Diese bestehen aus einer mit unlegiertem Schweißdraht (Sv-08A) erzeugten Schweißwurzel und mit legiertem Draht (Sv-10XMTF) geschweißten Fülllagen. Bei den Blöcken 3 und 4 wurden innen und außen Decklagen mit dem unlegierten Schweißdraht geschweißt. Als Flussmittel wurde AN-24 eingesetzt. Der Aufbau der Schweißnaht ist schematisch in Abb. 3.1 dargestellt.

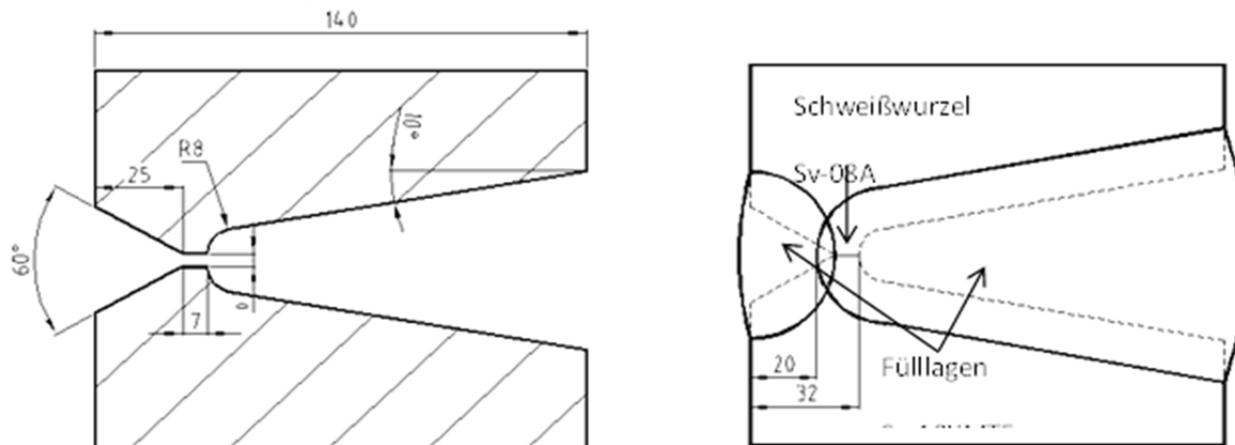


Abb. 3.1: WWER-440 Schweißtechnologie

Die chemische Zusammensetzung der Schweißdrähte der einzelnen Blöcke ist in Tab. 3.4 angegeben.

Tab. 3.4: Chemische Zusammensetzung Schweißdraht (Masse-%) [ATOM-1990].

Block	Draht	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	P	S	Cu
1	Sv-08A	0,09	0,01	0,38	0,08	0,08			0,019	0,023	0,12
	Sv-10XMTF	0,09	0,29	0,50	1,78	0,29	0,40	0,19	0,015	0,012	0,12
2	Sv-08A	0,10	0,02	0,54	0,03	0,05			0,016	0,018	0,06
	Sv-10XMTF	0,08	0,17	0,63	1,50	0,19	0,46	0,17	0,011	0,013	0,18
3	Sv-08A	0,09	0,02	0,45	0,06	0,08			0,010	0,025	0,11
	Sv-10XMTF	0,09	0,21	0,59	1,69	0,18	0,47	0,27	0,014	0,013	0,12
4	Sv-08A	0,09		0,4	0,06	0,08			0,01	0,03	0,14
	Sv-10XMTF	0,08	0,19	0,56	1,73	0,24	0,52	0,21	0,012	0,014	0,16

Die mechanischen Eigenschaften für die im Kernbereich befindlichen Schweißnähte der RDB des KKW Greifswald sind in Tab. 3.5 angegeben.

Tab. 3.5: Mechanische Eigenschaften im Bereich der Schweißnähte [ATOM-1990].

Block	20 °C						325 °C <sup>Block 1/2</sup> / 350 °C <sup>Block 3/4</sup>			
	$\sigma_{0,2}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\sigma_b$ kp/mm <sup>2</sup>	$\delta$ %	$\psi$ %	$a_{H1}$ kpm/cm <sup>2</sup>	$a_{H2}$ kpm/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{0,2}$ kp/mm <sup>2</sup>	$\sigma_b$ kp/mm <sup>2</sup>	$\bar{\delta}$ %	$\psi$ %
1	49,5	57,5	23,3	66,2	17,4		42,5	49,0	19,5	67,5
2	46,0	55,3	24,1	72,0	21,4		39,7	46,8	16,5	62,0
3	52,2	65,0	22,7	68,3	9,5	24,1	42,1	53,3	19,3	67,3
4	50,2	62,7	24,5	71,1	7,7	17,4	43,5	52,0	18,7	64,3

$\sigma_{0,2}$ ...0,2%-Dehngrenze       $\sigma_b$ ...Zugfestigkeit       $\delta$ ...Bruchdehnung       $\psi$ ...Einschnürung  
 $a_{H1}$ ...Schlagzähigkeit (Schweißnaht längs)  
 $a_{H2}$ ...Schlagzähigkeit (Wärmeeinflusszone)

Beim Schweißen wurden die geschmiedeten Grundwerkstoffringe auf 300 bis 350 °C vorgewärmt. Nach der Schweißung erfolgte ein nochmaliges Spannungsfreiglühen (15 h bei 650 bis 680 °C).

### 3.2.3 Plattierung

Bei den Blöcken 3 und 4 wurde der komplette RDB auf der Innenseite als Korrosionsschutz mit einer ca. 10 mm dicken austenitischen Plattierung versehen. Dabei handelt es sich um eine zweilagige Bandplattierung, die durch automatisches Bandschweißen (mit Flussmittel) unter Verwendung von 60 mm breiten Bändern hergestellt wurde. Die erste Lage besteht aus austenitischem Stahl Sv 07Xh25N13 und die zweite aus drei Schichten niobstabilisiertem austenitischem Stahl Sv 08Xh18N10. Fehlerhafte Regionen wurden nachträglich bis zum ferritischen Grundwerkstoff entfernt und dann durch die Anwendung eines speziellen Schweißverfahrens repariert (ohne nachfolgende Wärmebehandlung) [Boehmer 1999].

### 3.3 Zustand der RDB

Das seit 1990 stillgelegte KKW Greifswald bestand aus 4 Blöcken, die 11-17 Jahre im Betrieb waren [Boehmer 1999, GRS 1990]. Tab. 3.6 zeigt die Betriebsdaten und die in Anlage 4 berechneten maximalen Neutronenfluenzen an der RDB-Innenwand der Blöcke 1-4.

Tab. 3.6: Betriebsdaten, abgeschätzte maximale Neutronenfluenzen der stillgelegten RDB's WWER-440/V-230 [Böhmer 1999].

Block	Betriebsdauer	Zyklen	Effektive Tage	Ausheilung im Jahr	$\Phi_{E>0,5\text{MeV}}$ in $10^{18}$ n/cm <sup>2</sup>	
					Innenwand Grundwerkstoff	Innenwand Schweißnaht
1	1974-1988	13	4205,0	1988	68,51	57,17
1*	1988-1990	2	627,4	-	2,79	2,27
2	1975-1990	14	4067,4	1990	85,20	72,38
3	1978-1990	12	3581,8	1990	71,15	60,63
4	1979-1990	11	3207,9	keine	64,32	54,73

\* wiederbestrahlt,  $\Phi_{E>0,5\text{MeV}}$  Neutronenfluenz, E > 0,5 MeV

Die Neutronenfluenzen wurden für jede gewählte Bohrkernposition der Blöcke 1, 2 und 4 durch gekoppelte Neutronen-Gamma-Transportrechnungen mit vorgegebener Neutronenquelle unter Nutzung des Programmsystems TRAMO [Barz 1998] bestimmt. Jeder Bohrkern wurde in azimuthaler und vertikaler Richtung unterteilt, um mögliche Flussgradienten über den Materialscheiben bestimmen zu können. Über die Länge des Bohrkerns (entspricht der Wanddicke des RDB) sind die Fluenzen jeweils in Zentimeterschritten ermittelt worden. Die detaillierte Beschreibung der Berechnung der Neutronenfluenzen und deren Ergebnisse enthält Anlage 4. Der hexagonale Reaktorkern ist dabei in 60°-Sektoren unterteilt worden und bei allen Blöcken treten die maximalen azimuthalen Fluenzwerte bei der Position 30° auf, wo die äußeren Brennelemente den geringsten Abstand zur RDB-Wand haben. Die dabei für alle in die Untersuchungen einbezogenen Bohrkernpositionen erzielten Ergebnisse zeigt Abb. 3.2.

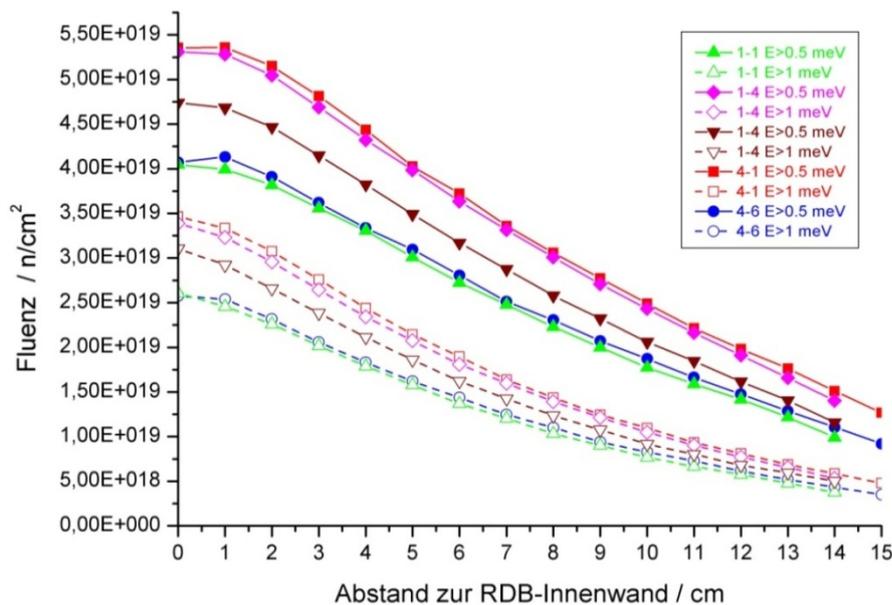


Abb. 3.2: Zusammenfassung der in Anlage 4 berechneten Neutronenfluenzen für die analysierten Bohrkernpositionen aus den RDB der Blöcke 1 (Bohrkerne 1-1 und 1-4), 2 (Bohrkerne 2-3) und 4 (Bohrkerne 4-1 und 4-6).

Die RDB der Blöcke 1 bis 4 liegen nach Stilllegung in folgenden Zuständen vor (Tab. 3.6):

- der unplattierte RDB von Block 1 wurde bestrahlt, ausgeheilt und wiederbestrahlt (BAB),
- der unplattierte RDB von Block 2 und der plattierte RDB von Block 3 wurde bestrahlt und ausgeheilt (BA) und
- der plattierte RDB von Block 4 wurde bestrahlt (B).

In Tab. 3.7 sind die nach den Vorhersageformeln des russischen Regelwerkes [PNAE G-7-008-86, IAEA-TECDOC-1442] abgeschätzten kritischen Versprödungstemperaturen, welche den spröd-duktilen Übergang der Zähigkeit charakterisieren, für die RDB der Blöcke 1-4 zusammengestellt.

Tab. 3.7: Zusammenstellung der kritischen Versprödungstemperaturen für die RDB der Blöcke 1-4 [Böhmer 1999, GRS 1990].

Block	Betriebsstunden	T <sub>K0</sub> in °C		T <sub>K1989</sub> in °C		T <sub>KEOL</sub> in °C	
		SN	GW	SN	GW <sub>max</sub>	SN	GW <sub>max</sub>
1	105 700	(+46)	(0)	<sup>2)</sup>	c	(+150)d	c
2	101 700	(+4)	(0)	(> 147)	c	(+147)	c
3	90 300	(+23)	(0)	(+152)	c	(+163)	c
4	73 300	(-13)	(0)	(+124)	c	(+163)	c

c: Werte festgelegt auf T<sub>K</sub> < 70°C nach 30 Jahren; d: vor der Wärmebehandlung bestimmter Wert: 186 °C; GW: Grundwerkstoff; GW<sub>max</sub>: Grundwerkstoff in der Mitte des Reaktorkerns; SN: Schweißgut; <sup>2)</sup> Wert sollte nach dem Ausheilen bestimmt werden; ( ) empirisch ermittelt

Die Ergebnisse der Voreilproben des finnischen WWER-440 Blockes Loviisa 1 zeigten, dass die Versprödung der RDB höher ist als ursprünglich prognostiziert [Ahlstrand 1986, Davies 1994]. Da der reale Materialzustand der RDB des KKW Greifswald aufgrund der nicht vorhandenen Voreilproben nur unzureichend abgeschätzt werden konnte, ist die thermische Ausheilung der Neutronenversprödung bei den Blöcken 1 - 3 bereits nach ca. einem Drittel der projektierten Lebensdauer von 30 Volllastjahren durchgeführt worden. Die Ausheilung erfolgte nach sowjetischer Technologie und durch sowjetische Spezialisten. Die Wärmebehandlung betrifft nur die Umfangsschweißnaht Nr. SN0.1.4 im Bereich des Reaktorkerns und bis ca. 70 cm den darüber und darunter liegenden Grundwerkstoff. Die Daten der thermischen Ausheilung sind in Tab. 3.8 zusammengefasst. Die technische Ausrüstung für die Wärmebehandlung wird ausführlich in [EWN-1990] beschrieben.

Tab. 3.8: Thermische Ausheilung der RDB's von Block 1 - 3 [GRS 1990].

		Block		
		1	2	3
Erwärmungsgeschwindigkeit	K/h	22	20	20
Ausheiltemperatur	°C	475 ± 10	475 ± 10	475 ± 10
Dauer	h	152	150	150
Abkühlgeschwindigkeit	K/h	30	30	30

Von den nicht plattierten RDB der Blöcke 1 und 2 wurden sogenannte "Schiffchenproben" vom Material der ausgeheilten Schweißnaht an der RDB-Innenwand entnommen. Aus diesen Schiffchenproben sind KLST-Kleinstkerbschlagproben nach DIN 50115 hergestellt und geprüft worden. Die kritische Versprödungstemperaturen T<sub>K</sub> wurde für die Schweißnaht SN0.1.4 wie folgt bestimmt [Ahlstrand 1993, Valo 1995]:

- Blöcke 1 ausgeheilte Zustand: 30°C und
- Block 2 bestrahlter Zustand vor der thermischen Ausheilung: 91 °C und
- Block 2 nach der thermischen Ausheilung: 19 °C.

Die Untersuchung der Materialzustände von Block 4 ist von besonderem Interesse, da anhand der erzielten Ergebnisse eine Bewertung der Vorhersageformeln des russischen Regelwerkes [Brumovsky 1987, 2005; IAEA-EBP-WWER-08; PNAE G-7-008-86; Timofeev 2004] möglich ist.

## 4. Material und Proben der untersuchten RDB

### 4.1 Entnahme der Bohrkern aus den RDB

Für die Entnahme der Bohrkern aus den stillgelegten RDB der Blöcke 1, 2 und 4 wurde die in Abb. 4.1 gezeigte spezielle "Kernbohranlage" (KBA) durch die Firma Studsvik GmbH & Co. KG, Niederlassung Blankenloch entwickelt und gebaut. Die KBA erfüllt folgende Anforderungen:

- Herausschneiden eines Bohrkerns mit einem Durchmesser von 119 mm von der gesamten Wanddicke des RDB (140 mm bzw. 150 mm) in einem Arbeitsschritt ohne Wechsel der Schneiden,
- keine Verwendung von flüssigen Kühl- und Schmierstoffen,
- Markierung des Bohrkerns mit einem Zahlenkode und einer axialen Linie,
- Auswerfen des Bohrkerns in den RDB und
- Verschließen des Bohrloches mit einem Bleistopfen.

Das Trennen erfolgte mit der in Abb. 4.1 gezeigten Bohrkronen, die mit 4 Hartmetallschneiden bestückt ist. Die Schnittbreite beträgt jeweils 2,5 mm, so dass sich eine Schnittfuge von 10 mm ergibt.

Für den Ausbau und Abtransport der RDB in das "Zentrale Zwischenlager" der EWN Nord GmbH wurden die Stützen der Hauptumwälzleitungen abgetrennt, so dass der RDB mit dem Kran gehoben und gedreht werden konnte. Die Montage der KBA erfolgte auf dem Auflager des RDB, dem Ringwasserbehälter. Abb. 4.2 enthält eine Draufsicht des RDB mit Krantraverse und eine schematische Darstellung der auf dem Ringwasserbehälter montierten KBA. Der RDB wurde mit dem Kran bewegt bis sich die gewünschte Position für die Probennahme vor der KBA befand und anschließend mit 3 Widerlagern in der horizontalen Position fixiert. In diesem Zustand erfolgte das Heraustrennen des Bohrkerns aus der RDB-Wand. Nach dem die RDB-Wand vollständig durchtrennt war, sind die Bohrkern aus Bohrkronen in den RDB ausgeworfen (Abb. 4.1) und zu einem späteren Zeitpunkt mit einem am Kran hängenden Magneten geborgen worden.

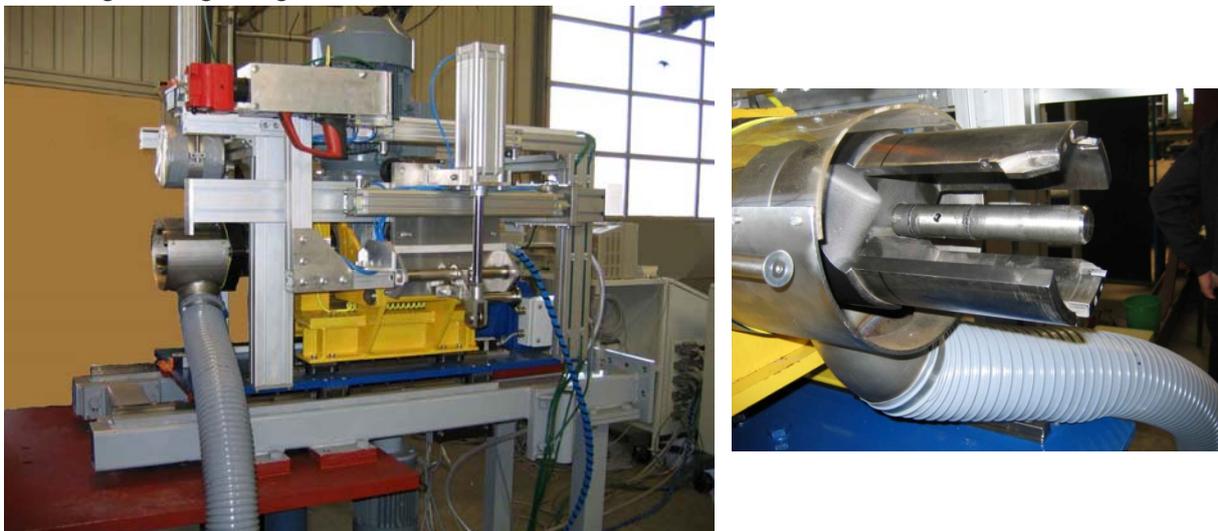


Abb. 4.1: Kernbohranlage und Detail der Bohrkronen mit Auswerfer.

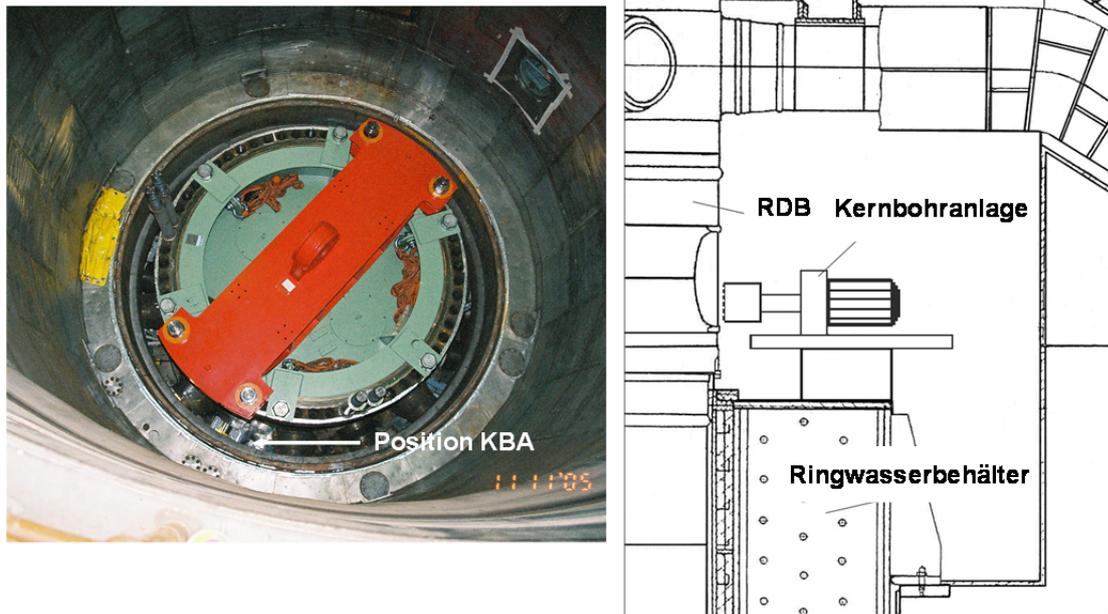


Abb. 4.2: Draufsicht RDB und Position der Kernbohranlage.

Tab. 4.1 beinhaltet die Materialien, den Bestrahlungs- und Ausheilzustand und die Ausheiltemperatur der im Zeitraum von 2005 bis 2009 entnommenen Bohrkerne.

Tab. 4.1: Zusammenstellung der von den RDB der Blöcke 1, 2 und 4 entnommenen Bohrkerne.

Block	RDB-Material	Zustand	Temperatur während der thermischen Ausheilung	Datum der Probenahme
1	Schweißgut SN0.1.4	BAB	475°C	November 2005
1	Grundwerkstoff Ring 0.3.1	BAB U	475°C <300°C	
2	Schweißgut SN0.1.4	BA	475°C	Januar 2007
2	Grundwerkstoff Ring 0.3.1	BA	475°C	
4	Schweißgut SN0.1.4	B	-	Februar 2009
4	Grundwerkstoff Ring 0.3.1	B	-	

Die Bohrkerne wurden jeweils aus der Schweißnaht SN0.1.4 im Bereich des Reaktorkerns und dem Schmiedering 0.3.1. im Bereich des maximalen Neutronenflusses entnommen. Vom RDB des Blockes 1 ist zusätzlich ein Bohrkerne aus dem oberen Bereich des Schmiederinges 0.3.1. entnommen worden. Diese Position repräsentiert nahezu den unbestrahlten Zustand. Die Positionen der Bohrkerne im RDB sind in Abb. 4.3 dargestellt.

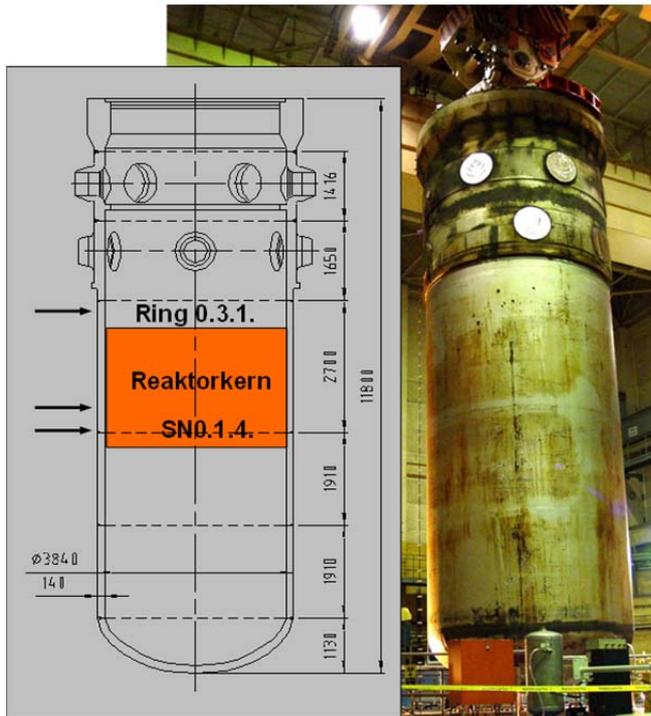


Abb. 4.3: RDB Block 1 und Skizze mit den Positionen der entnommenen Bohrkern.

## 4.2 Probenherstellung aus den Bohrkernen

### 4.2.1 Probengeometrien

Aufgrund der Größe der Bohrkern und der Zielstellung den Verlauf der Bruchzähigkeiten und Referenztemperaturen jeweils über die gesamte RDB-Wandstärke zu bestimmen, war die Verwendung einer für die bruchmechanischen Untersuchungen optimalen Probengröße (z. B. 1T C(T)-Probe) nicht möglich und es musste auf 0,4T SE(B)-Proben mit ISO-V-Geometrie (10 mm · 10 mm · 55 mm) ausgewichen werden (Abb. 4.4). Die 0,4T SE(B)-Proben wurden bis zu einem a/W-Verhältnis (Anfangsrisslänge/Probendicke) von 0,5 ermüdet und 20 % seitgekerbt.

Für die Durchführung instrumentierter Kerbschlagbiegetests wurden ISO-V-Proben (Abb. 4.4) entsprechend DIN EN 10045 1 (1991) teilweise mittels Rekonstitutionstechnik unter Wiederverwertung bereits geprüfter SE(B)-Proben gefertigt.

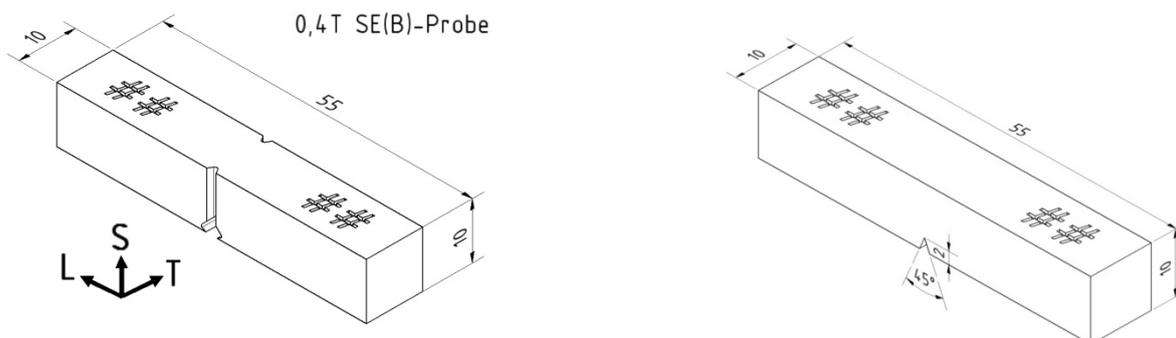


Abb. 4.4: 0.4T SE(B)- und ISO-V-Probe (mit Probenorientierung für Grundwerkstoff).

Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften (Zugfestigkeit, 0,2%-Dehngrenze, Bruchdehnung) in Abhängigkeit von der Temperatur und Tiefenlage in der RDB-Wand mittels Zugversuch nach DIN EN 10002-5 wurden Flachzugproben der Form E in Anlehnung an DIN 50125 gefertigt (Abb. 4.5).

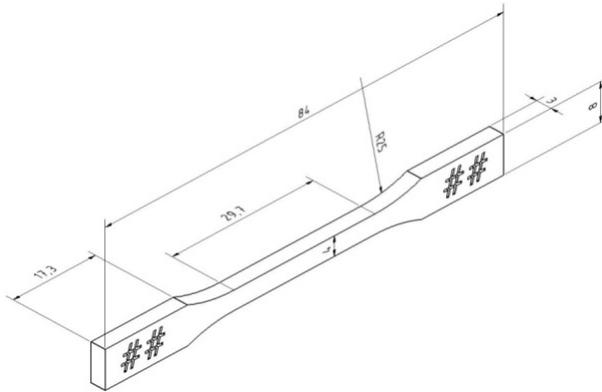


Abb. 4.5: Miniflachzugprobe Form E.

## 4.2.2 Schnittpläne

### 4.2.2.1 Allgemeine Vorgehensweise

Um eine bruchmechanische Charakterisierung über die gesamte RDB-Wanddicke realisieren zu können und damit u. a. den Bestrahlungseinfluss zu verifizieren, wurden die Bohrkern in Dickenrichtung mittels Drahterodieren (Schnittspalt ca. 0,3 mm) in 3 bzw. 10 mm dicke Scheiben geschnitten. Zuvor ist mit einem vertikalen Anschnitt (Abb. 4.7) die Orientierung des Bohrkerns im RDB markiert und auf die abgetrennten Scheiben übertragen worden. Zur Ermittlung der genauen Lage der Schweißnaht in den Bohrkernen 1-1, 2-3 und 4-6 erfolgte eine Makroätzung dieser seitlichen Anschnitte. Abb. 4.6 zeigt beispielhaft den Bohrkern 1-1 und eine schematische Darstellung der Schweißnaht im Bohrkern und Abb. 4.9 die Makroätzung mit einem exemplarischen Schnittplan für eine Scheibe.

In Abb. 4.7 ist das Auftrennen der Bohrkern am Beispiel des Schweißnahtbohrkerns 4-6 von Block 4 schematisch dargestellt. Dieser wurde in insgesamt 16 Scheiben geschnitten. Zwischen den 13 Scheiben für SE(B)-Proben mit einer Dicke von 10 mm wurden in gleichmäßigen Abständen 3 mm dicke Scheiben für Zugproben angeordnet, um auch die Festigkeitseigenschaften in Abhängigkeit von der Tiefenlage in der RDB-Wand bestimmen zu können. Die Angaben zur Tiefenlage in der RDB-Wand beziehen sich immer auf den Abstand der Mitte der Scheibe (halbe Dicke) von der RDB-Innenwand.

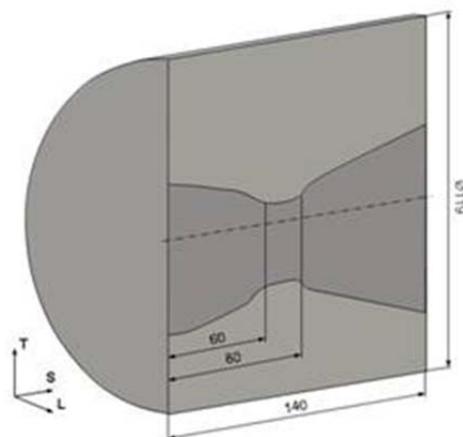
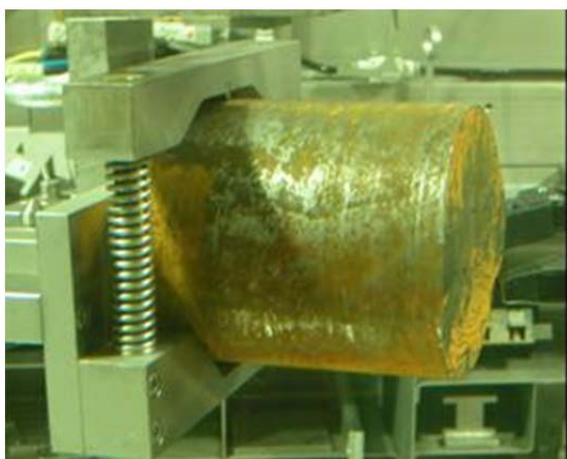


Abb. 4.6: Bohrkern 1-1 und schematische Darstellung der Lage der Schweißnaht.

Die Probenorientierung (Abb. 4.8) wurde entsprechend ASTM [ASTM E1823-09] wie folgt gewählt:

- SE(B)-Probe Schweißmaterial: T-S (Probenachse axial und Rissausbreitungsrichtung durch die RDB-Wand)

- SE(B)-Probe Grundwerkstoff: L-S (Probenachse umlaufend und Rissausbreitungsrichtung durch die RDB-Wand)
- Zugprobe Schweißmaterial: T (Probenachse axial zur RDB-Wand)
- Zugprobe Grundwerkstoff: L (Probenachse umlaufend)

Diese entspricht der Orientierung von Voreilproben in russischen WWER-440/V-213-Reaktoren der 2. Generation [Brumovsky 2005].

Aus den Scheiben mit den Schweißnähten und Grundwerkstoffscheiben konnten pro Scheibe 10 (s. Abb. 4.9) bzw. 14 SE(B)-Proben hergestellt werden. Aus den 3 mm dicken Scheiben wurden jeweils 10 Zugproben hergestellt.

Die komplette Probenherstellung musste aufgrund der Aktivität des Bohrkernmaterials in einer Schutzeinrichtung (Heiße Zelle mit 150 mm Bleiabschirmung) erfolgen. Abbildung 4.10 zeigt die Heiße Zelle mit der für alle Schnittoperationen eingesetzten Drahterodiermaschine vom Typ AGIECUT CLASSIC.

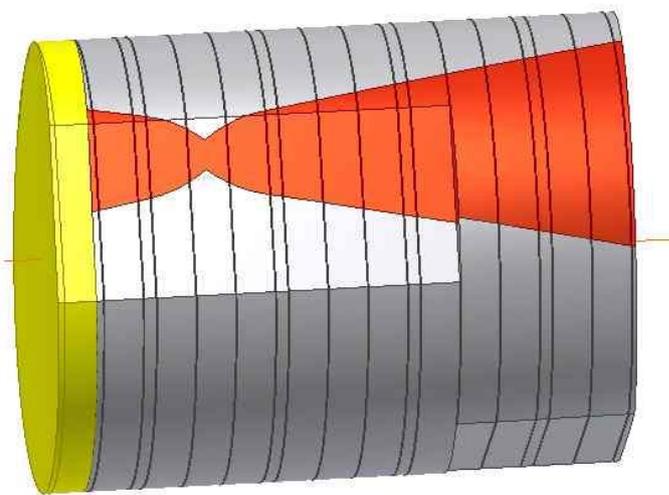


Abb. 4.7: Schnittaufteilung am Beispiel von Bohrkern 4-1 (Schweißnaht Block 4).

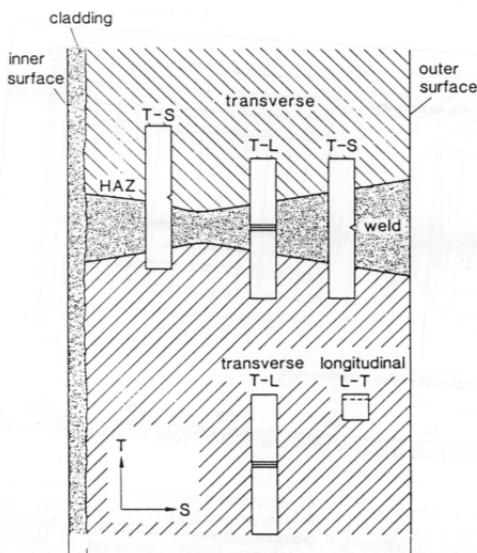


Abb. 4.8: Probenorientierungen.

Vor dem Auftrennen der Scheiben wurde die Beschriftung der Proben entsprechend dem jeweiligen Schnittplan aufgebracht.

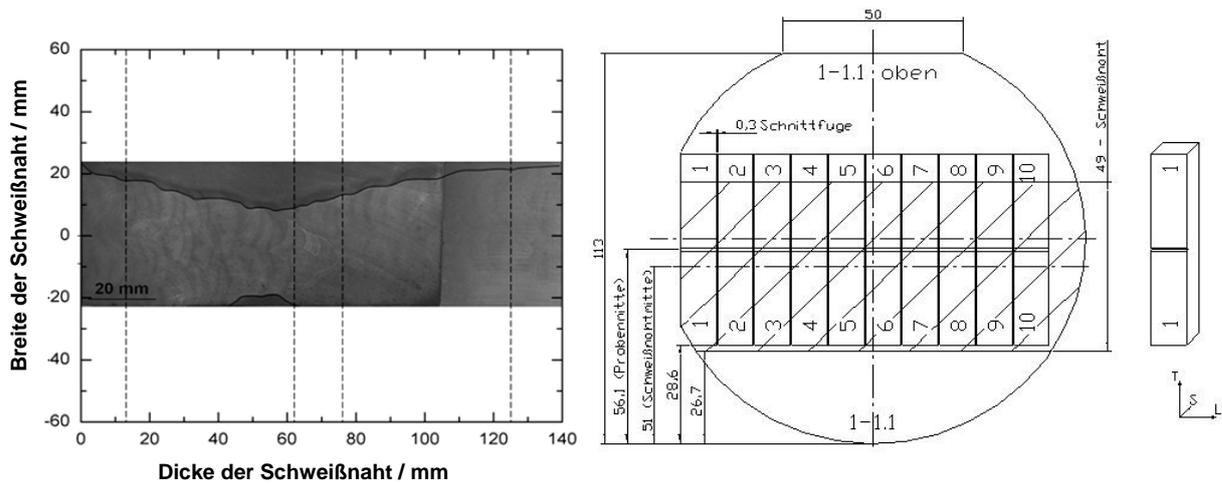


Abb. 4.9: Makroätzung der Schweißnaht und Schnittplan für Scheibe 1-1.1 des Bohrkerns 1-1.



Abb. 4.10: Heiße Zelle mit integrierter Drahterodiermaschine AGIECUT CLASSIC.

#### 4.2.2.2. RDB Block 1

Anhand der Makroätzung vom seitlichen Anschnitt des Bohrkerns 1-1 wurde festgestellt, dass die Form dieser Schweißnaht nicht mit der Dokumentation [Böhmer 1999] übereinstimmt. Wie die Makroätzung in Abb. 4.9 zeigt, ist der Abstand von RDB-Innenwand bis zur Schweißwurzel größer als in der Dokumentation (Abb. 3.1) angegeben. Dafür gibt es zwei mögliche Ursachen, die Schweißnaht kann wiederholt oder nach einer älteren Technologie geschweißt worden sein, wo die Schweißwurzel nahezu in der Mitte der RDB-Wand liegt. Der Bohrkern (1-1) aus der Schweißnaht SN0.1.4 von Block 1 wurde in insgesamt 17 Scheiben aufgetrennt, davon sind aus 11 Scheiben 110 SE(B)-Proben (T-S) und aus 6 Scheiben 60 Zugproben (T) hergestellt worden. Dabei wurde im Außen- und Innenbereich nach einer Lage mit SE(B)-Proben eine Lage Zugproben angeordnet, im mittleren Bereich nach 2 Lagen. Aus geprüften SE(B)-Probenhälften von 5 Tiefenlagen (mit 8, 22, 36, 94 und 107 mm Abstand zur RDB-Innenwand) wurden außerdem 50 Stück ISO-V-Proben rekonstituiert. Der Bohrkern (1-4) aus dem Schmiedering 0.3.1. wurde in 16 Scheiben getrennt. Davon sind aus 7 Scheiben der Tiefenlagen 7, 31, 56, 90, 110 und 134 mm 98 SE(B)-Proben (L-S) für quasistatische Bruchmechaniktests, aus 4 Scheiben der Tiefenlagen 22, 43, 77 und 101 mm 56 ISO-V-Proben für Kerbschlagbiegetests und aus 4 Scheiben 40 Zugproben (L) hergestellt worden. Der Abstand zwischen den Zugproben wurde im Außenbereich auf zwei und im mittleren Bereich auf drei Lagen vergrößert. Die Schnittpläne des Schweißgutbohrkerns (1-1) und des Grundwerkstoffbohrkerns (1-4) enthält Anlage 1 (Abb. A1.1. und Abb. A1.3).

#### 4.2.2.3. RDB Block 2

Von Block 2 wurde ein Bohrkern (2-3) aus der Schweißnaht SN0.1.4 untersucht. Das Auftrennen des Bohrkerns in Scheiben erfolgte analog zum Bohrkern 1-1. Aus 11 Scheiben wurden 110 Stück SE(B)-Proben (T-S) und aus 4 Scheiben 40 Stück Zugproben (T) hergestellt. Den Schnittplan enthält Anlage 1 (Abb. A1.4).

#### 4.2.2.4. RDB Block 4

In Analogie zu Block 1 wurden von Block 4 ebenfalls ein Bohrkern (4-6) aus der Schweißnaht SN0.1.4 und ein Bohrkern (4-1) aus dem Schmiedering 0.3.1. analysiert. Da Block 4 über eine ca. 10 mm dicke Plattierung an der RDB-Innenwand verfügt, wurde von jedem Bohrkern eine Scheibe dieser Dicke abgetrennt.

Das Auftrennen des Bohrkerns 4-6 (Abb. 4.7) und die Probenfertigung erfolgte analog zu Bohrkern 2-3, d. h. aus den 16 Scheiben wurden wiederum 110 Stück SE(B)-Proben und 40 Stück Zugproben gefertigt. Aus geprüften SE(B)-Probenhälften von zwei Tiefenlagen (mit 100 bzw. 118 mm Abstand zur RDB-Innenwand) wurden zusätzlich 27 Stück weitere SE(B)-Proben rekonstituiert.

Der Bohrkern 4-1 wurde in 11 Scheiben für 154 Stück SE(B)-Proben (L-S) und 5 Scheiben für 50 Stück Zugproben (L) aufgeteilt.

Die Abb. A1.2 und A1.5 der Anlage 1 enthalten die Schnittpläne der untersuchten Bohrkern des RDB von Block 4. Beispiele für das Auftrennen der Scheiben in SE(B)- bzw. Zugproben sind ebenfalls in Anlage 1 zusammengefasst (Abb. A1.6 bis A1.9).

### **4.3. Chemische Zusammensetzung der Reaktordruckbehälter**

#### **4.3.1. Eingesetzte Analyseverfahren**

Die Elementgehalte der bestrahlten Proben aus verschiedenen Tiefenlagen wurden vom Verein für Kernverfahrenstechnik und Analytik (VKTA) mittels Massenspektrometrie mit induktiv gekoppeltem Plasma (ICP-MS) nach DIN EN ISO 17294-2 LSC bestimmt (VKTA-Analyse). Bei dieser Form der Elementanalytik werden die Atome der zuvor aufgelösten und über einen Zerstäuber eingebrachten Materialprobe ionisiert, die Ionen durch ein elektrisches Feld beschleunigt und die einzelnen Elemente sowie deren Isotope letztlich massenspektrometrisch detektiert. Grundlage der Analyse bildet Argon im Plasmazustand bei sehr hohen Temperaturen, üblicherweise 7000 bis 8000 K.

Parallel wurden am Technical Research Centre Finnland (VTT) Materialproben von gleichen bzw. hinsichtlich des Materialzustandes identischen Bohrkernen mit einem optischen Emissionsspektrometer Spectrolab-S analysiert (VTT-Analyse) [Valo 2010].

#### **4.3.2. RDB Block 1**

In Tab. 4.2 ist die vom VKTA bestimmte chemische Zusammensetzung des Schweißgutes der Schweißnaht SN0.1.4 (Bohrkern 1-1) und Schmiederinges 0.3.1. (Bohrkern 1-4) vom RDB Block 1 zusammengestellt. Die detaillierte VTT-Analyse von 17 Tiefenlagen der Schweißnaht des Bohrkerns 1-2 (vergleichbar mit 1-1) und des Grundwerkstoffes in unmittelbarer Nähe der Schweißnaht enthält Abb. A2.1 der Anlage 2. Die Makroaufnahmen in den Abb. 4.9 und A2.1 zeigen, dass die Schweißwurzel ca. im ersten Drittel der RDB-Wand liegt und im Vergleich zum RDB des Blockes 2 (Abb. A2.2, Anlage 2) wesentlich breiter ist. Der Einfluss des unlegierten Schweißdrahtes Sv-08A spiegelt sich in der Analyse nicht wider, da er von dem beim Schweißen der Wurzel teilweise aufgeschmolzenen Grundwerkstoff kompensiert wird (Abb. 3.1).

Die Verteilung der hinsichtlich bestrahlungsinduzierter Versprödung von RDB-Stählen bedeutsamen Elemente Kupfer und Phosphor zeigt Abb. 4.11. Abgesehen von einer leichten

Zunahme des P-Gehalts und Abnahme des Cu-Gehalts im Bereich der Innen- und Außenwand sind relativ konstante Konzentrationen beider Elemente über die RDB-Wanddicke zu verzeichnen.

Tab. 4.2: Chemische Zusammensetzung (Masse-%) der untersuchten Bohrkern.

RDB-Material	Bohrkern	Analyse	P	V	Cr	Mn	Ni	Cu	Mo	Si
10KhMFT SN0.1.4	1-1	Mittelwert Fülllagen	0,027	0,11	1,55	1,06	0,25	0,19	0,45	k. A.
15Kh2MFA Ring 0.3.1.	1-4	Mittelwert	0,010	0,24	2,60	0,42	0,19	0,18	0,62	0,39

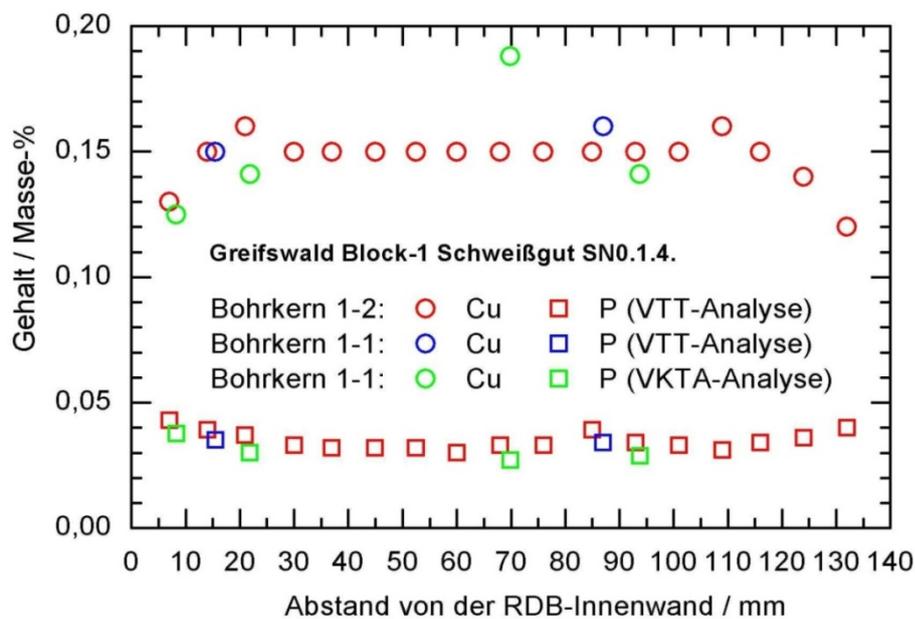


Abb. 4.11: Verläufe der Cu- und P-Gehalte über die Dicke der Schweißnaht (Block 1).

#### 4.3.3. RDB Block 2

Tab. 4.3 enthält die chemische Zusammensetzung des Schweißgutes der Schweißnaht SN0.1.4 (Bohrkern 2-3) des RDB Block 2 (VKTA-Analyse). Die detaillierte VTT-Analyse von 17 Tiefenlagen der Schweißnaht des Bohrkerne 2-1 (vergleichbar mit 2-3) und des Schmierendes 0.3.1. in unmittelbarer Nähe der Schweißnaht enthält Abb. A2.2 der Anlage 2.

Die Form der Schweißnaht entspricht der Dokumentation [Böhmer 1999] (Abb. 3.1). Der in Abb. 4.12 dargestellte Verlauf der Cu- und P-Konzentrationen über die Schweißnahtdicke zeigt einen geringen Abfall des P-Gehalts und einen deutlichen Abfall des Cu-Gehalts im Bereich der Schweißwurzel (VTT-Analyse). Der C- und Cr-Gehalt ist im Bereich der Schweißwurzel etwas erhöht, was ebenfalls auf den im Bereich der Schweißwurzel aufgeschmolzenen Grundwerkstoff zurückgeführt werden kann (Abb. A2.2, Anlage 2).

Tab. 4.3: Chemische Zusammensetzung (Masse-%) der Schweißnaht.

RDB-Material	Bohrkern	Analyse	P	V	Cr	Mn	Ni	Cu	Mo	Si
10KhMFT SN0.1.4	2-3	Mittelwert Fülllagen	0,29	0,03	0,12	1,27	1,01	0,16	0,17	k. A.

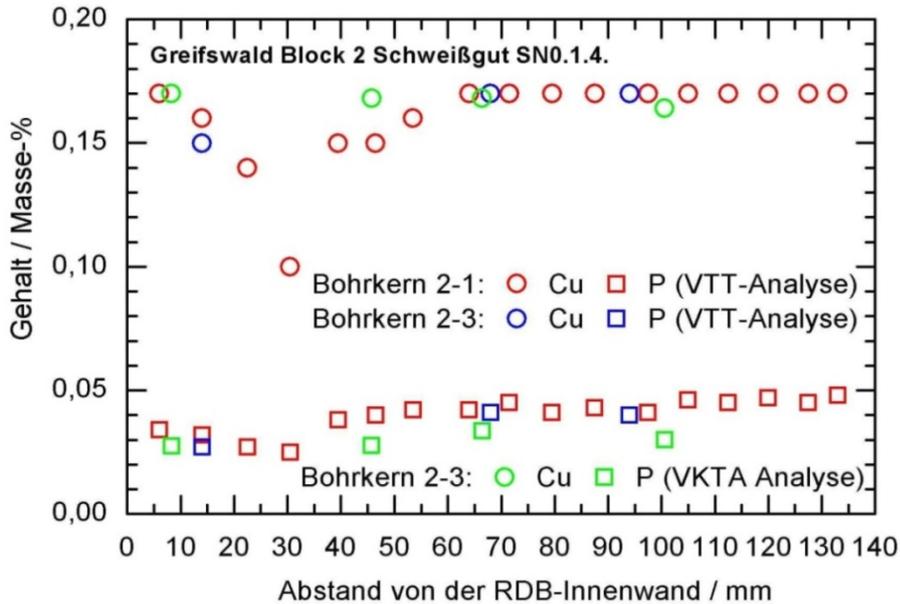


Abb. 4.12: Verläufe der Cu- und P-Gehalte über die Dicke der Schweißnaht (Block 2).

**4.3.4. RDB Block 4**

In Tab. 4.4 ist die vom VKTA bestimmte chemische Zusammensetzung der Bohrkerne aus der Schweißnaht SN0.1.4 und des Schmiederinges 0.3.1. vom RDB Block 4 zusammengestellt. Die VTT-Analyse von 17 Tiefenlagen der Schweißnaht des Bohrkerne 4-5 und des Grundwerkstoffs in unmittelbarer Nähe der Schweißnaht enthält Abb. A2.3 der Anlage 2. Hinsichtlich der erhöhten C- und Cr-Gehalte im Bereich der Schweißwurzel treffen auch hier die zum RDB des Blockes 2 gemachten Aussagen zu.

Tab. 4.4: Chemische Zusammensetzung (Masse-%) der untersuchten Bohrkerne.

RDB-Material	Bohrkern	Analyse	P	V	Cr	Mn	Ni	Cu	Mo	Si
10KhMFT SN0.1.4	4-6	Mittelwert Fülllagen	0,029	0,15	1,31	0,98	0,12	0,12	0,45	0,33
15Kh2MFA Ring 0.3.1.	4-1	Mittelwert	0,012	0,25	2,52	0,47	0,16	0,10	0,57	0,74

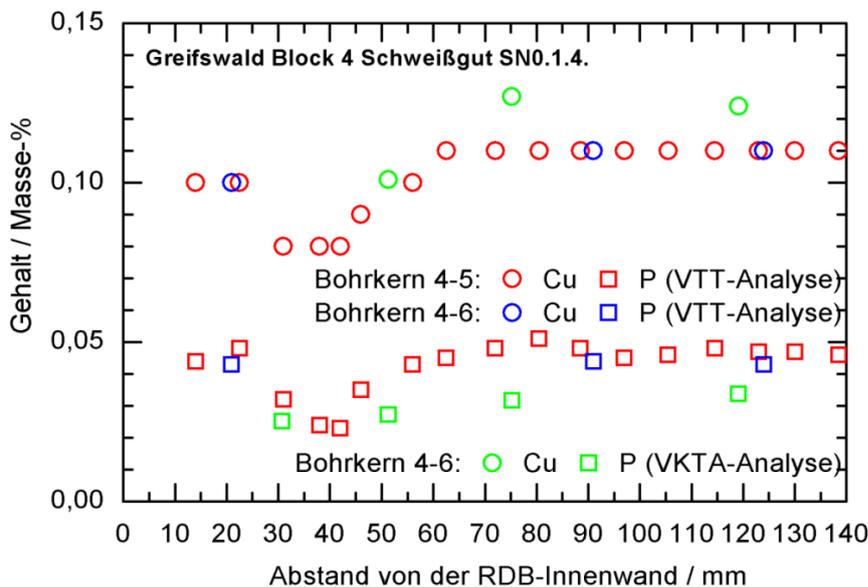


Abb. 4.13: Verläufe der Cu- und P-Gehalte über die Dicke der Schweißnaht (Block 4).

Der in Abb. 4.13 dargestellte Verlauf der Cu- und P-Konzentrationen über die Schweißnahtdicke zeigt einen deutlichen Abfall des Cu- und P-Gehalts im Bereich der Schweißwurzel (VTT-Analyse).

#### 4.3.5. Fazit

Die ermittelten Zusammensetzungen stimmen prinzipiell mit den Angaben aus dem Herstellerprotokoll überein. Die Kupfer- und Phosphorgehalte liegen in dem Bereich, der in den Herstellervorgaben für die erste WWER-440-Generation angegeben wird, allerdings sind beide Gehalte deutlich höher als die Vorgaben für die nächste Generation (WWER-440/V-213) mit maximal zulässigen P- und Cu-Gehalten von 0,01 % bzw. 0,1 % [Brumovsky 2005].

## 5. Prüfung und Auswertung

### 5.1 Zugversuche

Von allen in die Untersuchungen einbezogenen fünf Bohrkernen wurden mittels Zugversuch nach DIN EN 10002-5 Streckgrenzen und Zugfestigkeiten bei unterschiedlichen Prüftemperaturen für verschiedene Tiefenlagen (unter Verwendung von je 10 Proben) bestimmt. Die von konkreten Tiefenlagen in der RDB-Wand approximierten Streckgrenzen- und Zugfestigkeits-Temperaturverläufe sind jeweils als Eingangsparameter für die Auswertung der bruchmechanischen Tests (Master-Curve, J-R-Curve) verwendet worden. Somit konnte der Einfluss der Herstelltechnologie (Wanddicke, Gefüge), der Temperatur sowie der Bestrahlung und der Ausheilbehandlung auf die Festigkeits- und Dehnungskennwerte berücksichtigt werden und in die Ermittlung der bruchmechanischen Kennwerte einfließen.

### 5.2 Bruchmechaniktests

#### 5.2.1 Master-Curve-Konzept und Prüfstandard ASTM 1921

Das Master-Curve\_(MC)-Konzept nach Wallin [1998-a, 1998-b, 1999, 2002] wurde in ASTM Prüfstandard E1921 "Standard Test Method for Determination of Reference Temperature,  $T_0$ , for Ferritic Steels in the Transition Range" übernommen. Die Anwendung dieses Prüfstandards auf RDB-Stähle ist im Rahmen von Vorhaben der Reaktorsicherheitsforschung umfangreich untersucht und beschrieben worden [Roos 2006, Hohe 2005, Viehrig 2007, Gundermann 2008]. In diesem Vorhaben wurde die Multitemperaturmethode nach ASTM E1921-10 für die Auswertung der beim instabilen Versagen der SE(B)-Proben gemessenen Bruchzähigkeiten,  $K_{Jc}$ , angewendet und die Referenztemperatur,  $T_0$ , durch die iterative Lösung der Gl. (5.1) berechnet.

$$\sum_{i=1}^n \frac{\delta_i \cdot \exp(0.019 \cdot (T_i - T_0))}{11 + 77 \cdot \exp(0.019 \cdot (T_i - T_0))} - \sum_{i=1}^n \frac{(K_{Jc}^i - 20)^4 \cdot \exp(0.019 \cdot (T_i - T_0))}{(11 + 77 \cdot \exp[0.019 \cdot (T_i - T_0)])^5} = 0 \quad (5.1)$$

Der Wert für  $\delta_i$  beträgt nach ASTM E1921-10 gleich 1 für gültige bzw. 0 für ungültige  $K_{Jc}$ -Werte.

Die berechnete  $T_0$  ist nach ASTM E1921-10 gültig, wenn die Bedingung nach Gl. (5.2) erfüllt ist. Im Idealfall liegen die Prüftemperaturen zwischen  $T_0 - 14$  K und  $T_0 + 50$  K, so dass jede Probe mit  $n = 1/6$  gewichtet wird. Damit wird nach Gl. (5.2) die Wichtungssumme 1,0 und ein gültiger  $T_0$ -Wert mit  $r = 6$  gültigen Proben erreicht:

$$\sum_{i=1}^3 r_i \cdot n_i \geq 1 \quad (5.2)$$

Prüft man SE(B)-Proben mit ISO-V-Geometrie, werden in der Praxis für gewöhnlich 7 bis 8 Proben für das Erreichen einer Wichtungssumme größer 1 benötigt, da erfahrungsgemäß ihre begrenzte Messkapazität  $K_{Jc(\text{limit})}$  schon bei Versuchstemperaturen um  $T_0$  herum oder

knapp darüber erreicht wird. Um die Zensorierung zu vermeiden und zugleich die höchstmögliche Wichtung von  $1/6$  zu erreichen, liegt die optimale Prüftemperatur für SE(B)-Proben mit ISO-V-Geometrie in einem sehr schmalen Bereich von 14 K bis ca. 5 K unterhalb  $T_0$ . Die  $K_{Jc}$ -Werte werden mit den aus den Bohrkernen der Greifswalder RDB's hergestellten ermüdungsangerissenen ( $a/W = 0,5$ ) und 20 % seitgekerbten 0,4T SE(B)-Proben nach ASTM E1921-10 ermittelt. Das Einschwingen der Ermüdungsrisse und die Prüfung der Proben erfolgte mit einem servohydraulischen Prüfsystem in einer Heißen Zelle (Abb. 5.1). Die Tests wurden unter Verwendung folgender Einrichtungen bzw. Prüfbedingungen durchgeführt:

- Prüfeinrichtung: Prüfsystem MTS 810.21 (max. Belastung:  $\pm 50$  kN)
- Kraftmessdose: MTS Typ 661.20 F02, 50 kN
- Extensometer: Extensometer COD-Clip Sandner EX RC2-4u
- Prüfgeschwindigkeit: 0,2 mm/min ( $dK/dt = 1,2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m/s}}$  bei  $a_0/W = 0,5$ )
- Temperaturmessung: Thermoelement vom Typ K direkt an der Probe
- Temperierkammer: Sigmatest D950879
- Temperierung: Umluft (Flüssigstickstoffkühlung, elektrische Heizung); Aufheiz- bzw. Abkühlgeschwindigkeit 2 K/min, Temperaturkonstanz  $\pm 1\text{K}$
- Prüftemperaturen: verschieden (Multi-Temperatur-Methode)

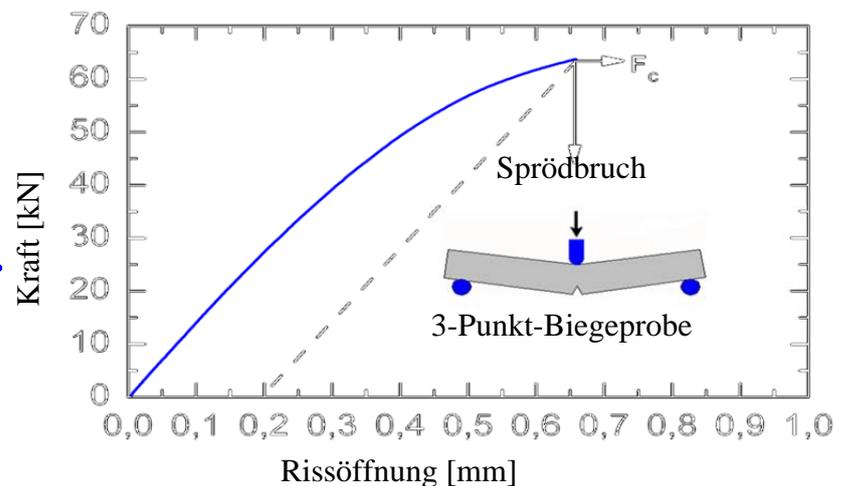
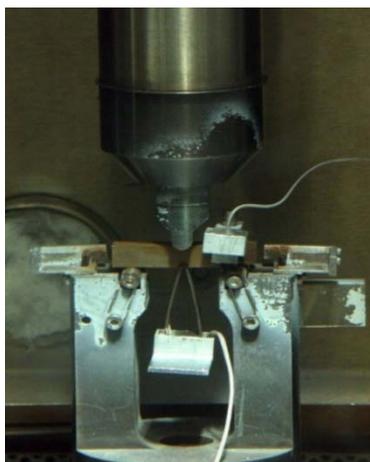


Abb. 5.1: Quasistatische Prüfung mittels 3-Punkt-Biegetest.

### 5.2.2 Modifizierte Master-Curve-Auswerteverfahren

Die ASTM-Prüfvorschrift E1921-10 gilt nur für makroskopisch homogenes Material. Makroskopische Inhomogenität resultiert in einer großen Streuung der  $K_{Jc}$ -Werte bei der Master-Curve-Auswertung. Ein Hinweis auf mögliche Gefügeinhomogenität ist, wenn deutlich mehr als 4% der Datenpaare außerhalb der 2 %- und 98 %-Streubänder liegen. In der Realität finden sich makroskopisch inhomogene Gefüge insbesondere in den dicken Wänden der RDB-Schmiederinge, in den Wärmeeinflusszonen der Schweißnähte zwischen den Schmiederingen sowie in mehrlagigen Schweißnähten. Um Referenztemperaturen auch aus inhomogenen Datensätzen zu bestimmen, wurden angepasste Master-Curve-Algorithmen entwickelt.

Die **SINTAP-Prozedur** (Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry) [SINTAP-1999, Wallin 1998-b, 2004, 2010, Viehrig 2006] enthält eine dreistufige auf dem MC-Konzept basierende Auswertung für inhomogene Werkstoffe. Mit dieser MC-SINTAP-Auswertung wird die  $T_0$  des spröden Anteils eines  $K_{Jc}$ -Datensatzes bestimmt. Die SINTAP Stufe 1 entspricht der MC-Standardauswertung nach ASTM E1921-10. In SINTAP Stufe 2 wird eine untere Grenzkurve (lower tail estimation) abgeschätzt, während SINTAP Stufe 3

die höchste  $T_0$  eines Einzelwertes des Datensatzes ermittelt. Die Berechnung von  $T_0^{\text{SINTAP-3}}$  erfolgt nach Gl. (5.3).

$$T_{0(\max)}^{\text{SINTAP-3}} = \max_i \left[ T_i - \frac{\ln \left[ \frac{(K_{Jc-1T} - K_{\min}) \cdot \left( \frac{N}{\ln 2} \right)^{1/4} - 11}{77} \right]}{0.019} \right] (\delta_i = 1) \quad (5.3)$$

Dabei ist  $K_{\min}$  entsprechend ASTM E1921-10 auf 20 MPa $\sqrt{m}$  festgelegt.

Mit der SINTAP-Prozedur Stufe 3 kann die  $T_0$  des spröden Anteils auch für Testserien mit weniger als 10  $K_{Jc}$ -Werten abgeschätzt werden. Der Nachteil der SINTAP-Methode besteht in ihrer Überkonservativität der Auswertungsstufe 3, weil der zähere Bestandteil des Datensatzes nicht berücksichtigt wird. Die SINTAP-Methode eignet sich nicht zur probabilistischen Beschreibung der gesamten Datenpopulation. Weichen die nach ASTM E1921-10 ermittelte  $T_0$  und die nach SINTAP 2 bzw. 3 bestimmte  $T_0$  signifikant, d.h. um mehr als 10 °C voneinander ab, ist dies ein Anzeichen für Inhomogenität.

Der **multimodale Master-Curve-Ansatz** [Wallin 2004, Viehrig 2006, Scibetta 2010] geht davon aus, dass eine Verteilung mit unendlich vielen Referenztemperaturen  $T_0$  vorliegt. Der Mittelwert dieser  $T_0$ -Werte und dessen Standardabweichung wird mit der Maximum-Likelihood-Methode (MML) berechnet und mit  $T_0^{MM}$  und  $\sigma_{T_0}^{MM}$  bezeichnet. Die Auswertung ist im Vergleich zur Standard MC- und SINTAP-Auswertung wesentlich aufwändiger. Akzeptable Standardabweichungen erhält man nur bei Datensätzen mit über 18 Einzelwerten. Ein  $K_{Jc-1T}$ -Datensatz kann als nicht-homogen charakterisiert werden, wenn MLNH in Gl. (5.4) größer als 2 ist [Scibetta 2010].

$$MLNH = \frac{\sigma_{T_0}^{MM}}{\sigma_1} \quad (5.4)$$

Das **Unified-Curve-Konzept** (Margolin 2002, 2003, 2005) ist ein statistisches Modell zur Beschreibung des Temperaturverlaufes im spröde-duktilen-Übergangsbereich der Bruchzähigkeit. Dieses Konzept ist die ingenieurmäßige Lösung eines probabilistischen Modells entwickelt vom PROMETHEY-Institut in Russland (Margolin 1998a, 1998b). Während das MC-Konzept die laterale Verschiebung einer universellen Bruchzähigkeitskurve darstellt, beinhaltet das Unified-Curve-Konzept (UC) eine Änderung des Verlaufes der Bruchzähigkeits-Temperatur-Kurve. Es basiert auf einem lokalen Spaltbruchkriterium, welches die Temperaturabhängigkeit der Streckgrenze berücksichtigt.

$$K_{IC}(T) = f\{S_C, \sigma_y(T), \text{Dehnungsverfestigung}\} \quad (5.5)$$

Die Dehnungsverfestigung hat im Temperaturbereich von 20 bis 300 °C nur eine geringe Temperaturabhängigkeit.

Margolin (2002, 2003, 2005) führt folgende ingenieurmäßige Lösung des PROMETHEY-Modells ein, wobei er davon ausgeht, dass der Anstieg der  $K_{Jc}$ -Kurve mit zunehmender Versprödung flacher wird. Ausgehend von einer Weibullverteilung der Bruchwahrscheinlichkeit wird die Temperaturabhängigkeit der Bruchzähigkeit wie folgt beschrieben:

$$K_{JC(\text{med})} = K_{JC}^{\text{shelf}} + \beta \cdot e^{(\gamma \cdot (T - T_0))} \quad (5.6)$$

Dabei wird  $K_{JC}^{\text{shelf}}$  mit 26 MPa $\sqrt{m}$  angenommen und entspricht  $K_{JC(\text{med})}$  bei -200 °C.

Die Gl. (5.6) wird in Gl. (5.7) umgewandelt, da für die Funktion  $\psi(T)$  neben dem exponentiellen Verlauf auch ein anderer Typ zugelassen wird. Die einzige Bedingung ist, dass  $K_{JC}(T)$  für

instabiles Versagen ohne duktile Rissausbreitung beschrieben wird.

$$K_{JC(med)} - K_{JC}^{shelf} = \omega \cdot \Psi(T) \quad (5.7)$$

$$\omega = \beta \cdot e^{\gamma \cdot T} \text{ wird vereinfacht mit } \omega = K_{JC(med)}^{100 \text{ MPa}\sqrt{m}} - K_{JC}^{shelf} \quad (5.8)$$

$$\Psi(T) = \beta \cdot e^{(\gamma \cdot T)} \quad (5.9)$$

Der  $\psi(T)$ -Verlauf wurde wie folgt mit einer tanh-Funktion approximiert:

$$\Psi(T) = M \cdot \left( 1 + \tanh\left(\frac{T-T_M}{Z}\right) \right) \quad (5.10)$$

wobei nach der Auswertung von Daten nach dem PROMETHEY-Modell  $M = 1,23$ ,  $T_M = 130 \text{ °C}$  und  $Z = 105 \text{ °C}$  gesetzt werden. Für eine Bruchzähigkeit von 50 % ergibt sich die UC wie folgt:

$$K_{JC(med)}(T) = K_{JC}^{shelf} + \Omega \cdot \left( 1 + \tanh\left(\frac{T-130}{105}\right) \right); \text{ MPa}\sqrt{m} \quad (5.11)$$

wobei  $\Omega = \omega \cdot M$  ist und den Anstieg der Kurve bestimmt.

Der Parameter  $\Omega$  kann wie beim MC-Konzept mit bei unterschiedlichen Temperaturen gemessenen  $K_{JC}$ -Werten bestimmt werden:

$$\sum_{i=1}^N \frac{\ln(2)(K_{JC(i)} - K_{\min})^4 \left[ 1 + \tanh\left(\frac{T_i - 130}{105}\right) \right]}{\left\{ \Omega \left[ 1 + \tanh\left(\frac{T_i - 130}{105}\right) \right] - K_{\min} + K_{JC}^{shelf} \right\}^5} - \sum_{i=1}^N \frac{\delta_i \left[ 1 + \tanh\left(\frac{T_i - 130}{105}\right) \right]}{\Omega \left[ 1 + \tanh\left(\frac{T_i - 130}{105}\right) \right] - K_{\min} + K_{JC}^{shelf}} = 0 \quad (5.12)$$

Dabei ist  $K_{\min}$  entsprechend ASTM E1921-10 auf  $20 \text{ MPa}\sqrt{m}$  festgelegt und  $\delta_i$  gleich 1 bzw. 0 für nach ASTM E1921 gültige bzw. ungültige  $K_{JC}$ -Werte.

Alle drei o.g. modifizierten MC-Verfahren wurden neben der Standard-MC für die Auswertung der  $K_{JC}$ -Werte der Greifswalder RDB-Proben angewendet.

### 5.2.3 Risswiderstandskurven

An ausgewählten 0,4T SE(B)-Proben wurden Risswiderstandskurven gemäß ASTM E1820-09 unter Verwendung der gleichen Prüf-, Temperier- und Messtechnik wie für die o. g. MC-Tests und folgenden Prüfbedingungen aufgenommen:

- Prüfgeschwindigkeit:  $0,2 \text{ mm/min}$  ( $dK/dt = 1,2 \text{ MPa}\sqrt{m/s}$  bei  $a_0/W = 0,5$ )
- Abstand Teillastungszyklen:  $40 \text{ }\mu\text{m}$
- Relaxationszeit:  $30 \text{ s}$
- Belastungsgeschwindigkeit während der Teillastung:  $100 \text{ N/s}$
- Abbruchkriterien: Erreichen einer Gesamtdurchbiegung von  $2 \text{ mm}$  bzw.  $1,5 \text{ mm}$  stabilen Rissfortschrittes
- Prüftemperaturen: variabel

Der Rissfortschritt  $\Delta a$  ist mit dem Teillastungsverfahren ermittelt worden [ASTM E1820-09]. Aus der mit einem Clip-On-Extensometer gemessenen Rissöffnung lässt sich indirekt über die Änderung der Probennachgiebigkeit (Compliance) der Rissfortschritt  $\Delta a$  berechnen. Nach dem Versuch wird die Probe solange erhitzt bis auf der Bruchfläche Anlauffarben auftreten ("heat tinting"), dann aufgebrochen und die Endrisslänge bestimmt. Die Ermittlung der technischen Rissinitiierungskennwerte erfolgte nach ASTM E1820-09 ( $J_{IC}$ ) und ISO 12135:2002 ( $J_{0,2BL}$ ). Da bei der verwendeten SE(B)-Probengeometrie die Gültigkeitsbedingungen nicht erfüllt werden, können in den meisten Fällen nur die ungültigen Werte  $J_Q$  (ASTM E1820-09) bzw.  $J_{0,2(10)}$  (ISO 12135:2002) angegeben werden.

### 5.3 Kerbschlagbiegetests

Kerbschlagbiegeversuche nach DIN EN ISO 14556:2006 wurden unter Verwendung von ISO-V-Proben (10 mm x 10 mm x 55 mm) nach DIN EN 10045-1 (1990) an einem instrumentierten Pendelschlagwerk PSd300 (Abb. 5.2) mit folgender Charakteristik durchgeführt:

- max. Schlagenergie: 300 J
- maximaler Fallwinkel: 160°
- Hammermasse: 20,2 kg
- max. Schlaggeschwindigkeit: 5,5 m/s
- Temperaturbereich: -150 °C. bis+ 300 °C; die Temperierung erfolgte mittels Flüssigstickstoff bzw. elektrischer Beheizung.

Die ISO-V-Proben sind entsprechend der SE(B)-Proben für die MC-Tests orientiert, d.h. T-S bei Schweißnahtmaterial und T-L bei Grundwerkstoff. Das Ausmessen der Kerbradien und Kerbtiefen erfolgte mit einem Videomesssystem in der Heißen Zelle.

Die Kerbschlagarbeit-Temperaturkurve einer Prüferie bestehend aus mindestens 12 Proben deren Kerbschlagarbeiten mit einer tanh-Funktion gefittet sind. Aus den tanh-Fitkurven sind charakteristische Übergangstemperaturen bei definierten Kerbschlagarbeiten z.B. 47J bestimmt worden.

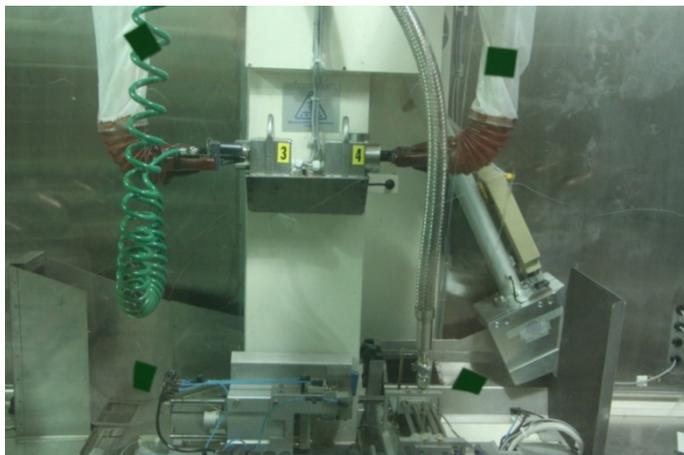


Abb. 5.2: Instrumentiertes Pendelschlagwerk PSd300 in Heißen Zelle.

### 5.4 Metallografische Untersuchungen

Für die Metallografie wurde von geprüften SE(B)-Probenhälften ausgewählter Tiefenlagen aller untersuchten Bohrkerns eine Scheibe mit der Bruchfläche (Abb. 5.3: 2. Probe) und eine dazu um 90° versetzte zweite Scheibe (Abb. 5.3: 1. Probe) mittels Drahterodieren abgetrennt.

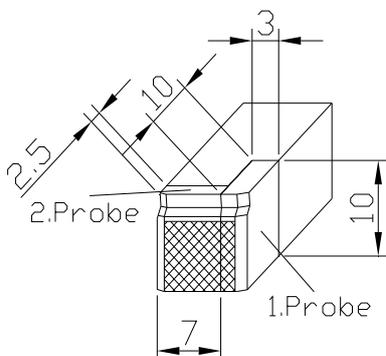


Abb. 5.3: Probennahme für Metallografie.

Anschließend wurden diese wie folgt präpariert und analysiert:

- Einbetten der Proben in Epoxidharz

- Schleifen in 3 Stufen, Körnung 280, 600 und 1200 (wassergekühlt)
- Polieren mit 3 µm Diamantsuspension auf Kunstfasertuch (5 min)
- Ätzung mit 3 % Salpetersäure
- Makroübersichtsaufnahmen (Vergrößerung 10:1)
- Aufnahmen von Details (z.B. Rissfront) mit Mikroskop „TELATOM“ bei verschiedenen Vergrößerungen ~ 40:1, 120:1 und 200:1

In analoger Weise wurden die seitlichen Anschnitte der Schweißgutbohrkerne zur genauen Lokalisierung der Schweißnaht (mittels Makroschliff) behandelt.

## 5.5 REM-Analysen

Die Bruchflächen ausgewählter SE(B)-Proben der Bohrkerne 1-4 (Grundwerkstoff von Block 1) sowie 4-1 und 4-6 (Grundwerkstoff und Schweißgut von Block 4) wurden nach der bruchmechanischen Prüfung fraktografisch in einem REM Zeiss EVO 50 analysiert.

Da die bestrahlten Proben zunächst nicht direkt im REM untersucht werden konnten, wurden Abdrücke von den Originalbruchflächen hergestellt. Zur Anwendung kam ein Negativ-Abdruckverfahren [Mueller 2003] mit additionsvernetzenden Silikonen Provil novo Light C. D. der Fa. Heraeus Kulzer GmbH & Co. KG Provil novo Light ist ein leichtfließendes Material niedriger Konsistenz, bestehend aus zwei Komponenten, das mittels Mischpistole und Mischkanüle auf die Bruchfläche aufgebracht wird. Nach einer Aushärtezeit von ca. 5 min kann der Abdruck von der Bruchfläche abgezogen werden. Vor der Untersuchung im REM wurden die Abdrücke mit einem Cressington 108auto Sputter Coater mit Gold besputtert (1 min, 20 mA). Mit dieser Abdrucktechnik sind Brucharten, wie Spalt- und Verformungsbrüche, trans- und interkristalline Brüche klar zu unterscheiden und Rissinitiierungsgebiete nachzuweisen. Details von Wabenbrüchen werden hingegen nur eingeschränkt wiedergegeben.

Die Einrichtung eines Überwachungsbereiches im REM-Labor ermöglichte später die direkte Fraktografie der bestrahlten Proben. Durch das Abtrennen der Bruchfläche als sehr dünne Scheibe wurde eine Reduzierung der Dosisleistung erreicht.

## 5.6 Härtemessungen

Parallel zu den Strukturuntersuchungen wurde auch die Vickershärte HV10 mit einer Prüfkraft von 98,1 N gemäß DIN EN ISO 6507-1 an einem Kleinlasthärteprüfer (HSV-20, Shimadzu) bestimmt. Es sind in der Regel 8 Eindrücke pro Messwert ausgewertet worden. Die Härtemessungen erfolgten jeweils auf der in Abb. 5.3 mit „2. Probe“ bezeichneten Fläche (Orientierung T-S bei Grundwerkstoff bzw. L-S bei Schweißgut). Die Messpunkte liegen jeweils entlang von 3 bis 5 Linien mit definierten Abständen in Dickenrichtung (S) auf der Rückseite der abgetrennten Bruchfläche. Zusätzlich wurden an Proben des Schweißguts Härtewerte entlang von Linien parallel zur Rissfortschrittsrichtung (Abb. 5.3: 1. Probe) bestimmt.

# 6. Ergebnisse

## 6.1 Grundwerkstoff

### 6.1.1 Block 1

Wie im Abschnitt 4.2.2.2. beschrieben, wurde der Bohrkern (1-4) aus dem thermisch ausgeheilten Bereich des Grundwerkstoffringes 0.3.1. entnommen.

Die mittels Zugversuch nach DIN EN 10002-5 für vier verschiedene Tiefenlagen bestimmten Festigkeitswerte sind in Abb. 6.1 dargestellt. Da die Streckgrenzen und Zugfestigkeiten der Proben aus den vier Tiefenlagen in einem engen Streuband liegen, wurden die entsprechenden Temperaturverläufe mit allen Proben approximiert.

Die an 15 geprüften SE(B)-Proben ausgewählter Tiefenlagen bestimmten Härtewerte liegen

im Bereich von 215 bis 273 HV10. Der aus insgesamt 463 Messpunkten bestimmte Mittelwert liegt bei 237 HV10 mit einer Standardabweichung von 9 HV10.

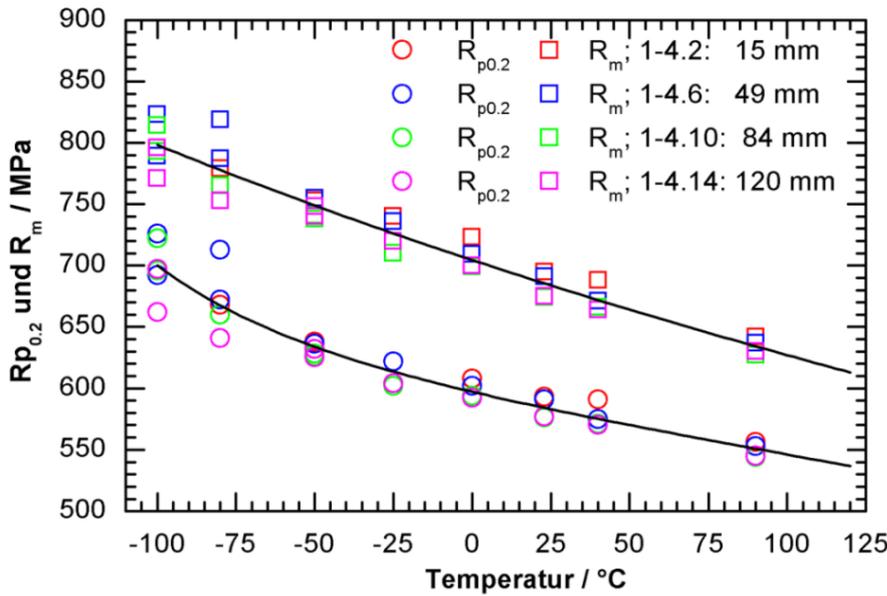


Abb. 6.1: Festigkeitswerte von vier Tiefenlagen des Grundwerkstoffes von Block 1.

In Abb. 6.2 ist der Verlauf der MC-Referenztemperatur  $T_0$  und der ISO-V-Übergangstemperatur  $TT_{47J}$  über die RDB-Wand dargestellt. Die Mittelwerte von  $T_0$  und  $TT_{47J}$  in der Mitte des Ringes 0.3.1 liegen bei ca.  $-107\text{ °C}$  bzw.  $-2\text{ °C}$  (außer  $TT_{47J}$  in der Tiefenlage 100 mm). Es kann davon ausgegangen werden, dass der Grundwerkstoff durch die Wärmebehandlung bei  $475\text{ °C}/152\text{ h}$  vollständig ausgeheilt wurde und die Wiederversprödung bei der in 2 Jahren Weiterbetrieb an der Innenwand erreichten Neutronenfluenz von  $7,6 \cdot 10^{17}\text{ n/cm}^2$  ( $E > 1\text{ MeV}$ ) unbedeutend ist. Zwischen der  $T_0$  des MC-Konzeptes und der ISO-V TT ergibt sich eine Differenz von mehr als 100 K, was ca. doppelt so groß ist, wie in ASTM E1921 angegeben.

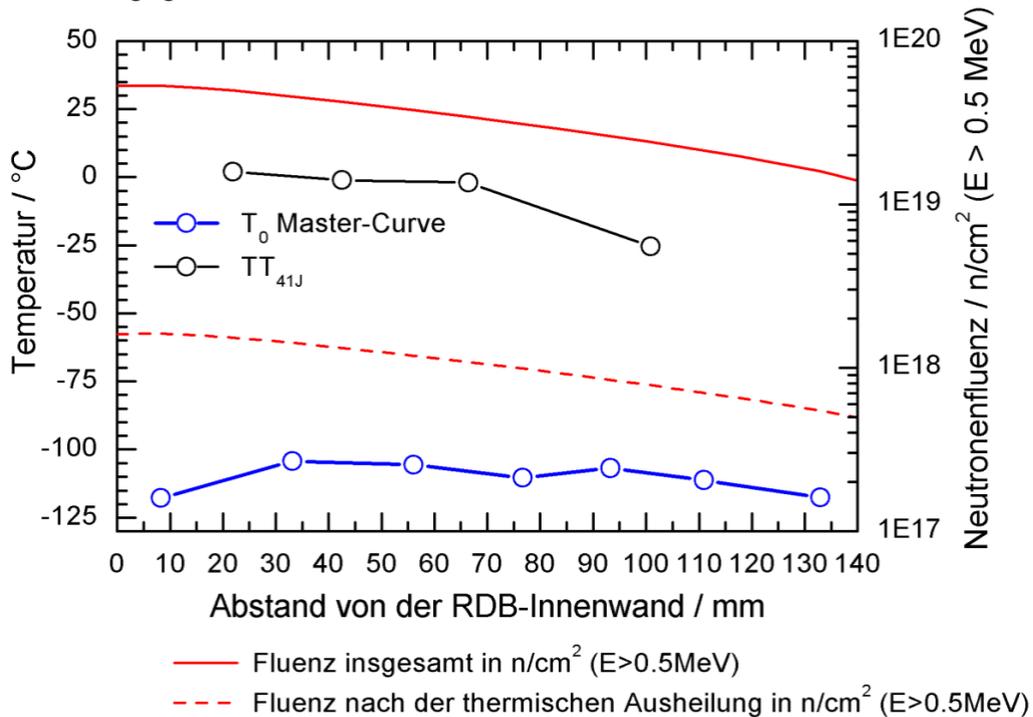


Abb. 6.2: Verlauf von  $T_0$ ,  $TT_{47J}$  und Neutronenfluenz über die Wanddicke des Grundwerkstoff-Ringes 0.3.1 von Greifswald Block 1 (Bohrkern 1-4).

Wie in Abb. 6.3 sichtbar, streuen die ISO-V-Kerbschlagarbeiten der einzelnen Tiefenlagen sehr stark. Der Trend der geringfügigen Abnahme der  $TT_{47J}$  über die Wanddicke liegt im Bereich der Streuung der Einzelwerte, so dass die Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurve (KTK) aus den Kerbschlagarbeiten von 3 Tiefenlagen (22 mm, 43 mm und 77 mm) berechnet worden ist. Die ISO-V-Übergangstemperatur für eine Kerbschlagarbeit von 47 J ( $TT_{47J}$ ) beträgt  $-2\text{ °C}$  bei einer Streuung der Einzelwerte von ca.  $\pm 25\text{ K}$ . Eine noch größere Streuung zeigen die Kerbschlagarbeiten der Proben aus der Tiefenlage 101 mm. Diese Proben wurden nicht in die Berechnung der Kerbschlagarbeits-Temperatur-Kurven einbezogen und ergaben separat ausgewertet eine  $TT_{47J}$  von  $-22,6\text{ °C}$  bei einer Streuung von ca.  $\pm 40\text{ K}$ .

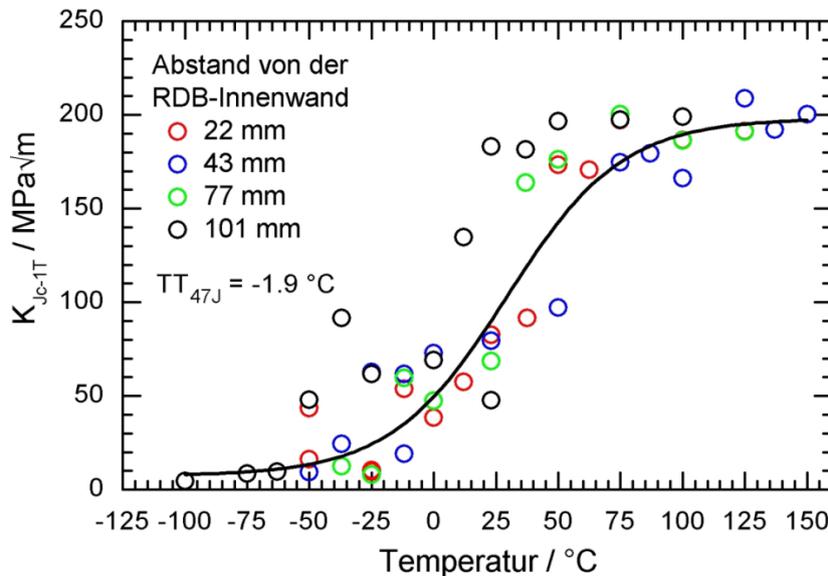


Abb. 6.3: Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurve Grundwerkstoffring 0.3.1 RDB Block 1 (Bohrkern 1-4).

In Abb. 6.4 sind die auf die Probengröße von 1 T (25,4 mm) umgerechneten Bruchzähigkeitswerte  $K_{Jc(1T)}$  aller 11 untersuchten Tiefenlagen dargestellt, wobei die Prüftemperatur mit den Referenztemperaturen der einzelnen Tiefenlagen normiert ist. Diese Zusammenfassung zeigt eine starke Streuung der  $K_{Jc(1T)}$ -Werte und 7 von 84 Werten (8 %) liegen unter der Bruchzähigkeitskurve für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit.

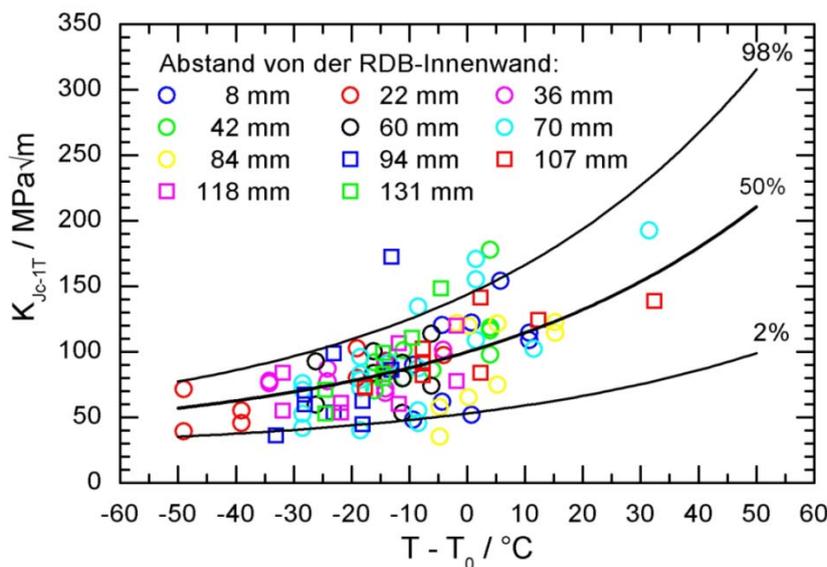


Abb. 6.4:  $K_{Jc}$ -Werte und MC in Abhängigkeit von der auf die  $T_0$  der einzelnen Tiefenlagen normierten Prüftemperatur des Bohrkerns 1-4 vom Grundwerkstoffring 0.3.1 des RDB Block 1.

Das Ergebnis ist vergleichbar mit dem untersuchten Grundwerkstoff des nicht in Betrieb genommenen RDB Greifswald Block 8 [Viehrig 2006]. Der Grund dafür wird in dem ferritisch-bainitischen Gefüge mit inhomogener Korngröße (Abb. 6.5) gesehen, wobei Korngrößen von mehr als  $100\ \mu\text{m}$  auftreten. Das führte beim Schmiedering 0.3.1 vom RDB Block 8 zu ca. 20 % interkristallinen Bruchflächen in den Ermüdungs- und Spaltbruchflächen.

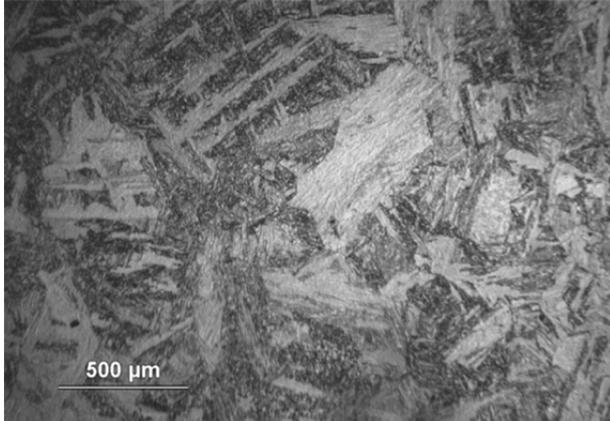


Abb. 6.5: Gefügeaufnahme des Grundwerkstoffringes 0.3.1 von Block 1.

Abbildung 6.6 zeigt beispielhaft die Bruchfläche einer bei  $-100\ ^\circ\text{C}$  geprüften Probe des Bohrkernes 1-4 mit einer Bruchzähigkeit  $K_{Jc}$  von  $196\ \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Es ist eine Mischung aus interkristallinen und transkristallinen Spaltbrüchen (vereinzelt auch schmale Säume transkristallinen Wabenbruchs) erkennbar.

Wie in Abb. 6.2 sichtbar, können der Einfluss des Gradienten der Neutronenfluss von der RDB-Innen- zur -Außenwand auf  $T_0$  vernachlässigt und die  $K_{Jc-1T}$ -Werte von Proben aus Tiefenlagen von  $\frac{1}{4}$  bis  $\frac{3}{4}$  der Wanddicke zusammengefasst werden. Aus diesem Wanddickenbereich werden auch die Voreilproben für die RDB des Modells WWER-440/V-213 (2. Generation) entnommen.

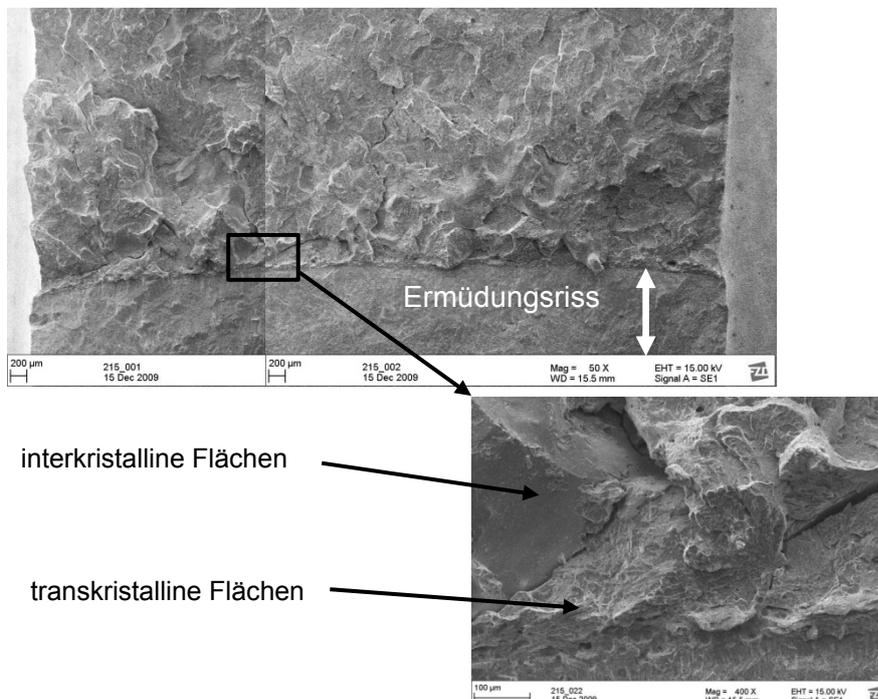


Abb. 6.6: REM-Aufnahmen einer SE(B)-Probe mit 90 mm Abstand von der RDB-Innenwand (bei  $-100\ ^\circ\text{C}$  geprüft,  $K_{Jc}=196\ \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ).

Die starke Streuung der  $K_{Jc}$ -Werte bewirkt, dass für die MC-Auswertung nach ASTM

E1921-10 5 der 60 Werte (8 %) unterhalb der Bruchzähigkeitskurve für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit liegen. Deshalb wurde die multimodale MC-Auswertung [Viehrig 2006, Wallin 2004] auf den Datensatz angewendet. Wie in Abb. 6.7 ersichtlich, ergibt sich eine  $T_0^{MM}$  von  $-99\text{ °C}$  und 3 von 60 (5 %) der  $K_{Jc}$ -Werte liegen unter der Bruchzähigkeitskurve für 5 % Bruchwahrscheinlichkeit.

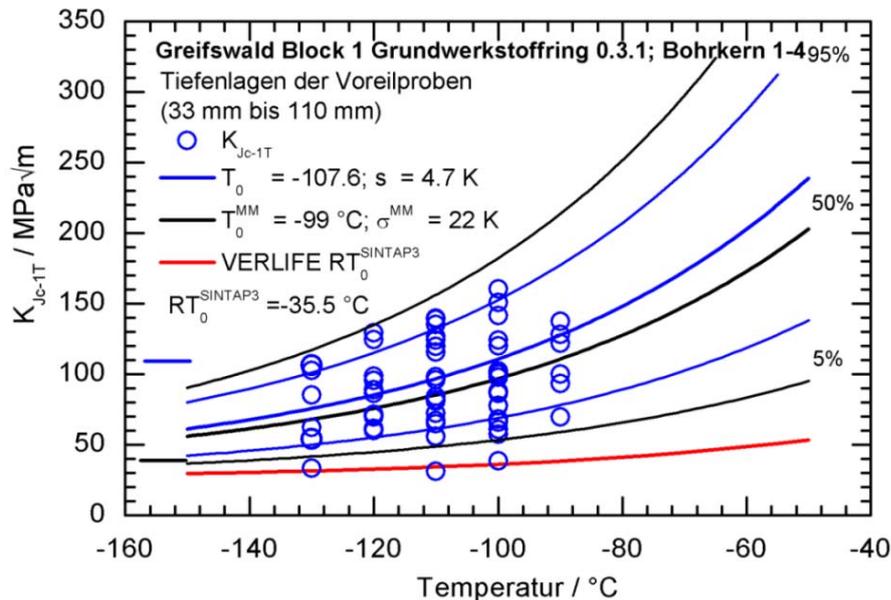


Abb. 6.7:  $K_{Jc}$ -Werte, Standard und multimodale MC und VERLIFE-Referenzkurve in Abhängigkeit von Prüftemperatur von Proben aus  $\frac{1}{4}$  -  $\frac{3}{4}$  der Wanddicke des Grundwerkstoffringes von Block 1 (Bohrkern 1-4).

Die SINTAP-Auswertung ergibt eine  $T_0$  von  $-45.5\text{ °C}$ , welche den spröden Teil des Datensatzes repräsentiert. Die mit  $RT_0^{SINTAP}$  indexierte VERLIFE-Grenzkurve hüllt die bestimmten  $K_{Jc}$ -Werte ein.

Eine Zusammenstellung der wichtigsten Ergebnisse zum RDB-Grundwerkstoffring 0.3.1 von Block 1 erfolgt in Tab. A3.1 der Anlage 3.

### 6.1.2 Block 4

Wie im Abschnitt 4.2.2.4. beschrieben, wurde der Bohrkern (4-1) aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. im Bereich des maximalen Neutronenflusses entnommen.

Abb. 6.8 zeigt den Temperaturverlauf der Zugfestigkeit und Streckgrenze von Proben aus vier unterschiedlichen Tiefenlagen des Bohrkerns 4-1. Es ist kein Einfluss der Tiefenlage auf die Festigkeitswerte sichtbar und die  $R_m$ -T- und  $R_{p0.2}$ -T-Verläufe wurden mit allen Werten approximiert. Die bei Raumtemperatur bestimmten Werte liegen etwa 8-10 % über den Ausgangswerten vor der Bestrahlung (s. Tab. 3.3).

Abb. 6.9 zeigt den Verlauf der Referenztemperatur  $T_0$  über die Wanddicke des Bohrkerns 4-1. Die  $T_0$ -Werte sind deutlich niedriger, als sich mit der nach dem russischen Code [PNAE G-7-008-86, IAEA-TECDOC-1442] vorhergesagten Verschiebung der Übergangstemperatur ergibt. Mit der Gl. (2.4) und einem  $A_F$  von 18 wird für den Grundwerkstoff nach der Plattierung an der RDB-Innenwand eine bestrahlungsinduzierte Verschiebung der spröde-duktilen Übergangstemperatur  $T_K$  von 68 K abgeschätzt. Unter Berücksichtigung einer  $T_{K0}$  von  $0\text{ °C}$  (s. Tab. 3.7) und der in ASTM E1921-10 angegebenen  $\Delta T$  von 56 K zwischen  $T_0$  und der ISO-V-Übergangstemperatur  $T_{41J}$  ergibt sich eine abgeschätzte  $T_0$  von ca.  $12\text{ °C}$ . Aufgrund des Gradienten der Neutronenfluenz durch die RDB-Wand wird mit Gl. (2.4) an der RDB-Außenwand eine Verschiebung der  $T_K$  auf  $42\text{ °C}$  abgeschätzt. Diese entspricht einer Abnahme der  $T_K$  um 26 K über die Wanddicke und einer abgeschätzten  $T_0$  an der RDB-Außenwand von  $-14\text{ °C}$ .

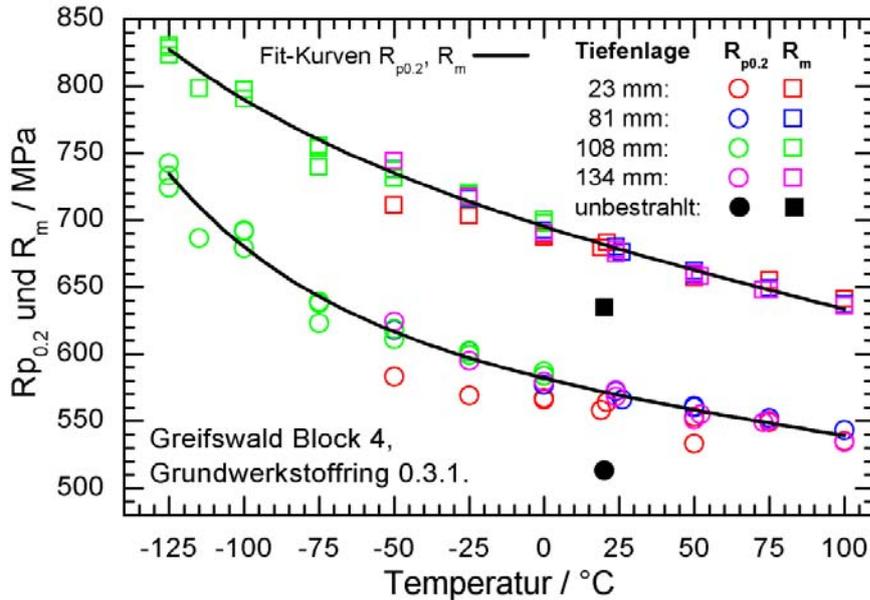


Abb. 6.8:  $R_m$ -T- und  $R_{p0.2}$ -T-Verlauf von Bohrkern 4-1.

Wie in Abb. 6.9 dargestellt, wurden für den Grundwerkstoffing 0.3.1 nach ASTM E1921-10  $T_0$ -Werte über die RDB-Wanddicke im Bereich von -110 °C bis -131 °C (mit einem Mittelwert von -122 °C) ermittelt. Dies sind sehr niedrige Werte für WWER-RDB-Stahl, der von der inneren zur äußeren RDB-Wand mit Fluenzen zwischen  $5,4$  und  $1,2 \cdot 10^{19} \text{ n/cm}^2$  ( $E > 0,5 \text{ MeV}$ ) bestrahlt wurde. Wie in Abb. 6.9 ersichtlich, ist eine Streuung der für die ersten Tiefenlagen bestimmten Referenztemperaturen im Bereich der Standardabweichungen zu verzeichnen. Ab ca. 60 mm Abstand von der RDB-Innenwand tritt eine kontinuierliche Verringerung der  $T_0$  um 16 K bis zur Außenwand auf. Die Ergebnisse zeigen, dass mit der Vorhersageformel des russischen Regelwerkes der absolute Wert und der Verlauf der  $T_0$  über die Wanddicke des RDB des untersuchten WWER-440-Schmiederinges nicht abgeschätzt werden kann.

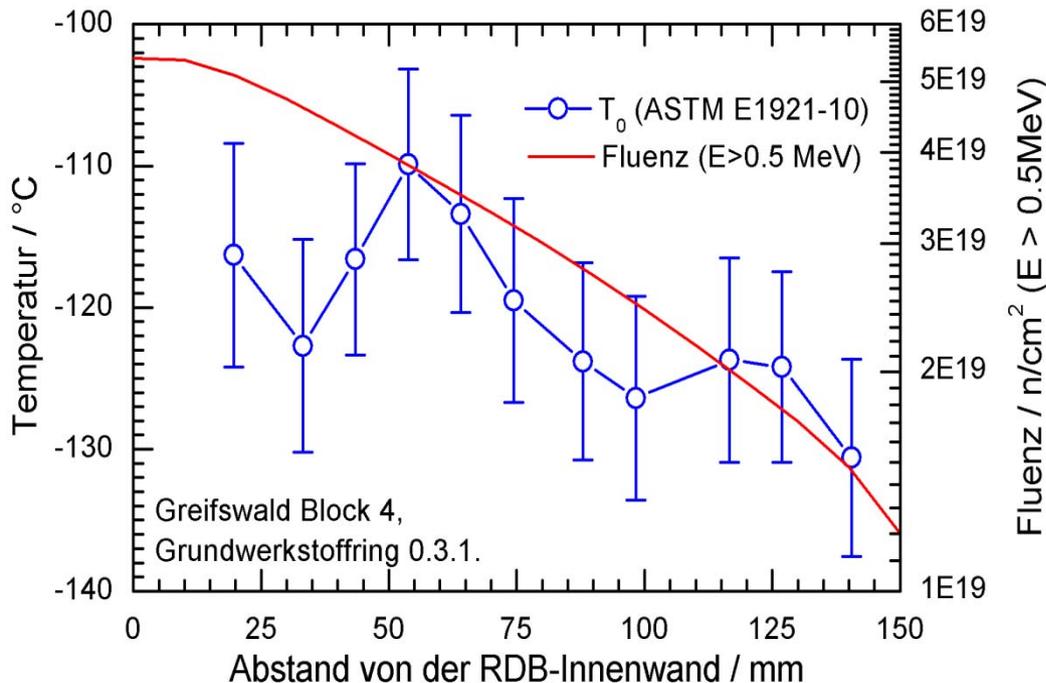


Abb. 6.9: Verlauf der Referenztemperatur über die Wanddicke (Bohrkern 4-1).

In Abb. 6.10 sind die auf eine Probendicke von 1T (25,4 mm) umgerechneten Bruchzähigkeitswerte  $K_{JC(1T)}$  aller 11 untersuchten Tiefenlagen dargestellt, wobei die Prüftemperatur auf

die  $T_0$  der jeweiligen Tiefenlage normiert ist. Diese Zusammenfassung zeigt eine starke Streuung der  $K_{JC(1T)}$ -Werte (zwischen 22 und 209  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ) und 18 von 132 Werten (14 %) liegen unter der Bruchzähigkeitskurve für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit. Dieses Ergebnis zeigt wiederum (in Analogie zu Block 1 bzw. 8 [Viehrig 2006]), dass der untersuchte WWER-440-Grundwerkstoff inhomogen ist und der Bruchzähigkeits-Temperatur-Verlauf nicht nach ASTM E1921-10 ermittelt werden kann.

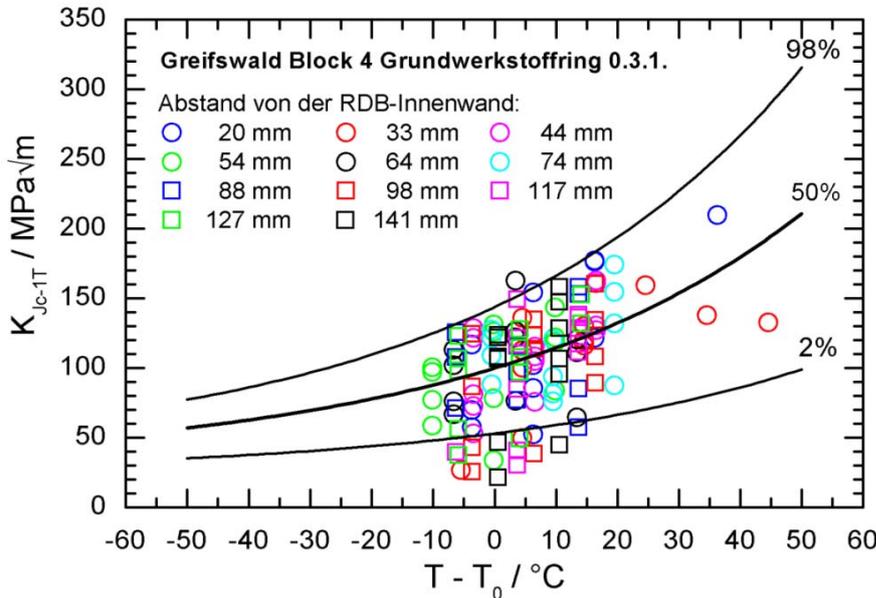


Abb. 6.10:  $K_{JC}$ -Werte und MC in Abhängigkeit von der auf die  $T_0$  der einzelnen Tiefenlagen normierten Prüftemperatur des Bohrkerns 4-1 vom Grundwerkstoffring 0.3.1 des RDB Block 4.

Aus diesem Grund wurde die modifizierte - auf dem MC-Konzept basierende - Auswertemethode der SINTAP-Prozedur angewendet. Für die Mehrheit der untersuchten Tiefenlagen ergeben sich bei Anwendung der SINTAP-Stufe-2-Analyse höhere  $T_0$ -Werte als mit der Standard-Auswertung, wobei der höchste  $T_0^{\text{SINTAP-2}}$ -Wert  $-108\text{ °C}$  beträgt. Die SINTAP-Stufe-2-Analyse berücksichtigt die sehr niedrigen  $K_{JC}$ -Werte nicht ausreichend. Für den untersuchten Grundwerkstoff ist deshalb die SINTAP-Stufe-3-Analyse die bessere Alternative. Die berechneten  $T_0^{\text{SINTAP-3}}$ -Werte der verschiedenen Tiefenlagen liegen zwischen  $-15$  und  $-105\text{ °C}$ . Für drei Datensätze ist die SINTAP-Stufe-3-Analyse nicht anwendbar, weil einzelne  $K_{JC(1T)}$ -Werte unter  $26\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  liegen. Es gibt einen Schwellwert für  $K_{JC(1T)}$ , bei dessen Unterschreitung die  $T_0^{\text{SINTAP-3}}$  imaginär wird. Durch Nullsetzen des Terms:

$$\left[ (K_{Jci} - K_{\min}) \cdot \left( \frac{N}{\ln 2} \right)^{1/4} - 11 \right]$$

in Gl. (5.3) lässt sich dieser Schwellwert für eine gewählte Prüftemperatur bestimmen und beträgt beispielsweise bei einer Prüftemperatur von  $-130\text{ °C}$   $25,4\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Das hat zu Folge, dass  $K_{JC}$ -Werte unterhalb von  $30\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  zu unrealistisch hohen  $T_0^{\text{SINTAP-3}}$ -Werten führen. Wenn man die  $K_{JC}$ -Werte unterhalb von  $30\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  als Ausreißer betrachtet und nicht berücksichtigt, liegen die Werte für  $T_0^{\text{SINTAP-3}}$  dieser drei Datensätze im oben genannten Bereich. Streng genommen gilt das statistische Modell, auf dem der MC-Ansatz beruht, nicht für die Zähigkeitstieflage. Wenn  $K_{JC}$ -Werte unterhalb von  $50\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  nicht auf die Probengröße umgerechnet werden, ergeben sich je nach der Anzahl solcher Werte in den Datensätzen 2 bis 4 K niedrigere  $T_0$ -Werte. Anders ist die Situation bei der SINTAP-Stufe-3-Analyse. Hier hat die Größenanpassung von sehr niedrigen  $K_{JC}$ -Werten einen starken Einfluss auf  $T_0^{\text{SINTAP-3}}$ . Ohne Größenanpassung beträgt die maximale  $T_0^{\text{SINTAP-3}}$   $29\text{ °C}$  und basiert auf einem bei  $-130\text{ °C}$  gemessenen  $K_{JC}$ -Wert von  $26,8\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Die entsprechend

ASTM E1921-10 bestimmte  $T_0$  dieses Datensatzes ist  $-126\text{ }^\circ\text{C}$  und damit  $155\text{ K}$  niedriger als die  $T_0^{\text{SINTAP-3}}$ , die als unrealistisch hoch angesehen werden kann. Somit ist festzustellen, dass die Standard-MC-Auswertung nach ASTM E1921-10 auf den betrachteten Grundwerkstoff nicht anwendbar ist und der MC-basierte SINTAP-Ansatz für Datensätze, die  $K_{\text{JC}}$ -Werte unter  $30\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  enthalten, eine unrealistisch hohe  $T_0^{\text{SINTAP-3}}$  ergibt.

Die Ursachen für die teilweise sehr niedrigen  $K_{\text{JC}}$ -Werte werden wie beim Grundwerkstoffring 0.3.1 vom RDB Block 1 (Bohrkern 1-4) in der inhomogenen Korngröße (Körner  $> 0,2\text{ mm}$ ) und dem daraus resultierendem Auftreten von interkristallinen Brüchen, die bei der fraktografischen Untersuchung im REM auf den Bruchflächen der Proben nachgewiesen werden konnten, gesehen. Abb. 6.11 zeigt Metallografieaufnahmen des ferritisch-bainitischen Gefüges mit inhomogener Korngröße des RDB-Grundwerkstoffringes 0.3.1 von Block 4. Die linke Seite zeigt die Struktur in der Nähe der Risspitze mit einem großen Korn direkt vor der Risspitze. In der höheren Vergrößerung im rechten Bild sind interkristalline Risse erkennbar. Abb. 6.12 zeigt die REM-Aufnahme im Bereich der Rissfront. Eine große Anzahl von interkristallinen Bruchflächen ist sowohl im Ermüdungsbruch als auch im Spaltbruch zu beobachten. Die Rissinitiierung für den Spaltbruch lässt sich bei der dargestellten Bruchfläche nicht eindeutig identifizieren. Die fraktografischen Untersuchungen zeigten mit Ausnahme von duktilen Säumen keine typischen Merkmale für hohe bzw. niedrige Bruchzähigkeitswerte.

Wie in Abb. 6.9 ersichtlich, hat der abnehmende Neutronenfluss in Richtung der RDB-Außenwand keinen starken Einfluss auf die  $T_0$ . Somit ist es möglich, die Bruchzähigkeitswerte aller Tiefenlagen zu einem Datensatz zusammenzufassen und nach ASTM E1921-10 auszuwerten. Die große Zahl von Werten ermöglicht die Anwendung des multimodalen MC-Ansatzes [Wallin 2004; Viehrig 2006; Scibetta 2010], mit welchem eine mittlere Referenztemperatur  $T_0^{\text{MM}}$  und deren Standardabweichung  $\sigma^{\text{MM}}$  berechnet wird.

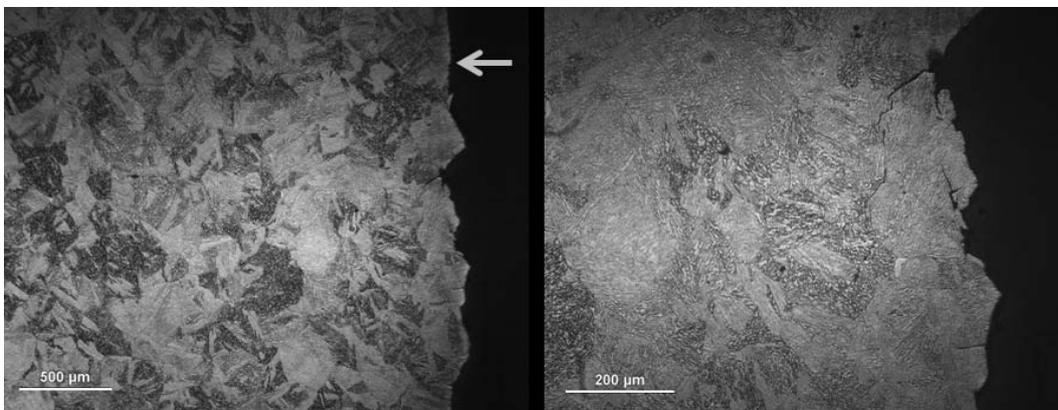


Abb. 6.11: Gefüge des Grundwerkstoffringes 0.3.1 RDB Block 4.

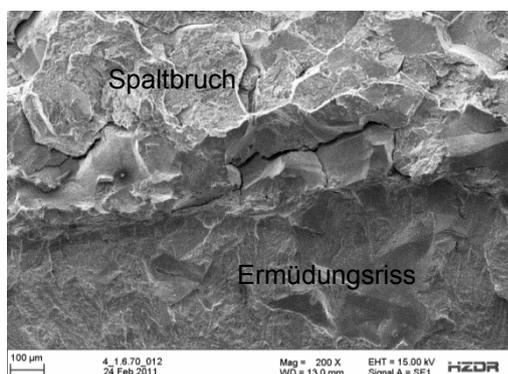


Abb. 6.12: REM-Aufnahme der Bruchfläche einer bei  $-110\text{ }^\circ\text{C}$  geprüften Probe mit einer Bruchzähigkeit  $K_{\text{JC}} = 160,3\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  des Grundwerkstoffringes 0.3.1 RDB Block 4.

In Abb. 6.13 sind die  $K_{Jc-1T}$ -Werte und die nach ASTM E1921-10 und dem multimodalen MC-Ansatz berechneten Bruchzähigkeits-Temperatur-Kurven für 2 %, 50 % und 98 % Bruchwahrscheinlichkeit dargestellt. Mit der multimodalen MC-Auswertung der  $K_{Jc}$ -Werte aller Tiefenlagen wird eine  $T_0^{MM}$  von  $-118\text{ °C}$  und eine Standardabweichung von 25 K bestimmt. Die bei Anwendung des multimodalen MC-Ansatzes ermittelten Bruchzähigkeits-Temperatur-Verläufe repräsentieren die gemessenen  $K_{Jc}$ -Werte ebenfalls nicht ausreichend, hier liegen 8% der Werte unterhalb der Bruchzähigkeitskurve für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit. Die nicht umhüllten  $K_{Jc-1T}$ -Werte liegen unter  $40\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , d.h., dass Datensätze mit sehr geringen  $K_{Jc-1T}$ -Werten selbst mit dem multimodalen MC-Ansatz nicht ausreichend genau beschrieben werden können. Für die in Abb. 6.13 dargestellten Bruchzähigkeitswerte des RDB-Grundwerkstoffringes 0.3.1 von Block 4 ergibt sich nach Gl. (5.4) ein MLNH-Wert von 5,7, womit der Datensatz als inhomogen eingestuft werden kann.

Bei Anwendung der SINTAP-Prozedur auf den kompletten - in Abb. 6.10 dargestellten - Datensatz ergibt sich eine  $T_0^{SINTAP-2}$  von  $-117\text{ °C}$ , die nur 4 K höher als die Standard- $T_0$  ist und die sehr niedrigen  $K_{Jc-1T}$ -Werte nicht angemessen berücksichtigt. Somit wurde die SINTAP-Stufe-3-Analyse eingesetzt. Ohne Berücksichtigung der  $K_{Jc}$ -Werte kleiner  $26,8\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  ergibt sich bei der zusammengefassten Auswertung aller Tiefenlagen nach SINTAP-Stufe-3 eine  $T_0^{SINTAP-3}$  von  $-17\text{ °C}$ . Der Unterschied in  $T_0^{SINTAP-3}$  zwischen den einzelnen Datensätzen und der zusammengefassten Auswertung resultiert aus der unterschiedlichen Anzahl von  $K_{Jc-1T}$ -Werten. Die mit  $T_0^{SINTAP-3}$  indexierte Bruchzähigkeitskurve für 2 %-Bruchwahrscheinlichkeit ist ebenfalls in Abb. 6.13 dargestellt.

Zusätzlich wurde noch das Risswiderstandsverhalten im duktilen Bereich unter Verwendung von SE(B)-Proben mit ISO-V-Geometrie aller untersuchten Tiefenlagen analysiert. Die Kennwerte der Risswiderstandskurven sind in Tab. 6.1 zusammengefasst.

Tab. 6.1: Kennwerte aller Risswiderstandskurven von Proben des Bohrkerns 4-1

T	Anzahl der Werte	Kennwert	Mittelwert / $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	SAW / $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$
RT	6	$K_{JIC/BL}$ (ASTM)	253,0	12,7
	6	$K_{J0,2BL/(B)}$ (ISO)	208,9	17,6
$-25\text{ °C}$	9	$K_{JIC/BL}$ (ASTM)	266,9	15,5
	11	$K_{J0,2BL/(B)}$ (ISO)	207,4	14,9
$-50\text{ °C}$	0	$K_{JIC/BL}$ (ASTM)	-	-
	2	$K_{J0,2BL/(B)}$ (ISO)	214,1	5,6

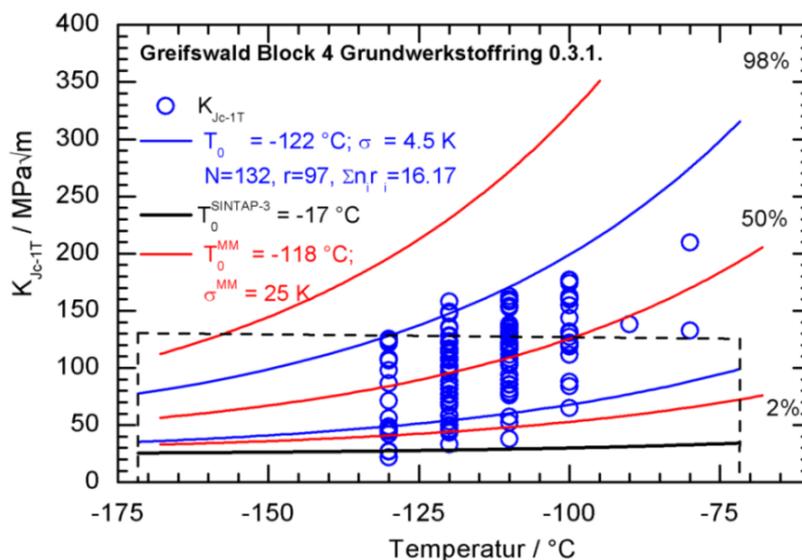


Abb. 6.13:  $K_{Jc}$ -Werte, Standard und multimodale MC sowie VERLIFE-Referenzkurve in Abhängigkeit von Prüftemperatur des Grundwerkstoffringes 0.3.1 des RDB Block 4 (Bohrkern 4-1).

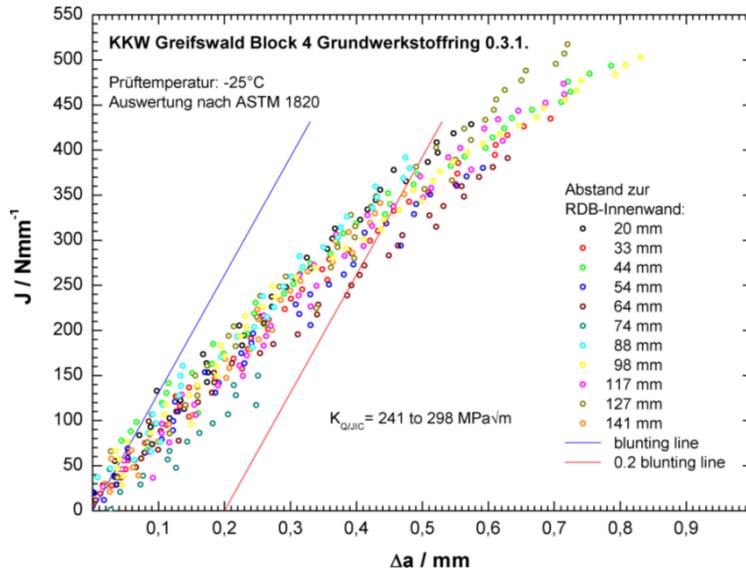


Abb. 6.14:  $J_R$ -Kurven der bei  $-25\text{ °C}$  geprüften Proben des Grundwerkstoffes von Block 4

In Abb. 6.14 sind die  $J_R$ -Kurven (nach ASTM 1820) aller bei einer Prüftemperatur von  $-25\text{ °C}$  durchgeführten Tests dargestellt. Die nach ISO 12135:2002 bestimmten technischen Werte für duktile Rissinitiierung liegen ca. 40 % ( $60\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ) über den nach ASTM E1921-10 festgelegten  $K_{Jc(\text{limit})}$ -Werten, welche die Messkapazität der geprüften SE(B)-Proben begrenzen. Dies zeigt, dass nach dem Überschreiten von  $K_{Jc(\text{limit})}$  duktiles Risswachstum einsetzt und den exponentiellen Anstieg der Bruchzähigkeit bestimmt.

Eine Zusammenstellung der wichtigsten Ergebnisse zum RDB-Grundwerkstoffring 0.3.1 von Block 4 erfolgt in Tab. A3.2 der Anlage 3.

## 6.2 Schweißgut

### 6.2.1 Block 1

Von der RDB-Schweißnaht SN0.1.4 von Block 1 wurden von fünf Tiefenlagen Streckgrenzen und Zugfestigkeiten mittels Zugversuch bestimmt. Die gemessenen Einzelwerte für  $R_m$  und  $R_{p0.2}$  und die daraus bestimmten Fit-Kurven für die einzelnen Tiefenlagen zeigt Abb. 6.15.

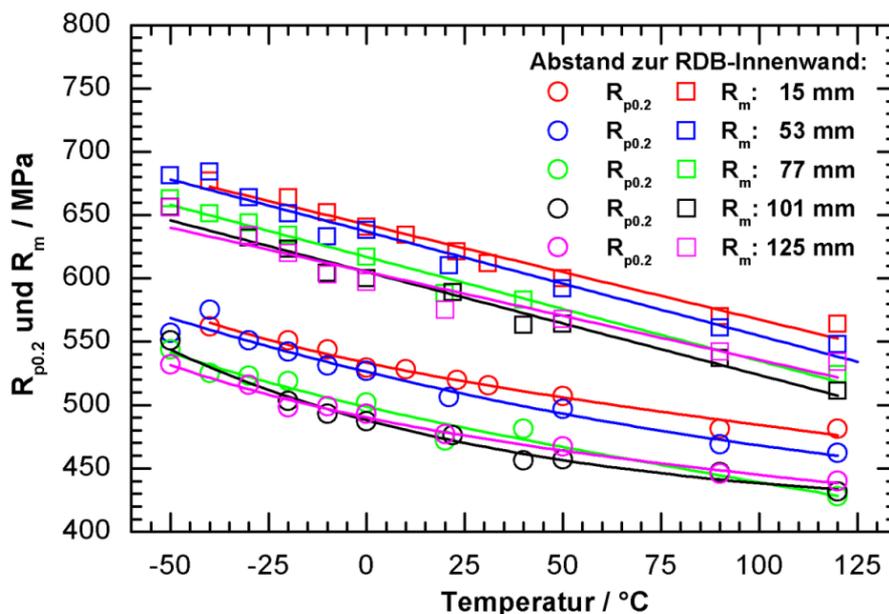


Abb. 6.15: An Zugproben von fünf Tiefenlagen der RDB-Schweißnaht SN0.1.4. von Block 1 (Bohrkern 1-1) bestimmte Festigkeitswerte.

Bei den drei inneren Tiefenlagen (bis 77 mm Abstand zur RDB-Innenwand) ist ein abfallender Trend der Festigkeitswerte mit zunehmendem Abstand von der RDB-Innenwand erkennbar. Die beiden weiter außen liegenden Tiefenlagen stimmen nahezu mit der Tiefenlage mit 77 mm Abstand zur RDB-Innenwand überein.

Abb. 6.16 zeigt die nach ASTM E1921-10 ermittelten Referenztemperaturen  $T_0$  über die gesamte RDB-Wanddicke der Schweißnaht SN0.1.4 (Bohrkern 1-1).

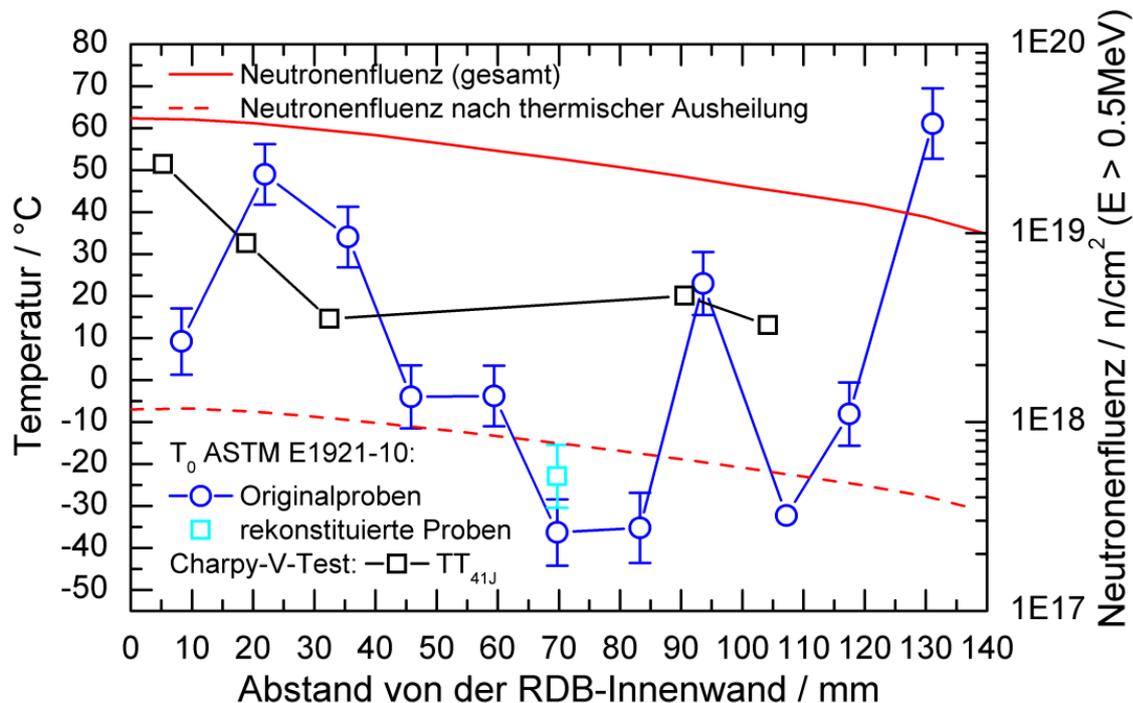


Abb. 6.16: Verlauf von  $T_0$ ,  $TT_{41J}$  und der Neutronenfluenz über die Dicke der RDB-Schweißnaht SN0.1.4 von Block 1 (Bohrkern 1-1).

Die  $T_0$  variiert stark über die Wanddicke. Nach einem anfänglichen  $T_0$ -Anstieg von 10 °C an der RDB-Innenwand auf 50 °C in 22 mm Abstand von ihr, sinkt  $T_0$  wieder auf -36 °C in einem Abstand von 70 mm, anschließend steigt sie auf ihr Maximum von 67 °C im Bereich der RPV-Außenwand. Die gesamte Spannweite der  $T_0$ -Werte beträgt 84 K. Im Bereich der Wurzellagen der Schweißnaht wurden die im Mittel niedrigsten  $T_0$ -Werte gemessen. Geprüfte Proben der Tiefenlage 70 mm (Wurzelbereich) sind rekonstituiert und erneut geprüft worden. Die mit diesen Proben ermittelte  $T_0$  beträgt -23 °C und ist bei gleicher Neutronenfluenz 13 K höher als bei den Originalproben.

Die Abb. 6.17 zeigt die  $K_{JC-1T}$ -Werte von Bohrkerne 1-1 in Abhängigkeit von der auf die  $T_0$  der einzelnen Tiefenlagen normierten Prüftemperatur. Die  $K_{JC-1T}$ -Werte folgen generell dem Verlauf der MC, aber die Streuung ist groß und 8 von 128  $K_{JC-1T}$ -Werten (6,3 %) liegen unterhalb der Buchzähigkeitskurve für 2% Bruchwahrscheinlichkeit. Erfolgt für  $K_{JC-1T}$ -Werte in der Bruchzähigkeitstiefenlage ( $< 50 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ) keine Umrechnung auf eine Probendicke von 1T (25,4 mm), reduziert sich die Anzahl auf 6 (4,7 %).

Die Variation der über die Dicke der Mehrlagen-Umfangsschweißnaht SN0.1.4 ermittelten  $T_0$  resultiert im Wesentlichen aus Unterschieden in der Struktur der Schweißraupen. Um eine Erklärung für die  $T_0$ -Unterschiede zu finden, wurden u. a. metallografische Untersuchungen durchgeführt. Abb. 6.18 zeigt die Struktur in der Nähe der Risspitze von T-S-orientierten SE(B)-Proben in einem Abstand von 22 mm bzw. 70 mm von der RDB-Innenwand.

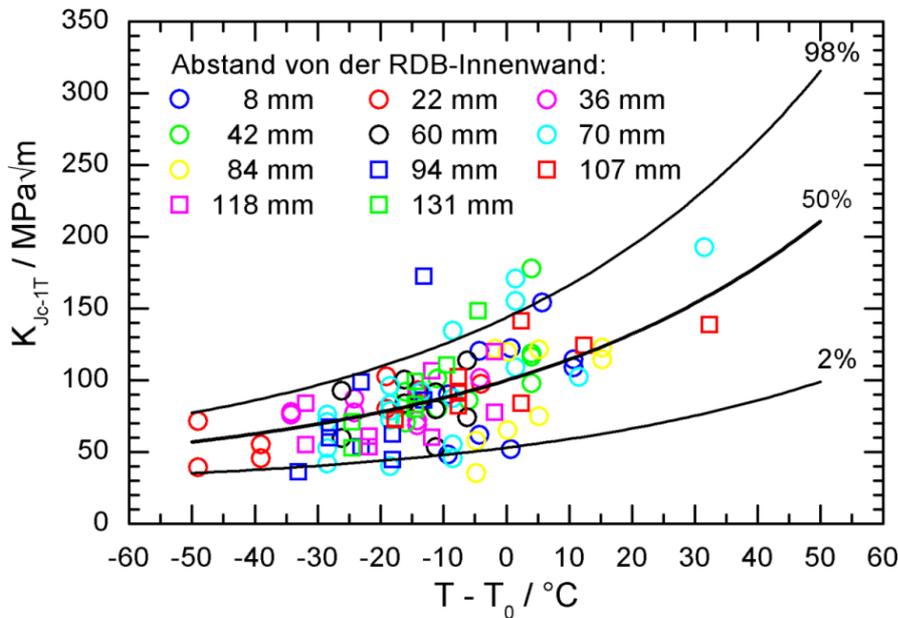


Abb. 6.17:  $K_{Jc}$ -Werte und MC in Abhängigkeit von der auf die  $T_0$  der einzelnen Tiefenlagen normierten Prüftemperatur des Bohrkerns 1-1 von der Schweißnaht SN1.4.1 des RDB Block 1.

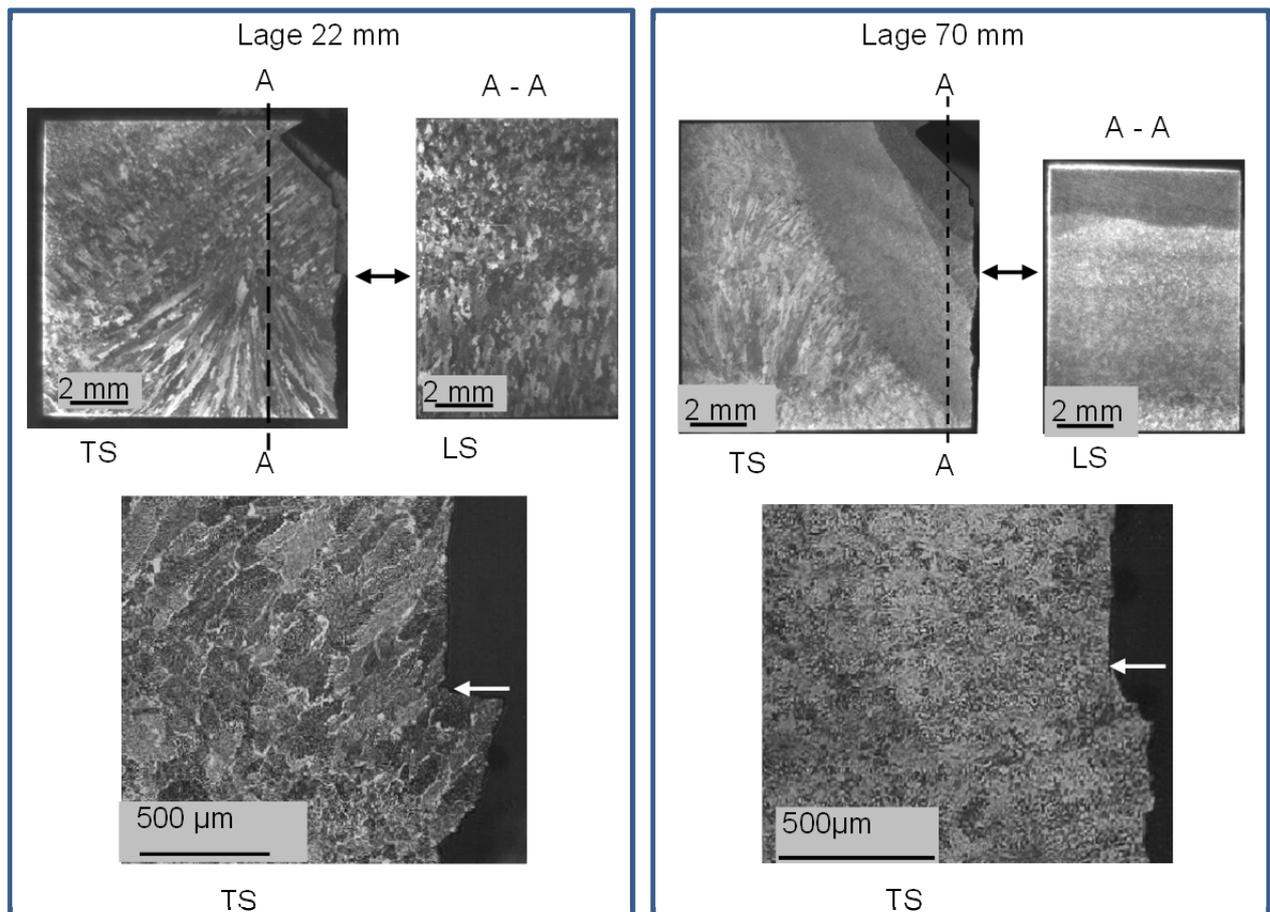


Abb. 6.18: Metallografie-Aufnahmen von Proben aus dem Bereich der Fülllagen und der Wurzel der Schweißnaht SN0.1.4. vom RDB Block 1 (Bohrkern 1-1).

Bei der - auf der linken Seite von Abb. 6.18 dargestellten - Lage (22 mm Abstand zur RDB-Innenwand) befindet sich die Risspitze in einer grobkörnigen Bainitstruktur, deren Körner von proeutektoidem Ferrit umrandet sind. Durch die grobkörnige Struktur ergibt sich eine  $T_0$

von 49 °C. Die rechte Seite von Abb. 6.18 zeigt die Struktur im Bereich der Schweißwurzel (70 mm Abstand zur Innenwand), wo eine  $T_0$  von -36 °C ermittelt wurde. Dort befindet sich die Risspitze in einer feinkörnigen Struktur mit hohem Ferritgehalt, die mit dem unlegierten-Draht-Sv-08A geschweißt wurde und mit aufgeschmolzenem Grundwerkstoff vermischt ist. Mit rekonstituierten Proben von dieser Tiefenlage, bei denen die Rissfront in einem anderen Gefüge des Schweißgutes liegt, ist bei gleicher Neutronenfluenz eine um 13 K höhere  $T_0$  ermittelt worden.

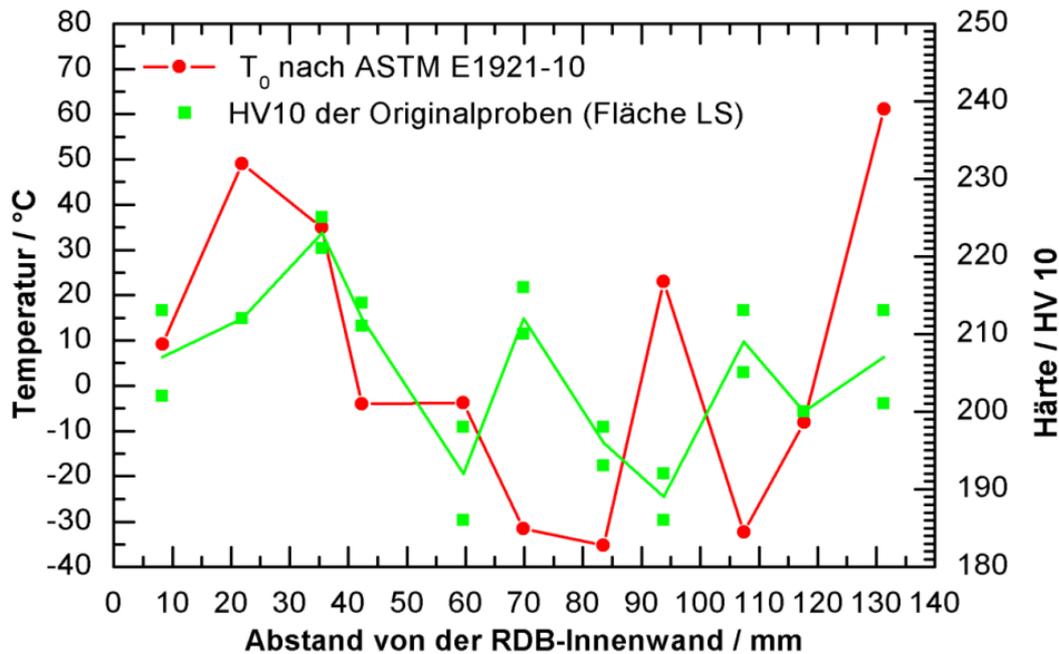


Abb. 6.19: Über die Dicke der Schweißnaht SN0.1.4 vom RDB Block 1 (Bohrkern 1-1) gemessener Härte- und  $T_0$ -Verlauf.

Die gemessenen Härtewerte HV10 variieren über die Dicke der Schweißnaht, aber nicht mit dem gleichen Verlauf wie  $T_0$  (Abb. 6.19). Der Mittelwert liegt bei 209 HV10. Wie in Abb. 6.20 gezeigt, treten in der Mehrlagenschweißung in sehr kleinen Abständen starke Härteunterschiede auf. Dies unterstreicht die Aussage, dass die Lage der Risspitze im Schweißgefüge einen starken Einfluss auf die gemessenen  $K_{JC}$ -Werte und damit auf die ermittelte Referenztemperatur hat. Bei T-S orientierten Proben ist das Gefüge entlang der Risspitze homogen und die HV10 Werte liegen in einem engen Streuband (linkes Bild in Abb. 6.20).

Des Weiteren sind in Abb. 6.16 die im ISO-V-Test ermittelten Übergangstemperaturen  $TT_{41J}$  dargestellt. Das Ergebnis zeigt den erwarteten Verlauf. Die höchste Übergangstemperatur tritt an der Innenseite mit 51 °C auf. Anschließend sinkt die  $TT_{41J}$  auf 15 °C und zeigt kaum signifikanten Änderungen über die Wanddicke des RDB. Eine direkte Korrelation zwischen  $T_0$  und  $TT_{41J}$  ist nicht möglich, da sich die Position der Risspitze der SE(B)-Probe ( $T_0$ ) und des Kerbgrundes der rekonstituierten ISO-V-Probe in der Mehrlagenschweißnaht unterscheiden. Wie bereits beschrieben, ist  $T_0$  stark vom Gefüge an der Risspitze abhängig. Im Gegensatz zu den mit angerissenen SE(B)-Proben bestimmten  $T_0$  reagiert die mit gekerbten ISO-V-Proben ermittelte Übergangstemperatur  $TT_{41J}$  weniger empfindlich auf lokale Gefügeunterschiede.

In Abb. 6.21 sind die Bruchzähigkeitswerte zusammengefasst, die mit Proben aus den Tiefenlagen nach der Wurzel bestimmt wurden. Von diesen Tiefenlagen stammen die Voreilproben der 2. Generation der WWER-440-Reaktoren. Wird dieser Datensatz nach ASTM E1921-10 ausgewertet, ergibt sich eine große Streuung der  $K_{JC}$ -Werte, die im Wesentlichen von den Proben der Lage mit 94 mm Abstand zur RDB-Innenwand hervorgerufen wird. Hier liegen 5 von 9 Werten unterhalb der 2 %-Kurve. Die mit  $RT_0$  indexierte VERLIFE-

Grenzkurve hüllt die  $K_{Jc}$ -Werte nicht ein. Hier muss auf eine modifizierte Auswertung, z.B. die SINTAP, zurückgegriffen werden (rote Kurve in Abb. 6.21). Eine Zusammenstellung der wichtigsten Ergebnisse zur RDB-Schweißnaht SN0.1.4 von Block 1 erfolgt in Tab. A3.3 der Anlage 3.6.

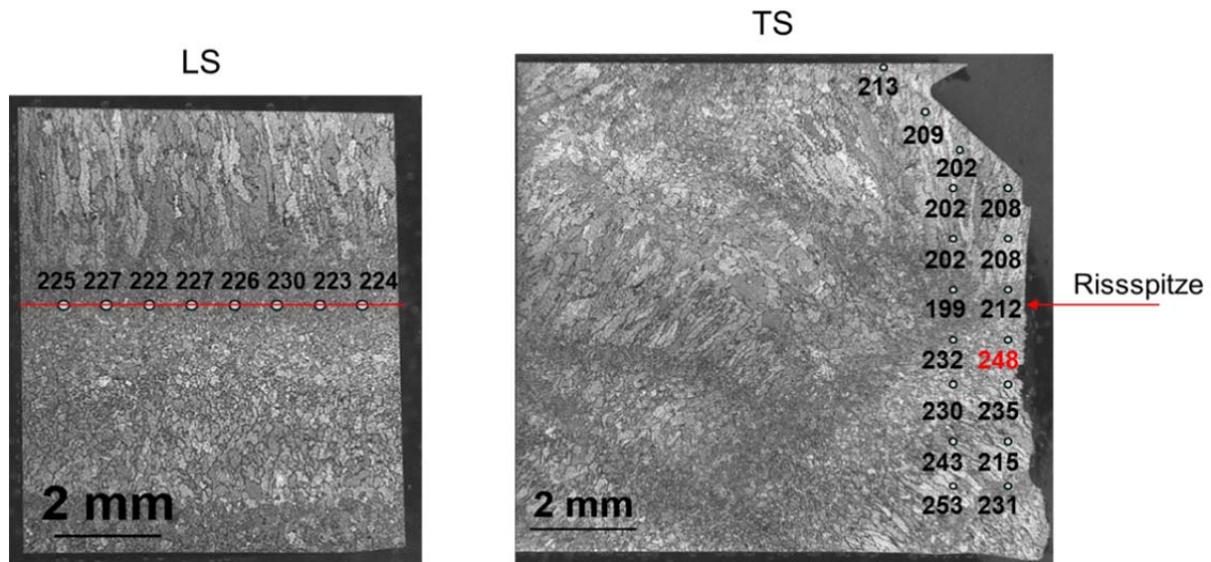


Abb. 6.20: Gefüge und Härte einer geprüften SE(B)-Probe aus der RDB-Mehrlagenschweißnaht von Block 1 (mit 94 mm Abstand zur RDB-Innenwand).

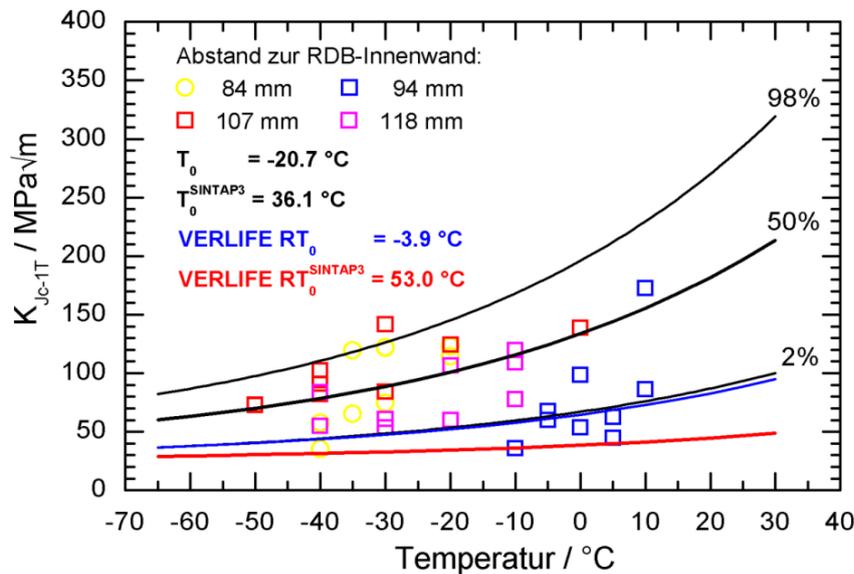


Abb. 6.21:  $K_{Jc}$ -Werte und MC in Abhängigkeit von Prüftemperatur ermittelt an Proben nach der Schweißwurzel (Bereich der Voreilproben) der Schweißnaht SN1.4.1 des RDB Block 1 (Bohrkern 1-1).

### 6.2.2 Block 2

Es wurden Zugproben von vier Tiefenlagen hergestellt. Die Ergebnisse der Zugversuche sind in Abb. 6.22 ersichtlich. Von der Lage mit 39 mm Abstand zur RDB-Innenwand zu den beiden weiter außen liegenden Lagen, die keine größeren Unterschiede aufweisen, ist ein Abfall von  $R_{p0.2}$  und  $R_m$  um ca. 10 % zu verzeichnen. Die Verläufe der  $R_{p0.2}$ -T- und  $R_m$ -T-Fit-Kurven der Lage mit 15 mm Abstand zur RDB- Innenwand weichen von denen der anderen Tiefenlagen ab.

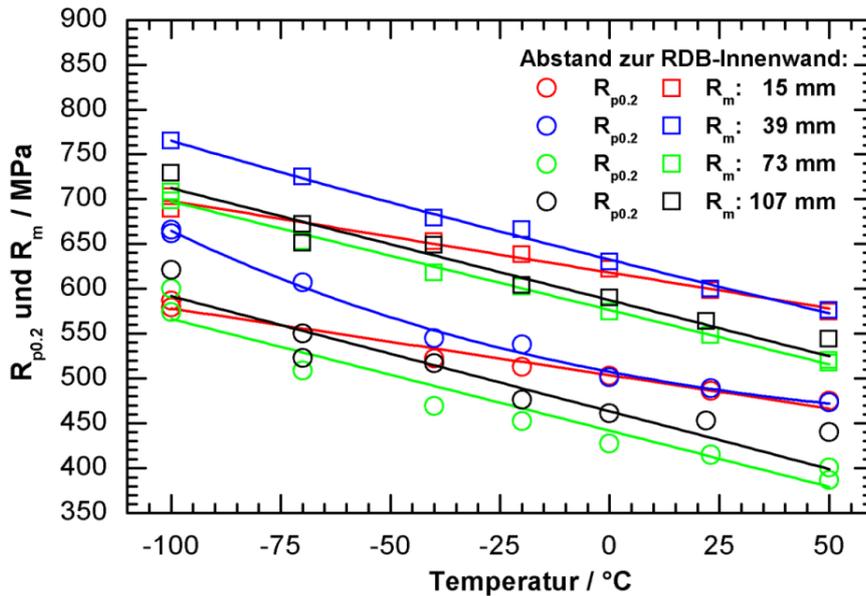


Abb. 6.22: An Zugproben von vier Tiefenlagen der RDB-Schweißnaht SN0.1.4 von Block 2 bestimmte Festigkeitswerte.

Die gemessenen Härtewerte haben - analog zur Schweißnaht von Block 1 - eine starke Streuung. Die mittlere Härte von Proben (LS) aus fünf Tiefenlagen liegt bei 198 HV10.

Wie Abb. 6.23 zeigt, ist die  $T_0$  der Schweißnaht SN0.1.4 von Block 2 an der RDB-Innenwand mit  $-37\text{ °C}$  etwa 47 K niedriger als bei Block 1.

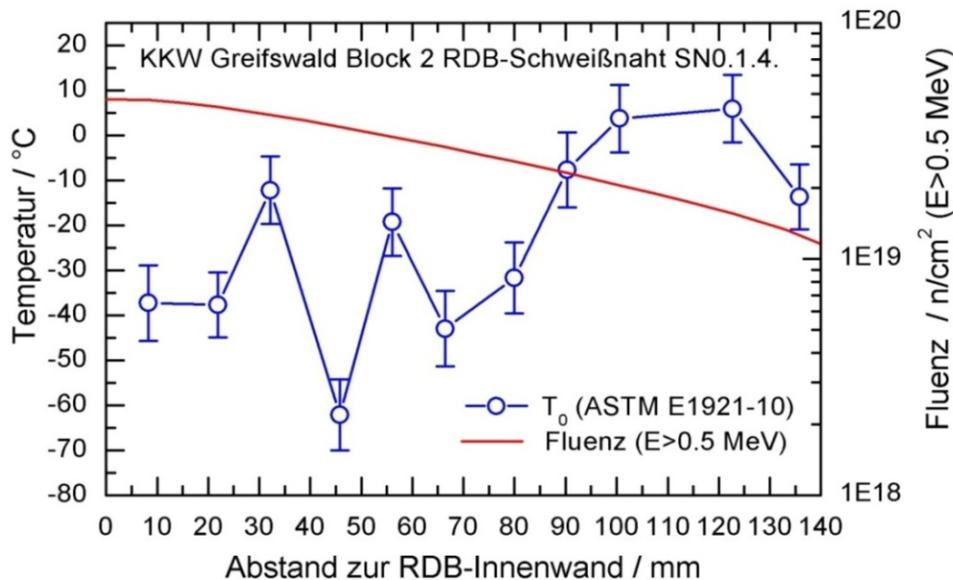


Abb. 6.23: Verlauf der Referenztemperatur  $T_0$  über die Wanddicke von Bohrkern 2-3 aus der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Block 2.

Die niedrigste  $T_0$  wurde mit  $-62\text{ °C}$  in einem Abstand von 46 mm von der RDB-Innenwand gemessen, der im Bereich der Schweißnahtwurzel (35 mm bis 55 mm) liegt. Nach der Wurzel in Richtung RDB-Außenwand erhöht sich  $T_0$  bis zu einem Maximalwert von  $6\text{ °C}$ , wobei in diesem Bereich der Mittelwert bei  $-15\text{ °C}$  liegt und die Standardabweichung 22 K beträgt. Dies zeigt, dass nach der Wurzel mit einer Spannweite der  $T_0$  von mindestens 45 K gerechnet werden muss, welche von der Struktur der Mehrlagenschweißung hervorgerufen wird. Zusätzlich wurde wiederum die MC-SINTAP-Prozedur zur Bestimmung der  $T_0^{\text{SINTAP}}$  benutzt, welche den spröden Anteil des Datensatzes repräsentiert. Bei einigen Tiefenlagen gibt es bemerkenswerte Unterschiede zwischen  $T_0$  und  $T_0^{\text{SINTAP}}$  (s. Tab. A3.4 in Anlage 3). Das deu-

tet stark darauf hin, dass das Schweißgut auch bei gleicher Tiefenlage nicht vollständig homogen ist.

Die Testergebnisse bestätigen die Reduzierung der Neutronenversprödung durch das thermische Ausheilen des RDB. Abb. 6.24 zeigt die  $K_{Jc-1T}$ -Werte über die Prüftemperatur normiert auf die  $T_0$  der einzelnen Tiefenlagen. Die  $K_{Jc-1T}$ -Werte folgen generell dem Verlauf der Master-Curve, aber die Streuung ist groß und 6 von 104  $K_{Jc-1T}$ -Werten liegen unter der Bruchzähigkeitskurve für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit.

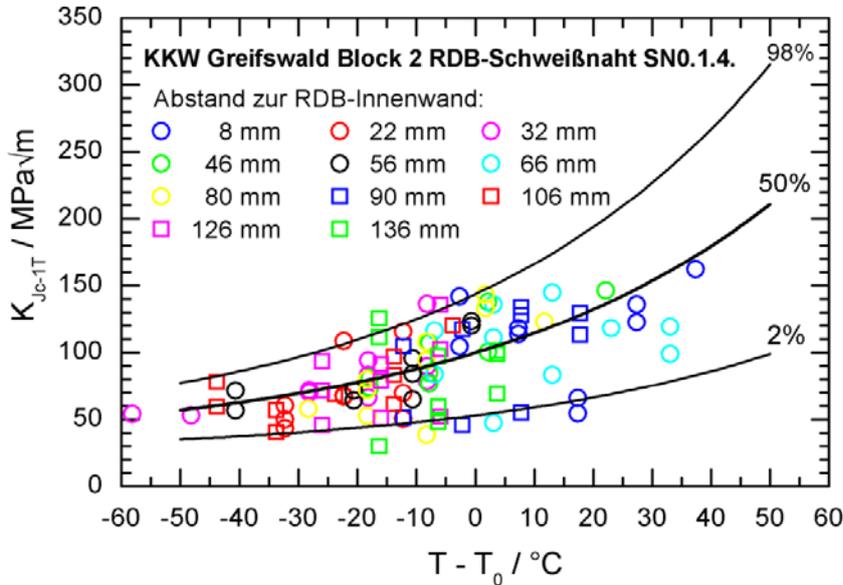


Abb. 6.24:  $K_{Jc}$ -Werte und MC in Abhängigkeit von der auf die  $T_0$  der einzelnen Tiefenlagen normierten Prüftemperatur der Schweißnaht SN1.4.1 des RDB Block 2 (Bohrkern 2-3).

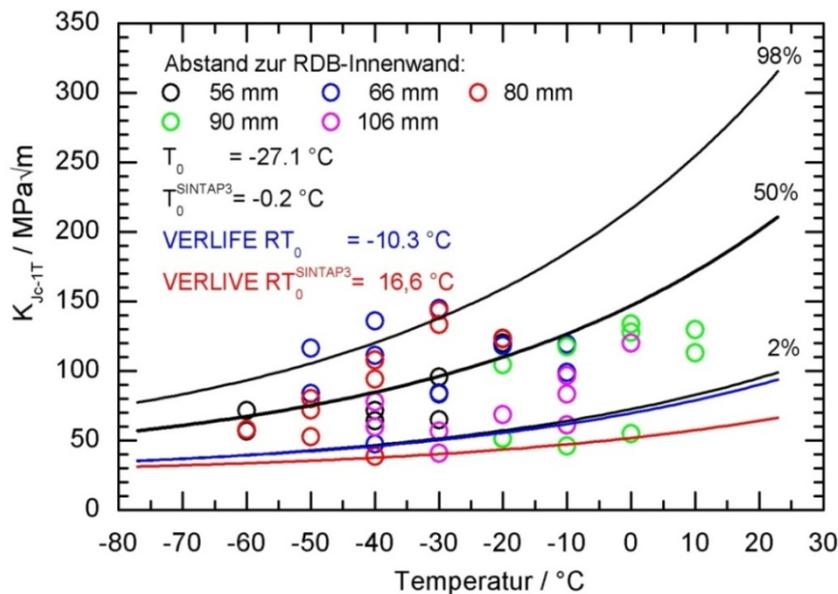


Abb. 6.25:  $K_{Jc}$ -Werte und MC in Abhängigkeit von Prüftemperatur ermittelt an Proben nach der Schweißwurzel (Bereich der Voreilproben) der Schweißnaht SN1.4.1 des RDB Block 2 (Bohrkern 2-3).

Das gleiche trifft auch bei der gemeinsamen MC-Auswertung aller Tiefenlagen nach der Schweißwurzel zu (Abb. 6.25). Eine Einhüllung der Bruchzähigkeitswerte ist in Analogie zum Schweißgut von Block 1 nur bei Anwendung der SINTAP möglich (rote Kurve in Abb. 6.25). Eine Zusammenstellung der wichtigsten Ergebnisse zur RDB-Schweißnaht SN0.1.4 von Block 2 erfolgt in Tab. A3.4 der Anlage 3.

**6.2.3 Block 4**

Von der Schweißnaht SN0.1.4 vom RDB Block 4 wurden von vier Tiefenlagen Streckgrenzen und Zugfestigkeiten mittels Zugversuch bestimmt. Die gemessenen Einzelwerte für  $R_m$  und  $R_{p0.2}$  und die daraus bestimmten Fit-Kurven für die einzelnen Tiefenlagen zeigt Abb. 6.26. Die ermittelten Festigkeiten liegen (abgesehen von der mit 124 mm am weitesten von der RDB-Innenwand entfernten Lage) deutlich über den für den Schweißnahtwerkstoff im (unbestrahlten) Ausgangszustand in der Dokumentation von Block 4 angegebenen Werten. Außerdem ist erwartungsgemäß eine Zunahme der Festigkeitswerte mit abnehmendem Abstand von der RDB-Innenwand (Erhöhung der Fluenz) zu verzeichnen. Die Lage mit 58 mm Abstand zur RDB-Innenwand weicht von diesem Trend ab, was darauf zurückgeführt wird, dass 90 % der Zugproben dieser Lage stark asymmetrisch (außerhalb der Schweißnaht bzw. in der Wärmeeinflusszone) gerissen sind.

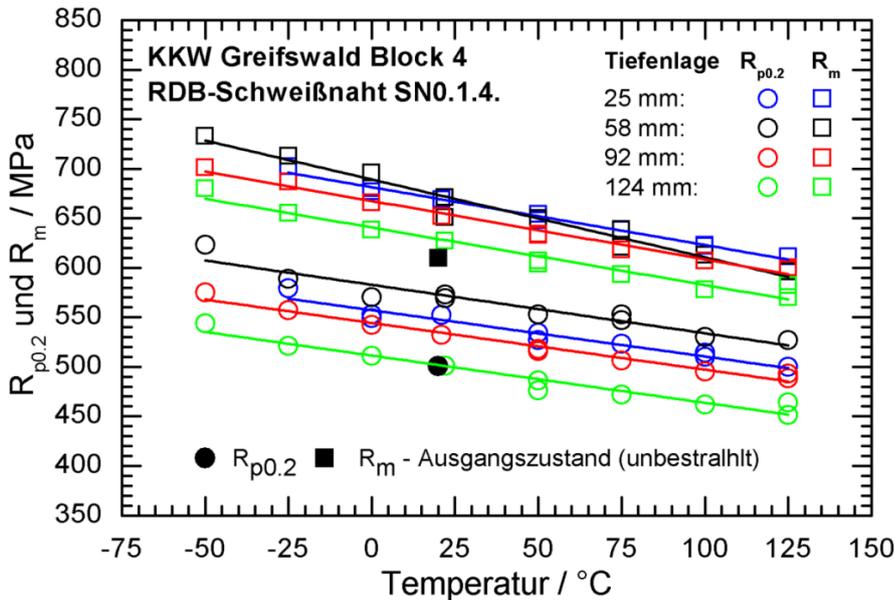


Abb. 6.26: An Zugproben von vier Tiefenlagen der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Block 4 bestimmte Festigkeitswerte.

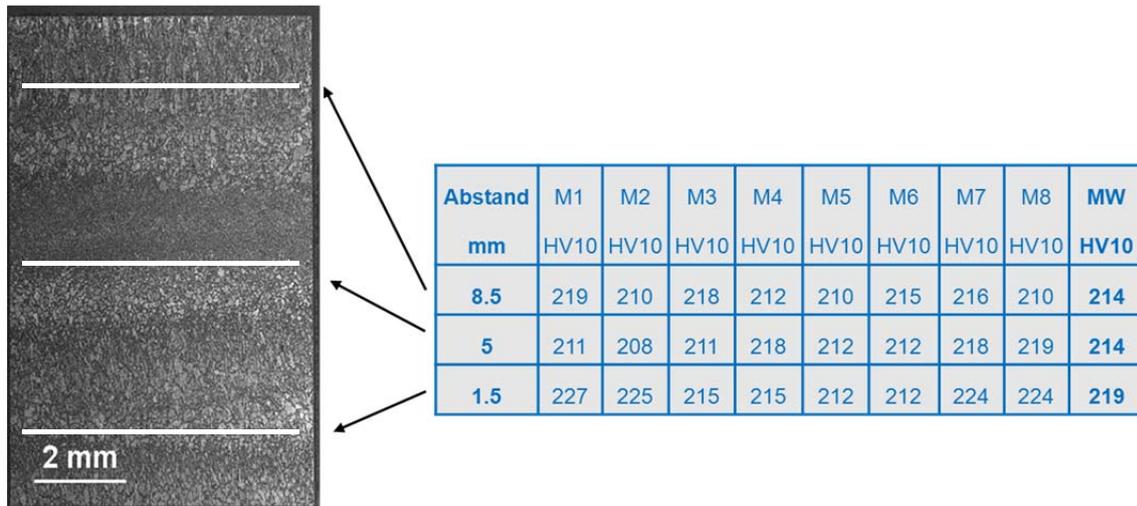


Abb. 6.27: Härtemessungen an Probe (LS) aus Bereich mit maximaler  $T_0$  (118 mm Abstand zur RDB-Innenwand).

Die Härte HV10 wurde, wie in Abb. 6.27 gezeigt, an geprüften Proben auf der Fläche L-S gemessen und ein Mittelwert aus 8 Einzelmessungen gebildet.

Die in Abb. 6.28 dargestellten HV10-Mittelwerte ergeben bei großer Streuung tendenziell eine leichte Abnahme von der RDB-Innenwand zur Außenwand und folgen somit im We-

sentlichen dem Trend der Neutronenfluenz (s. Abb. 6.29). Mit Härtemessungen wurden keine Auffälligkeiten an einer Probe aus der Serie mit der höchsten  $T_0$  (Abb. 6.29) festgestellt, wie die HV10-Einzelwerte (Abb. 6.27) und die Mittelwerte (Abb. 6.28) zeigen. Größere Härteunterschiede innerhalb geringer Abstände aufgrund der Struktur der Schweißnaht sind lokal (ähnlich wie bei Block 1 und 2) auf den Bruchflächen (T-S) zu verzeichnen (s. Abb. 6.30). Mit Härteunterschieden von bis zu 40 HV10 im Abstand von unter 1 mm ist dies bei der links abgebildeten Probe aus dem Bereich der Schweißwurzel besonders ausgeprägt.

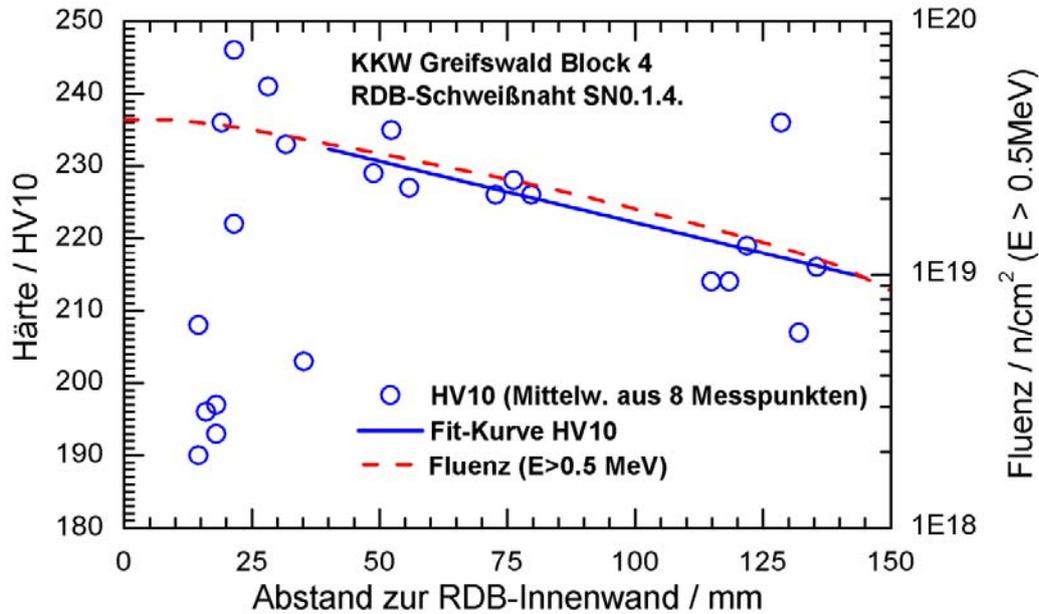


Abb. 6.28: Verlauf der Härte (HV10) und Fluenz über die Wanddicke (Bohrkern 4-6).

Die Master-Curve-Auswertung nach ASTM E 1921 ergibt den in Abb. 6.29 dargestellten Verlauf der Referenztemperatur  $T_0$  über die Dicke der Schweißnaht.

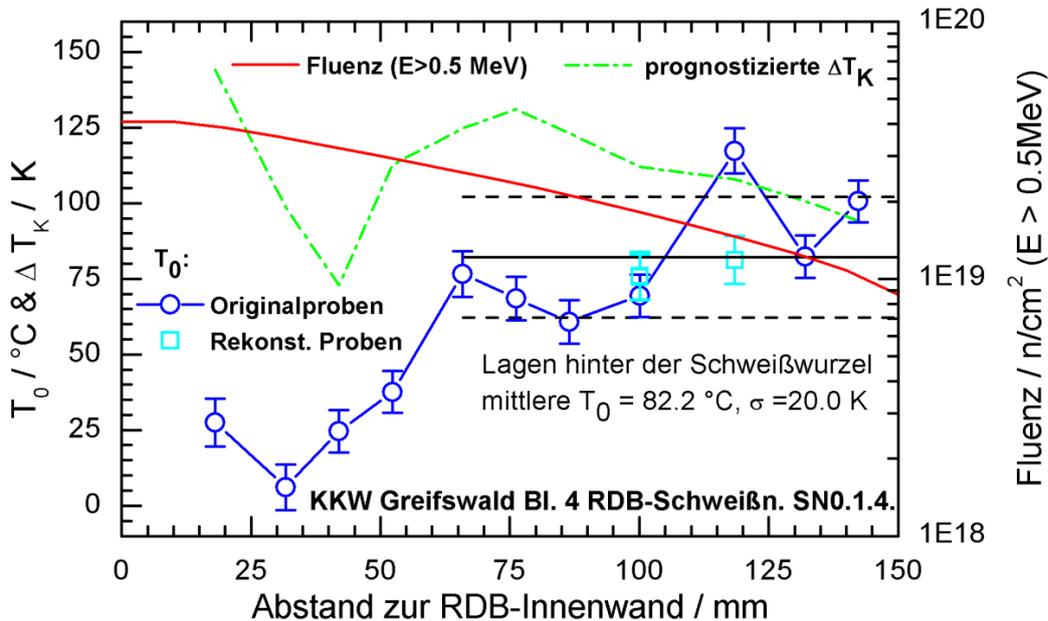


Abb. 6.29: Verlauf von  $T_0$  und der prognostizierten  $\Delta T_K$  über die Dicke der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Block 4 (Bohrkern 4-6).

In ca. 18 mm Entfernung von der RDB-Innenwand (unmittelbar hinter der Plattierung) beträgt  $T_0$  28 °C, bei 32 mm (im Bereich der Schweißwurzel) ist ein Abfall auf ca. 6 °C (niedrigster Wert) und bei ca. 42 mm ein Anstieg auf ca. 25 °C zu verzeichnen. Im Bereich der Schweißwurzel liegt ein Gefüge mit hohem Ferritgehalt vor, was durch eine Vermischung

des geschmolzenen unlegierten Schweißdrahtes mit dem durch die eingebrachte Wärme aufgeschmolzenen Grundwerkstoff entsteht. Die folgenden Tiefenlagen ergeben einen weiteren starken Anstieg von  $T_0$  auf ca. 77 °C. Zwischen 66 und 100 mm bleibt die Referenztemperatur nahezu konstant (zwischen 60 und 70 °C), steigt aber anschließend bei ca. 118 mm wieder stark an (bis zu ihrem Maximum von ca. 117 °C). Nach einem Abfall bei ca. 132 mm auf 82 °C ist bei ca. 142 mm, d.h. in ca. 8 mm Entfernung von der RDB-Außenwand, wiederum ein Anstieg von  $T_0$  auf ca. 100 °C zu verzeichnen.

Der Trend des Verlaufs der Referenztemperatur über die RDB-Wanddicke ist damit nahezu entgegengesetzt als durch Abnahme der Neutronenfluenz nach dem russischen Kode [PNAE G-7-008-86, IAEA-TECDOC-1442] abgeschätzt. Mit diesem wird unter Berücksichtigung der mittleren P- und Cu-Gehalte der Fülllagen ein Abfall der kritischen Versprödungstemperatur  $T_K$  von 54 K von der RDB-Innen- zur Außenwand prognostiziert.

Nach der Schweißwurzel beträgt die mittlere  $T_0$  82,2 °C bei einer Standardabweichung von 20 K (Abb. 6.29). Der nach dem russischen Kode [PNAE G-7-008-86, IAEA-TECDOC-1442] abgeschätzte  $T_K$ -Abfall beträgt in diesem Bereich 34,5 K und liegt innerhalb der einfachen Standardabweichung. Abb. 6.29 zeigt auch die vorhergesagte  $T_K$ -Verschiebung über die Dicke der Schweißnaht, die mit den realen Cu- und P-Gehalten an der jeweiligen Position berechnet wurde. Die Cu- und P-Gehalte sind nicht die Ursache für diesen gegenläufigen Trend von  $T_0$  und prognostizierter  $\Delta T_K$ , da sie - abgesehen von einem deutlichen Abfall im Bereich der Wurzel - keine signifikanten Unterschiede aufweisen (s. Abb. 4.13). Eine Ursache für den gegenläufigen Trend kann ein Temperaturgradient über die RDB-Wand sein. An WWER-440/V-213 RDB sind während des Betriebes Temperaturunterschiede zwischen RDB-Außen- und -Innenwand zwischen 15 und 30 K gemessen worden [Hep 1995]. Die Ursache wurde in einem Wärmeabfluss zwischen RDB-Außenwand und der Isolation gesehen, der axial und azimuthal nicht symmetrisch ist. Da die bestrahlungsinduzierte Versprödung mit abnehmender Temperatur zunimmt, wirkt ein Abfall der RDB-Wandtemperatur von 270 °C auf 240 °C einer Verringerung der spröduktilen Übergangstemperaturverschiebung durch die abnehmende Fluenz entgegen. Es wird abgeschätzt [Viehlig 2000, IAEA-TECDOC-1442], dass eine um 30 K niedrigere Temperatur an der RDB-Außenwand bei gleicher Fluenz zu einer um 30 K höheren spröduktilen Übergangstemperatur führen kann und somit den Einfluss der niedrigeren Fluenz an der RDB-Außenwand kompensieren.

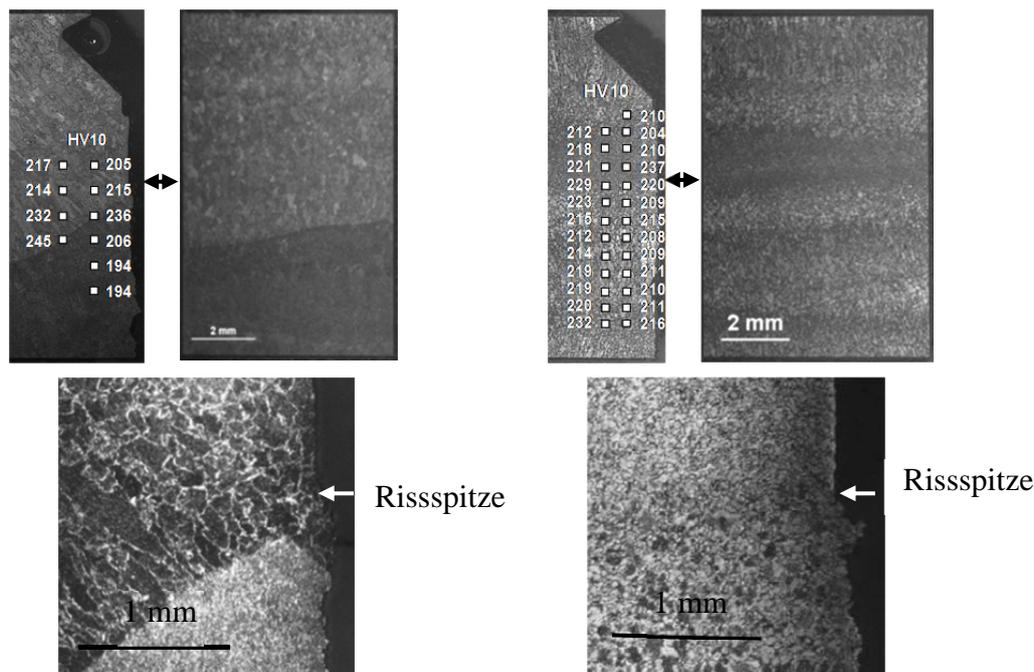


Abb. 6.30: Metallografieaufnahmen von Proben ausgewählter Tiefenlagen (links 32 mm, rechts 118 mm Abstand zur RDB-Innenwand).

Wie die metallografische Untersuchung von Proben unterschiedlicher Tiefenlagen (Abb. 6.30) zeigt, resultiert die Variation der ermittelten  $T_0$  über die Dicke der mehrlagigen Schweißnaht SN0.1.4 im Wesentlichen aus Unterschieden in der Struktur der Schweißlagen. Die linke Seite von Abb. 6.30 beinhaltet Aufnahmen einer Probe vom Beginn der Schweißwurzel (Lage mit der niedrigsten  $T_0$  von 6 °C), auf der rechten Seite ist eine Probe aus dem Bereich der Fülllagen nach der Schweißwurzel (Lage mit der max.  $T_0$  von 117 °C) abgebildet. Die o.g. Aussage wird auch durch die Prüfung von rekonstituierten SE(B)-Proben aus der Tiefenlage mit der höchsten  $T_0$  (mit 118 mm Abstand zur RDB-Innenwand) bestätigt. Bei gleicher Neutronenfluenz liegt die mit diesen Proben ermittelte  $T_0$  bei 81 °C, während mit den Originalproben 117 °C bestimmt wurde (Abb. 6.29). Die Rissspitzen der rekonstituierten Proben befinden sich nicht an der gleichen axialen Position in der Schweißnaht, wie die der Originalproben. Aufgrund der unterschiedlichen Struktur an der Risssspitze ergibt sich bei gleicher Neutronenfluenz eine  $T_0$ -Differenz von 36 K.

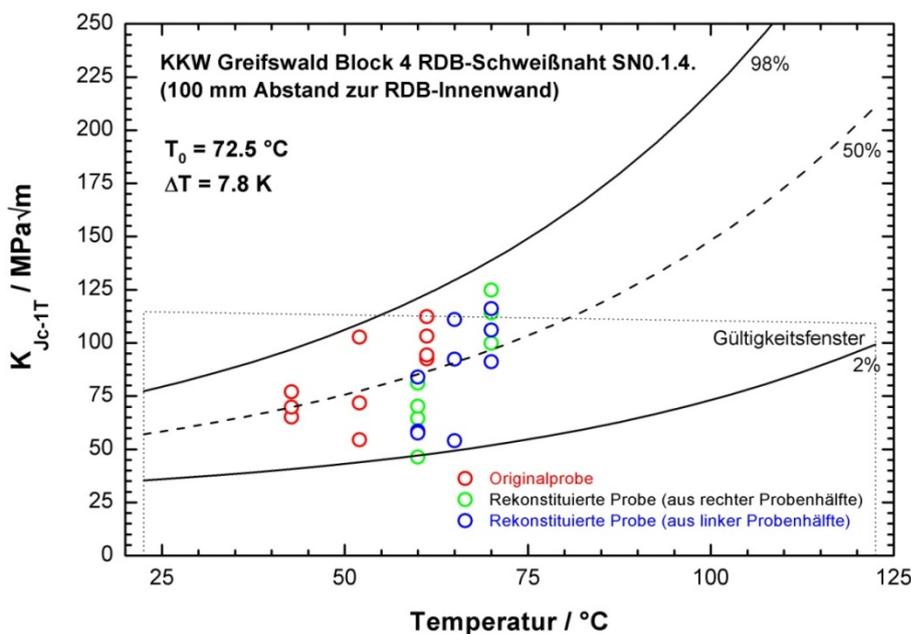


Abb. 6.31: Master-Curve von Proben des Bohrkerns 4-6 mit 100 mm Abstand zur RDB-Innenwand (Vermischung von Originalproben und rekonstituierten Proben).

Zur Verifizierung des über die Dicke der RDB-Schweißnaht SN0.1.4 von Block 4 bestimmten  $T_0$ -Verlaufs wurden von einer weiteren Tiefenlage des Bohrkerns 4-6 (100 mm Abstand zur RDB-Innenwand) SE(B)-Proben rekonstituiert und MC-Tests durchgeführt. Dabei wurden jeweils die linke und die rechte Probenhälfte der Originalprobe einer separaten Prüferie zugeordnet, um den Einfluss der Lage der Risssspitze an unterschiedlichen Positionen (Fülllagen) der Schweißnaht zu minimieren bzw. ggf. zu verifizieren. Der Unterschied bei der Referenztemperatur dieser beiden Prüferien beträgt jedoch nur 0,5 K. Die Abweichung zu der mit den Originalproben ermittelten Referenztemperatur liegt bei 6,1 bzw. 6,6 K. Aufgrund dieser geringen Differenz wurde eine gemeinsame MC-Auswertung dieser 3 Prüferien durchgeführt (Abb. 6.31). Dabei ergibt sich eine Referenztemperatur von 72,5 °C.

Die fraktografische Analyse (s. Abb. 6.32) ausgewählter Tiefenlagen zeigt - ähnlich wie bei der RDB-Schweißnaht SN0.1.4 von Block 1 - vorzugsweise transkristalline Spaltbrüche sowie vereinzelt interkristalline Trennbrüche und duktile Säume (Wabenbrüche). Signifikante Unterschiede zwischen Proben aus Lagen mit hoher und niedrigerer Referenztemperatur waren jedoch nicht erkennbar.

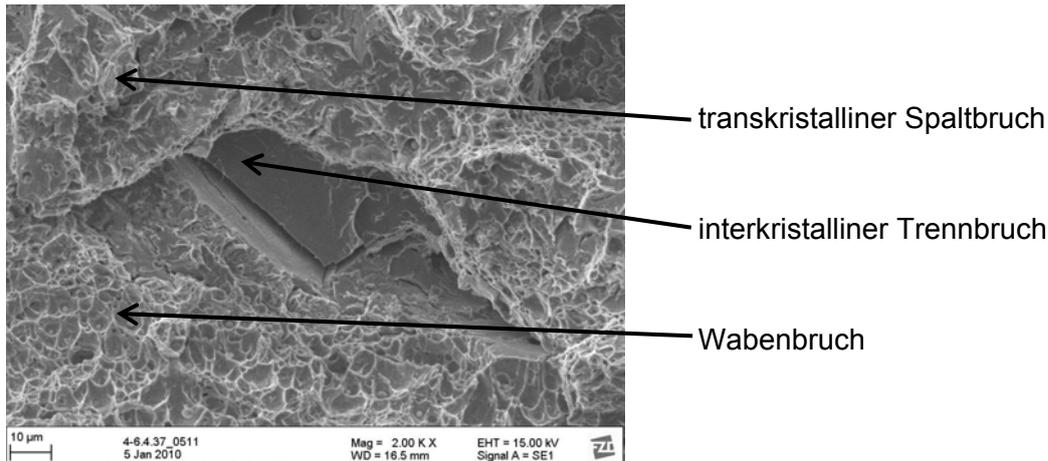


Abb. 6.32: REM-Aufnahme von RDB-Schweißnaht SN0.1.4 von Block 4.

In Abb. 6.33 sind die ermittelten  $K_{JC-1T}$ -Werte aller 11 untersuchten Tiefenlagen (inkl. rekonstituierter Proben von zwei Tiefenlagen) in Abhängigkeit von der auf die jeweiligen Referenztemperaturen normierten Prüftemperaturen dargestellt.

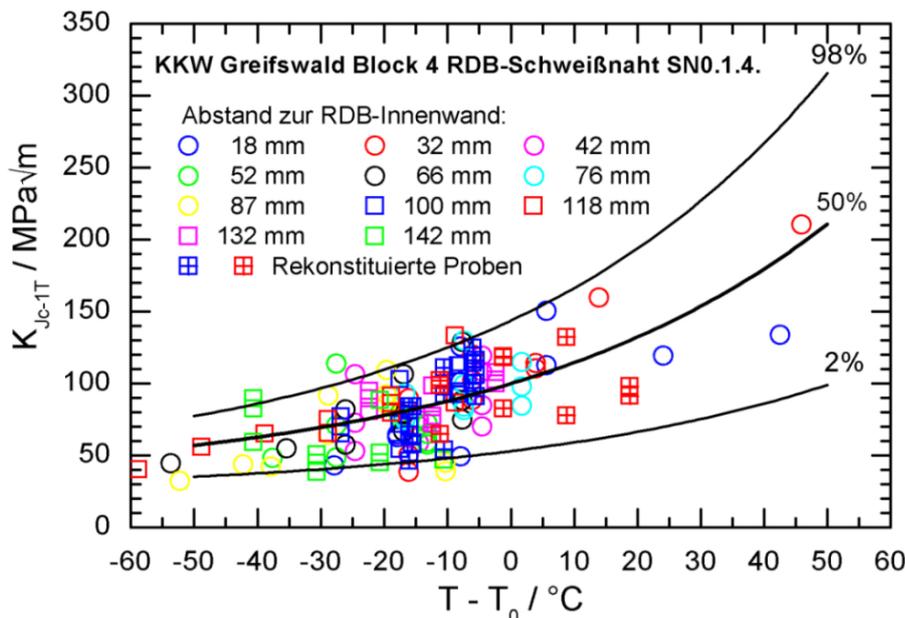


Abb. 6.33:  $K_{JC}$ -Werte und MC in Abhängigkeit von der auf die  $T_0$  der einzelnen Tiefenlagen normierten Prüftemperatur der Schweißnaht SN1.4.1 des RDB Block 4 (Bohrkern 4-6).

Diese Zusammenfassung zeigt einen ähnlichen Verlauf der  $K_{JC-1T}$ -Werte wie bei der RDB-Schweißnaht SN0.1.4 der Blöcke 1 und 2. Die  $K_{JC-1T}$ -Werte folgen bei starker Streuung prinzipiell dem Verlauf der MC, wobei 6 der 184 Werte (3,3 %) unterhalb der Bruchzähigkeitskurve für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit liegen. Anschließend wurden die  $K_{JC-1T}$ -Werte der Proben aller Tiefenlagen nach der Schweißwurzel wiederum zusammengefasst und gemäß ASTM E1921 ausgewertet, um die Anwendbarkeit des MC-Ansatzes auf Voreilproben, die aus unterschiedlichen Tiefenlagen stammen, zu demonstrieren. In diesem Fall wird der Gradient der Neutronenfluenz bei den Lagen hinter der Schweißwurzel vernachlässigt, weil der Bestrahlungseffekt durch die unterschiedliche Struktur der mehrschichtigen Schweißnaht kompensiert wird. Abb. 6.34 zeigt das Ergebnis dieser gemeinsamen Auswertung. Die Standard-MC-Auswertung ergibt ein  $T_0$  von 76 °C, die in der Nähe des Mittelwertes (82 °C) der Einzelauswertungen (s. Abb. 6.29) liegt. Andererseits liegen 8 von 80  $K_{JC-1T}$ -Werten (10 %) unterhalb der Bruchzähigkeitskurve für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit. Somit beschreibt die

Standard-MC-Bewertung die ermittelten  $K_{Jc-1T}$ -Werte nicht genau, was aufgrund der inhomogenen Struktur in der Nähe der Risspitze bei Proben unterschiedlicher Tiefenlagen zu erwarten war. Die große Werteanzahl ermöglicht jedoch die Anwendung der multimodalen MC-Auswertung, bei welcher zufällig auftretende Inhomogenitäten berücksichtigt werden.

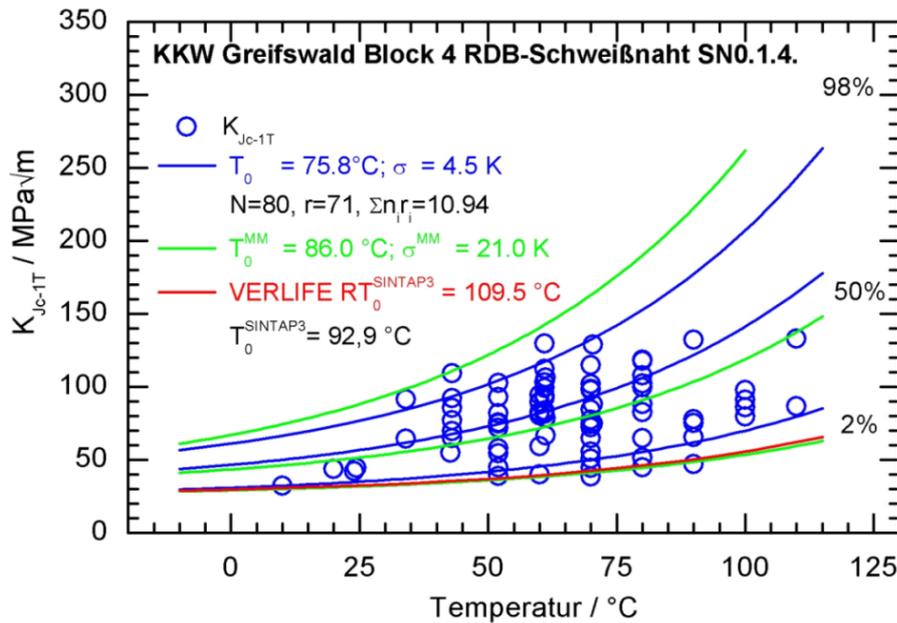


Abb. 6.34:  $K_{Jc}$ -Werte, Standard und multimodale MC sowie VERLIFE-Referenzkurve in Abhängigkeit von Prüftemperatur der Schweißnaht SN1.4.1 des RDB Block 4 (Bohrkern 4-6).

Die mit der multimodalen Methode bestimmten Bruchzähigkeitskurven für 2 %, 50 % und 98 % Bruchwahrscheinlichkeit sind ebenfalls in Abb. 6.34 dargestellt. Es liegen nur 2 von 80  $K_{Jc-1T}$ -Werten (2,5 %) unterhalb der 2 %-Kurve, was zeigt, dass der Datensatz mit der multimodalen MC-Auswertemethode korrekt beschrieben werden kann.

Eine Zusammenstellung der wichtigsten Ergebnisse zur RDB-Schweißnaht SN0.1.4 von Block 4 erfolgt in Tab. A3.5 der Anlage 3.

## 7. Sprödbrechtsicherheitsbewertung bei einem angenommenen Notkühlstörfall

Die von der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Greifswald Block 4 (Bohrkern 4-6) ermittelten Referenztemperaturen werden anhand des folgenden angenommenen Notkühlstörfallszenarios bewertet [Pistora 2003]:

- das Sicherheitsventil des Druckhalters wird geöffnet was eine Aktivierung des Notkühlsystems auslöst und
- dieses Ventil wird nach einer Stunde wieder geschlossen, was einen erneuten Druckanstieg hervorruft.

In der VERLIFE-Prozedur [VERLIFE 2003] wird von einem axial orientierten semielliptischen Riss in der Schweißnaht SN0.1.4 an der Innenwand mit einer maximalem Tiefe  $a = 15$  mm und Länge  $2c = 100$  mm ausgegangen. Der Verlauf der  $T_0$  über die Dicke der Schweißnaht in Abb. 6.29 zeigt, dass die höchsten Werte nicht an der RDB-Innenwand auftreten und somit auch Risse im Bereich der RDB-Außenwand berücksichtigt werden müssen. Unter Verwendung der in [VERLIFE 2003] enthaltenen analytischen Abschätzungen der  $K_I$ -Faktoren für Risse im Bereich der RDB-Außenwand wurden folgende zwei Risskonfigurationen untersucht:

- ein semielliptischer Oberflächenriss mit  $a = 15 \text{ mm}$  und  $c = 50 \text{ mm}$  und
  - ein elliptischer Innenriss mit  $a = 15 \text{ mm}$ ,  $b = 5 \text{ mm}$  und  $c = 50 \text{ mm}$ ,
- wobei  $a$  und  $c$  die kleine bzw. große Halbachse der Ellipse und  $b$  die kleinste Distanz zwischen dem eingebetteten Riss und der Außenoberfläche sind. Die  $c$ -Achse ist parallel und die  $a$ -Achse rechtwinklig zur Achse des RDB. Folgende Formeln werden zur Berechnung des  $K_I$ -Faktors benutzt [VERLIFE 2003]:

$$K_I = Y \cdot \sigma_k \cdot \sqrt{a} \quad (7.1)$$

$Y$  - Formfaktor ( $a$  und  $c$  wie oben definiert und der Wanddicke  $s = 149 \text{ mm}$ ):

Oberflächenriss:

$$Y = \frac{2 - 0.82 \cdot a/c}{\left[1 - \left(0.89 - 0.57 \sqrt{a/c}\right)^3 \cdot (a/s)^{3/2}\right]^{3.25}} \quad (7.2)$$

Innenriss:

$$Y = \frac{1.79 - 0.66 \cdot a/c}{\left\{1 - \left(\frac{a}{a+b}\right)^{1.8} \cdot \left[1 - 0.4 \cdot a/c - 0.8 \cdot \left(0.5 - \frac{a+b}{s}\right)^{0.4}\right]\right\}^{0.54}} \quad (7.3)$$

Die effektive Spannung  $\sigma_k$  ist für Oberflächenrisse:

$$\sigma_k = 0.61 \cdot \sigma_A + 0.39 \cdot \sigma_B + \left[0.11 \frac{a}{c} - 0.28 \frac{a}{s} \left(1 - \sqrt{\frac{a}{c}}\right)\right] \cdot (\sigma_A - \sigma_B) \quad (7.4)$$

und Innenrisse:

$$\sigma_k = \frac{\sigma_A + \sigma_B}{2} + \frac{a}{c} \cdot \frac{4\sigma_A - 3\sigma_C - \sigma_B}{30} \quad (7.5)$$

$\sigma_A$ ,  $\sigma_B$  und  $\sigma_C$  sind Umfangsspannungen an charakteristischen Positionen des Risses mit Berücksichtigung der Eigenspannungen. Sie wurden mit einer Finite-Elementanalyse (FEM) in [Abendroth 2007] berechnet und sind in Tab. 7.1 zusammengestellt. Die Indizes A, B, und C bezeichnen dabei die Lage der Risse [VERLIFE 2003].

Tab. 7.1: Umfangsspannung (inkl. Eigenspannungen) für die Berechnung von  $K_I$  [Abendroth 2007].

	Oberflächenriss	Innenriss
$\sigma_A / T_A$	172 MPa / 80,1 °C	141 MPa / 79,2 °C
$\sigma_B / T_B$	195 MPa / 80,3 °C	188 MPa / 80,3 °C
$\sigma_C / T_C$	—	165 MPa / 80,0 °C

Nachdem die  $K_I$ -Werte mit den Gl. (7.1) bis (7.5) berechnet wurden, können die für den betrachteten Notkühlstörfall maximal erlaubten  $T_0^a$  aus der nach  $T_0$  umgestellten Gl. (2.5) wie folgt berechnet werden:

$$T_0 \leq T_0^a = T - \frac{1}{0.019} \cdot \ln \left[ \frac{K_I - 25.2}{36.6} \right] - \sigma \quad (7.6)$$

wobei ein Sicherheitsaufschlag  $\sigma$  nach Gl. (2.6) 17.5 K beträgt. Die Ergebnisse sind in Tab. 7.2 zusammengefasst. Das Ergebnis zeigt, dass die maximal erlaubte  $T_0^a$  für Oberflächenrisse generell niedriger ist als für Innen- und Unterplattierungsrisse. Weiterhin ist ersichtlich, dass die  $K_I$ -Werte an der RDB-Innenseite höher sind. Ein Vergleich der gemessenen  $T_0$  in Tab. A3.5 der Anlage 3 mit den abgeschätzten maximal erlaubten  $T_0^a$  in Tab. 7.2 ergibt kleinere Sicherheitsabstände für Risse an der RDB-Außenwand. Die an der RDB-Innenwand

gemessene  $T_0$  von 27,8 °C liegt selbst bei durchtrennter Plattierung deutlich unter der maximal erlaubten  $T_0^a$  von 44,4 °C. Für den Bereich der Schweißnaht nach der Wurzel beträgt die mittlere  $T_0$  82,2 °C und ist damit unter der maximal erlaubten  $T_0^a$  von 126 °C für den Innenriss bzw. 115 °C für den Außenriss. Dies trifft für den Innenriss auch maximal gemessene  $T_0$  in 118 mm Abstand von der RDB-Innenwand von 117 °C zu. Für den Außenriss wird der Wert leicht überschritten. Dabei muss jedoch beachtet werden, dass die nach den Gl. 7.1 bis 7.5 berechneten  $K_I$ -Werte sehr konservativ sind und eine FEM-Analyse niedrigere Werte ergeben würde.

Tab. 7.2:  $K_I$ -Werte, Temperaturen an der Risspitze und maximal erlaubte  $T_0$  [Abendroth 2007].

Rissmode	$K_I$ (MPa√m)	T (°C)	$T_0^a$ (°C)
Unterplattierungsriss RDB-Innenwand	40,2	68,9	98,3
Oberflächenriss RDB-Innenwand	67,0	68,9	44,4
Innenriss RDB-Außenwand	36,0	79,2	126
Oberflächenriss RDB-Außenwand	38,8	80,1	115

## 8. Mikrostrukturelle Untersuchungen

Die bestrahlungsbedingten Veränderungen der Mikrostruktur und deren Beeinflussung durch thermische Ausheilung wurden mit Neutronenkleinwinkelstreuung (engl. Small-Angle Neutron Scattering, SANS) untersucht. SANS-Experimente gestatten eine statistisch abgesicherte Bestimmung von Größenverteilungen bestrahlungsinduzierter Defekt/Fremdatom-Cluster [Carter 2001]. Zusätzlich liefern sie durch das Verhältnis von magnetischem zu nuklearem Streuanteil auch Aussagen über deren chemische Zusammensetzung [Beaven 1986]. Diese können elementspezifisch und damit deutlich präzisiert werden, wenn parallel zu den SANS-Ergebnissen auch entsprechende Daten von feldionenmikroskopischen Atomsondenmessungen (APFIM) vorliegen [Pareige 2005]. APFIM-Experimente konnten für zwei Materialzustände realisiert werden. Des Weiteren wurden Nanohärte- und HV10-Messungen durchgeführt, um Tiefenlagen- und Bestrahlungseinfluss auf die Mikrostruktur zu charakterisieren.

### 8.1 Neutronenkleinwinkelstreuexperimente

Untersucht wurde das Schweißgut der Schweißnaht SN0.1.4 der RDB Block 1 und 2 aus der ersten Tiefenlage (8,3 mm) sowie des Blockes 4 aus den drei Tiefenlagen (31,7 mm, 52,3 mm und 118,4 mm). Die Auswahl dieser Positionen erfolgte unter dem Gesichtspunkt, möglichst den Zustand mit der höchsten Strahlenbelastung zu untersuchen bzw. besonderen Auffälligkeiten nach mechanischer Prüfung Rechnung zu tragen (Block 4 Tiefenlage 118,4 mm) Die SANS-Proben der Größe 10 mm x 10 mm x 1 mm wurden aus den geprüften Bruchmechanikproben in ca. 10 mm Abstand von der Bruchoberfläche gefertigt, um plastische Verformungen des Materials auszuschließen. Ein zweiter Probensatz der bestrahlten Zustände von Block 4 wurde bei 475 °C über 100 h thermisch ausgeheilt. Um aus den SANS-Daten Informationen über die bestrahlungsinduzierten Defekt/Fremdatom-Cluster gewinnen zu können, sind Referenzmessungen an den entsprechenden unbestrahlten Materialzuständen nötig. Vom Originalschweißgut der Blöcke 1, 2 und 4 waren derartige Proben nicht verfügbar. Deshalb wurden vorangegangene Messungen an Schweißgut des gleichen Typs im unbestrahlten, bestrahlten, ausgeheilten und wiederbestrahlten Zustand [Ulbricht 2007] in die Auswertung einbezogen. Der unbestrahlte Zustand des Schweißguts aus [Ulbricht 2007] (Code VTT), ein typgleiches Schweißgut (Code AR-W) aus [Böhmer 2003] und das Originalschweißgut vom Block 8 des KKW Greifswald (Code Block 8-W) legten ein Streuband für den SANS-Kurvenverlauf des unbestrahlten Zustands fest, das über 95 %

dieser Messwerte einschließt (Abb. 8.1). Dieses Streuband diente als Referenz für die Bewertung der bestrahlten und ausgeheilten Zustände.

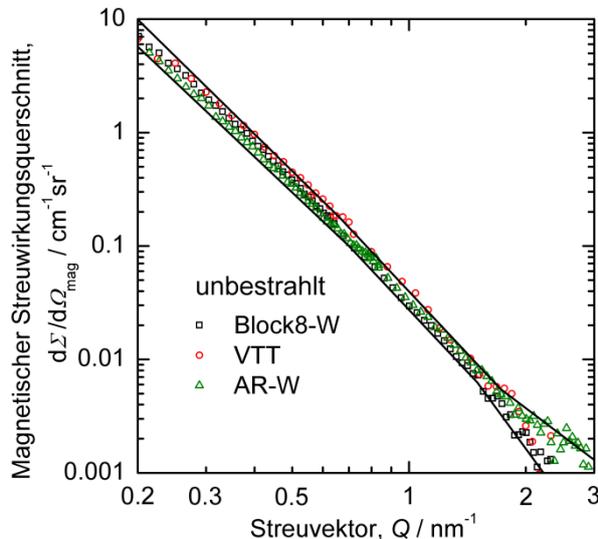


Abb. 8.1: Magnetische Streuwirkungsquerschnitte für drei unbestrahlte Schweißwerkstoffe des Typs Sv-10KhMFT. Die Linien kennzeichnen das Streuband.

Die SANS-Messungen wurden am Instrument V4 [Keiderling 1995] des HZB Neutrons Berlin, ehemals HMI Berlin durchgeführt. Es wurde eine Neutronenwellenlänge von 0,6 nm mit 10 % Halbwertsbreite verwendet. Die Proben befanden sich während der SANS-Messung in einem Sättigungsmagnetfeld (1,4 T) senkrecht zur Richtung des Neutronenstrahls. Das Magnetfeld diente zur Trennung von magnetischem und nuklearem Streubeitrag. Zwei Abstände von 1 m und 4 m zwischen dem 2-dimensional ortsempfindlichen 64 cm x 64 cm großen  $^3\text{He}$ -Detektor und der Probe wurden benutzt, was einem Streuvektorbereich von etwa 0,2 bis 3  $\text{nm}^{-1}$  entsprach. Die Kollimationsstrecke des Neutronenstrahls vor der Probe war ebenso lang wie der jeweilige Probe-Detektorabstand. Die SANS-Rohdaten wurden mit dem Softwareprogramm des HZB [Keiderling 2002] ausgewertet. Die Absolutkalibrierung der Messdaten erfolgte mit einem Wasser-Standard [Strunz 2000]. Das A-Verhältnis definiert als Verhältnis des Streuquerschnitts senkrecht (magnetischer und nuklearer Streuanteil) und parallel (nuklearer Streuanteil) zur Magnetfeldrichtung [Beaven 1986] wurde berechnet.

Abb. 8.2 zeigt die gemessenen magnetischen SANS-Streukurven von Proben aus drei Tiefenlagen der RDB-Schweißnaht SN0.1.4 des Blocks 4 einschließlich des Streubandes für den unbestrahlten Referenzzustand. Die kohärenten nuklearen Streukurven (hier nicht dargestellt) weisen das gleiche Verhalten wie die magnetischen Streubeiträge auf. Bei allen drei Bestrahlungszuständen wird eine deutlich erhöhte Streuintensität bei großen  $Q$ -Werten beobachtet, während die SANS-Streukurven des ausgeheilten Probensatzes aus den gleichen Tiefenlagen wieder innerhalb des Streubandes der unbestrahlten Zustände liegen (siehe Abb. 8.3). Daraus folgt einerseits, dass die Ausheilwärmebehandlung eine vollständige Auflösung aller bestrahlungsinduzierten Streuzentren bewirkte. Andererseits kann der ausgeheilte Zustand der jeweiligen Tiefenlage als ein repräsentativer Referenzzustand für den nicht verfügbaren unbestrahlten Materialzustand dienen. Die Differenz der Streuintensitäten zwischen bestrahltem und ausgeheiltem Zustand der jeweiligen Tiefenlage, d.h. der Streubeitrag, der ausschließlich von den Strahlendefekten im Material herrührt, ist in Abb. 8.4 dargestellt. Unter der Annahme kugelförmiger Streuer wurden die Daten nach der Methode von Glatter [Glatter 1980, 2002] ausgewertet. Die Ergebnisse sind in Abb. 8.5 dargestellt. Wie gut diese Größenverteilungen die Messdaten wiedergeben, kann den Fitkurven in Abb. 8.4 entnommen werden. Betrachtet man die Strahlendefekte als nicht-magnetische Streuer [Glade 2006], ergeben sich daraus die in Tabelle 8.1 zusammengefassten Volumenanteile. Obwohl mit zunehmendem Abstand von der RDB-Innenwand die Strahlenbelas-

ung stetig abnimmt, ist der Absolutanteil an Strahlendefekten in allen drei untersuchten Tiefenlagen nahezu gleich.

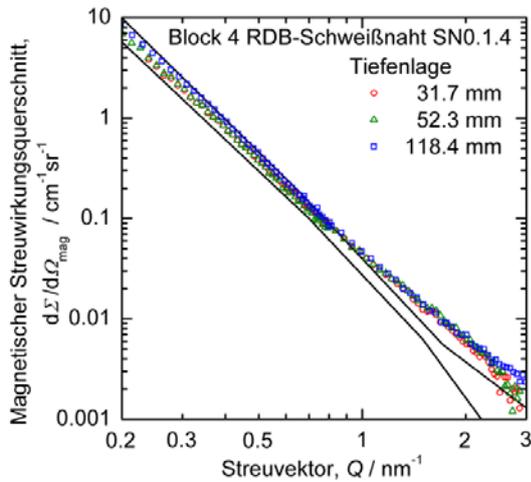


Abb. 8.2: Magnetische Streuwirkungsquerschnitte von Proben aus drei Tiefenlagen der Schweißnaht des Blockes 4.

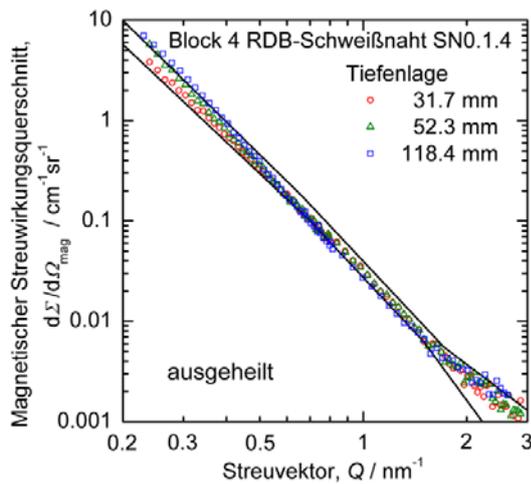


Abb. 8.3: Magnetische Streuwirkungsquerschnitte von ausgeheilten Proben aus drei Tiefenlagen der Schweißnaht des Blockes 4.

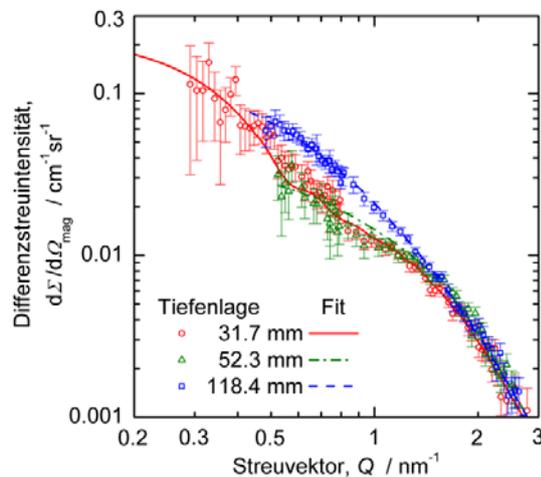


Abb. 8.4: Streuintensität bestrahlungsinduzierter Defekt/Fremdatom-Cluster aus drei Tiefenlagen der Schweißnaht des Blockes 4 und benutzte Datenanpassungen (Linien).

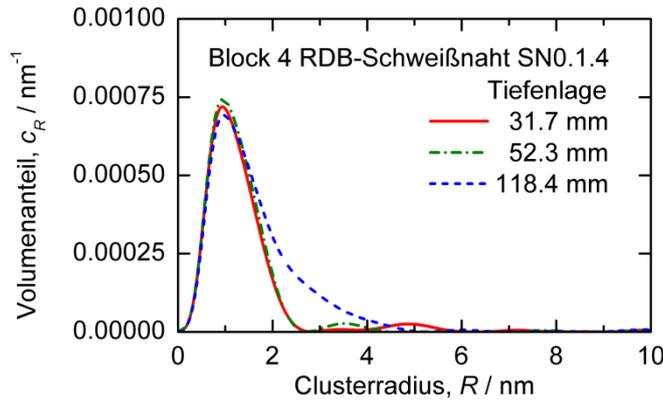


Abb. 8.5: Größenverteilung bestrahlungsinduzierter Defekt/Fremdatom-Cluster in drei Tiefenlagen der Schweißnaht des Blockes 4.

Tab. 8.1: Gemessene Volumenanteile und A-Verhältnisse der bestrahlungsinduzierten Cluster sowie Härtewerte HV10 der Schweißnaht SN0.1.4 des Blocks 4.

Tiefenlage in mm	Volumenanteil in %	A-Verhältnis	HV10 bestrahlt	HV10 ausgeheilt
31,7	0,102 ± 0,010	2,2 ± 0,1	243 ± 4	204 ± 4
52,3	0,099 ± 0,010	2,1 ± 0,1	245 ± 4	227 ± 4
118,4	0,118 ± 0,010	2,2 ± 0,1	234 ± 6	178 ± 6

Die SANS-Messungen an Schweißgutproben aus der 8,3 mm Tiefenlage von Block 1 (ausgeheilt und wiederbestrahlt) und von Block 2 (ausgeheilt) werden in Abb. 8.6 mit dem Streuband des unbestrahlten Zustandes sowie früheren SANS-Daten [Ulbricht 2007] von Voreilproben im ausgeheilten (Code VTT-A) und wiederbestrahlten (Code VTT-AB) Zustand verglichen. Für das ausgeheilte Material (Code VTT-A) wurde in [Ulbricht 2007] Auflösung der 1 nm großen bestrahlungsinduzierten Cluster beobachtet, die teilweise mit einer Vergrößerung der Cluster auf Radien zwischen 2,5 und 4,5 nm einherging. In Abb. 8.6 offenbart sich dieses Verhalten in einer leichten Erhöhung der Streuintensität bei mittleren Q-Werten.

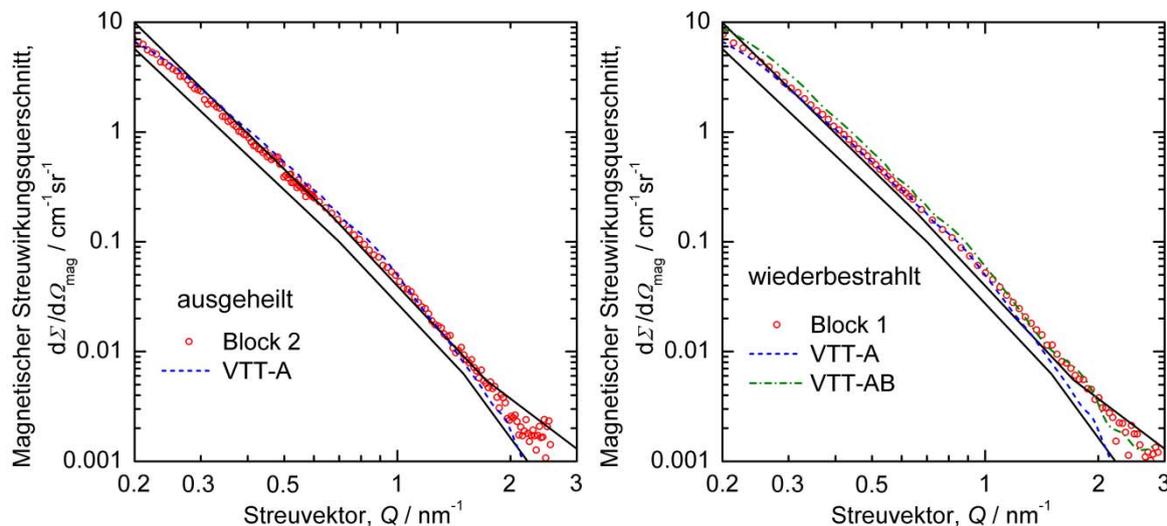


Abb. 8.6: Magnetische Streuwirkungsquerschnitte im ausgeheilten Zustand (Block 2) und wiederbestrahlten Zustand (Block 1) verglichen mit dem Streuband des unbestrahlten Zustandes und Voreilproben aus [Ulbricht 2007].

Des Weiteren war diese Vergrößerung verbunden mit einem Anstieg des A-Verhältnisses, was darauf hindeutete, dass Cu-Atome sich in diesen Clustern verstärkt anreicherten. Das Schweißgut des Blocks 2 zeigt ein ähnliches Verhalten. Aufgrund des fehlenden unbestrahl-

ten Zustandes lässt sich dieser Effekt jedoch nicht quantitativ bewerten. Es deutet sich auch für diesen Werkstoff eine teilweise Vergrößerung der Cluster nach der Wärmebehandlung an. Das wiederbestrahlte Schweißgut von Block 1 zeigt ebenfalls eine teilweise Vergrößerung von Clustern im Ergebnis der Wärmebehandlung. Eine Erhöhung der SANS-Intensität infolge der Wiederbestrahlung wird nicht beobachtet. Einerseits war die Wiederbestrahlung von Block 1 sehr gering und andererseits wurde auch in [Ulbricht 2007] eine deutlich geringere Bildung von Strahlendefekten bei Wiederbestrahlung nachgewiesen.

### 8.2 Messungen mittels feldionenmikroskopischer Atomsonde

Die APFIM-Untersuchungen wurden am Partnerinstitut CRIEPI in Japan durchgeführt. Nach Fertigung von Nadeln der Größe 0,3 mm x 0,3 mm x 15 mm in den heißen Zellen des HZDR wurden die Proben vor Ort elektrochemisch weiter präpariert und anschließend mit dem CAMECA LEAP 3000XSi System untersucht. Die Analyseergebnisse zur chemischen Zusammensetzung der Matrix und der bestrahlungsinduzierten Cluster für die Tiefenlagen 31,7 mm und 52,3 mm der Schweißnaht des Blocks 4 sind in Tabelle 8.2 zusammengefasst.

Tab. 8.2: Chemische Zusammensetzung der Matrix (in Masse %) und der bestrahlungsinduzierten Cluster (in Atom %) für zwei Tiefenlagen der Schweißnaht des Blocks 4.

	Tiefenlage	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Cu	Fe
Matrix	31,7 mm	0,002	0,61	0,26	0,016	0,002	1,08	0,16	0,37	0,03	0,14	96,7
Matrix	52,3 mm	0,002	0,82	0,45	0,019	0,001	1,34	0,16	0,52	0,04	0,18	95,7
Cluster	31,7 mm	0,2	5,3	3,0	8,6		3,7	3,7			6,7	67
Cluster	52,3 mm	0,1	5,5	4,0	6,5		3,7	3,8			7,6	67

Karbide, Korngrenzen und Versetzungen sind hier nicht berücksichtigt.

Der mittels APFIM bestimmte Anteil an Kohlenstoff und Vanadium in der Matrix ist niedriger als der nominelle Anteil dieser Elemente aus der chemischen Analyse (siehe Abschnitt 4.3). Der größte Anteil an Kohlenstoff und Vanadium ist folglich in den Karbiden gebunden. Eine APFIM Analyse der Karbide weist eine mittlere Zusammensetzung von etwa 40at% V, 25 at % C, 10 at % Si und 8 at % Cr nach. Der Gehalt an Mn, Si, Cr, Mo und Cu ist in der Matrix bei 52,3 mm Tiefenlage höher als bei 31,7 mm.

Für die bestrahlungsinduzierten Cluster der Tiefenlage 31,7 mm wurde ein Volumenanteil von 0,075 % und ein mittlerer Radius von 1,25 nm gemessen. Für die Cluster in 52,3 mm Tiefe beträgt der Volumenanteil 0,142 % und der mittlere Radius 1,35 nm. Die Cluster dieser Tiefenlage enthalten im Mittel mehr Cu und Si, wohingegen der Gehalt an P gegenüber Tiefenlage 31,7 mm sinkt. In Tiefenlage 31,7 mm wurden Cluster sowohl mit Cu- als auch ohne Cu-Anreicherungen gefunden, während in Tiefenlage 52,3 mm nahezu alle Cluster Cu enthalten. Offensichtlich begünstigte, dass in der Matrix mehr zur Verfügung stehende Cu, die verstärkte Clusterbildung in Tiefenlage 52,3 mm.

### 8.3 Härtemessungen mittels Nanoindenter

Ein universeller nanomechanischer Tester (UNAT, der Firma ASMEC) mit instrumentiertem Berkovich-Indenter diente zur Messung der Eindringhärte. Es wurden jeweils 15 Härteeindrücke in einem Lastbereich von 2 bis 500 mN an den zuvor mit SANS untersuchten Proben durchgeführt. Für den bestrahlten und ausgeheilten Zustand des Schweißguts von Block 4 in Tiefenlage 31,7 mm ist die Lastabhängigkeit der Eindringhärte,  $H_{IT}$  in Abb. 8.7a dargestellt. Prüfkräfte unter 50 mN führen tendenziell zu einem starken Anstieg der Eindringhärte. Dieses Verhalten ist allgemein bekannt als Größen-Eindring-Effekt. Die Wärmebehandlung führte zu einer deutlichen Reduzierung der Härte gegenüber dem bestrahlten Zustand. Für Prüfkräfte bis 20 mN beträgt die Härteänderung etwa 0,28 GPa. Mit einer Prüfkraft von 5 mN wurde zusätzlich ein Messfeld der Größe 4 mm x 4 mm durch 196 Härteeindrücke abgerastert. Die Auswertung dieses größeren Messfeldes ließ im Vergleich zu den 15 Härteeindrücken, die in einem Abstand von 50 µm gesetzt wurden, keine erhöhten Schwankungen der

Härtewerte über die Probe erkennen. Zur Anbindung der Nanoindenter-Messungen, die Werkstoffschichten kleiner 1  $\mu\text{m}$  charakterisieren, an die makroskopischen mechanischen Eigenschaften, wurde unter Einbeziehung von Messdaten an Modelllegierungen ein allgemeiner Zusammenhang zwischen Eindringhärte und Vickershärte herausgearbeitet (siehe Abb. 8.7b). Aus der gemessenen Eindringhärteänderung von 0,28 GPa (Abb. 8.7a) und der Beziehung nach Abb. 8.7b ergibt sich eine Änderung der Vickershärte von 39 HV10. Dieser Wert wurde auch makroskopisch für die Tiefenlage 31,7 mm gemessen (siehe Tabelle 8.1).

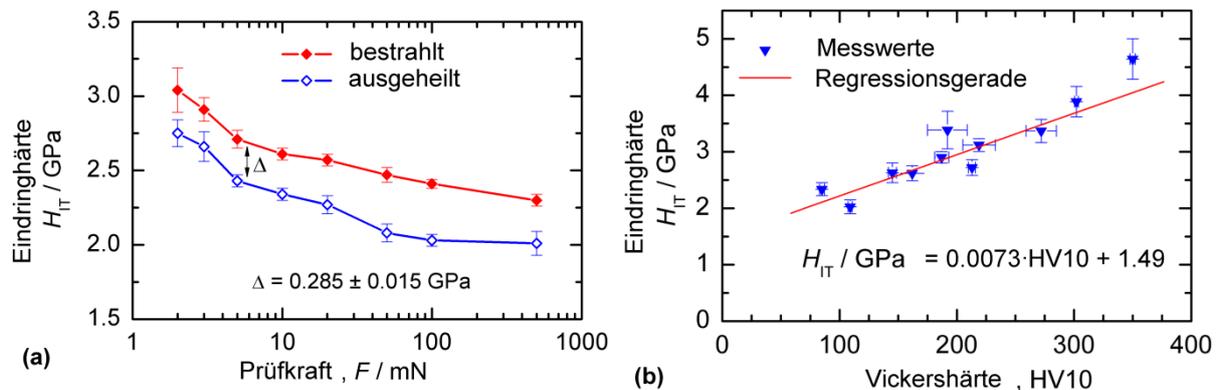


Abb. 8.7: (a) Eindringhärte in Abhängigkeit von der Prüfkraft für das Schweißgut Block 4 in Tiefenlage 31,7 mm; (b) Zusammenhang zwischen Eindringhärte bei einer Prüfkraft von 5 mN und Vickershärte HV10 (Prüfkraft 98,1 N).

#### 8.4. Korrelationen der experimentellen Ergebnisse

Die in Tab. 8.1 und Abb. 8.5 zusammengefassten Daten für die Schweißnaht SN0.1.4 des Blocks 4 unterscheiden sich nur geringfügig hinsichtlich Volumenanteil und Größe der bestrahlungsinduzierten Cluster sowie bei den gemessenen Härtewerten HV10, obwohl zwischen den Tiefenlagen 118,4 mm und 31,7 mm ein deutlicher Unterschied in der Neutronenflussdichte (Faktor 4) besteht. In der Literatur [Knott 1999] wurde für RDB-Stahl ein linearer Zusammenhang zwischen bestrahlungsbedingter Härtung und Quadratwurzel der Neutronenflussdichte beschrieben. Diese sehr allgemeine Betrachtung geht von homogener Zusammensetzung des Werkstoffes aus, wie zum Beispiel einer gleichmäßigen Verteilung an Fremdatomen, welche zur Clusterbildung beitragen. Für das hier untersuchte Schweißgut war diese Voraussetzung nicht gegeben. In [Bergner 2010, Lambrecht 2010, Ulbricht 2007] wurde eine direkte Proportionalität zwischen Härtung und Quadratwurzel des Volumenanteils bestrahlungsinduzierter Cluster beobachtet. Die Beziehung  $\Delta \text{HV10} = 970 \sqrt{c}$  [Ulbricht 2007] ist von besonderem Interesse, weil sie für ein WWER-440-Schweißgut gleichen Typs abgeleitet wurde. Die damit berechneten Werte  $\Delta \text{HV10}$  von 31,0; 30,5 und 33,3 für die Tiefenlagen 31,7; 52,3 und 118,4 mm sind in relativ guter Übereinstimmung mit den gemessenen  $\Delta \text{HV10}$ -Werten von 38, 40 und 29, wobei für den unbestrahlten Referenzzustand 205 HV10, als Mittelwert der Härtemessungen an den drei unbestrahlten Proben (Code Block8-W, VTT und AR-W) zugrunde gelegt wurde. Die Härtewerte der ausgeheilten Zustände von Block 4 (Tab. 8.1) weisen größere Abweichungen zu diesem Basiswert auf.

Die mittlere Zusammensetzung der bestrahlungsinduzierten Cluster im untersuchten Schweißgut erscheint nach den SANS-Ergebnissen sehr ähnlich. Die A-Verhältnisse stimmen im Bereich der Fehlergrenzen überein, sind mit 2,2 aber wesentlich höher als der Wert 1,6, der für das Voreilprobenmaterial in [Ulbricht 2007] beobachtet wurde. Der einzig deutliche Unterschied in den Bestrahlungsbedingungen der Voreilproben ist eine um den Faktor 5 bis 10 höhere Flussdichte gegenüber den entsprechenden Tiefenlagen der Schweißnaht SN0.1.4 von Block 4. In [Ulbricht 2007] wurde auf eine Diskrepanz zwischen den durch AP-FIM bestimmten Clusterzusammensetzungen und den SANS-Ergebnissen hingewiesen, die sich nur durch einen zusätzlichen Anteil an Leerstellen in den Clustern erklären ließ, welcher

durch APFIM nicht detektiert werden kann. In diesem Zusammenhang sei erwähnt, dass reine Leerstellencluster ein A-Verhältnis der SANS-Intensitäten von 1,4 verursachen. Der relative Anteil an Leerstellen in den bestrahlungsinduzierten Clustern ist somit bei niedriger Flussdichte deutlich geringer als bei hoher Flussdichte. Der Leerstellenanteil in den Clustern der hier untersuchten Schweißnaht beträgt im Durchschnitt 14 %.

## 9. Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Untersuchungsgegenstand für dieses Forschungsvorhaben sind die Reaktordruckbehälter (RDB) der WWER-440/V-230-Reaktorblöcke des stillgelegten Kernkraftwerkes (KKW) Nord Greifswald. Das Vorhaben wurde im Rahmen der wissenschaftlich-technischen Zusammenarbeit auf dem Gebiet der Reaktorsicherheitsforschung zwischen der russischen Föderation und der Bundesrepublik Deutschland durchgeführt.

Die WWER-440/V-230-Baureihe repräsentiert die erste Generation der WWER-440-Reaktoren und verfügt nicht über ein Voreilprobenprogramm für den Sprödbrechtsicherheitsnachweis des RDB. Die Versprödungsüberwachung basierte auf empirischen Vorhersageformeln. Die Ergebnisse der Voreilproben des RDB vom WWER-440-Block Loviisa 1 in Finnland zeigten, dass die bestrahlungsinduzierte Versprödung des RDB größer war als empirisch vorhergesagt. Aus diesem Grund wurden alle RDB der ersten WWER-440-Generation thermisch ausgeheilt. Mit der Untersuchung der Materialzustände der stillgelegten KKW Greifswald wird erstmals eine Bewertung der Versprödung von RDB einer in Serie hergestellten Reaktorgeneration und des Effekts einer großtechnischen thermischen Ausheilung ermöglicht. Der Schwerpunkt der Untersuchungen lag nicht auf der Anwendung herkömmlicher Prüfmethoden auf welchen das russische Regelwerk basiert, sondern auf der Anwendung neuer bruchmechanischer Prüfmethoden. Dies ermöglicht eine bruchmechanische Sprödbrechtsicherheitsbewertung, die auf direkt gemessenen Bruchzähigkeiten basiert. Ein derartiges Konzept ist die im 5. Rahmenprogramm der EU entwickelte VERLIFE-Prozedur für WWER-Reaktoren [VERLIFE 2003], deren untere Grenzkurve der Bruchzähigkeit auf dem Master-Curve-Konzept basiert. Ein weiterer Schwerpunkt ist die Untersuchung der Bildung bestrahlungsinduzierter Defekte und deren Beeinflussung durch eine thermische Ausheilung.

Die an den Bohrkernen aus den RDB der Blöcke 1, 2 und 4 erhaltenen Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Über die Dicke der Mehrlagenschweißnähte SN0.1.4 der RDB der Blöcke 1, 2 und 4 wurde eine große Streuung der  $T_0$ -Werte ermittelt, wobei ein tendenzieller Anstieg von  $T_0$  in Richtung RDB-Außenwand auftritt. Dies ist auch beim 11 Jahre betriebenen RDB Greifswald Block 4 der Fall, wo nach dem russischen Regelwerk [PNAE G-7-008-86] eine Abnahme der kritischen Versprödungstemperatur  $T_K$  in Richtung RDB-Außenwand von ca. 54 K prognostiziert wird. Dieser Wert liegt im Bereich der Bandbreite von 111 K und 57 K der  $T_0$ -Einzelwerte aus allen 11 untersuchten Tiefenlagen bzw. vom Bereich der Fülllagen nach der Schweißwurzel. Einen Beitrag zu diesem tendenziellen Anstieg der  $T_0$  bei Block 4 kann eine Abnahme der Temperatur in Richtung der RDB-Außenwand liefern, welche an WWER-440/V-213-RDB im Bereich von 10 K bis 30 K gemessen wurde [Hep 1995].
- Eine große Bandbreite der  $T_0$  von 84 K und 68 K wurde auch an den Mehrlagenschweißnähten SN0.1.4 der thermisch ausgeheilten RDB der Blöcke 1 bzw. 2 ermittelt. Im Vergleich zu Block 4 liegt der Mittelwert der  $T_0$ -Werte der Fülllagen nach der Wurzel der Mehrlagenschweißnaht SN0.1.4 für Block 1, der nach der Ausheilung noch 2 Jahre betrieben wurde, bei ca. 55 K tieferen Temperaturen. Für den nach der Ausheilung nicht wieder in Betrieb genommenen Block 2 beträgt diese Differenz ca. 71 K.

- Metallografische Untersuchungen an Proben aus unterschiedlichen Tiefenlagen der mehrlagigen Schweißnaht SN0.1.4 zeigen, dass Unterschiede in der Struktur der Schweißlagen eine wesentliche Ursache für Variation der ermittelten  $T_0$ -Werte sind. Die niedrigsten  $T_0$ -Werte treten im Bereich der Schweißwurzel auf, welche ein ferritisch-bainitisches Gefüge hat. Dieses Gefüge entsteht dort durch die Vermischung von aufgeschmolzenem unlegierten Schweißdraht und Grundwerkstoff.
- Die MC für Bruchwahrscheinlichkeiten von 2 und 98 % hüllen ca. 94 bis 96 % der von der Schweißnaht SN0.1.4 der Blöcke 1, 2 und 4 gemessenen  $K_{Jc(1T)}$ -Werte ein, so dass die für die einzelnen Tiefenlagen ermittelten  $T_0$ -Werte repräsentativ für dieses Schweißgut sind.
- Für die Grundwerkstoffringe 0.3.1. wurden nach ASTM E1921-10 sowohl für den RDB des Blockes 4 als auch den thermisch ausgeheilten und 2 Jahre weiter betriebenen RDB des Blockes 1 sehr niedrige  $T_0$ -Werte über die RDB-Wanddicke ermittelt. Sie liegen bei Block 1 und Block 4 im Bereich von -105 und -120 °C bzw. -110 bis -131 °C. Diese insbesondere für den RDB des Blockes 4 niedrigen Werte entsprechen nicht den Angaben in der Dokumentation [Boehmer 1999, GRS1990], wo eine  $T_{K0}$  von 0 °C angegeben ist und der nach PNAE G-7-008-86. bzw. prognostizierten bestrahlungsinduzierten Verschiebung der  $T_K$  von 67 °C und 42 °C an der RDB-Innen- bzw. Außenwand. Anhand dieser Angaben würde man für den Grundwerkstoff nach der Plattierung eine  $T_0 = T_{K0} - 56 \text{ K} + 67 \text{ K} = 11^\circ\text{C}$  erwarten, wobei 56 K nach ASTM E1921-10 die Differenz zwischen  $T_0$  der ISO-V-Test ermittelten  $TT_{41J}$  ist.
- Eine Bewertung der Streuung aller von einem Grundwerkstoffring 0.1.3. gemessenen  $K_{Jc(1T)}$ -Werte zeigt, dass ca. 8 % und 13 % bei Block 1 bzw. Block 4 unterhalb der Bruchzähigkeits-Temperatur-Kurve für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit liegen. Daraus kann geschlossen werden, dass dieser RDB-Grundwerkstoff inhomogen ist und nach ASTM E1921-10 keine repräsentative  $T_0$  ermittelt werden kann. Die ASTM E1921-10 setzt ein makroskopisch homogenes Gefüge und gleichmäßige Verteilung von Spaltbruch auslösenden Defekten voraus, dies ist für den Grundwerkstoff 15Kh2MFA des untersuchten RDB-Schmiederinges 0.3.1. nicht gegeben. Die Ursachen werden in einem ferritisch-bainitischen Gefüge mit einer inhomogenen Korngröße gesehen, was auf den Bruchflächen zu interkristallinen Anteilen von ca. 20 % im Bereich des Ermüdungsrisse und des Spaltbruches führt.
- Die multimodale MC-Auswertung führt bei diesen Grundwerkstoffen ebenfalls nicht zu repräsentativen Ergebnissen. Aus diesem Grund erfolgte die Anwendung der in der SINTAP-Prozedur enthaltenen MC-Auswertung. Die Referenztemperatur  $T_0^{\text{SINTAP}}$  repräsentiert den spröden Anteil einer Testserie. Für einzelne Tiefenlagen der Schmiederinge 0.3.1. der RDB Block 1 und 4 wurden  $T_0^{\text{SINTAP}}$ -Werte ermittelt, die im Vergleich zu den zugehörigen  $T_0$ -Werten (nach ASTM E1921 bestimmt) bei wesentlich höheren Temperaturen liegen. Maximal tritt bei einer Tiefenlage des Schmiederinges von Block 4 eine Differenz zwischen Standard  $T_0$  (-125 °C) und  $T_0^{\text{SINTAP}}$  (44 °C) von 169 K auf.
- Mit den mikrostrukturellen Analysemethoden SANS und APFIM wurde nachgewiesen, dass Größe und Volumenanteil bestrahlungsinduzierter Cluster vom Schweißgut der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Greifswald Block 4 mit den Daten von Voreilproben vom WWER-440-Reaktor Loviisa Block 1 (2. WWER-440 Generation) übereinstimmen. Mechanische Eigenschaftsänderungen korrelieren mit den mikrostrukturellen Veränderungen, die durch SANS beobachtet wurden.
- Sowohl für die Schweißnaht SN0.1.4 als auch für den Grundwerkstoffring 0.3.1. des RDB der Blöcke 1 und 2 konnte gezeigt werden, dass die großtechnisch durchgeführte thermische Ausheilung bei 475 °C über 152 Stunden erfolgreich war und zu niedrigeren  $T_0$ -Werten geführt hat. Dies trifft auch für die Ausheilung der mit mikrostrukturellen Methoden nachgewiesenen Strahlendefekte des Schweißgutes zu.

- Für die Schweißnaht SN10.1.4 sind an der Innenwand der nicht plattierten RDB der Blöcke 1 und 2 nach der thermischen Ausheilung nicht die höchsten Referenztemperaturen  $T_0$  ermittelt worden. Für beide Blöcke liegen die  $T_0$ -Werte in einem Abstand von 20 bis 30 mm zur RDB-Innenwand 25 bis 40 K höher als direkt an der Innenwand. Es kann somit nicht davon ausgegangen werden, dass die an der RDB-Innenwand entnommenen "Schiffchenproben" den höchsten Versprödungszustand repräsentieren. Im Gegensatz dazu hat die an der RDB-Innenwand des Blockes 1 im ISO-V-Test ermittelte spröde-duktil Übergangstemperatur  $TT_{47J}$  den höchsten Wert.
- Wie mit rekonstituierten ISO-V-Proben von Block 1 gezeigt, ist eine direkte Korrelation zwischen  $T_0$  und einer ISO-V spröde-duktil Übergangstemperatur für das Schweißgut einer Mehrlagenschweißnaht sehr unsicher. Die Ursache liegt in der im Vergleich zur angerissenen Probe über größere Gefügebereiche integrierende Wirkung einer ISO-V-Probe und der unterschiedlichen Lage von Risspitze und Kerbgrund im Gefüge der Mehrlagenschweißverbindung.

Mit der Untersuchung der stillgelegten RDB des KKW Greifswald konnte gezeigt werden, dass das reale Versprödungsverhalten des Materials der sich im Bereich des Reaktorkerns befindenden Mehrlagenschweißnaht SN0.1.4 und des Grundwerkstoffringes 0.3.1 nicht der Vorhersage nach dem russischen Regelwerk entspricht. Mit Ausnahme der VERLIFE-Prozedur werden die Bruchzähigkeiten der RDB-Stähle nach den internationalen Regelwerken mit einem indirekten und korrelativen Verfahren bestimmt, was auf der Anwendung einer universellen Bruchzähigkeits-Temperatur-Kurve basiert, die mit einer Referenztemperatur auf der Temperaturachse justiert wird. Diese mit mechanisch-technologischen Prüfverfahren bestimmte Referenztemperatur ist die Basis für die Trendkurven und Vorhersageformeln der Regelwerke. Die nach dem Prüfstandard ASTM E1921-10 direkt gemessenen Bruchzähigkeiten und daraus berechneten Referenztemperaturen  $T_0$ , welche den spröde-duktilen Übergang der Zähigkeit charakterisieren, unterscheiden sich stark von denen, die mit mechanisch-technologischen Prüfverfahren ermittelt werden. Mit der angerissenen Bruchmechanikprobe wird Zähigkeit des Werkstoffes in unmittelbarer Umgebung der Risspitze gemessen, während die gekerbte ISO-V-Probe eine über einen größeren Bereich integrierende Wirkung hat. Dies äußert sich im Vergleich zum ISO-V-Test in selektiveren Werten der Bruchzähigkeit, was insbesondere für das inhomogene Schweißgut einer Mehrlagenschweißnaht und dem hier untersuchten Grundwerkstoff mit inhomogener Korngröße von Bedeutung ist. Während nach ASTM E1921-10 für das Schweißgut aus einer Tiefenlage der Mehrlagenschweißnaht SN0.1.4 gültige und repräsentative  $T_0$ -Werte ermittelt werden konnten, war dies für den Grundwerkstoff 15Kh2MFA des Grundwerkstoffringes 0.3.1 nicht möglich. Die große Bandbreite der  $T_0$ -Werte des Schweißgutes über die Schweißnahtdicke zeigt, dass bei Testserien mit Proben aus unterschiedlichen Tiefenlagen mit einer großen Streuung der bei instabilen Versagen gemessenen Bruchzähigkeiten  $K_{Jc}$  gerechnet werden muss, was ebenfalls zu nicht repräsentativen Referenztemperaturen  $T_0$  führen kann. Diese Aussage kann verallgemeinert werden, wobei die Bandbreite von  $T_0$  von der jeweiligen Schweißtechnologie abhängt.

## Abkürzungsverzeichnis

a	Anfangsriszlänge
A	Materialkonstante
$A_F^T$	Versprödungsfaktor für eine definierte Bestrahlungstemperatur T
AV <sub>HL</sub>	Schlagarbeit in der Hochlage (Upper Shelf Energy, USE)
B	Materialkonstante
C	Materialkonstante
C(T)	Kompakt-Zug(probe)
DBTT	Spröd-Duktile-Übergangstemperatur
ISO-V	Voreilproben-Standard
$K_{IC}$	linear-elastischer Bruchzähigkeit
$K_{Jc}$	nach ASTM1921-10 ermittelte Bruchzähigkeit bei instabilem Versagen der Probe
$K_{Jc}^I$	Bruchzähigkeit eine Probe der Dicke 1T
$K_{Jc(1T)}$	nach ASTM1921-10 auf eine Probendicke von 1T (25,4 mm) umgerechneter $K_{Jc}$ -Wert
$K_{Jc(med)}$	Bruchzähigkeit bei 50 % Wahrscheinlichkeit für instabiles Versagen
$K_{Jc}^{shelf}$	entspricht $K_{Jc(med)}$ bei -200 °C
$K_{KC}^{5\%}(T)$	untere VERLIFE-Grenzkurve der Bruchzähigkeit (für 5 % Bruchwahrscheinlichkeit)
$K_{min}$	minimale Bruchzähigkeit
KKW	Kernkraftwerk
MC	Master-Curve
MLNH	Verhältnis der mittels multimodalen MC-Ansatz und Standard-MC bestimmten Referenztemperaturen
MML	Maximum Likelihood Methode
N	Anzahl der getesteten Proben.
NDT	Nil-ductility-transition (Fallgewichtsversuch nach Pellini)
RDB	Reaktordruckbehälter
RT	Referenztemperatur zur Charakterisierung des spröd-duktilen Überganges
RT <sub>0</sub>	Referenztemperatur der VERLIFE-Grenzkurve
RT <sub>NDT</sub>	Referenztemperatur aus Fallgewichtsversuch
S <sub>C</sub>	kritische Spaltbruchspannung (temperaturunabhängig)
SE(B)	Einkanten-Biege(probe)
SDT	spröd-duktiler Übergangstemperatur
T	Temperatur
T <sub>i</sub>	Prüftemperatur
T <sub>k</sub>	kritische Versprödungstemperatur nach russischem Regelwerk PNAE G-7-008-86
T <sub>k0</sub>	kritische Versprödungstemperatur nach russischem Regelwerk PNAE G-7-008-86 für den unbestrahlten Zustand (ermittelt im ISO-V-Test)
T <sub>0</sub>	nach ASTM 1921-10 berechnete Referenztemperatur in °C bei der die Bruchzähigkeit für 50 % Bruchwahrscheinlichkeit, $K_{Jc(med)-1T}$ , für eine Probendicke von 1T (25,4 mm) 100 MPa√m beträgt
T <sub>0</sub> <sup>MM</sup>	mittels multimodalen MC-Ansatz bestimmte Referenztemperatur
T <sub>0</sub> <sup>UC</sup>	mittels Unified Curve Konzept bestimmte Referenztemperatur
TT <sub>41J</sub>	ISO-V-Übergangstemperatur bei einer Kerbschlagarbeit von 41 J
TT <sub>47J</sub>	ISO-V-Übergangstemperatur bei einer Kerbschlagarbeit von 47 J
UC	Unified-Curve
VKTA	Verein für Kernverfahrenstechnik und Analytik
VTT	Technical Research Centre of Finland
W	Probendicke
WWER	Wasser-Wasser-Energie-Reaktor

$\Delta$  DBTT Verschiebung der Spröd-Duktilen-Übergangstemperatur

$\Delta T_T$  DBTT Verschiebung durch thermische Alterung

$\Delta T_N$  DBTT Verschiebung durch Ermüdung

$\Delta T_F$  DBTT Verschiebung durch Neutronenbestrahlung

$\beta$  Parameter (Unified-Curve-Konzept)

$\gamma$  Parameter (Unified-Curve-Konzept)

$\delta T_M$  materialabhängiger Aufschlag

$\delta_i$  Kroneckes-Delta

$\Phi$  Neutronenfluss in  $10^{18}$  n/cm<sup>2</sup> (E > 0,5 MeV)

$\sigma$  Sicherheitsaufschlag

$\sigma_1$  Standardabweichung nach ASTM E1921-10

$\sigma_A$  Umfangsspannung am innersten Punkt des Risses (auf Achse a)

$\sigma_B$  Umfangsspannung an Oberflächenpunkt im Falle des Oberflächenrisses, bzw. an äußerstem Punkt im Falle des Innenrisses

$\sigma_C$  Umfangsspannung im Zentrum der Ellipse im Fall des Innenrisses

$\sigma_{T0}^{MM}$  Standardabweichung der mittels multimodalem MC-Ansatz bestimmten Referenztemperatur

$\sigma_y(T)$  Streckgrenze (temperaturabhängig)

## Literatur

- Abendroth 2007: Abendroth M., Altstadt E.; "Fracture mechanical analysis of a thermal shock scenario for a VVER-440 RPV". Scientific technical reports of Forschungszentrum Dresden-Rossendorf FZD-474 ISSN 1437-322X, June 2007.
- Ahlstrand 1986: Ahlstrand, R., Törrönen, K., Bärs, B.: "Surveillance Programmes and Irradiation Embrittlement Research of the Loviisa Nuclear Power Plant". Radiation Embrittlement of Nuclear Reactor Pressure Vessel Steels: An International Review (Second Volume), ASTM STP 909, L. E. Steele, Ed.; American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1986, pp. 55-69.
- Ahlstrand 1993: Ahlstrand, R.; Klausnitzer, E. N., Langer, D., Leitz, Ch., Pastor, D. Valo, M.. "Evaluation of the recovery annealing of the reactor pressure vessel of NPP Nord (Greifswald) Units 1 and 2 by means of subsized impact specimens". Radiation Embrittlement of Nuclear Reactor Pressure Vessel Steels: An International Review (Fourth Volume), ASTM STP 1170. Lendell E. Steel, Ed., American Society for testing and materials, Philadelphia, 1993, pp. 321-343.
- ASME NB-2300: American Society for Mechanical Engineers, "Rule for construction of nuclear power plants". ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sect. III, Div. 1: Rep.. ASME NB-2300, ASME, New York, 2002.
- ASME N-629: American Society of Mechanical Engineers: "Use of fracture toughness test data to establish reference temperature for pressure retaining materials". Section XI, Division 1, ASME Boiler and Pressure Vessel Code Case N-629, ASME, New York, 1999.
- ASTM E1823-09: Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness, ASTM International
- ASTM E1921-10: Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T<sub>0</sub>, for Ferritic Steels in the Transition Range, Annual Book of ASTM Standards, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2010.
- ATOM-1990: Information über Eigenschaften von Schüssen und Nähten der Spaltzone der Reaktorbehälter der Blöcke 1-4 des KKW "Nord" 8002.00.05.319 DI Atomenergoexport, 1990
- Barz 1998: Barz, H.-U.; Konheiser, J., „Monte-Carlo Programm TRAMO - Möglichkeiten und Anleitung zur Nutzung“, FZR Bericht-245, Rossendorf, Dezember 1998.
- Bergner 2010: Bergner, F.; Lambrecht, M.; Ulbricht, A.; Almazouzi, A., "Comparative small-angle neutron scattering study of neutron-irradiated Fe, Fe-based alloys and a pressure vessel steel", J. Nucl. Mater. 399, 2010, pp. 129-136.
- Beaven 1986: Beaven, P. A.; Frisius, F.; Kampmann, R.; Wagner, R., "Analysis of defect microstructures in irradiated ferritic alloys", in C. Janot, W. Petry, D. Richter, T. Springer (Eds.) Atomic Transport and Defects in Metals by Neutron Scattering, Springer Proceedings in Physics, Vol. 10, Springer Verlag, Berlin, 1986, p. 228.
- Böhmer 1999: Boehmer, B.; Boehmert, J.; Mueller, G.; Rindelhardt, U.; Utke, H., "Embrittlement studies of the reactor pressure vessel of the Greifswald WWER-440 reactors", Technical Report Task 4: Data Collection, Project Reference: NUCRUS96601 Technical Report, published October 1999, TACIS service DG IA, European Commission, TACIS Information Office, European Commission, Aarlenstraat 88 1/06 Rue d' Arlon, 1040 Brussels, Belgium.
- Böhmert 2003: Böhmert, J., Gokhman, A.; Große, M.; Ulbricht, A., "Nachweis, Interpretation und Bewertung bestrahlungsbedingter Gefügeänderungen in WWER-Reaktor-Druckbehälterstählen, Abschlussbericht Vorhaben GRS 1501012, Wiss.-Techn. Berichte, FZR-381, 2003.
- Brumovsky 1987: Brumovský, M., "Service Live of WWER-Type Reactor Pressure Vessels", ZJE-277, Pilsen, 1987.

- Brumovsky 2005: Brumovský, M.; Valo, M.; Kryukov, A.; Gillemot, F.; Debarberis, L. and Kang, K., "Guidelines for prediction of irradiation embrittlement of operating WWER-440 reactor pressure vessels", IAEA-TECDOC-1442, IAEA, Vienna, 2005.
- Carter 2001: Carter, R. G.; Soneda, N.; Dohi, K.; Hyde J. M.; English, C. A.; Server, W. L., "Microstructural characterization of irradiation-induced Cu-enriched clusters in reactor pressure vessel steels", J. Nucl. Mater. 298, 2001, pp. 211-224.
- Davies 1994: Davies, M.: "Vessel annealing Will it become a routine procedure?". Nuclear Engineering International, June 1994, pp. 45-48.
- ENSI 2010: Alterungsüberwachung, Entwurf zur Verabschiedung, Richtlinie für die schweizerischen Kernanlagen, ENSI-B01/d, Dezember 2010.
- EWN-1990: Zum thermischen Ausheilen der Reaktordruckgefäße, EWN GmbH Informationsbroschüre 1/90 Referat Öffentlichkeitsarbeit.
- GKSS-2002: Schwalbe, K.-H., "EFAM GTP 02 - the GKSS Test Procedure for Determining the Fracture Behaviour of Materials.", Geesthacht, GKSS-Forschungszentrum, 2002.
- Glade 2006: Glade, S. C.; Wirth, B. D.; Odette, G. R.; Asoka-Kumar, P., "Positron annihilation spectroscopy and small angle neutron scattering characterization of nanostructural features in high-nickel model reactor pressure vessel steels", J. Nucl. Mater. 351, 2006, pp. 197-208.
- Glatter 1980: Glatter, O.; "Determination of Particle-Size Distribution Functions from Small-Angle Scattering Data by Means of the Indirect Transformation Method", J. Appl. Cryst. 13, 1980, pp. 7-11.
- Glatter 2002: Glatter, O., "Fourier Transformation and Deconvolution", in Neutron, X-ray and Light: Scattering Methods Applied to Soft Condensed Matter, P. Lindner, T. Zemb (Eds.), Ch. 5, Elsevier, Amsterdam, 2002, pp. 103-124.
- GRS 1990: Sicherheitsbeurteilung des Kernkraftwerks Greifswald, Block 1-4, GRS-77 ISBN 3 - 923875 - 27 - 4, Juni 1990.
- Gundermann 2008: Gundermann, A.; Hein, H.; Hofmann, W.; Keim, E.; Schnabel, H.; Seibert, T., "Ermittlung von Bruchmechanikkennwerten mittels vorbestrahlter Proben an Werkstoffen der deutschen DWR-Baulinien. Einordnung der Ergebnisse in das Master-Kurve-Konzept". Abschlussbericht Reaktorsicherheitsforschung Vorhaben-Nr. 1501284, AREVA NP GmbH, Technical Center Erlangen, 2008.
- Hep 1995: Hep, J., Sik, J., Valenta, V.: "Problems of WWER-440 pressure vessel surveillance programme." Proc. of the International Topical Meeting on WWER Safety, Prague, 21-23 September 1995.
- Hohe 2005: Hohe, J.; Tanguy, B.; Friedmann, V.; Stöckel, H.; Böhme, W.; Varfolomeyeva, V.; Hebel, J.; Burdack, M.; Fehrenbach, C.; Schüler, J.; Squaizer, Y., Siegele, D., „Kritische Überprüfung des Mastercurve-Ansatzes im Hinblick auf die Anwendung bei deutschen Kernkraftwerken“, Abschlussbericht, Report S8/2004, Reaktorsicherheitsforschung, Vorhaben Nr.: 150 1239, IWM-Projekt-Nr.: 300047, Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, Wöhlerstraße 11, 79108 Freiburg, 9. März 2005.
- IAEA-EBP-WWER-08: "Guidelines on Pressurized Thermal Shock Analysis for WWER Nuclear Power Plants" (Rev. 1), IAEA, Vienna, 2006.
- IAEA-TECDOC-1442: "Guidelines for prediction of irradiation embrittlement of operating WWER-440 reactor pressure vessels", IAEA, Vienna, 2005.
- ISO 12135:2002: Metallic Materials - Unified Method of Test for the Determination of Quasi-static Fracture Toughness.
- Keiderling 1995: Keiderling, U.; Wiedenmann, A., "New SANS instrument at the BER II reactor in Berlin, Germany", Physica B 213&214, 1995, pp. 895-897.
- Keiderling 2002: Keiderling, U., "The new 'BerSANS-PC' software for reduction and treatment of small angle neutron scattering data", Appl. Phys A 74, 2002, pp. S1455-S1457.

- Kirk 2000: Kirk, M.; Mitchell, M., „Potential Roles for the Master Curve in Regulatory Application”, Proceedings of the IAEA Specialists Meeting on Methodology and Supporting Research for Pressurized Thermal Shock Evaluation, July 2000, Rockville, MD, USA.
- Kirk 2003: Kirk, M., “Master Curve Applications for RPV Integrity Assessment”, Proceedings of the NATO ARW: Scientific Fundamentals for the Life Time Extension of Reactor Pressure Vessels, Kiev, 22-25 April 2002, to be published by Kluwer Academic Publishers 2003.
- Knott 1999: Knott, J. F.; English, C. A., “Views of TAGSI on the principles underlying the assessment of the mechanical properties of irradiated ferritic steel Reactor Pressure Vessels”, Int. Pres. Ves. Piping 76, 1999, pp. 891-908.
- Konheiser 2006: Konheiser, J.; Rindelhardt, U.; Viehrig, H.-W.; Böhmer, B. and Gleisberg, B., “Pressure Vessel Investigations of the Former Greifswald NPP: Fluence Calculations and Nb Based Fluence Measurements”, ICONE14/ FEDSM2006 Proceedings, Contribution ICONE 14-89578, 2006M.
- KTA-3203: KTA-Regel 3203 (Revision 6/2001) “Überwachung des Bestrahlungsverhaltens von Werkstoffen der Reaktordruckbehälter von Leichtwasserreaktoren”, KTA-Geschäftsstelle c/o Bundesamt für Strahlenschutz (BfS), Albert-Schweitzer-Strasse 18, 38226 Salzgitter, Germany.
- Lambrecht 2010: Lambrecht, M.; Meslin, E.; Malerba, L.; Hernandez-Mayoral, M.; Bergner, F.; Pareige, P.; Radiguet, B.; Almazouzi, A., “On the correlation between irradiation-induced microstructural features and the hardening of reactor pressure vessel steels”, J. Nucl. Mater 406, 2010, pp. 84-89.
- Landes 1980: Landes, J. D.; Shaffer, D. H., “Statistical Characterization of Fracture in the Transition Region”, ASTM STP 700, S. 368-382. West Conshohocken: ASTM, 1980
- Margolin 1998a: Margolin, B.Z.; Gulenko, A.G.; Shvetsova, V.A., “Probabilistic model for fracture toughness prediction based on the new local fracture criteria.”, Int. J. Pressure Vessels Piping 75 (4), 307–320.
- Margolin 1998b: Margolin, B.Z.; Gulenko, A.G.; Shvetsova, V.A., “Improved probabilistic model for fracture toughness prediction for nuclear pressure vessel steels.”, Int. J. Pressure Vessels Piping 75 (12), 843–855.
- Margolin 2002: Margolin, B.Z.; Shvetsova, V.A.; Gulenko, A.G., “Comparison of the Master Curve and Russian approaches as applied to WWER RPV Steels.”, MASCWorkshop “Use and Application of the Master Curve for Determining Fracture Toughness”. VTT: 12–14 June 2002, Helsinki, Finland.
- Margolin 2003: Margolin, B.Z.; Gulenko, A.G.; Nikolaev, V.A.; Ryadkov, L.N., “A new engineering method for prediction of the fracture toughness temperature dependence for RPV steels.”, Int. J. Pressure Vessels Piping 80 (12), 817–829.
- Margolin 2005: Margolin, B.Z.; Gulenko, A.G.; Nikolaev, V.A.; Ryadkov, L.N., “Prediction of the dependence of KJC(T) on neutron fluence for RPV steels on the basis of the Unified Curve concept.”, Int. J. Pressure Vessels Piping 82 (9), 679–686.
- Mueller 2003: Müller, G., „Fraktografie an radioaktiven Proben mit der Abdrucktechnik.“, Vortrag 37. Metallographie-Tagung 17.-19.9.2003 Berlin, 35. Sonderband der Praktischen Metallographie, S. 371-376.
- Pareige 2005: Pareige, P.; Radiguet, B.; Krummeich-Brangier, R.; Barbu, A.; Zabusov, O.; Kozodaev, M., “ Atomic-level observation with three-dimensional atom probe of the solute behaviour in neutron-, ion- or electron-irradiated ferritic alloys“, Phil. Mag 85, 2005, pp. 429-441.
- Pistora 2003: Pistora V, Kral P.; “Evaluation of pressurised thermal shocks for VVER440/213 reactor pressure vessel in NPP Dukovany”. Transactions 17th Int. Conf. on Struct. Mech. Reactor Technology (SMIRT-17), 2003 Paper G01-3.
- PNAE G-7-008-86: “Strength calculation norms for nuclear power plant equipment and piping”, Energoatomizad, Moscow, 1989.

- Rosinski 2000: Rosinski, S., "Validation of Master Curve Fracture Toughness Methodology for RPV Integrity Assessment (PWRMRP-26)", PWR Materials Reliability Project (PWRMRP) 1000707, Final Report, 2000.
- Roos 2006: Roos, E.; Eisele, U.; Lammert, R.; Schuler, X.; Seebich, H.-P.; Seidenfuß, M.; Silcher, H.; Stumpfrock, L., „Kritische Überprüfung des Masterkurve-Ansatzes im Hinblick auf die Anwendung bei deutschen Kernkraftwerken“, Abschlussbericht Reaktorsicherheitsforschung Vorhaben-Nr. 1501240, Report-Nr.: 8886000000, Materialprüfungsanstalt Stuttgart, Februar 2006.
- Scibetta 2010: Scibetta, M., "Treatment of non homogeneous data set", ASTM E8 Workshop on MC for Inhomogeneous Materials, San Antonio, TX, 17 November 2010.
- Server 2005: Server, W. L.; et.al., "IAEA Guidelines for Application of the Master Curve Approach to Reactor Pressure Vessel Integrity in Nuclear Power Plants", IAEA-Technical Reports Series 429, IAEA in Austria, March 2005.
- Server 2009: Server, W. L.; et.al., "Master Curve Approach to Monitor Fracture Toughness of Reactor Pressure Vessels in Nuclear Power Plants", IAEA-TECDOC-1631, International Atomic Energy Agency, Vienna, 2009.
- SINTAP-1999: Structural INTegrity Assessment Procedures for European Industry. SINTAP Procedure Final Version: November 1999.
- Strunz 2000: Strunz, P.; Saroun, J.; Keiderling, U.; Wiedenmann, A.; Przenioslo, R., "General formula for determination of cross-section from measured SANS intensities", J. Appl. Cryst. 33, 2000, pp. 829-833.
- Timofeev 2004: Timofeev, B., "Assessment of the first generation RPV state after designed lifetime", International Journal of Pressure Vessels and Piping, Volume 81, Issue 8, August 2004, Pages 703-712.
- Ulbricht 2007: Ulbricht, A.; Bergner, F.; Böhmert, J.; Valo, M.; Mathon, M.-H.; Heinemann, A., "SANS response of VVER440-type weld material after neutron irradiation, post-irradiation annealing and reirradiation", Phil. Mag. 87, 2007, pp. 1855-1870.
- VERLIFE 2003: "Unified Procedure for Lifetime Assessment of Component and Piping in WWER NPPs "VERLIFE"", European Commission, Final Report, Contract N° FIKS-CT-2001-20198, September 2003.
- Valo 1995: Valo, M.; Ahlstrand, R.: "Annealing response of Greifswald Unit 2 core weld measured with pressure vessel samples". Proceedings of the IAEA Specialists Meeting Irradiation Embrittlement and Mitigation, held in Espoo, Finland, 23-26 October 1995, IAEA Working Material, IWG-LMNPP-95/5, Volume II, Vienna, Austria, 1995.
- Valo 2010: Valo, M.: "Pre-characterisation of Greifswald trepan samples". Research Report VTT-R-03746-10, December 2010.
- Viehrig 2000: Viehrig, H.-W.; Richter, H.. „Untersuchung des Zusammenhanges zwischen bruchmechanischen und mechanisch-technologischen Kennwerten bei bestrahlten Reaktordruckbehälterstählen“, Abschlussbericht, Reaktorsicherheitsforschung, Fördervorhaben 1500919 des BMWf, FZR-FWSM 6/2000, Juni 2000.
- Viehrig 2006: Viehrig, H.-W.; Scibetta, M.; Wallin, K., "Application of Advanced Master Curve Approaches on WWER-440.", Reactor Pressure Vessel Steels. Intl. J. of Pressure Vessel and Piping, Bd. 83, Ausg. 8 (August 2006), S. 584-592. doi:10.1016/j.ijpvp.2006.04.005.
- Viehrig 2007: Viehrig, H.-W.; Zurbuchen, C., „Anwendung des Master Curve-Konzeptes zur Charakterisierung der Zähigkeit neutronenbestrahlter Reaktordruckbehälterstähle“, Abschlussbericht Reaktorsicherheitsforschung Vorhaben-Nr. 1501277, Wissenschaftlich-Technische Berichte, Forschungszentrum Dresden-Rossendorf; FZD-476 2007.
- Wallin 1998-a: Wallin, K., "Master Curve Analysis of Ductile to Brittle Transition Region Fracture Toughness Round Robin Data - The 'Euro' Fracture Toughness Curve", VTT Publication 367. Espoo: VTT Publications, 1998.
- Wallin 1998-b: Wallin, K.; Bannister, A.; Nevesmaa, P., "New Unified Fracture Toughness Estimation Scheme for Structural Integrity Assessment", VTT, 1998.

- Wallin 1999: Wallin, K., „The master curve: a new method for brittle fracture”, Int. J. of Materials and Product Technology, Vol. 14 No. 2/3/4, 1999, pp. 342.
- Wallin 2002: Wallin, K., “Master Curve Approach and Structural Integrity Assessment”, Proceedings of the Workshop MASC 2002 "Use and Application of the master Curve for Determining Fracture Toughness", June 12-14, VTT, Helsinki, 2002.
- Wallin 2004: Wallin, K.; Nevasmaa, P.; Laukkanen, A.; Planman, T., “Master Curve Analysis of Inhomogeneous Ferritic Steels.”, Engng. Fract. Mech., Bd. 71, Ausg. 16-17 (Nov. 2004), S. 2329-2346. doi:10.1016/j.engfracmech.2004.01.010.
- Wallin 2010: Wallin K., “The use of the SINTAP procedure to safeguard against macroscopic inhomogeneity in T<sub>0</sub> estimation”, ASTM E8 Workshop on MC for Inhomogeneous Materials, San Antonio, TX, 17 November 2010.

Scheibe	Dicke mm	Abstand zur RDB-Innenwand			Bezeichnung	Proben pro Scheibe	
		Beginn mm	Mitte mm	Ende mm		Anzahl	Typ
1	10	3,3	8,3	13,3	1-4.1	14	0.4T SE(B)
2	3	13,6	15,1	16,6	1-4.2	10	Flachzugprobe
3	10	16,9	21,9	26,9	1-4.3	14	0.4T SE(B)
4	10	27,2	32,2	37,2	1-4.4	14	0.4T SE(B)
5	10	37,5	42,5	47,5	1-4.5	14	0.4T SE(B)
6	3	47,8	49,3	50,8	1-4.6	10	Flachzugprobe
7	10	51,1	56,1	61,1	1-4.7	14	0.4T SE(B)
8	10	61,4	66,4	71,4	1-4.8	14	0.4T SE(B)
9	10	71,7	76,7	81,7	1-4.9	14	0.4T SE(B)
10	3	82,0	83,5	85,0	1-4.10	10	Flachzugprobe
11	10	85,3	90,3	95,3	1-4.11	14	0.4T SE(B)
12	10	95,6	100,6	105,6	1-4.12	14	0.4T SE(B)
13	10	105,9	110,9	115,9	1-4.13	14	0.4T SE(B)
14	3	116,2	117,7	119,2	1-4.14	10	Flachzugprobe
15	7,2	119,5	123,1	126,7	1-4.15	-	(Restscheibe)
16	10	127,0	132,0	137,0	1-4.16	14	Flachzugprobe

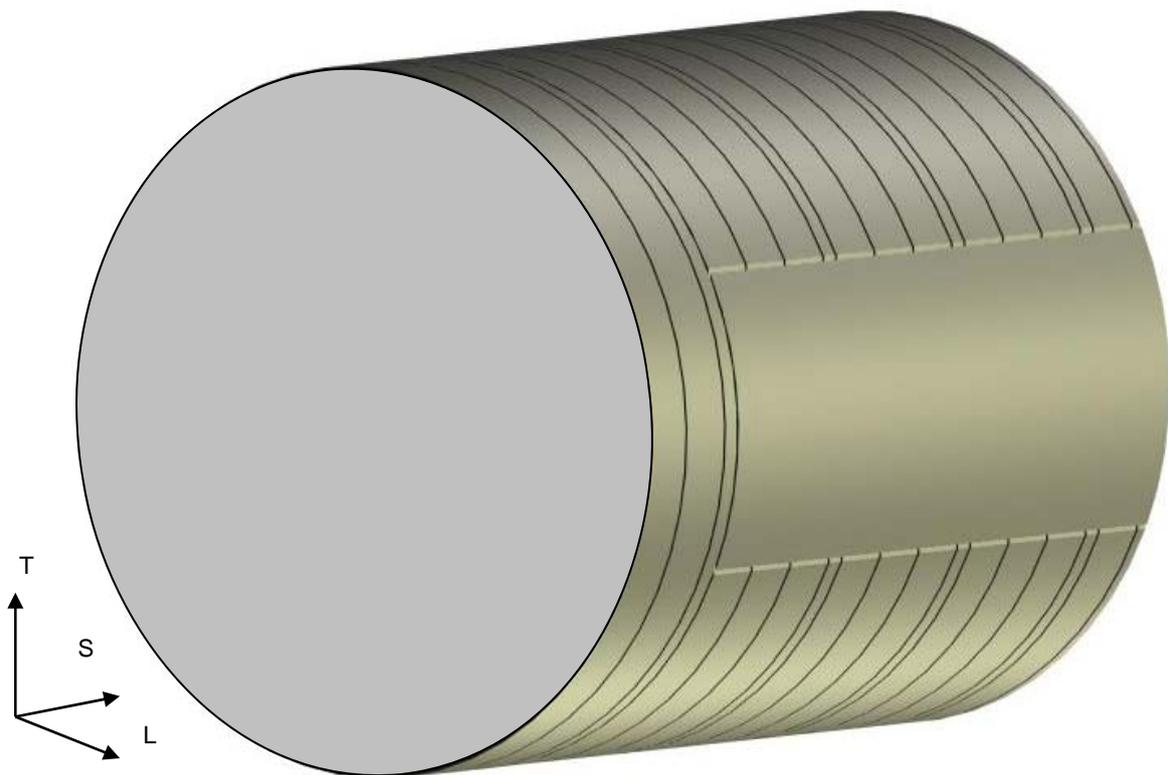


Abb. A1.1: Schnittplan KKW Greifswald, Block 1, Grundwerkstoffring 0.3.1., Bohrkern 1-4

Scheibe	Dicke mm	Abstand zur RDB-Innenwand			Bezeichnung	Proben pro Scheibe	
		Beginn mm	Mitte mm	Ende mm		Anzahl	Typ
1	10	4,3	9,3	14,3	4-1.1	14	0.4T SE(B)
2	10	14,6	19,6	24,6	4-1.2	14	0.4T SE(B)
3	3	24,9	26,4	27,9	4-1.3	10	Flachzugprobe
4	10	28,2	33,2	38,2	4-1.4	14	0.4T SE(B)
5	10	38,5	43,5	48,5	4-1.5	14	0.4T SE(B)
6	10	48,8	53,8	58,8	4-1.6	14	0.4T SE(B)
7	10	59,1	64,1	69,1	4-1.7	14	0.4T SE(B)
8	10	69,4	74,4	79,4	4-1.8	14	0.4T SE(B)
9	3	79,7	81,2	82,7	4-1.9	10	Flachzugprobe
10	10	83,0	88,0	93,0	4-1.10	14	0.4T SE(B)
11	10	93,3	98,3	103,3	4-1.11	14	0.4T SE(B)
12	8,3	103,3	107,5	111,6	4-1.12	20	Flachzugprobe
13	10	111,6	116,6	121,6	4-1.13	14	0.4T SE(B)
14	10	121,9	126,9	131,9	4-1.14	14	0.4T SE(B)
15	3	132,2	133,7	135,2	4-1.15	10	Flachzugprobe
16	10	135,5	140,5	145,5	4-1.16	14	0.4T SE(B)

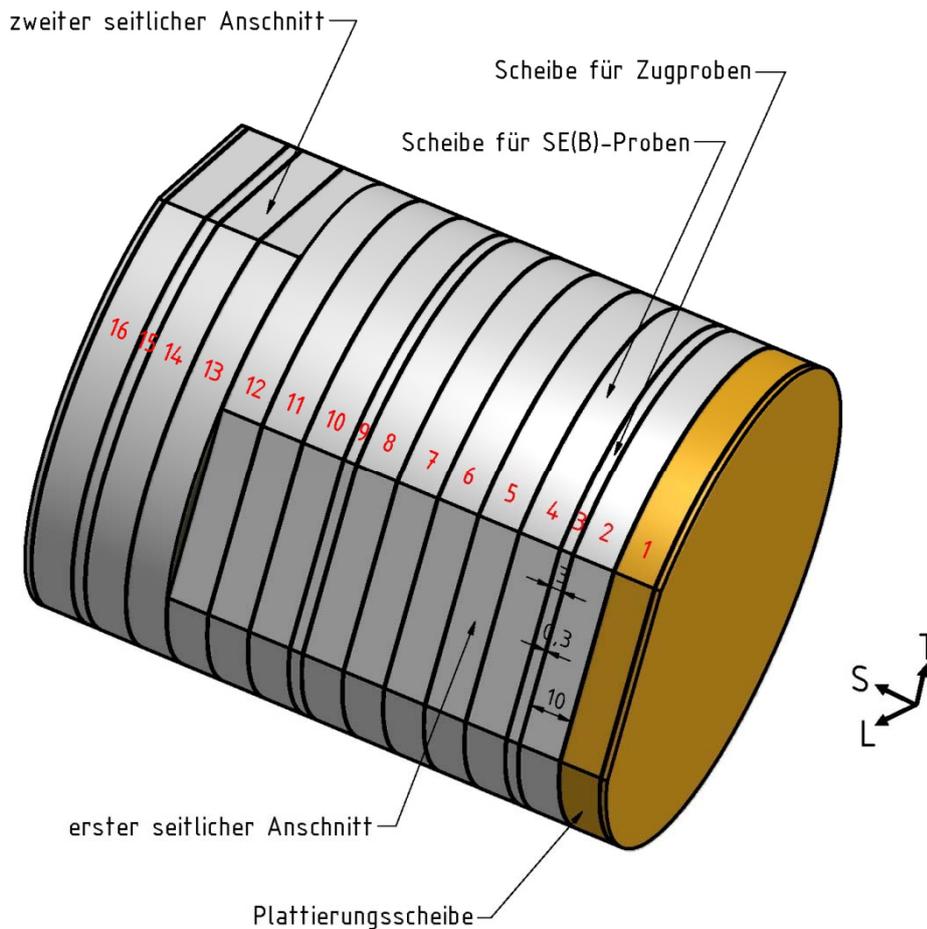


Abb. A1.2: Schnittplan KKW Greifswald, Block 4, Grundwerkstoffring 0.3.1., Bohrkern 4-1

Scheibe	Dicke mm	Abstand zur RDB-Innenwand			Bezeichnung	Proben pro Scheibe	
		Beginn mm	Mitte mm	Ende mm		Anzahl	Typ
1	10	3,3	8,3	13,3	1-1.1	10	0.4T SE(B)
2	3	13,6	15,1	16,6	1-1.2	10	Flachzugprobe
3	10	16,9	21,9	26,9	1-1.3	10	0.4T SE(B)
4	3	27,2	28,7	30,2	1-1.4	10	Flachzugprobe
5	10	30,5	35,5	40,5	1-1.5	10	0.4T SE(B)
6	10	40,8	45,8	50,8	1-1.6	10	0.4T SE(B)
7	3	51,1	52,6	54,1	1-1.7	10	Flachzugprobe
8	10	54,4	59,4	64,4	1-1.8	10	0.4T SE(B)
9	10	64,7	69,7	74,7	1-1.9	10	0.4T SE(B)
10	3	75,0	76,5	78,0	1-1.10	10	Flachzugprobe
11	10	78,3	83,3	88,3	1-1.11	10	0.4T SE(B)
12	10	88,6	93,6	98,6	1-1.12	10	0.4T SE(B)
13	3	98,9	100,4	101,9	1-1.13	10	Flachzugprobe
14	10	102,2	107,2	112,2	1-1.14	10	0.4T SE(B)
15	10	112,5	117,5	122,5	1-1.15	10	0.4T SE(B)
16	3	122,8	124,3	125,8	1-1.16	10	Flachzugprobe
17	10	126,1	131,1	136,1	1-1.17	10	0.4T SE(B)

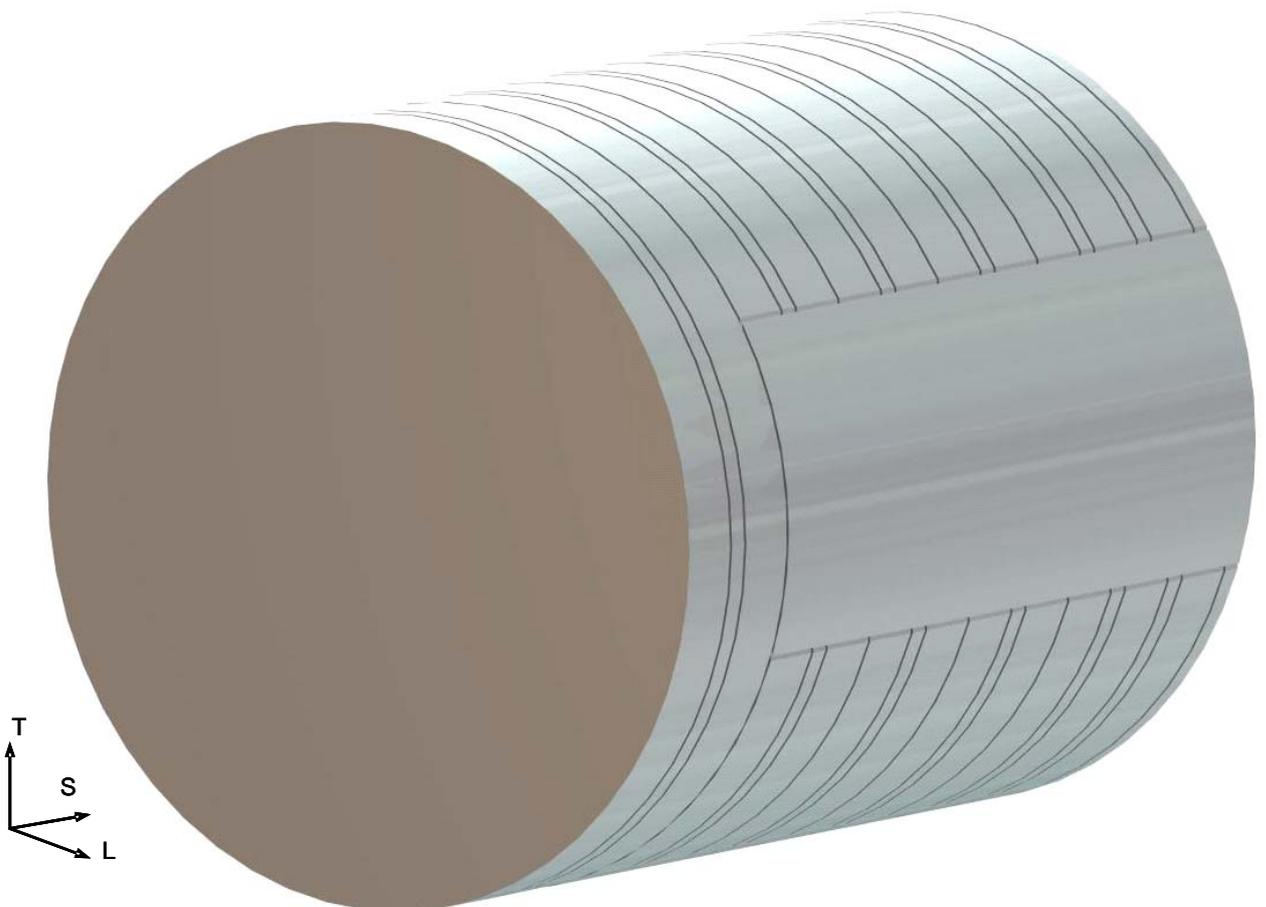


Abb. A1.3: Schnittplan KKW Greifswald, Block 1, Schweißnaht SN0.1.4, Bohrkern 1-1

Scheibe	Dicke mm	Abstand zur RDB-Innenwand			Bezeichnung	Proben pro Scheibe	
		Beginn mm	Mitte mm	Ende mm		Anzahl	Typ
1	10	3,3	8,3	13,3	2-3.1	10	0.4T SE(B)
2	3	13,6	15,1	16,6	2-3.2	9	Flachzugprobe
3	10	16,9	21,9	26,9	2-3.3	10	0.4T SE(B)
4	10	27,2	32,2	37,2	2-3.4	10	0.4T SE(B)
5	3	37,5	39,0	40,5	2-3.5	10	0.4T SE(B)
6	10	40,8	45,8	50,8	2-3.6	9	Flachzugprobe
7	10	51,1	56,1	61,1	2-3.7	10	0.4T SE(B)
8	10	61,4	66,4	71,4	2-3.8	10	0.4T SE(B)
9	3	71,7	73,2	74,7	2-3.9	9	Flachzugprobe
10	10	75,0	80,0	85,0	2-3.10	10	0.4T SE(B)
11	10	85,3	90,3	95,3	2-3.11	10	0.4T SE(B)
12	10	95,6	100,6	105,6	2-3.12	10	0.4T SE(B)
13	3	105,9	107,4	108,9	2-3.13	9	Flachzugprobe
14	8,8	108,9	113,3	117,7	2-3.14	-	(Restscheibe)
15	10	117,7	122,7	127,7	2-3.15	10	0.4T SE(B)
16	10	128,0	133,0	138,0	2-3.16	10	0.4T SE(B)

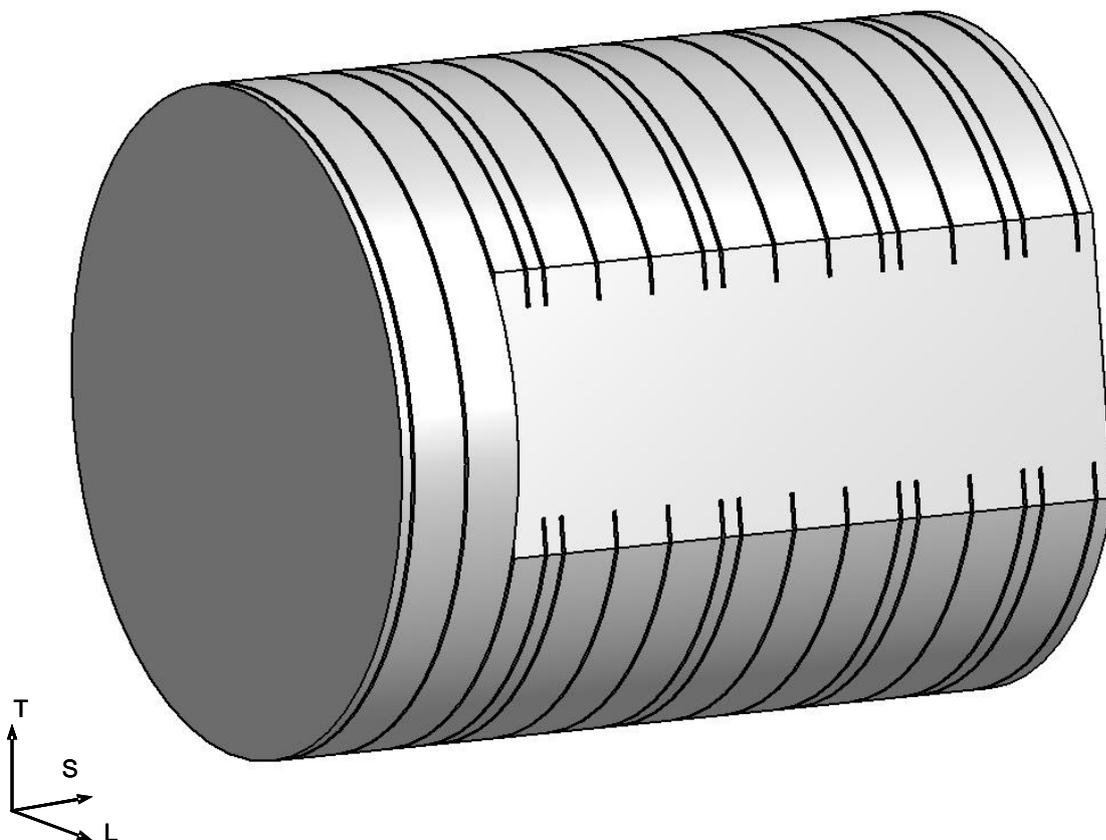


Abb. A1.4: Schnittplan KKW Greifswald, Block 2, Schweißnaht SN0.1.4, Bohrkern 2-3

Scheibe	Dicke mm	Abstand zur RDB-Innenwand			Bezeichnung	Proben pro Scheibe	
		Beginn mm	Mitte mm	Ende mm		Anzahl	Typ
1	10	2,8	7,8	12,8	4-6.1	14	0.4T SE(B)
2	10	13,1	18,1	23,1	4-6.2	10	0.4T SE(B)
3	3	23,4	24,9	26,4	4-6.3	10	Flachzugprobe
4	10	26,7	31,7	36,7	4-6.4	10	0.4T SE(B)
5	10	37,0	42,0	47,0	4-6.5	10	0.4T SE(B)
6	10	47,3	52,3	57,3	4-6.6	10	0.4T SE(B)
7	3	57,6	59,1	60,6	4-6.7	10	Flachzugprobe
8	10	60,9	65,9	70,9	4-6.8	10	0.4T SE(B)
9	10	71,2	76,2	81,2	4-6.9	10	0.4T SE(B)
10	10	81,5	86,5	91,5	4-6.10	10	0.4T SE(B)
11	3	91,8	93,3	94,8	4-6.11	10	Flachzugprobe
12	10	95,1	100,1	105,1	4-6.12	10	0.4T SE(B)
13	8,3	105,1	109,3	113,4	4-6.13	-	(Restscheibe)
14	10	113,4	118,4	123,4	4-6.14	10	0.4T SE(B)
15	3	123,7	125,2	126,7	4-6.15	10	Flachzugprobe
16	10	127,0	132,0	137,0	4-6.16	10	0.4T SE(B)

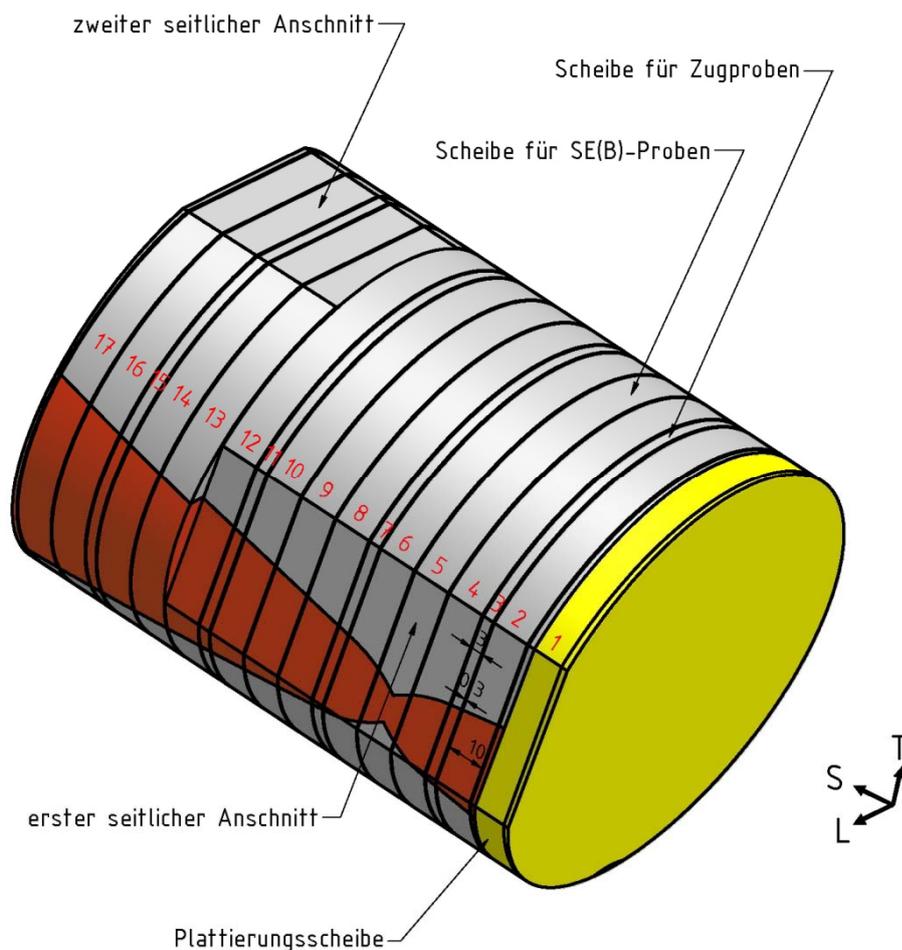


Abb. A1.5: Schnittplan KKW Greifswald, Block 4, Schweißnaht SN0.1.4, Bohrkern 4-6

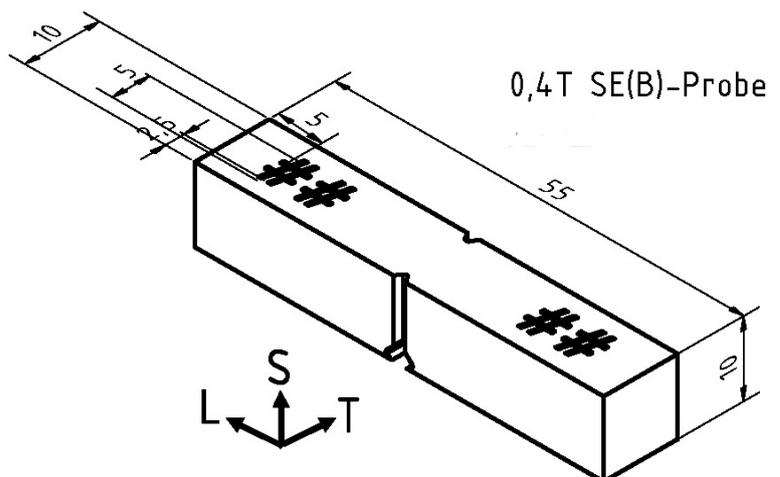
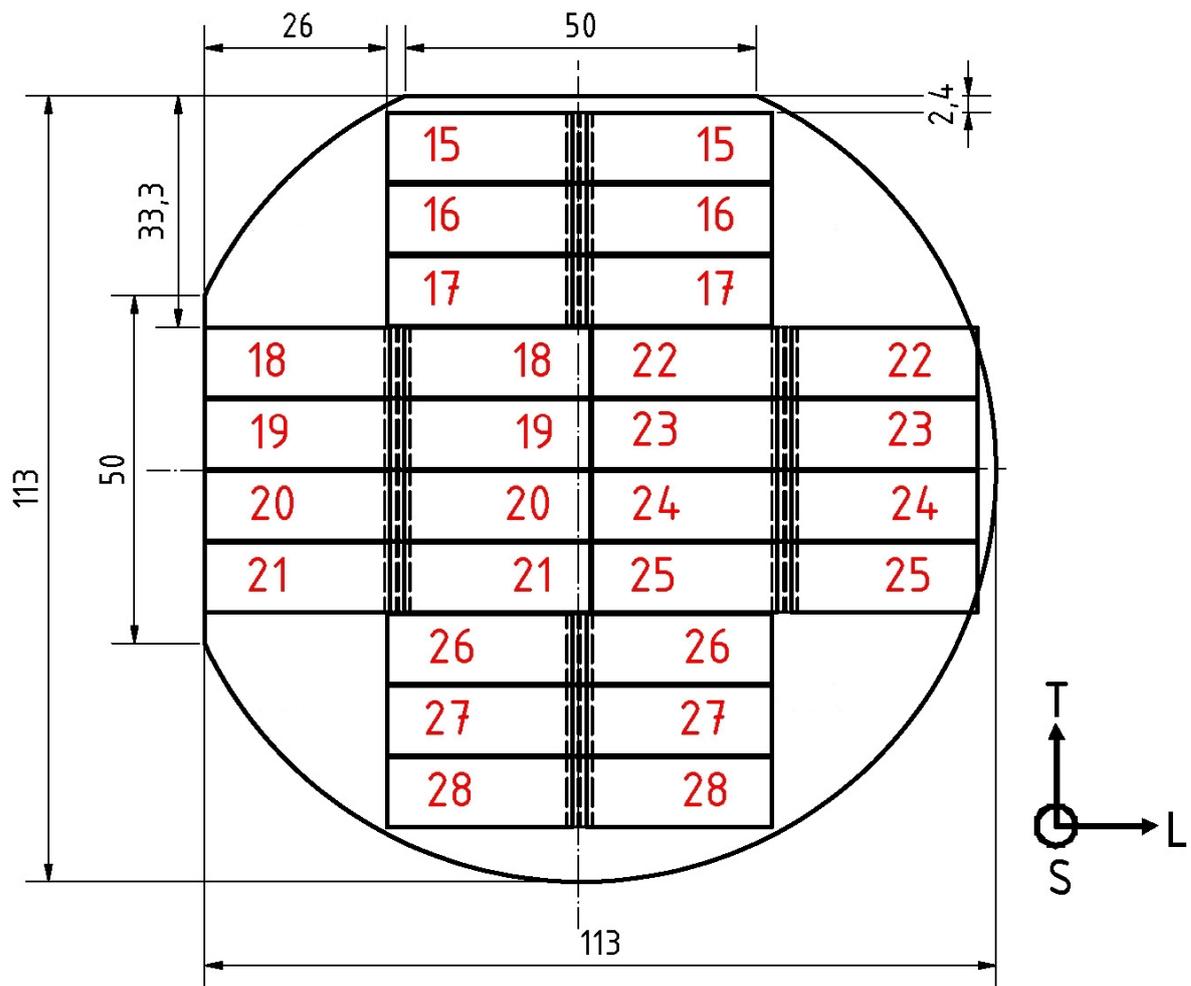
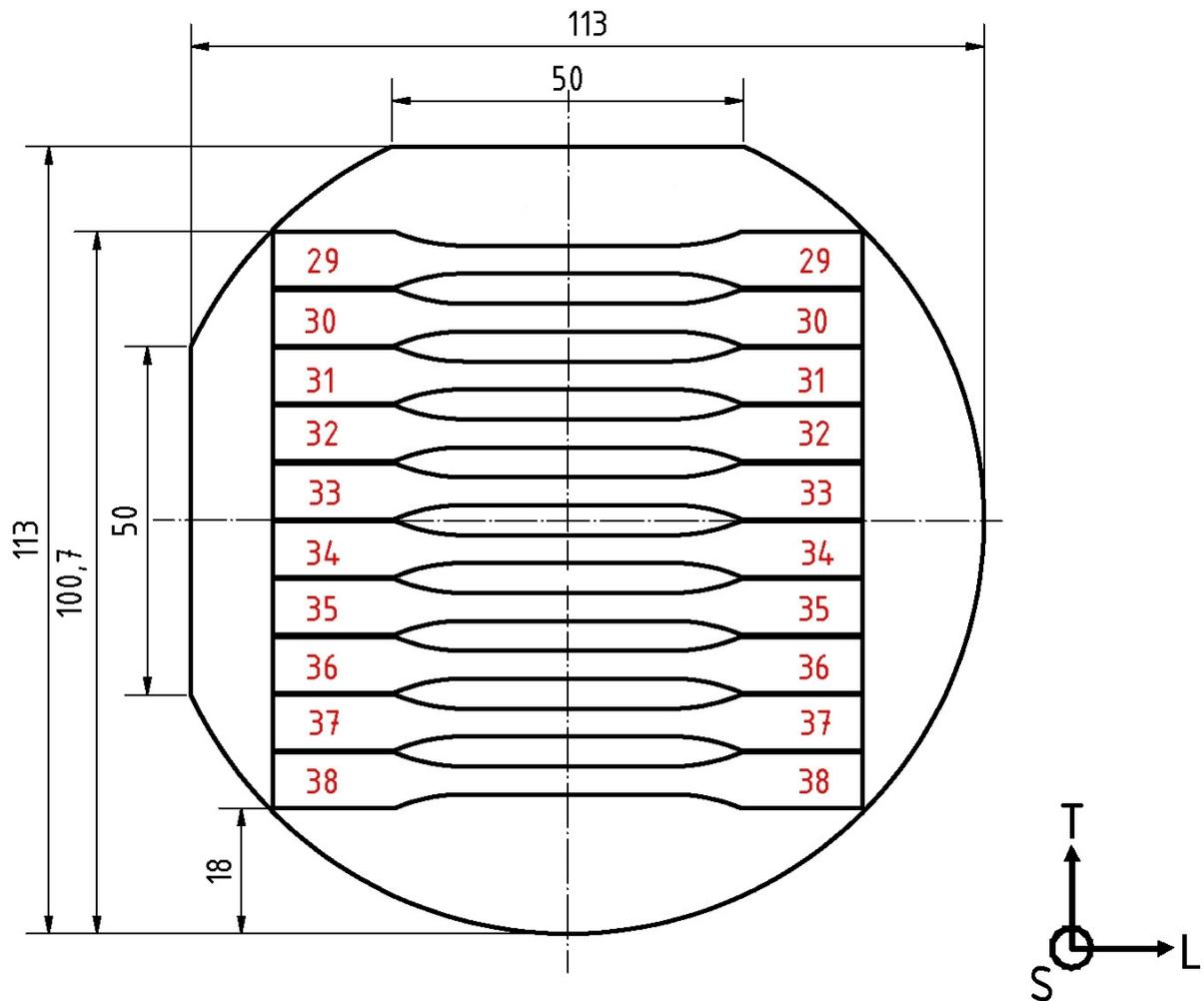


Abb. A1.6: Beispielschnittplan Grundwerkstoff (Scheibe 2 von Bohrkern 4-1)



Miniflachzugprobe Form E  
 in Anlehnung an DIN 50125

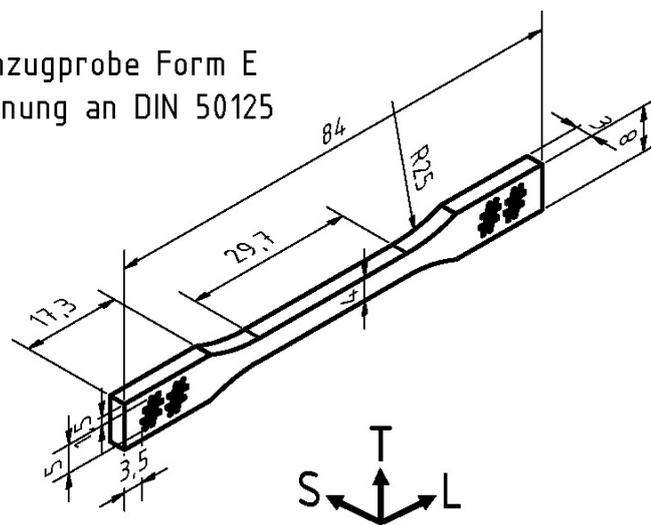


Abb. A1.7: Beispielschnittplan Grundwerkstoff (Scheibe 3 von Bohrkern 4-1)

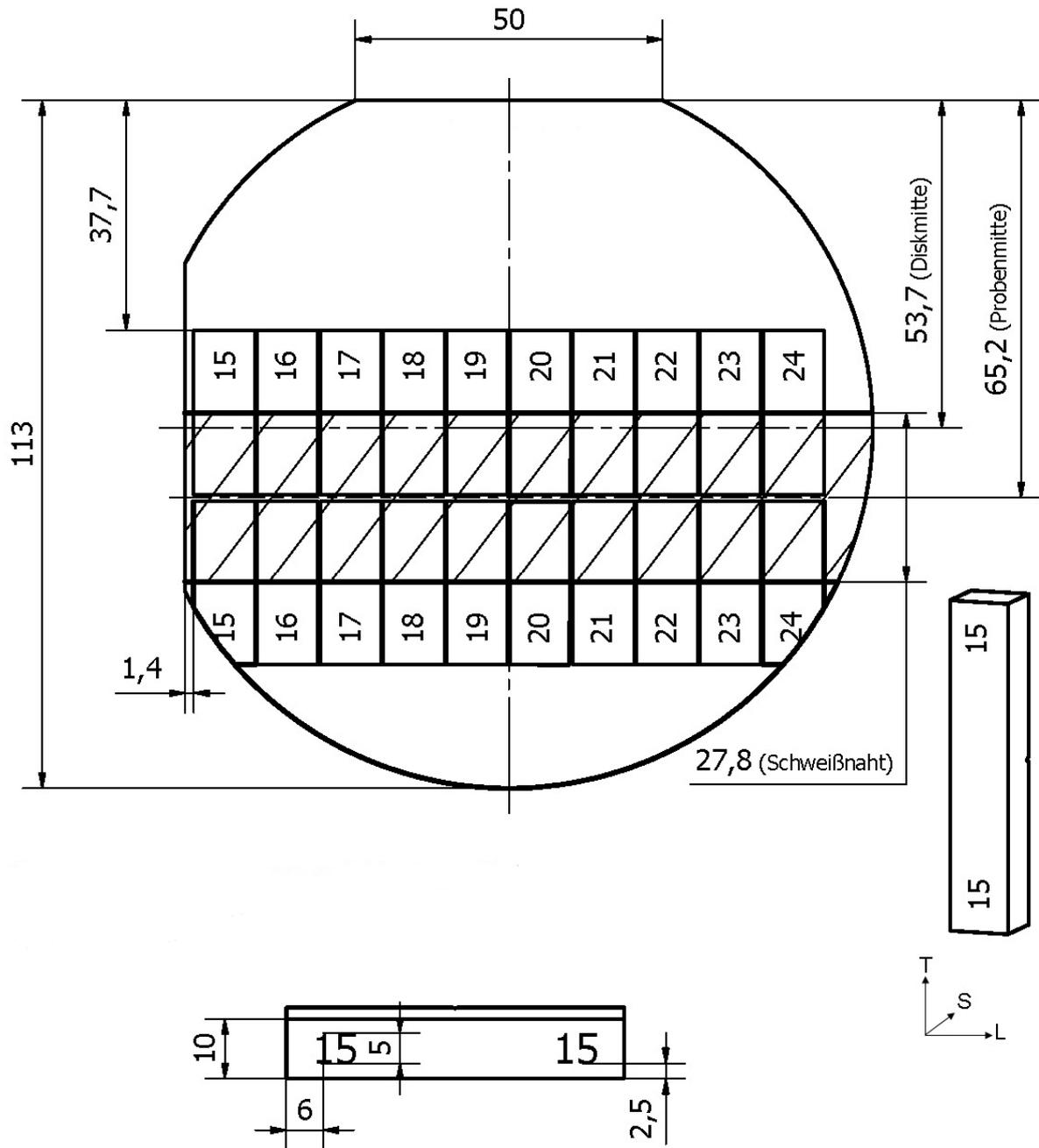


Abb. A1.8: Beispielschnittplan Schweißgut (Scheibe 2 von Bohrkern 4-6)

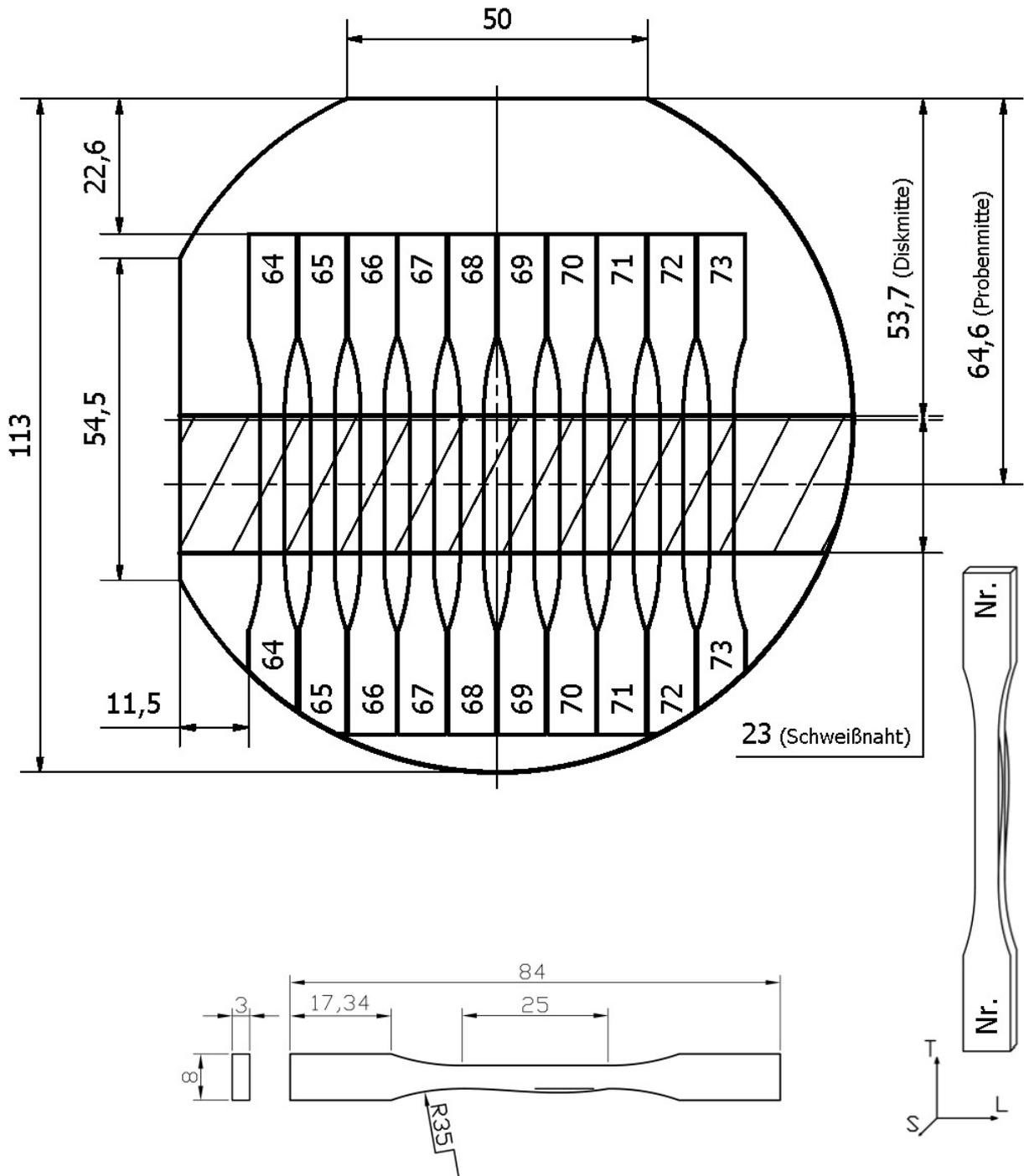


Abb. A1.9: Beispielschnittplan Schweißgut (Scheibe 7 von Bohrkern 4-6)

measured point	distance in mm	wt. %													
		C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo	Cu	Al	W	V	Ti	Co
1	7,0	0,03	0,50	1,11	0,006	0,043	1,55	0,24	0,42	0,13	0,01	0,03	0,15	0,008	0,02
2	14,0	0,04	0,48	1,11	0,007	0,039	1,48	0,21	0,45	0,15	0,01	0,02	0,16	0,007	0,02
3	21,0	0,03	0,42	1,05	0,007	0,037	1,45	0,21	0,44	0,16	0,01	0,01	0,15	0,007	0,02
4	30,0	0,04	0,34	0,99	0,007	0,033	1,53	0,23	0,42	0,15	0,01	0,01	0,10	0,005	0,03
5	37,0	0,04	0,32	0,94	0,007	0,032	1,55	0,22	0,42	0,15	0,01	0,01	0,11	0,006	0,03
6	45,0	0,04	0,30	0,90	0,007	0,032	1,15	0,22	0,38	0,15	0,01	<0.01	0,10	0,007	0,03
7	52,5	0,04	0,30	0,91	0,007	0,032	1,38	0,22	0,37	0,15	0,01	<0.01	0,10	0,007	0,03
8	60,0	0,03	0,29	0,93	0,009	0,030	1,10	0,20	0,32	0,15	0,01	0,01	0,07	0,008	0,03
9	68,0	0,03	0,29	1,00	0,011	0,033	0,91	0,19	0,29	0,15	0,01	0,01	0,06	0,002	0,02
10	76,0	0,03	0,35	1,04	0,006	0,033	1,40	0,24	0,42	0,15	0,01	0,02	0,09	0,004	0,04
11	85,0	0,04	0,36	1,06	0,007	0,039	1,40	0,24	0,42	0,15	0,01	0,02	0,09	0,004	0,03
12	93,0	0,03	0,36	1,05	0,006	0,034	1,42	0,24	0,42	0,15	0,01	0,01	0,09	0,004	0,03
13	101,0	0,03	0,34	1,01	0,006	0,033	1,43	0,24	0,42	0,15	0,01	0,02	0,09	0,005	0,03
14	109,0	0,03	0,34	1,01	0,006	0,031	1,41	0,24	0,41	0,16	0,01	0,02	0,09	0,005	0,04
15	116,0	0,03	0,36	1,04	0,008	0,034	1,44	0,22	0,42	0,15	0,01	0,01	0,11	0,005	0,02
16	124,0	0,03	0,41	1,08	0,007	0,036	1,46	0,23	0,41	0,14	0,01	0,02	0,12	0,006	0,02
17	132,0	0,03	0,44	1,11	0,006	0,040	1,50	0,24	0,39	0,12	0,01	0,02	0,12	0,005	0,02
<b>mean</b>		<b>0,03</b>	<b>0,36</b>	<b>1,02</b>	<b>0,007</b>	<b>0,035</b>	<b>1,39</b>	<b>0,23</b>	<b>0,40</b>	<b>0,15</b>	<b>0,01</b>	<b>0,02</b>	<b>0,11</b>	<b>0,006</b>	<b>0,03</b>

B	base	0,13	0,29	0,4	0,009	0,012	2,91	0,18	0,58	0,16	0,00	<0.01	0,26	0,002	0,01
---	------	------	------	-----	-------	-------	------	------	------	------	------	-------	------	-------	------

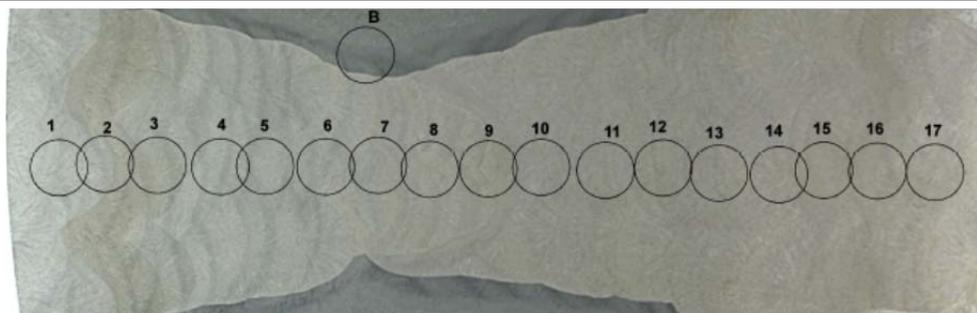


Abb. A2.1: VTT-Analyse KKW Greifswald, Block 1, Schweißnaht SN0.1.4, Bohrkern 1-2 [Valo 2010]

measured point	distance in mm	wt. %													
		C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo	Cu	Al	W	V	Ti	Co
1	6,0	0,03	0,4	1,00	0,005	0,034	1,39	0,2	0,47	0,17	0,009	0,02	0,13	0,006	0,01
2	14,0	0,04	0,36	0,95	0,006	0,032	1,4	0,18	0,45	0,16	0,01	0,01	0,13	0,007	0,01
3	22,5	0,06	0,3	0,83	0,008	0,027	1,54	0,15	0,43	0,14	0,01	<0,01	0,14	0,007	<0,01
4	30,5	0,09	0,25	0,70	0,011	0,025	1,64	0,12	0,39	0,10	0,007	<0,01	0,13	0,002	<0,01
5	39,5	0,05	0,35	0,99	0,013	0,038	1,51	0,14	0,44	0,15	0,006	0,01	0,13	0,004	0,01
6	46,5	0,05	0,36	1,00	0,013	0,04	1,49	0,15	0,45	0,15	0,006	0,01	0,13	0,004	<0,01
7	53,5	0,04	0,39	1,04	0,009	0,042	1,41	0,16	0,46	0,16	0,006	0,01	0,12	0,004	0,01
8	64,0	0,03	0,43	1,09	0,009	0,042	1,30	0,17	0,45	0,17	0,007	0,02	0,11	0,004	0,01
9	71,5	0,03	0,43	1,09	0,011	0,045	1,30	0,17	0,45	0,17	0,007	0,04	0,11	0,005	0,01
10	79,5	0,02	0,43	1,07	0,007	0,041	1,26	0,18	0,46	0,17	0,007	0,02	0,11	0,004	0,01
11	87,5	0,02	0,41	1,05	0,006	0,043	1,28	0,18	0,46	0,17	0,007	0,01	0,12	0,004	0,01
12	97,5	0,03	0,41	1,07	0,005	0,041	1,30	0,18	0,47	0,17	0,007	0,01	0,12	0,004	0,01
13	105,0	0,02	0,41	1,10	0,008	0,046	1,24	0,17	0,45	0,17	0,007	0,01	0,11	0,004	0,01
14	112,5	0,02	0,44	1,12	0,008	0,045	1,24	0,18	0,45	0,17	0,007	0,03	0,11	0,005	0,01
15	120,0	0,02	0,41	1,11	0,011	0,047	1,21	0,16	0,43	0,17	0,007	0,03	0,11	0,006	0,01
16	127,5	0,02	0,4	1,1	0,012	0,045	1,2	0,15	0,43	0,17	0,006	0,04	0,1	0,005	0,01
17	133,0	0,02	0,4	1,11	0,012	0,048	1,19	0,15	0,43	0,17	0,006	0,03	0,1	0,005	0,01
<b>mean</b>		<b>0,03</b>	<b>0,39</b>	<b>1,02</b>	<b>0,009</b>	<b>0,040</b>	<b>1,35</b>	<b>0,16</b>	<b>0,45</b>	<b>0,16</b>	<b>0,007</b>	<b>0,02</b>	<b>0,12</b>	<b>0,005</b>	<b>0,01</b>
A	base	0,14	0,27	0,42	0,007	0,012	2,68	0,19	0,61	0,11	0,004	<0,01	0,29	0,002	0,01
B	base	0,14	0,23	0,4	0,008	0,015	2,84	0,15	0,63	0,11	0,003	<0,01	0,21	0,002	0,01

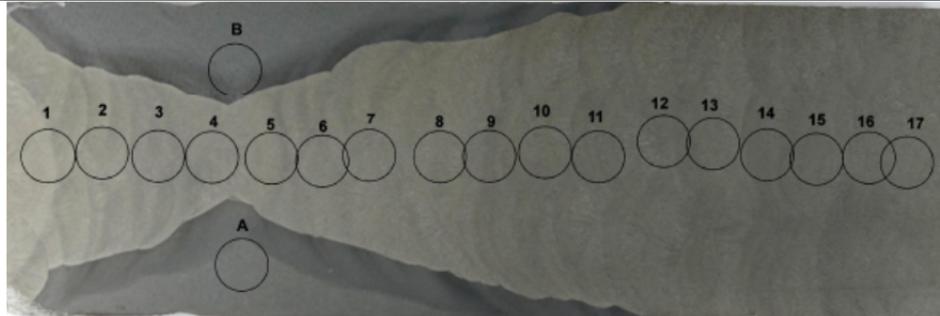


Abb. A2.2: VTT-Analyse KKW Greifswald, Block 2, Schweißnaht SN0.1.4, Bohrkern 2-1 [Valo 2010]

measured point	Distance in mm	wt. %													
		C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo	Cu	Al	W	V	Ti	Co
1	14	0,04	0,42	1,10	0,009	0,044	1,28	0,13	0,43	0,10	0,008	<0,01	0,15	0,004	0,01
2	22,5	0,04	0,40	1,13	0,009	0,048	1,38	0,13	0,44	0,10	0,007	<0,01	0,16	0,004	0,01
3	31	0,07	0,28	0,88	0,013	0,032	1,45	0,10	0,35	0,08	0,007	<0,01	0,12	0,003	<0,01
4	38	0,09	0,27	0,69	0,012	0,024	2,01	0,11	0,42	0,08	0,007	<0,01	0,15	0,002	<0,01
4.5 centre	42	0,09	0,28	0,71	0,012	0,023	2,03	0,12	0,43	0,08	0,007	<0,01	0,15	0,002	<0,01
5	46	0,07	0,36	0,98	0,011	0,035	1,56	0,12	0,41	0,09	0,007	<0,01	0,15	0,004	<0,01
6	56	0,05	0,41	1,07	0,008	0,043	1,53	0,13	0,46	0,10	0,006	<0,01	0,18	0,004	0,01
7	62,5	0,05	0,44	1,11	0,008	0,045	1,53	0,15	0,47	0,11	0,007	<0,01	0,18	0,004	0,01
8	72	0,04	0,45	1,14	0,008	0,048	1,42	0,15	0,47	0,11	0,007	<0,01	0,17	0,004	0,02
9	80,5	0,04	0,46	1,15	0,009	0,051	1,37	0,15	0,47	0,11	0,007	<0,01	0,17	0,005	0,02
10	88,5	0,03	0,48	1,15	0,008	0,048	1,34	0,15	0,46	0,11	0,007	<0,01	0,17	0,004	0,02
11	97	0,03	0,45	1,13	0,008	0,045	1,35	0,14	0,46	0,11	0,007	<0,01	0,17	0,005	0,01
12	105,5	0,03	0,47	1,18	0,007	0,046	1,29	0,14	0,45	0,11	0,007	<0,01	0,16	0,004	0,01
13	114,5	0,03	0,48	1,20	0,008	0,048	1,27	0,14	0,46	0,11	0,007	<0,01	0,17	0,004	0,01
14	123	0,03	0,50	1,21	0,008	0,047	1,28	0,15	0,46	0,11	0,007	<0,01	0,17	0,005	0,02
15	130	0,03	0,48	1,19	0,007	0,047	1,28	0,14	0,46	0,11	0,007	<0,01	0,17	0,004	0,02
16	138,5	0,03	0,51	1,22	0,007	0,046	1,26	0,15	0,46	0,11	0,007	<0,01	0,16	0,004	0,02
17	144,5	0,02	0,47	1,18	0,009	0,046	1,02	0,13	0,39	0,10	0,007	<0,01	0,13	0,003	0,01
<b>mean</b>	<b>filling layers</b>	<b>0,04</b>	<b>0,47</b>	<b>1,16</b>	<b>0,008</b>	<b>0,047</b>	<b>1,36</b>	<b>0,14</b>	<b>0,46</b>	<b>0,11</b>	<b>0,007</b>	<b>&lt;0,01</b>	<b>0,17</b>	<b>0,004</b>	<b>0,02</b>

A	base	0,13	0,29	0,48	0,006	0,014	3,01	0,17	0,58	0,1	0,004	<0,01	0,28	0,002	0,01
B	base	0,11	0,27	0,4	0,005	0,014	2,93	0,15	0,6	0,09	0,005	<0,01	0,2	0,002	0,01

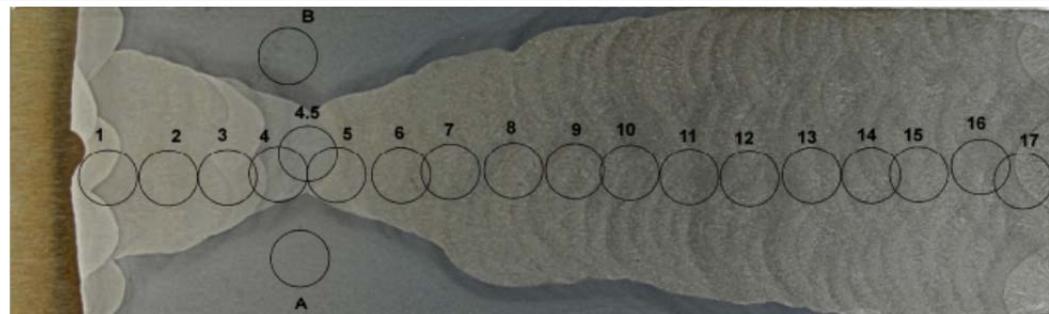


Abb. A2.3: VTT-Analyse KKW Greifswald, Block 4, Schweißnaht SN0.1.4, Bohrkern 4-5 [Valo 2010]

Tabelle A3.1: Ergebniszusammenstellung KKW Greifswald Block 1 RDB-Grundwerkstoffring 0.3.1. (Bohrkern 1-4).

Scheibe	Abstand von RDB Innenwand mm	ASTM E1921							VERLIFE		Unified Kurve		Charpy-V		Zugversuch (20°C)	
		T <sub>0</sub> °C	σT <sub>0</sub> K	Σn <sub>i</sub>	r	N	T <sub>0</sub> <sup>SINTAP2</sup> °C	T <sub>0</sub> <sup>SINTAP3</sup> °C	RTT <sub>0</sub> °C	RTT <sub>0</sub> <sup>SINTAP</sup> °C	T <sub>0</sub> <sup>UC</sup> °C	Ω	TT <sub>47J</sub> °C	E <sub>HL</sub> J	R <sub>p0.2</sub> MPa	R <sub>m</sub> MPa
1-4.1	8,3	-117,4	7,5	1,33	8	12	-100,3	-48,4	-99,7	-29,1	-117,6	4171,2				
1-4.2	15,1														593	695
1-4.3	21,9												5,7	198,9		
1-4.4	32,2	-104,4	6,7	1,76	11	13	-91,3	-101,0	-87,0	-82,3	-104,7	3271,1				
1-4.5	42,5												-9,4	201,8		
1-4.6	49,3														591	691
1-4.7	56,1	-105,8	7,0	1,67	10	12	-70,9	-9,9	-88,4	9,0	-102,7	3147,3				
1-4.8	66,4												1,4	193,5		
1-4.9	76,7	-111,7	6,6	1,93	12	12	-111,7	-52,9	-94,4	-34,3	-108,9	3535,6				
1-4.10	83,5														576	674
1-4.11	90,3	-106,1	7,2	1,48	9	11	-89,5	-93,5	-88,6	-74,4	-103,9	3219,2				
1-4.12	100,6												-22,6	197,7		
1-4.13	110,9	-107,5	6,6	2,00	12	12	-103,2	-41,5	-90,2	-22,9	-108,1	3482,7				
1-4.14	117,7														577	675
1-4.16	132,0	-120,4	7,0	1,67	10	12	-114,7	-76,7	-103,0	-57,8	-120,5	4403,3				

Tabelle A3.2: Ergebniszusammenstellung KKW Greifswald Block 4 RDB-Grundwerkstoffring 0.3.1. (Bohrkern 4-1)

Scheibe	Abstand von RDB Innenwand mm	ASTM E1921							VERLIFE		Unified Kurve		Zugversuch (20°C)	
		T <sub>0</sub> °C	σT <sub>0</sub> K	Σn <sub>i</sub>	r	N	T <sub>0</sub> <sup>SINTAP2</sup> °C	T <sub>0</sub> <sup>SINTAP3</sup> °C	RTT <sub>0</sub> °C	RTT <sub>0</sub> <sup>SINTAP</sup> °C	T <sub>0</sub> <sup>UC</sup> °C	Ω	R <sub>p0.2</sub> MPa	R <sub>m</sub> MPa
4-1.2	19,6	-116,3	7,9	1,17	7	12	-109,4	-92,2	-98,5	-72,4	-116,2	4060,5		
4-1.3	26,4												564	683
4-1.4	33,2	-122,7	7,5	1,33	8	12	-119,1	-	-105,0	-	-122,5	4575,8		
4-1.5	43,5	-116,6	6,7	1,83	11	13	-116,6	-105,2	-99,2	-88,9	-116,6	4093,2		
4-1.6	53,8	-109,9	6,7	1,83	11	12	-109,9	-31,9	-92,5	-15,9	-110,1	3621,6		
4-1.7	64,1	-113,4	7,0	1,67	10	11	-113,4	-100,8	-96,0	-84,2	-113,6	3866,9		
4-1.8	74,4	-119,5	7,2	1,50	9	12	-114,2	-125,6	-102,0	-109,1	-119,6	4327,5		
4-1.9	81,2												569	678
4-1.10	88,0	-123,8	7,0	1,67	10	12	-117,1	-78,3	-106,4	-62,0	-124,0	4702,7		
4-1.11	98,3	-126,4	7,2	1,50	9	12	-118,5	136,0	-108,9	152,2	-126,4	4922,0		
4-1.13	116,6	-123,7	7,2	1,50	9	12	-121,1	-12,8	-106,2	3,4	-123,6	4668,8		
4-1.14	126,9	-124,2	6,7	1,83	11	12	-124,2	-70,0	-106,8	-53,9	-124,3	4735,5		
4-1.15	133,7												571	677
4-1.16	140,5	-130,6	7,0	1,67	10	12	-130,6	-	-113,2	-	-130,6	5332,2		

Tabelle A3.3: Ergebniszusammenstellung KKW Greifswald Block 1 RDB-Schweißnaht SN0.1.4. (Bohrkern 1-1)

Scheibe	Abstand von RDB Innenwand mm	ASTM E1921							VERLIFE		Unified Kurve		Charpy-V		Zugversuch (20°C)	
		T <sub>0</sub> °C	σT <sub>0</sub> K	Σn <sub>i</sub>	r	N	T <sub>0</sub> <sup>SINTAP2</sup> °C	T <sub>0</sub> <sup>SINTAP3</sup> °C	RTT <sub>0</sub> °C	RTT <sub>0</sub> <sup>SINTAP</sup> °C	T <sub>0</sub> <sup>UC</sup> °C	Ω	TT <sub>47J</sub> °C	Av <sub>HL</sub> J	R <sub>p0.2</sub> MPa	R <sub>m</sub> MPa
1-1.1	8,3	9,3	7,9	1,17	7	9	12,7	32,8	27,1	50,6	9,0	407,9	57,3	130,8		
1-1.2	15,1														521	627
1-1.3	21,9	49,0	7,2	1,24	9	9	49,0	57,1	66,5	74,6	50,9	204,0	37,6	153,4		
1-1.4	28,7															
1-1.5	35,5	35,1	7,2	1,30	9	9	35,1	17,1	52,6	52,6	35,8	259,5	18,5	154,7		
1-1.6	45,8	-4,0	7,5	1,29	8	9	-4,0	-25,2	13,7	13,7	-4,0	511,7				
1-1.7	52,6														512	621
1-1.8	59,4	-3,8	7,2	1,40	9	9	-5,0	5,3	13,7	22,8	-4,0	512,1				
1-1.9	69,7	-36,3	7,9	1,12	7	10	-36,3	2,9	-18,5	20,7	-35,0	894,2				
1-1.9 (R)	69,7	-22,9	7,5	1,11	8	9	-22,9	-2,7	-5,2	15,0	-22,6	713,6				
1-1.9 (C&R)	69,7	-30,7	6,1	2,26	15	19	-29,4	-8,5	-13,6	8,6	-30,4	821,7				
1-1.10	76,5														485	601
1-1.11	83,3	-35,1	8,4	1,00	6	9	-23,1	37,2	-17,0	55,3	-35,7	906,0				
1-1.12	93,6	23,1	7,5	1,17	8	9	41,1	62,4	40,8	80,1	23,7	317,0	24,9	120,3		
1-1.13	100,4														473	589
1-1.14	107,2	-32,3	8,4	0,95	6	9	-27,6	-45,5	-14,2	-14,2	-30,3	821,0	18,8	149,8		
1-1.15	117,5	-8,2	7,5	1,24	8	9	8,9	-10,0	9,5	9,5	-8,1	549,9				
1-1.16	124,3														479	591
1-1.17	131,1	61,3	8,4	0,95	6	9	64,4	61,3	79,4	79,4	65,2	164,1				

Tabelle A3.4: Ergebniszusammenstellung KKW Greifswald Block 2 RDB-Schweißnaht SN0.1.4. (Bohrkern 2-3).

Scheibe	Abstand von RDB Innenwand mm	ASTM E1921						VERLIFE		Unified Kurve		Zugversuch (20°C)		
		T <sub>0</sub> °C	σT <sub>0</sub> K	Σn <sub>i</sub>	r	N	T <sub>0</sub> <sup>SINTAP2</sup> °C	T <sub>0</sub> <sup>SINTAP3</sup> °C	RTT <sub>0</sub> °C	RTT <sub>0</sub> <sup>SINTAP</sup> °C	T <sub>0</sub> <sup>UC</sup> °C	Ω	R <sub>p0.2</sub> MPa	R <sub>m</sub> MPa
2-3.1	8,3	-37,4	8,4	1,00	6	9	-24,2	-1,7	-19,3	18,3	-38,7	956,1		
2-3.2	15,1												489	602
2-3.3	21,9	-37,8	7,2	1,36	9	9	-23,1	-23,9	-20,3	-4,8	-38,2	947,9		
2-3.4	32,2	-12,9	7,5	1,17	8	10	-9,8	-31,8	4,8	-12,5	-12,9	599,6		
2-3.5	39,0												491	608
2-3.6	45,8	-62,2	7,9	1,10	7	9	-58,5	-82,1	-44,4	-62,5	-59,6	1407,0		
2-3.7	56,1	-19,4	7,5	1,20	8	9	-16,3	-28,0	-1,7	-8,7	-19,0	668,5		
2-3.8	66,4	-43,1	8,4	1,00	6	10	-30,1	-8,5	-25,0	11,5	-43,4	1043,3		
2-3.9	73,2												417	552
2-3.10	80,0	-31,7	7,9	1,07	7	10	-28,8	18,7	-13,9	38,3	-32,0	845,8		
2-3.11	90,3	-7,8	8,4	1,00	6	10	5,4	24,9	10,3	44,9	-8,1	550,6		
2-3.12	100,6	3,8	7,5	1,18	8	9	9,5	22,3	21,5	41,6	3,0	452,1		
2-3.13	107,4												438	562
2-3.15	122,7	6,0	7,5	1,19	8	9	9,2	22,6	23,7	41,9	5,8	430,9		
2-3.16	135,8	-13,7	7,2	1,45	9	10	17,4	87,5	3,8	106,6	-13,7	608,3		

Tabelle A3.5: Ergebniszusammenstellung KKW Greifswald Block 2 RDB-Schweißnaht SN0.1.4. (Bohrkern 4-6)

Scheibe	Abstand von RDB mm	ASTM E1921							VERLIFE		Unified Kurve		Zugversuch	
		T <sub>0</sub> °C	σT <sub>0</sub> K	Σn <sub>i</sub>	r	N	T <sub>0</sub> <sup>SINTAP2</sup> °C	T <sub>0</sub> <sup>SINTAP3</sup> °C	RTT <sub>0</sub> °C	RTT <sub>0</sub> <sup>SINTAP</sup> °C	T <sub>0</sub> <sup>UC</sup> °C	Ω	R <sub>p0.2</sub> MPa	R <sub>m</sub> MPa
4-6.2	18,1	27,5	7,9	1,10	7	10	44,2	46,6	45,3	64,4	25,8	306,16		
4-6.3	24,9								16,0	16,0			552	669
4-6.4	31,7	6,1	7,5	1,26	8	10	7,7	48,8	23,8	66,5	5,9	430,4		
4-6.5	42,0	24,6	7,0	1,52	10	10	33,0	19,4	42,0	50,4	24,8	311,4		
4-6.6	52,3	37,6	7,0	1,51	10	10	56,1	38,6	55,0	73,5	38,6	248,0		
4-6.7	59,1												571	661
4-6.8	65,9	76,6	7,5	1,19	8	10	83,1	63,0	94,3	100,8	81,5	130,1		
4-6.9	76,2	68,5	7,2	1,43	9	10	71,9	49,5	86,0	89,4	69,7	153,6		
4-6.10	86,5	60,8	7,2	1,30	9	10	87,6	108,5	78,3	126,0	65,4	163,7		
4-6.11	93,3												532	652
4-6.12	100,1	69,4	7,0	1,52	10	10	69,4	68,6	86,8	86,8	71,9	148,7		
4-6.12VL	100,1	75,5	7,5	1,26	8	9	75,5	84,0	93,2	101,7	77,4	137,7		
4-6.12VR	100,1	76,0	7,9	1,05	7	8	76,5	97,7	93,8	115,5	77,9	136,7		
4-6.12C&V	100,1	72,5	5,4	3,86	24	27	72,5	77,8	89,4	94,7	74,5	143,3		
4-6.14	118,4	117,3	7,5	1,13	8	10	117,3	89,4	135,0	135,0	130,9	73,3		
4-6.14V	118,4	81,2	7,9	1,17	7	10	92,0	75,4	99,0	109,8	81,4	130,4		
4-6.14C&V	118,4	92,4	6,0	2,55	16	20	108,1	100,4	109,5	125,1	95,7	108,1		
4-6.15	125,2												501	627
4-6.16	132,0	82,3	7,0	1,60	10	10	82,3	61,3	99,7	99,7	85,5	123,3		
4-6.17	142,3	100,6	7,0	1,40	10	10	142,2	129,0	118,0	159,5	112,2	88,9		

## **Anlage 4: Bericht zum Teilvorhaben A 4.4**

**Reaktorsicherheitsforschung - Vorhaben-Nr.: 150 1331**

**Reactor Safety Research-Project No.: 150 1331**

*Wissenschaftlich-technische Zusammenarbeit mit Russland:  
Untersuchungen zu Mechanismen der Strahlenversprödung  
und des Ausheilverfahrens sowie Fluenzberechnungen für Re-  
aktordruckbehälter von WWER-Reaktoren -  
Fluenzrechnungen und retrospektive Reaktordosimetrie*

*Scientific technical cooperation with Russia: Investigation of the  
mechanisms of neutron embrittlement and annealing proce-  
dures as well as fluence calculations for reactor pressure ves-  
sels of WWER-type reactors –  
Fluence calculations and retrospective reactor dosimetry*

**J. Konheiser**

**Dienststelle des Autors / Performing Organisation:  
Helmholtz-Zentrum Dresden Rossendorf  
Bautzner Landstraße 400  
01328 Dresden**

**Berichtsdatum / Publication Date: Dezember 2011 / December 2011**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mit-  
teln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie  
unter dem Förderkennzeichen 150 1331 gefördert.

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages



## Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	2
Abstract	3
1. Aufgabenstellung	4
2. Detaillierte Darstellungen der Rechnungen und Ergebnisse	4
2.1 Das KKW Greifswald	4
2.2 Die Notwendigkeit neuer Rechnungen	4
2.3 Programmsystem TRAMO	5
2.4 Das dreidimensionale Reaktormodell	5
2.5 Herstellung der mikroskopischen und makroskopischen Datensätze	6
2.6 Berechnungen von Neutronen- und Gammaquellverteilungen	7
2.7 Allgemeine Angaben zu den Neutronen- und Gammarechnungen	8
3. Block 1	8
3.1 Fluenzrechnungen in der Schweißnaht SN0.1.4	8
3.2 Fluenzrechnung im Grundwerkstoffring 03.1	10
4. Block 2	11
4.1 Fluenzrechnungen in der Schweißnaht SN0.1.4	11
4.2 Fluenzrechnung im Grundwerkstoffring 03.1	11
4.3. Fluenzrechnungen in der Schweißnaht SN0.1.3	11
5. Block 4	12
5.1 Fluenzrechnungen in der Schweißnaht SN0.1.4	13
5.2 Fluenzrechnung im Grundwerkstoffring 03.1	13
6. Vergleich mit experimentellen Werten	14
6.1. Vergleich mit Messwerten von Zyklus 12 vom Block 1	14
6.2 Vergleich von Niobaktivitäten	14
6.2.1 Bestimmung effektiver Quellen	15
6.2.2 Experimentelle Bestimmung	16
6.2.3 Niobbestimmungen vom Block 1	17
6.2.4 Niobbestimmungen vom Block 4	19
6.3 Retrospektive Dosimetrie an anderen Nukliden	20
6.3.1 Nickel- und Technetiumbestimmung	20
7. Nutzen/Veröffentlichungen	22
8. Zusammenfassung	22
Literaturverzeichnis	23
Anhang	24

## Kurzfassung

Beim Rückbau der Blöcke 1 bis 4 wurden Materialproben in der Form von Bohrkernen aus den Reaktordruckbehältern (RDB) entnommen. Voraussetzung für eine aussagefähige Bewertung des Versprödungsverhaltens dieser RDB ist, dass die Bestrahlungscharakteristiken der Proben bekannt sind. Deshalb wurde im Rahmen dieses Vorhabens die Neutronenbelastung von interessierenden Teilen des RDB mit räumlich und energetisch hochaufgelösten Neutronen- und Gammafluenzrechnungen ermittelt.

Für jede vorgesehene Probenposition wurden gekoppelte Neutronen-Gamma-Transportrechnungen mit vorgegebener Neutronenquelle durchgeführt. Die Berechnungen erfolgten mit Hilfe des Programmsystems TRAMO [Barz 1998]. Die erforderlichen Eingangsdaten wurden von der Firma NIS Rheinsberg bereitgestellt. Die von den Spaltgammas induzierten Gammafluenzen wurden mit gesonderten Gammatransportrechnungen bestimmt. Auf Basis der berechneten Spektren erfolgte die Bestimmung der für die Versprödung wichtigen Fluenzintegrale für Neutronen mit  $E > 0.1, 0.5$  und  $1.0$  MeV. Für die Gammas sind die totalen Fluenzen und die Fluenzen  $> 1$  MeV ermittelt worden.

In diesem Bericht werden die Ergebnisse der Fluenzrechnungen vom Block 1, 2 und 4 dargestellt. Die Rechnungen zeigten, dass die maximalen azimuthalen Fluenzwerte im  $60^\circ$  Sektor bei  $30^\circ$  liegen. Der Einsatz von Abschirmkassetten in den letzten Zyklen von Block 1 reduzierte den Neutronenfluss auf 20%. Die max. Fluenzen von rund  $4.3 \cdot 10^{19}$  n/cm<sup>2</sup> ( $E > 1.0$  MeV) wurden im Block 2 bestimmt. Durch die hohe Auflösung der Rechnung in radialer Richtung konnte ein exakter Verlauf der Fluenz über die RDB-Wand bestimmt werden.

Die Überprüfung der Ergebnisse erfolgte anhand unabhängiger Rechnungen und Experimenten. So wurden die Rechnungen mit experimentellen Werten aus dem Zyklus 12 vom Block 1 überprüft. Die unabhängigen Rechnungen führte der russische Partner mit dem deterministischen Code DORT [Rhoades 1991] durch. Sowohl zum Experiment als auch zu den Rechnungen konnten sehr gute Übereinstimmungen erzielt werden.

Zusätzlich sind von einem Bohrkern experimentell die Aktivitäten des Niobs vom Basis- bzw. Schweißmaterial bestimmt worden. Die Vergleiche mit den auf Basis der berechneten Neutronenspektren ermittelten Niobaktivitäten zeigten kein einheitliches Bild. Es treten sowohl gute Übereinstimmungen als auch Abweichungen bis 50% auf. Als Ursache werden vor allem Unsicherheiten gesehen, die durch die geringe Niobkonzentration ( $\sim 1$  ppm) entstehen. Eine höhere Niobkonzentration existiert in der Plattierung vom Block 4 mit rund 0.5%. Die C/E (Calculation/Experiment) Verhältnisse lagen für diese Proben zwischen 0.7 und 0.9. Zusätzlich wurden von einigen Proben noch die Aktivitäten von Nickel und Technetium bestimmt und ähnliche C/E Verhältnisse ermittelt. Tendenziell wurden zu kleine Werte berechnet.

## Abstract

The decommission of the units 1 to 4 of the Greifswald nuclear power plant enabled the sampling of material from the reactor pressure vessels (RPV). In the framework of this STC technological task high-dissolved fluence calculations have been carried out for interesting parts of the RPV.

The neutron and gamma flux through the RPV wall has been calculated with TRAMO [Barz 1998], which is a multi-group Monte Carlo code for neutron and gamma transport calculations. The necessary input data were made available by the company NIS Rheinsberg. The fluence integrals ( $E > 0.1$ ,  $> 0.5$  and  $> 1.0$  MeV) important for neutron embrittlement assessment have been determined on basis of the calculated spectra. For the gammas the total fluences and the fluences  $E > 1.0$  MeV have been determined.

This report presents the results of the fluence calculations of unit 1, 2 and 4. The calculations show the maximum azimuthal fluence values at  $30^\circ$  within a  $60^\circ$  sector. The maximum fluences were determined by approximately  $4.3 \cdot 10^{19}$  n/cm<sup>2</sup> ( $E > 1.0$  MeV) in unit 2. Due to the high resolution of the calculation in radial direction an accurate trend of the fluence has been determined through the RPV wall.

The calculations have been validated against experimental results from the cycle 12 of unit 1 and values of an independent calculation. These calculations have been carried out by the Russian partner with the deterministic code DORT [Rhoades 1991]. Likewise the results were compared with results of older calculation.

In addition, the calculated fluences have been validated against the experimental determined activity of niobium. The deviations between the calculated activity and the activity of niobium range from 5% up to 50%. One reason for the large differences is seen in the very small niobium concentration of the base and weld metal (about 1 ppm). A higher niobium content of about 0.5% exists in the cladding of unit 4 with. The C/E ratios (calculation/experiment) for these samples amount between 0.7 and 0.9. In addition the activities of nickel and technetium of some samples were determined. The C/E ratios for these actinides amount between 0.5 and 0.7.

## 1. Aufgabenstellung

Eine Voraussetzung für die Bewertung des Versprödungsverhaltens und Ausheilungseffektes der stillgelegten WWER-440/V230-Reaktordruckbehälter (RDB) des Kernkraftwerkes Greifswald sind die im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten räumlich und energetisch hochaufgelösten Fluenzberechnungen für definierte Positionen. Die Berechnungen der Fluenzen erfolgen mit Hilfe des Programmsystems TRAMO [Barz 1998]. Auf Basis der berechneten Spektren werden die für die Bewertung der Versprödung wichtigen Fluenzintegrale  $E > 0.1, 0.5$  und  $1.0$  MeV für Neutronen bestimmt. Da in letzter Zeit ein möglicher Einfluss der Gammastrahlung auf die Versprödungs- und Alterungsprozesse von RDB-Stählen diskutiert wird, werden für diese Blöcke auch die Gammafluenzen bestimmt.

Die Validierung der Ergebnisse soll anhand unabhängiger Rechnungen und Experimenten erfolgen. Die Realisierung der Rechnungen lag beim russischen Partner, der diese mit dem deterministischen Code DORT [Rhoades 1991] durchführte. Die experimentelle Überprüfung erfolgt auf Basis von experimentellen Werten aus dem Zyklus 12 vom Block 1 und durch neue Experimente. So sollen anhand der im Stahl entstandenen Niobaktivitäten und anderer aktiver Nuklide die Neutronenfluenzen überprüft werden.

## 2. Detaillierte Darstellungen der Rechnungen und Ergebnisse

### 2.1 Das KKW Greifswald

Das Kernkraftwerk Greifswald wurde bis 1990 betrieben und danach wurde mit dem Rückbau begonnen. Es bestand aus 4 Blöcken des Reaktortyps WWER440/V-230.

Der Block 1 ging Mitte 1974 in Dauerbetrieb (Probetrieb ab Dezember 1973) bis zum 18.12.1990. Der Block 2 wurde von Dezember 1974 bis Februar 1990, der Block 3 von November 1977 bis Februar 1990 und der Block 4 von Juni 1979 bis Juni 1990 betrieben. Die Anzahl der Zyklen waren 15, 14, 12 und 11. Die Blöcke zählten zu den Reaktoren der 1. Generation von WWER 440. Von dieser Generation sind zurzeit noch 5 Reaktoren in Betrieb. Das Besondere dieser Reaktoren ist, dass die älteren Reaktordruckbehälter (in Greifswald Block 1 und 2) noch keine Edelstahlplattierung an der Innenseite besitzt.

Das Problem der hohen Neutronenfluenz im RDB der WWER-440-Reaktoren und damit verbundenen Versprödung ist bereits frühzeitig erkannt worden. Deshalb wurden die Druckbehälter der Blöcke 1, 2 und 3 im Bereich der kritischen Schweißnaht thermisch ausgeheilt. Nur im Fall von Block 1 wurde der Reaktor nach dem Ausheilen wieder in Betrieb genommen. Zusätzlich wurden beim Block 1 zur Verringerung der Neutronenfluenz in den letzten 4 Zyklen im äußeren Spaltzonenbereich Abschirmkassetten eingesetzt.

### 2.2 Die Notwendigkeit neuer Rechnungen

Im Rahmen des EU-Projektes (NUCRUS96601) wurden bereits verschiedene integrale Fluenzwerte auf der Innen- und Außenseite der Reaktordruckbehälter des KKW-Greifswald veröffentlicht. Die Berechnungen der Werte erfolgten mit Hilfe von Greenschen Funktionen, die auf der Basis von Monte-Carlo Rechnungen bestimmt wurden. Die benutzten Energiegruppenquerschnitte der Rechnungen beruhen auf den russischen ABBN-78 Kerndaten. Die Fluenzwerte liegen nur in einem groben Raster und nur auf der Oberfläche des RDB vor. Mit den neuen Rechnungen soll für die Bohrkern die örtliche Auflösung der Fluenzwerte sowohl auf der Oberfläche als auch in der Tiefe entscheidend verfeinert und zugleich auch die Qualität der Ergebnisse verbessert werden. Dieses wird einerseits erreicht durch die Nutzung besserer Quelldaten und andererseits durch den Gebrauch von neuesten Querschnittsdaten in feiner Energiestruktur. Durch die Verwendung schneller Maschinen und entsprechender varianzreduzierenden Methoden sollte es möglich sein, in den meisten Gruppenwerten statistische Fehler unter 3% und bei den Integralwerten unter 1 % zu realisieren.

Wie bereits erwähnt, zeigen neueste Untersuchungen, dass die Materialschädigung durch Gammas insbesondere in Verbindung mit Neutronen als nicht vernachlässigbar angenommen werden kann [Alexander 1997]. Auch die Bedeutung der thermischen Neutronen für die Versprödung wird heute höher eingestuft. Fluenzwerte von Gammas bzw. der thermischen Neutronen des RDB lagen bis zum Beginn des Projektes nicht vor.

### 2.3 Programmsystem TRAMO

Das Programmsystem TRAMO berechnet bei gegebener Quellverteilung von Neutronen oder Gammas über Energiegruppen integrierte Neutronen- bzw. Gammafluenzen für vorgegebene Volumina und Flächen. Die Hauptanwendung des Programms liegt in der Berechnung von Fluenzen im Bereich des Reaktordruckbehälters und dessen Umgebung. Es kann auch zur Berechnung von Neutronen- und Gammafeldern bei Castorbehältern oder an Forschungsreaktoren angewendet werden [Barz 1998].

Entsprechend dem Hauptanwendungsgebiet sind die geometrischen Möglichkeiten des Programms für Konstruktionen, die im Bereich der Reaktoren vorkommen, entwickelt worden. Das heißt, es kann ein System von Höhenschichten mit beliebig geschachtelten sich nicht schneidenden achsenparallelen Körpern berechnet werden. Die Gruppenkonstanten werden auf Basis von Kerndatenbibliotheken unter Verwendung des Programms NJOY erzeugt [MacFarlane 1994]. Sehr wichtig für eine erfolgreiche Anwendung von Monte-Carlo-Programmen ist die Verwendung von Varianzreduzierenden Methoden. Nur mit diesen Methoden ist es möglich bei vertretbaren Rechenzeiten Ergebnisse mit ausreichender statistischer Genauigkeit zu erzielen. Deshalb sind verschiedene Varianzreduzierende Verfahren implementiert. Eines der wichtigsten Verfahren ist die „Weight Windows Method“. Für deren Anwendung wurde ein spezielles Programm auf der Basis eines rekursiven Monte-Carlo-Spiels entwickelt, welches optimale zonen- und energieabhängige Gewichte erzeugt.

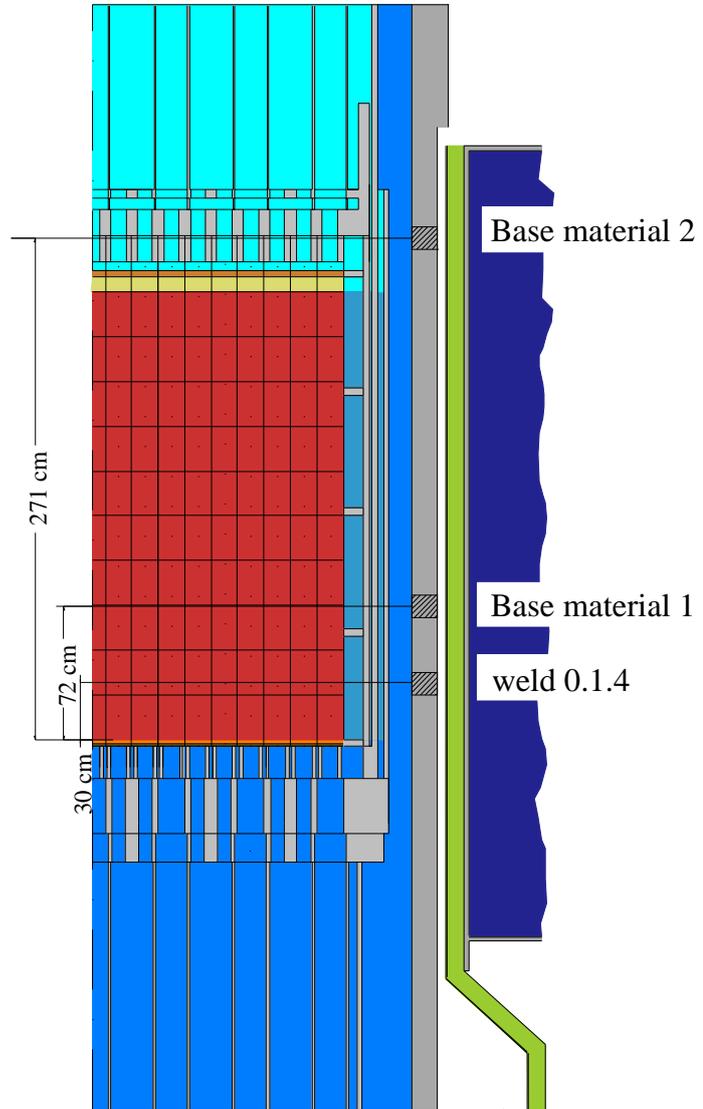


Abb.1: Vertikalschnitt vom Berechnungsmodell des WWER-440 (Modell 230) mit den Bohrkernpositionen des Blocks 1

### 2.4 Das dreidimensionale Reaktormodell

Von den RDB der Blöcke 1,2 und 3 wurden Bohrkern aus verschiedenen Positionen entnommen, wobei in Hinsicht der Versprödung die Proben aus der kritischen Schweißnaht SN0.1.4 die Wichtigsten sind. Diese kritische Schweißnaht befindet sich rund 30 cm

oberhalb der Spaltzonenunterkante. Die Positionen der Bohrkernaus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. waren von Block zu Block etwas verschieden.

Die Abb. 1 zeigt einen schematischen Vertikalschnitt durch das Rechenmodell des Reaktors. In dieser Abbildung sind die Probenpositionen der Bohrkern des Blockes 1 durch Schraffur gekennzeichnet.

Zur Erstellung der geometrischen Modelle kamen Zeichnungen des Herstellers und Unterlagen der ehemaligen Betreiber des Kernkraftwerkes zum Einsatz. Das Rechenmodell bildete einen 60° Sektor des Reaktors ab. Um den Einfluss der reflektierten Neutronen und Gammas im äußeren RDB-

Bereich mit zu berücksichtigen umfasste dieses auch den Ringbehälter. Innerhalb der Spaltzone sind die Brennstoffkassetten wie üblich homogenisiert. Außerhalb der Spaltzone wurden die Konstruktionselemente exakt abgebildet, um mögliche Homogenisierungseffekte im Zusammenhang mit der Energiegruppennäherung zu minimieren. Die Abb. 2 zeigt den Horizontalschnitt in der Mittelebene eines 60° Sektors. Eine Erstellung von separaten Geometriemodellen der einzelnen Probenpositionen war notwendig, um varianzreduzierende Methoden effektiv nutzen zu können. Für den Block 1 mussten für die Zyklen 12 bis 15, wegen des Einsatzes von Abschirmkassetten ebenfalls separate Geometriemodelle entwickelt werden. (In der Abb. 2 sind die entsprechenden Kassetten farblich abgesetzt). Die Abmaße der Bauelemente in den Rechenmodellen beruhen auf dem Standardprojekt. Angaben über die Längenausdehnungen der einzelnen Bauelemente bei Betriebstemperatur lagen nicht vor und blieben deshalb unberücksichtigt.

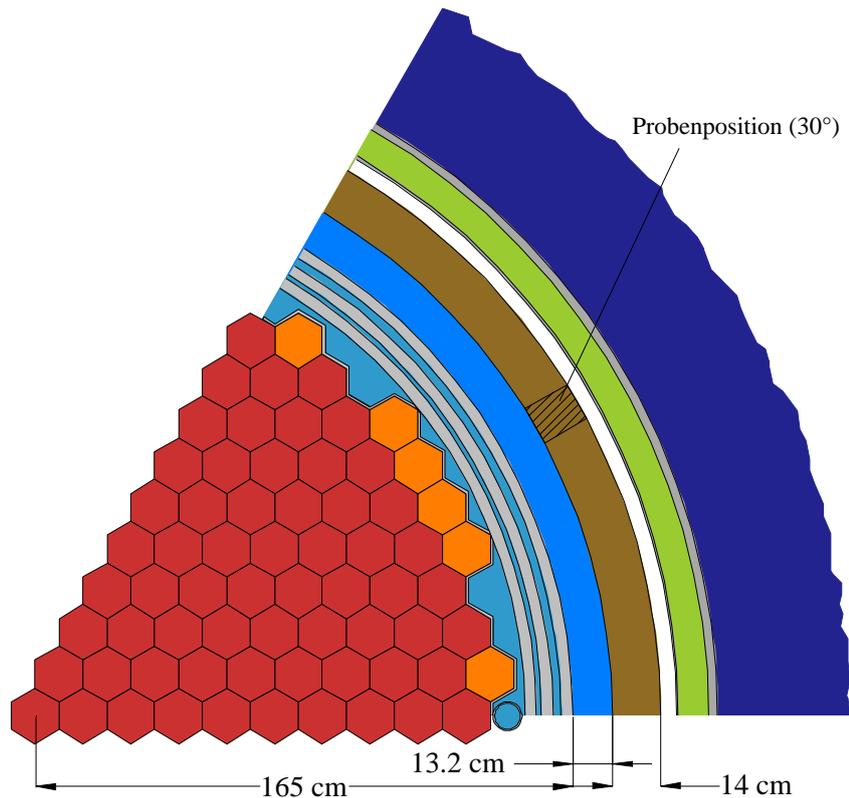


Abb. 2: Horizontaler Schnitt durch das Berechnungsmodell in der Spaltzone

## 2.5 Herstellung der mikroskopischen und makroskopischen Datensätze

Die Basis der Datenaufbereitung bildet das international verwendete Programm NJOY-99 [MacFarlane 1994]. Mit diesem Code werden temperaturabhängige mikroskopische Energiegruppenquerschnitte von verschiedenen Verdünnungen berechnet. Die verwendeten Kerndatenbibliotheken für die Neutronenquerschnitte einschließlich der Gammastrahlungsdaten waren ENDF/B-VI und ENDF/B-VII. Für die Gammaquerschnitte ist die PHOTX-Bibliothek benutzt worden [Roussin 1983]. Die erzeugten Energiestrukturen waren BUGLE-96 mit 47 Neutronen- und 20 Gammagruppen und SANDII/CSEWG mit 460 Neutronen- und 94 Gammagruppen. Die Erzeugung von Datensätzen in der WIMS-Struktur (69 Energiegruppen) dienen dem Vergleich mit experimentellen Ergebnissen.

Die Darstellung der inelastischen Übergangsgruppenquerschnitte erfolgte durch eine Legendre Entwicklung bis P5. Für die elastische Streuung und die Streuung im thermischen

Energiebereich wurden gleichwahrscheinliche Winkelintervalle für eine Anzahl von Energiepunkten erzeugt. Die Berechnung der thermischen Streuung für die meisten Nuklide basiert auf dem Freigasmodell. Für die thermische Streuung am Wasserstoff in Wasser konnten die sogenannten Alpha/Beta-Faktoren verwendet werden. Bei der Erzeugung dieser Daten sind für die Nuklide des Urandioxids eine Temperatur von 950 K und für die anderen 550 K (rund die Temperatur des Kühlmittels) angenommen worden.

Das Programm MODAJ erzeugte die makroskopischen Datensätze [Barz 1998]. Die benutzten Angaben zur Zusammensetzung der Materialien stammen aus dem Bericht [Suschowk 2002]. Für den Brennstoff konnte die Anreicherung von frischen Brennelementen von 3.6% angenommen werden, da in den meisten Zyklen frische Brennstoffkassetten in dem äußeren Spaltzonenbereich standen. Der Abbrand brauchte nicht berücksichtigt werden, da der Einfluss auf den Transport der Teilchen im schnellen Energiebereich gering ist [Barz 2000]. Im Unterschied dazu wurden die örtlichen Unterschiede der Wasserdichte durch die Temperatur in der Spaltzone berücksichtigt. Auf Basis der ebenfalls von NIS Rheinsberg GmbH bereitgestellten Temperaturen sind 12 verschiedene Nuklidzusammensetzungen für die Spaltzone erzeugt worden.

In den makroskopischen Querschnitten wurde mit Hilfe der F-Faktormethode die Selbstabschirmung der Nuklide berücksichtigt.

## 2.6 Berechnungen von Neutronen- und Gammaquellverteilungen

Zur Berechnung der Fluenz im RDB benötigt man das Flussintegral über die gesamte Betriebszeit des Reaktors. Dabei ist der Fluss über die zeitabhängige Spaltquelle durch die Transportgleichung bestimmbar. Mit Hilfe des Transportoperators TR und bei gegebenen äußeren Quellen lässt sich die Gleichung in der Form

$$TR * \phi(\vec{r}, E, t) = S(\vec{r}, E, t) \tag{1}$$

schreiben und als formale Lösung aus (1) erhält man

$$\phi(\vec{r}, E, t) = TR^{-1} * S(\vec{r}, E, t) \tag{2}$$

Durch die Integration des Flusses über die Zeit erhält man die Fluenz

$$\Psi(\vec{r}, E) = \int_t TR^{-1} * S(\vec{r}, E, t) dt \tag{3}$$

Für den relevanten Energiebereich der Quellen kann angenommen werden, dass sich die Transporteigenschaften nur marginal bzw. nicht ändern, so dass man die Gleichung (3) wie folgt schreiben kann

$$\Psi(\vec{r}, E) = TR^{-1} \int_t S(\vec{r}, E, t) dt \tag{4}$$

Die Gleichung (4) zeigt, dass man zur Berechnung der Fluenz die zeitlich integrierten Quellen benötigt. Für deren Bestimmung wurden die Neutronenquellen verwendet, die im Rahmen des Projektes bereitgestellt worden sind [Suschowk 2002]. Die Quelldaten waren für die Kassetten des 60° Sektors gegeben. Dabei waren die Kassetten in 10 Höhenabschnitte unterteilt.

Wie bereits erwähnt, waren in der äußeren Reihe hauptsächlich frische Brennelemente, so dass sowohl die Spaltausbeute als auch deren Energieverteilung der Neutronen auf Grundlage der U-235 Spaltung gewählt wurde. Die Energiestruktur der Quelle war die SAND II

Struktur (640 Energiegruppen) im Energiebereich von 20 MeV bis 10 eV. Dieser Energiebereich umfasste 415 Energiegruppen.

Auf Basis der berechneten Neutronenquellstärke der einzelnen Quellvolumina wurden die Gesamtquellstärken und die Quellverteilungen berechnet. Die Gesamtquellstärke und die Verteilung der prompten Spaltgammas konnten proportional zu denen der Neutronen angenommen werden. Die Gammas aus den Spaltprodukten wurden nicht berücksichtigt, da für deren Bestimmung spezielle Abbrandrechnungen notwendig wären. Aus durchgeführten ORIGEN-Rechnungen ist bekannt, dass etwa ebenso viele Spaltproduktengammas wie prompte Spaltgammas entstehen, aber energetisch niedriger sind.

Standardmäßig wurden für die Rechnungen nur die äußeren 34 Brennstoffkassetten (drei Kassettenreihen) als Quellzonen benutzt, da der Einfluss von noch weiter innen liegenden Kassetten vernachlässigt werden kann. Da aus früheren Rechnungen bekannt ist, dass die Quellstruktur der Brennstoffkassette die Fluenz des RDB beeinflusst, standen für diese zusätzlich höhenabhängige normierte Leistungsverteilungen ihrer Brennstäbe zur Verfügung.

Für die Rechnungen, wo der Probenort außerhalb des Spaltzonenbereiches lag, sind die Quellzonen entsprechend eines möglichen Einflusses über die Boden- bzw. der Deckfläche der Spaltzone erweitert worden. Für diese zusätzlichen Quellzonen konnten, wegen des Fehlens der Brennstabdaten, keine inneren Leistungsunterschiede angenommen werden. Durch den Einsatz von Abschirmkassetten in den letzten Zyklen von Block 1 wurden für diese entsprechend separate Quellverteilungen bestimmt.

## 2.7 Allgemeine Angaben zu den Neutronen- und Gammarechnungen

Die Neutronenquelle wurde, auf Basis der bereitgestellten Daten, als „äußere Quelle“ vorgegeben. Bei solchen Rechnungen muss die Spaltreaktion als Absorptionsreaktion ohne Gammaproduktion behandelt werden. Für die Berechnung der Gammafluenzen wurden einmal eine gekoppelte Neutronen-Gamma-Rechnung mit Neutronenquelle für den Beitrag aus den Neutronenreaktionen und einmal eine Gammarechnungen mit Gammaquelle für den Beitrag der Spaltgammas durchgeführt.

Zur Verbesserung der Statistik der Gruppenwerte in oberen Energiespektren sind separate Rechnungen für die oberen Energiegruppen durchgeführt worden. So konnten statistische Fehler für die Energiegruppenwerte der Neutronen im Allgemeinen für die 47 Gruppenrechnung unter 1% und für die 640 unter 2% erzielt werden. Für die statistischen Fehler der Integralwerte, die aus den Fluenzspektren berechnet wurden, kann deshalb angenommen werden, dass sie prinzipiell kleiner als 1 % waren.

Die Berechnung der Fehler der Integralwerte erfolgte im Fall der 47/20 Gruppenrechnung aus den Fehlern der Gruppenwerte. Dieser berechnete Fehler widerspiegelt aber nicht exakt den statistischen Fehler des Integralwertes, da die Korrelationen der Gruppenfehler nicht berücksichtigt wurden. Man kann aber annehmen, dass der „wahre“ statistische Fehler etwas größer sein wird.

Im Fall der 640/94 Gruppen ist auf die Angabe der Fehler für die Integralwerte verzichtet worden, da hier, durch die sehr feine Energiestruktur größere Korrelationen vermutet und somit größere Abweichungen erwartet werden.

## 3. Block 1

Die hier aufgeführten Ergebnisse wurden zum Teil bereits im Abschlussbericht zum Vorhaben 1501260 „Nachbestrahlungsuntersuchungen an RDB-Material des KKW Greifswald Neutronenfluenzberechnungen am Block 1“ dargestellt. Weil dieser Bericht einen gewissen Abschluss dieser Arbeiten bedeutet, werden sie wegen der Vollständigkeit hier noch einmal beschrieben.

### 3.1 Fluenzrechnungen in der Schweißnaht SN0.1.4

Die Schweißnaht SN0.1.4, die sich im Bereich höherer Fluenzen befindet, wird als besonders kritisch im Bezug auf die Versprödung angesehen. Die Lebenszeit des Druckbehälters

wird deshalb maßgeblich durch die Fluenz in diesem Bereich bestimmt. Deshalb wurde vorsorglich der Bereich der Schweißnaht des Blocks 1 nach Beendigung des 13. Zyklus thermisch ausgeheilt. Daraus ergab sich die Notwendigkeit, für die Zyklen nach dem Ausheilen separate Fluenzwerte zu berechnen.

Die Tabelle 1a (im Anhang) zeigt die integralen Neutronenfluenzwerte der azimutalen Position bei 30° von der Innen- (0 cm) zur Außenseite (14 cm) des RDB für die gesamte Betriebszeit des Reaktors und Tabelle 2a für die Zyklen nach dem Ausheilen (Zyklus 14, 15). Tabellen 3a und 4a zeigen die entsprechenden Werte für die Gammas. Bei diesen Ergebnissen muss erwähnt werden, dass hier der Beitrag aus den Spaltprodukten fehlt. Die Standardenergiestruktur für diese Rechnungen waren BUGLE-96 und ENDF/B-VI Daten.

Die Abb.3 zeigt den radialen Verlauf verschiedener integraler Größen über die Dicke des RDB. Die Kurven zeigen annähernd den erwarteten Verlauf einer abfallenden Exponentialfunktion. Differenzen von der Exponentialfunktion sind im Innen- und Außenbereich von RDB zu erkennen. Ursache dieser Abweichungen sind physikalische Effekte, die beim Übergang der Neutronen in die verschiedenen Materialzonen auftreten. Zum Beispiel wird der Anstieg der thermischen Fluenz im äußeren Bereich des RDB durch die Rückstreuung der Neutronen vom Ringbehälter verursacht. Die Gammafluenzwerte zeigen einen nahezu exponentiellen Abfall durch den Druckbehälter. Der Anteil der prompten Spaltgammas an der Gesamtfluenz betrug an der Innenseite des RDB maximal 8 %. Unter Einbeziehung der fehlenden Gammas aus den Spaltprodukten würde sich der Beitrag maximal verdoppeln.

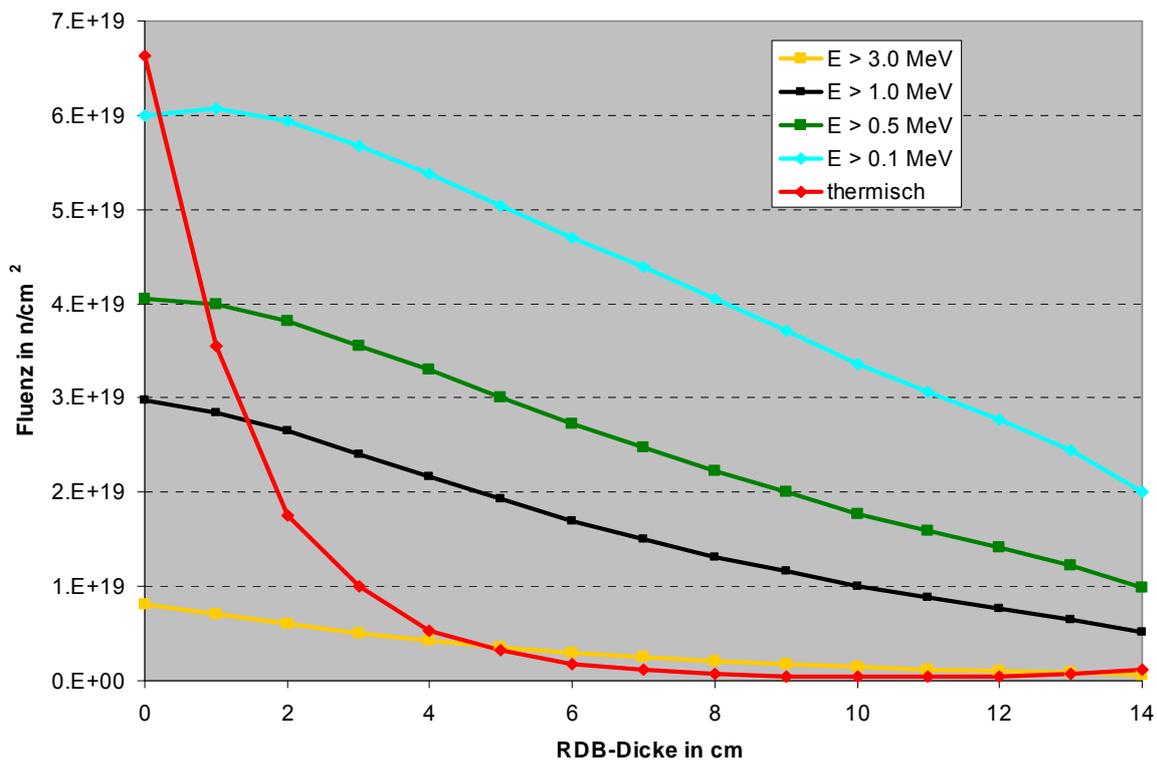


Abb. 3: Verlauf von integralen Fluenzwerten über alle 15 Zyklen in der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB vom Block 1 (Azimutalwinkel 30°)

Weiter zeigen die Rechnungen, dass trotz des Einsatzes von Abschirmkassetten in den letzten Zyklen der maximale azimutale Fluenzwert bei 30° liegt. Die Werte bei 0° sind rund 15% kleiner. Erwartungsgemäß lag die Maximalfluenz nach dem Ausheilen durch den Einsatz von Abschirmkassetten aber im Bereich von 0° bis 15°. Im Durchschnitt konnten, durch den Einsatz von 6 Abschirmkassetten, die Fluenzwerte bei der Position 30° um 80 % und bei 0° um

60 % gegenüber den Fluenzwerten der Standardbeladung gesenkt werden. Beim Einsatz von nur 4 Abschirmkassetten betrug die Absenkung bei 0° nur 20%. Die Schwächung der Gammas ist allgemein geringer und lag bei rund 30 % des Wertes der Standardbeladung. Ergänzend sollte erwähnt werden, dass ein Teil der Rechnungen mit den neuen Daten wiederholt wurde. Es handelt sich dabei um für die Rechnungen für Block 2 und 4 erzeugte Daten. Die integralen Fluenzen dieser Rechnungen waren im Schnitt 10 bis 15% kleiner. Die genaue Ursache konnte nicht geklärt werden.

### 3.2 Fluenzrechnung im Grundwerkstoffring 03.1.

Die Tabellen 5a und 6a zeigen die integralen Fluenzwerte der Probenposition 72 cm (bezogen auf die Spaltzonenunterkante) für Neutronen und Tabelle 7a für Gammas. Die Tabellen 8a und 9a enthalten die entsprechenden Werte der Position 271 cm. Abbildungen 4 und 5 zeigen die Verläufe durch RDB-Wand.

Die Proben der Position 72 cm repräsentieren Grundwerkstoff, das sich in Bereich der thermisch ausgeheilten Zone befand. Die Proben der Position 271 cm liegen bereits oberhalb der Spaltzonenoberkante (29 cm) und somit weit außerhalb des wärmebehandelten Bereiches. Die Ergebnisse der unteren Grundwerkstoffprobe unterscheiden sich qualitativ nicht von denen der Schweißnaht. Quantitativ liegen alle Werte um etwa 30 % über denen der Schweißnaht.

Die Werte für die oberen Grundwerkstoffproben ergeben dagegen ein etwas anderes Bild. Der Verlauf der integralen Fluenzwerte durch den Druckbehälter ist flacher (siehe Abb. 5). Die Ursache sind die veränderten geometrischen Bedingungen gegenüber denen im Spaltzonenbereich. Hier ist auch der Einfluss der Abschirmkassetten auf den azimuthalen Fluenzverlauf geringer. Im Allgemeinen waren hier die Neutronen bzw. Gammafluenzen um rund eine Größenordnung niedriger.

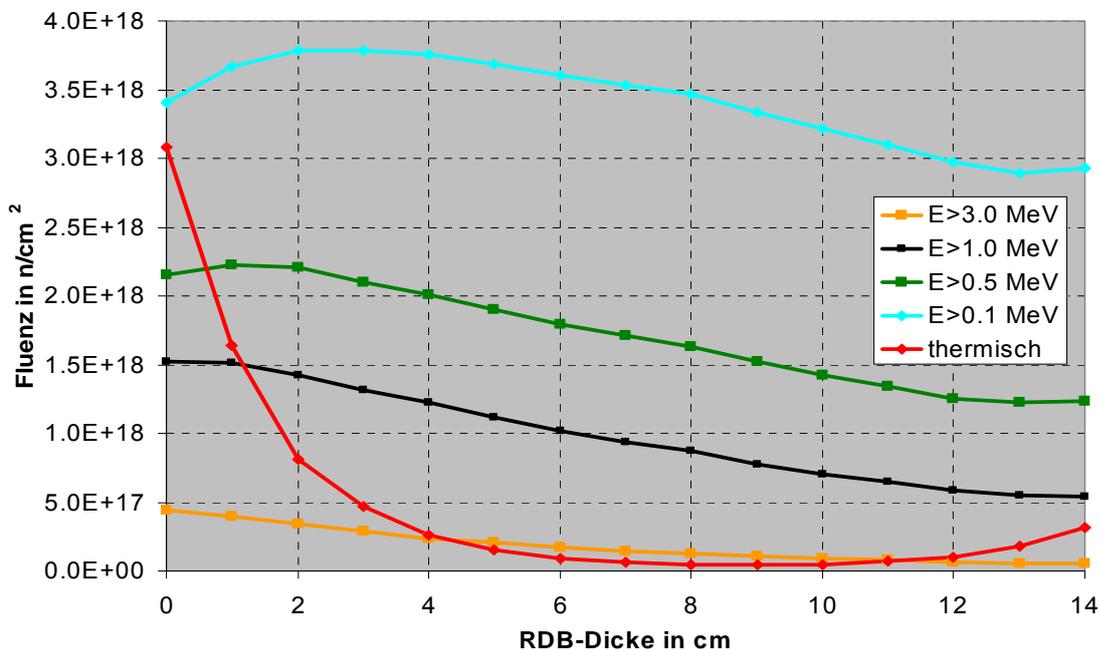


Abb. 5: Verlauf von integralen Fluenzwerten über alle 15 Zyklen im Grundwerkstoff 271 cm oberhalb Spaltzonenunterkante des RDB vom Block 1 (Azimutalwinkel 30°)

## 4. Block 2

Im Gegensatz zum Block 1 kamen im Block 2 keine Abschirmkassetten zum Einsatz. Auch wurde dieser Druckbehälter nach dem thermischen Ausheilen nicht noch einmal angefahren, so dass für diesen Block nur eine integrale Quelle berechnet werden musste. Die Geometrie ist identisch mit Block 1. Da zu Beginn der Rechnungen die neuen Kerndaten ENDF/ B VII vorlagen, wurde für diese Rechnungen ein neuer Datensatz erzeugt. Als Energiestruktur wurde SANDII mit 460 Gruppen und CSEWG mit 94 Gammagruppen gewählt.

Von diesem Block wurden Bohrkerne aus 4 verschiedenen Höhen entnommen. Neben der Schweißnaht SN0.1.4 wurden auch aus der Schweißnaht SN0.1.3 (191 cm unterhalb der Spaltzonenunterkante) und aus dem Schmiedering 0.3.1. in 72 cm bzw. 211 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante Bohrkerne entnommen. Die Bohrkerne der Schweißnaht SN0.1.4 und des Schmiederinges in 72 cm liegen im azimutalen Maximum (30°) und die anderen im Minimum (0° oder 60°).

### 4.1 Fluenzrechnungen in der Schweißnaht SN0.1.4

Die Tabelle 10a zeigt integrale Neutronenfluenzwerte der azimutalen Position in den 60° Sektor bei 30° von der Innen- zur Außenseite des RDB für die gesamte Betriebszeit des Reaktors und Tabellen 11a die entsprechenden Werte für die Gammas. Auch hier fehlt der Beitrag der Gammas aus den Spaltprodukten. In diesen und folgenden Tabellen sind die statistischen Fehler aus den unter 2.7 aufgeführten Gründen nicht mehr angegeben.

Der qualitative Verlauf der Fluenzen entspricht den im Block 1, so dass hier auf die bildliche Darstellung verzichtet wird. Quantitativ liegen die integralen Fluenzen rund 15 bis 20 % über denen von Block 1. Der Grund ist, dass dieser Block bis zum Abschalten ohne Abschirmkassetten betrieben wurde.

Vom Block 2 existieren leider keine Experimente. Die Werte wurden deshalb an den berechneten Ergebnissen vom Block 1 quantitativ und qualitativ überprüft.

### 4.2 Fluenzrechnung im Grundwerkstoffring 0.3.1.

Die Tabelle 12a zeigt die integralen Fluenzwerte der Probenposition 72 cm (bezogen auf die Spaltzonenunterkante) für Neutronen und Tabelle 13a für Gammas und die Tabellen 14a und 15a die entsprechenden Werte der Position 211 cm.

Wie im Block 1 waren die Proben der Position 72 cm im und 211cm außerhalb des Bereiches der ausgeheilten Zone. Die Proben der Position 211 cm wurden hier aber aus dem azimutalen Fluenzminimum entnommen (60°). Die Fluenzverläufe sowohl für die unteren als auch für die oberen Basismaterialproben unterscheiden sich qualitativ nicht von denen der Schweißnaht. Quantitativ liegen die Werte von der „72er“ um etwa 35 % über und von der „211er“ Position rund 50% unter denen der Schweißnaht. Für die Gammas können entsprechende Aussagen getroffen werden.

### 4.3. Fluenzrechnungen in der Schweißnaht SN0.1.3

Die Proben dieser Schweißnaht sollen als Referenzprobe für unbestrahltes Material dienen. So werden im Allgemeinen Proben, die eine Fluenz kleiner  $10^{17}$  n/cm aufweisen bezüglich Versprödung als unbestrahlt angesehen. In diesen Proben ist praktisch eine Schädigung durch Neutronen nachzuweisen.

Die Rechnungen sollen deshalb nur sicherstellen, dass dieser Wert nicht überschritten wird. Aus diesem Grund wurden die Fluenzen oberhalb der Schweißnaht bestimmt. Außerdem wurde hier eine gröbere örtliche Unterteilung gewählt. So wurde die radiale Unterteilung des RDB halbiert und auf eine Azimutale verzichtet. Dieses war hier sehr hilfreich, da jetzt größere Schätzvolumina zur Verfügung standen und somit die wegen der großen Distance zur Quelle erwarteten statistischen Probleme reduziert werden konnten. So konnten bei vernünftigen Rechenzeiten Fehler für die Integralwerte von rund 5 % erzielt werden. Dieses wird hier als ausreichend angesehen.

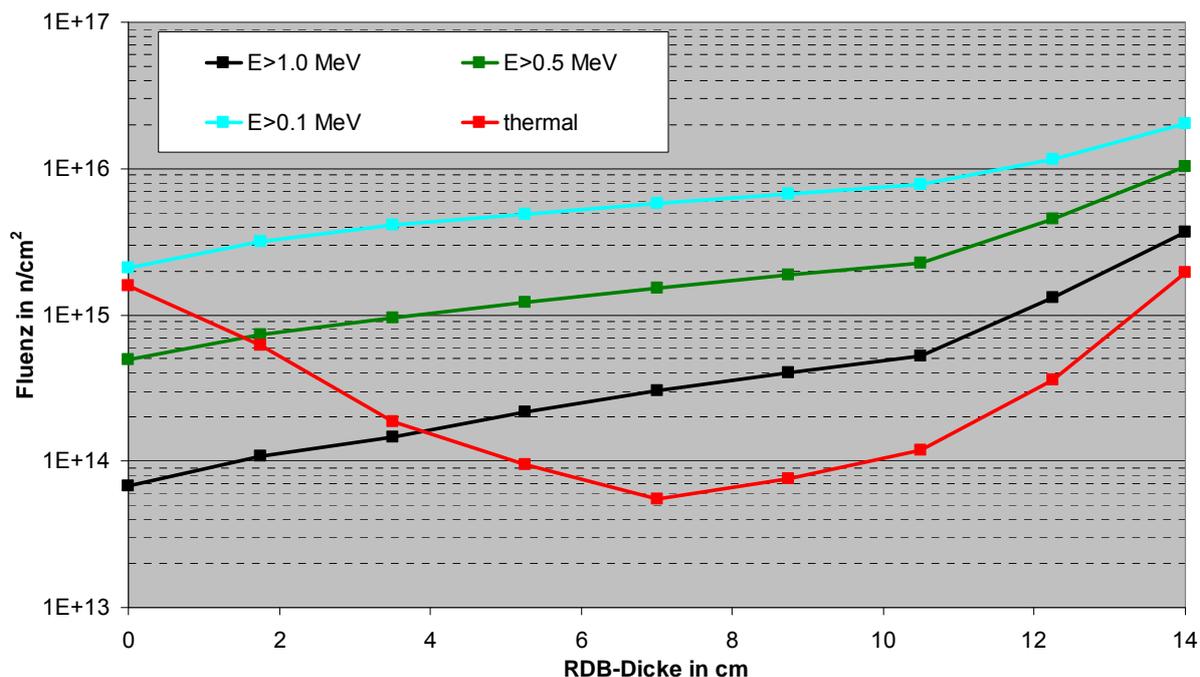


Abb. 6: Verlauf von integralen Fluenzwerten oberhalb der Schweißnaht SN0.1.3 des RDB vom Block 2 (Position: 191 cm unterhalb der Spaltzonenunterkante)

Die Tabelle 16a zeigt die integralen Fluenzwerte oberhalb der Schweißnaht und die Abbildung 6 deren Verlauf durch die RDB-Wand. Eine Auswertung der Gammafluenzen erfolgte nicht, da der statistische Fehler zu groß war und wegen des geringen Einflusses der Gammas die Notwendigkeit zusätzlicher Rechnungen nicht bestand.

Die Abbildung 6 zeigt, dass die Fluenzen an der Außenseite in diesem Bereich größer sind als an der Innenseite. Im ersten Moment erscheint dieses Ergebnis dem Vertrauten zu widersprechen, aber wenn man sich die geometrischen Verhältnisse an diesem Punkt betrachtet ist die tendenzielle Umkehr des Fluenzverlaufes klar. So werden auf der einen Seite die Neutronen und Gammas durch die Schachtboden- bzw. Korbodenplatte mit einer Gesamtdicke von 45 cm Edelstahl und zusätzlich dem großen Wasservolumen unterhalb der Platten gut abgeschirmt und auf der anderen Seite können die Neutronen nach der Durchquerung des RDB ohne große Absorption im Luftspalt direkt nach unten gestreut werden. So ergibt sich, dass die integralen Fluenzwerte der Schweißnaht SN0.1.3. an der Außenseite um rund drei und an der Innenseite aber um rund fünf Größenordnungen niedriger sind als in der Schweißnaht SN0.1.4. Fluenzwerte für  $E > 1.0 \text{ MeV}$  von max.  $1.0 \cdot 10^{16}$  wurden berechnet und können somit für materialtechnische Untersuchungen praktisch als unbestrahlt angesehen werden.

## 5. Block 4

Block 4 hat gegenüber von Block 1 und 2 eine leicht geänderte Geometrie. Neben kleineren Veränderungen im Bereich des Schachtes ist das Aufbringen einer Plattierung auf die Innenseite des RDB eine der Hauptänderung gegenüber den Blöcken 1 und 2. Der RDB des Blockes 4 ist nicht thermisch ausgeheilt worden. Wie beim Block 2 kamen keine Abschirmkassetten zum Einsatz, entsprechend wurde auch hier nur eine integrale Quelle erzeugt. Für die Rechnungen wurde der Querschnittsdatensatz vom Block 2 verwendet. Die Energiestruktur entsprach somit der SANDII und CSEWG Gruppenstruktur.

Von diesem Block wurden Bohrkerne aus 2 verschiedenen Höhen entnommen. Neben der Schweißnaht SN0.1.4 wurden aus dem Schmiedering 0.3.1 im Flussmaximum (110 cm

oberhalb der Spaltzonenunterkante) Bohrkerne entnommen. Alle Bohrkerne stammen aus dem azimuthalen Maximum (30°).

### 5.1 Fluenzrechnungen in der Schweißnaht SN0.1.4

Die Tabelle 17a enthält die integralen Neutronenfluenzwerte der azimuthalen Position bei 30° von der Innen- (-0.8 cm) zur Außenseite (14 cm) des RDB für die gesamte Betriebszeit des Reaktors und Tabelle 18 die entsprechenden Werte für die Gammas. Im Bereich von -0.8 bis 0 cm befindet sich die Plattierung. Abbildung 7 zeigt den Verlauf der Neutronenfluenzen über die RDB-Wand.

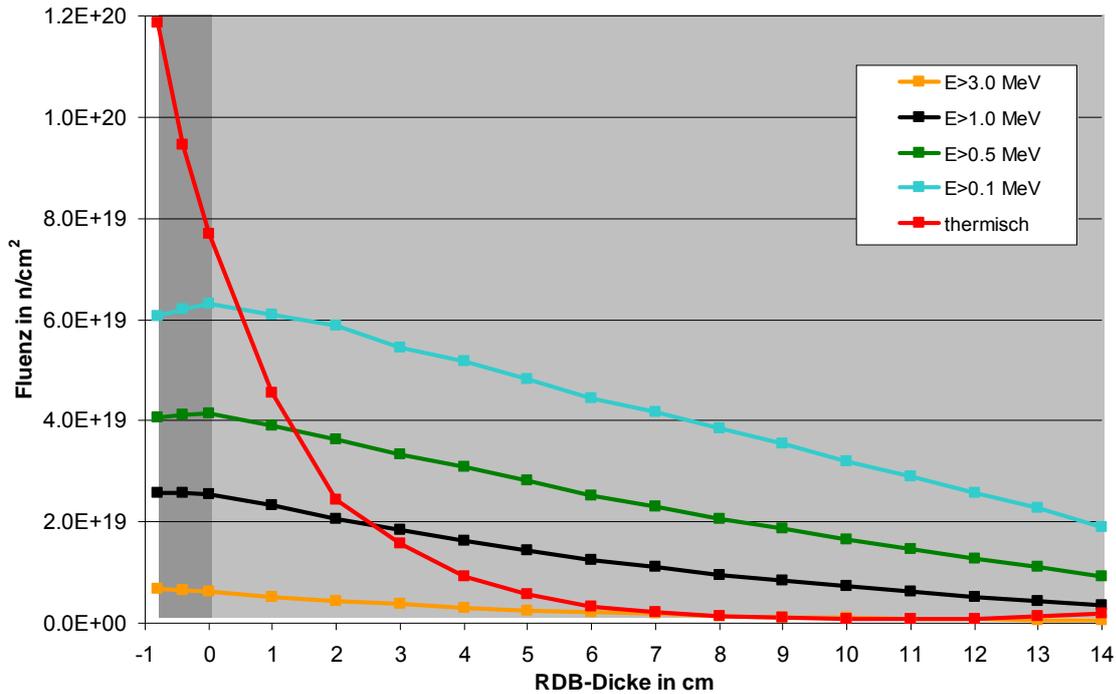


Abb. 7: Verlauf von integralen Fluenzwerten in der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB vom Block 4 (30 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante)

Die ersten quantitativen und qualitativen Überprüfungen der berechneten Ergebnisse erfolgte anhand der Ergebnisse von Block 1 und 2. Experimentelle Vergleiche wurden auf Basis verschiedener Aktivitäten durchgeführt und werden im Abschnitt 6 beschrieben. Die Rechnungen zeigten, dass die integralen Fluenzen ca. denen vom Block 1 entsprachen, obwohl dieser Block nur 11 Zyklen betrieben wurde. Der Hauptgrund ist, dass im Block 1 ab dem 11. Zyklus Abschirmkassetten eingesetzt waren.

### 5.2 Fluenzrechnung im Grundwerkstoffring 0.3.1.

Die Tabellen 19a zeigen die integralen Fluenzwerte der Probenposition 110 cm (bezogen auf die Spaltzonenunterkante) für Neutronen und Tabelle 20 für Gammas. Die Proben sind somit aus dem Fluenzmaximum sowohl vertikal als auch azimuthal (30°).

## 6. Vergleich mit experimentellen Werten

### 6.1. Vergleich mit Messwerten von Zyklus 12 vom Block 1

Zur Absicherung der berechneten Ergebnisse wurde ein Vergleich mit Messungen vom 12. Zyklus Block 1 durchgeführt. In diesem Zyklus war ein Netz von Fluenzmonitoren an der Außenwand des RDB angebracht. Die Ergebnisse sind in [Mehner 1988] veröffentlicht. Zum Einsatz kamen unterschiedliche Neutronenaktivierungsdetektoren. Die Berechnung der Reaktionsraten der Monitore erfolgte mit Hilfe der Querschnittsbibliothek IRDF-90 rev. 2.

Neben der Standardrechnung mit 47/20 Energiegruppen wurden für den Vergleich auch Feingruppenrechnungen mit 640 Neutronenenergiegruppen durchgeführt. Zusätzlich wurden die Ergebnisse noch mit Werten unabhängige Rechnungen, die vom russischen Partner mit dem deterministischen Code DORT [Rhoades 1991] durchgeführt worden sind, verglichen. Der Vergleich basierte auf folgenden Reaktionen: Fe54(n,p), Ni58(n,p), Ti46(n,p), Cu63(n,a) und Nb93(n,n').

Tab.1: C/E und C/C Werte des Blocks 1 im Zyklus 12 an der Position von 54°. Die TRAMO Werte wurden mit einem 47/20 und 640/94 Gruppensatz berechnet.

	Fe54(n,p)	Ni58(n,p)	Ti46(n,p)	Cu63(n,a)	Nb93(n,n')
TRAMO <sub>47</sub> / EXP	0.984	1.077	0.997	1.016	0.649
TRAMO <sub>640</sub> / EXP	1.067	1.158	1.048	0.994	0.671
DORT / EXP	0.997	1.085	1.009	0.999	0.629
TRAMO <sub>47</sub> / DORT	0.986	0.993	0.988	1.017	1.032
TRAMO <sub>640</sub> / DORT	1.070	1.067	1.039	0.995	1.067

Tab.2: C/E und C/C Werte des Blocks 1 im Zyklus 12 an der Position von 40°. Die TRAMO Werte wurden mit einem 47/20 und 640/94 Gruppensatz berechnet.

	Fe54(n,p)	Ni58(n,p)	Ti46(n,p)	Cu63(n,a)	Nb93(n,n')
TRAMO <sub>47</sub> / EXP	0.917	1.017	0.930	0.929	0.700
TRAMO <sub>640</sub> / EXP	0.983	1.084	0.969	0.927	0.722
DORT / EXP	1.007	1.106	1.056	1.068	0.712
TRAMO <sub>47</sub> / DORT	0.910	0.919	0.881	0.869	0.983
TRAMO <sub>640</sub> / DORT	0.976	0.980	0.918	0.868	1.014

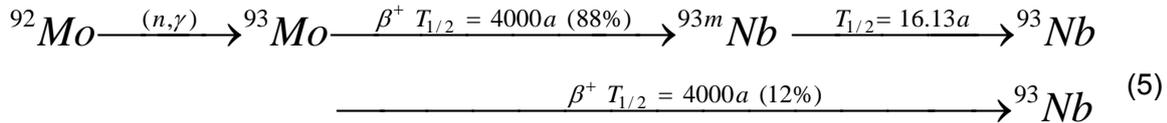
Die Tab.1 und Tab.2 zeigen die C/E und  $C_{\text{TRAMO}}/C_{\text{DORT}}$ -Verhältnisse an zwei Positionen. Der Vergleich der Ergebnisse der beiden Gruppenrechnungen zeigte eine sehr gute Übereinstimmung der Fluenzwerte. Die Abweichungen von den experimentellen Werten mit Ausnahme der Nb-Werte sind kleiner 10 % und stimmen auch gut mit den berechneten DORT-Werten überein. Die Abweichungen beim Nb sind systematisch und liegen bei rund 30 %. Die Ursache dieser konstanten Abweichung konnte im Rahmen dieses Projektes nicht geklärt werden.

### 6.2 Vergleich von Niobaktivitäten

Wegen seiner (n,n')-Reaktion, mit einem Schwellwert unterhalb 1 MeV und dem dadurch erzeugten Kern Nb-93m mit einer Halbwertszeit von rund 16 Jahren, zählt Niob zu den Standardmonitoren in der Reaktordosimetrie. Entsprechende Verfahren und Erfahrungen sowohl

zur experimentellen Bestimmung als auch für die Berechnung von Niobaktivitäten liegen deshalb vor.

Außer in der Plattierung vom Block 4 mit rund 0.5% Nb sind nur Spuren im RDB- Stahl und im Schweißmaterial vorhanden (rund 1-8 ppm Nb). Für den RDB Stahl und das Schweißmaterial ist im Hinblick auf die Bestimmung von Niobaktivitäten das Legierungselement Molybdän problematisch. Durch thermischen bzw. epithermischen Neutroneneinfang am Mo-92 entsteht Mo-93, das sich mit einer Halbwertszeit von 4000a vorwiegend in Nb-93m umwandelt.



Entsprechend musste die Produktion von Nb-93m aus dem vorhandenen Molybdän berücksichtigt werden. Durch diesen Umstand wurde es notwendig, die Konzentrationen von Niob und Molybdän in die Aktivitätsberechnung mit einzubeziehen.

### 6.2.1 Bestimmung effektiver Quellen

Die Berechnung der Aktivitäten des Niobs wurde mit Hilfe von effektiven Quellen durchgeführt. Bei diesen Verfahren wird das Abklingen der Aktivität des Nuklids bereits in den Quellen berücksichtigt. Die Gleichung 4 aus dem Abschnitt 2.6 zeigt, dass man zur Berechnung der Fluenz  $\Psi(\vec{r}, E)$  die zeitlich integrierten Quellen benötigt. Die Reaktionsrate für Niob wiederum berechnet sich aus dem Querschnitt  $\delta_{\text{Nb},n}$  und der Fluenz  $\Psi(\vec{r}, E)$ .

$$RR_{\text{Nb}} = \delta_{\text{Nb},n}(E) \Psi(\vec{r}, E) \quad (6)$$

Somit ergibt sich aus Gleichung (4) vom Abschnitt 2.6 und (6)

$$RR_{\text{Nb}} = \delta_{\text{Nb},n}(E) TR^{-1} \int_t S(\vec{r}, E, t) dt \quad (7)$$

Im Fall von Niob können, wegen der relativ langen Halbwertszeit, die Änderungen der Quellverteilung innerhalb eines Zyklus vernachlässigt und das Integral durch die zeitintegrierte Quellverteilung  $S_k(\vec{r}, E)$  ersetzt werden.

$$RR_{\text{Nb}} = \delta_{\text{Nb},n}(E) TR^{-1} S_k(\vec{r}, E) \quad (8)$$

Die Zeitabhängigkeit der Aktivität lässt sich mit den inhomogen linearen Differentialgleichungen beschreiben:

$$A_{\text{Nb} \rightarrow \text{Nb}} = \frac{dN}{dt} = RR_{\text{Nb}} - \lambda_{93m \text{ Nb}} * N_{93m \text{ Nb}} \quad (9)$$

Die Lösung der Gleichung 9 unter der Annahme, dass zu Beginn der Bestrahlung keine aktiven Kerne vorhanden waren, ist die so genannte Aktivierungsgleichung

$$A_{\text{Nb} \rightarrow \text{Nb}} = RR_{\text{Nb}} * \left( 1 - e^{-\lambda_{93m \text{ Nb}} * t_z} \right) \quad (10)$$

mit  $t_z$  als Bestrahlungszeit (Zykluszeit). Die Gleichung (10) beschreibt die Aktivität am Ende der Bestrahlung. Aus Gleichung (8) und (10) ergibt sich nun der Zusammenhang zwischen der Quelle und der Aktivität.

$$A_{Nb \rightarrow Nb} = \delta_{Nb,n}(E) TR^{-1} S_k(\vec{r}, E) \left(1 - e^{-\lambda_{93m Nb} * t_z}\right) \quad (11)$$

Durch die Einführung von effektiven Quellen lässt sich der Zerfall der erzeugten Nuklide direkt in den Quellen berücksichtigen.

$$S_{k,eff}(\vec{r}, x) = S_k(\vec{r}, x) \left(1 - e^{-\lambda_{93m Nb} * t_z}\right) e^{-\lambda_{93m Nb} * t_a} \quad (12)$$

Die Gleichung (12) wurde mit dem Abklingfaktor  $e^{-\lambda_{93m Nb} * t_a}$  erweitert, der das Abklingen der Aktivität zum Messzeitpunkt beschreibt. Die Gleichung zeigt, dass die effektive Quelle zum Zeitpunkt  $t_a$  als Summe von konstanten Quellverteilungen von 0 bis  $t_z$  gewichtet mit dem Abklingfaktor dargestellt werden kann. Damit ist es möglich, die zeitliche Veränderung der Quellverteilung bereits in der integralen Quelle zu berücksichtigen. Nachteil dieser Methode ist, dass die so erzeugte Quelle nur für die Bestimmung der Aktivität eines Nuklids genutzt werden kann.

Etwas anders ist es, wenn das Nuklid nicht direkt erzeugt wird. So wird zum Beispiel die Aktivität des Niobs aus dem Molybdän mit den inhomogen linearen Differentialgleichungen beschrieben:

$$A_{Mo \rightarrow Nb} = \frac{dN}{dt} = \left( RR_{92 Mo} - \lambda_{93 Mo} * N_{93 Mo} \right) - \lambda_{93m Nb} * N_{93m Nb} \quad (13)$$

Die entsprechende Lösung der Gleichung (13) für die Niobkerne aus dem Molybdän am Ende der Bestrahlung ist:

$$N(t_b)_{Mo \rightarrow Nb} = RR_{Mo} * \left[ \frac{1 - e^{-\lambda_{93m Nb} * t_b}}{\lambda_{93m Nb}} + \frac{e^{-\lambda_{93 Mo} * t_b} - e^{-\lambda_{93m Nb} * t_b}}{\lambda_{93 Mo} - \lambda_{93m Nb}} \right] \quad (14)$$

und für die Aktivität zum Messzeitpunkt

$$A_{Mo \rightarrow Nb} = \lambda_{93m Nb} \cdot N(t_b)_{Mo \rightarrow Nb} * e^{-\lambda_{93m Nb} * t_a} + \lambda_{93m Nb} \cdot RR_{Mo} * \left(1 - e^{-\lambda_{93 Mo} * t_b}\right) * \frac{e^{-\lambda_{93 Mo} * t_a} - e^{-\lambda_{93m Nb} * t_a}}{\lambda_{93m Nb} - \lambda_{93 Mo}} \quad (15)$$

Das prinzipielle Vorgehen bleibt aber gleich.

### 6.2.2 Experimentelle Bestimmung

Die experimentelle Bestimmung der Aktivitäten wurde vom VKTA durchgeführt. Für die chemische Aufbereitung wurde das Verfahren von Karani [Karnani 1886] verwendet. Die Aktivitätsbestimmung erfolgte mit der Flüssigszintillationsspektrometrie (LSC, Liquid Scintillation Counting) und die Massenbestimmung mit der ICP-MS (inductively-coupled-plasma mass spectrometry). Die Prozedur wird in [Seren 2003] beschrieben. Die Abbildung 8 zeigt schematisch die Aufbereitung und die Messmethode.

Zum Vergleich wurden einige Proben mittels Gammaskpektrometrie zusätzlich untersucht. Durch die extrem geringen Aktivitäten wurden aber keine brauchbaren Ergebnisse erzielt, trotz einer 24h Messzeit in einem Low-level Labor.

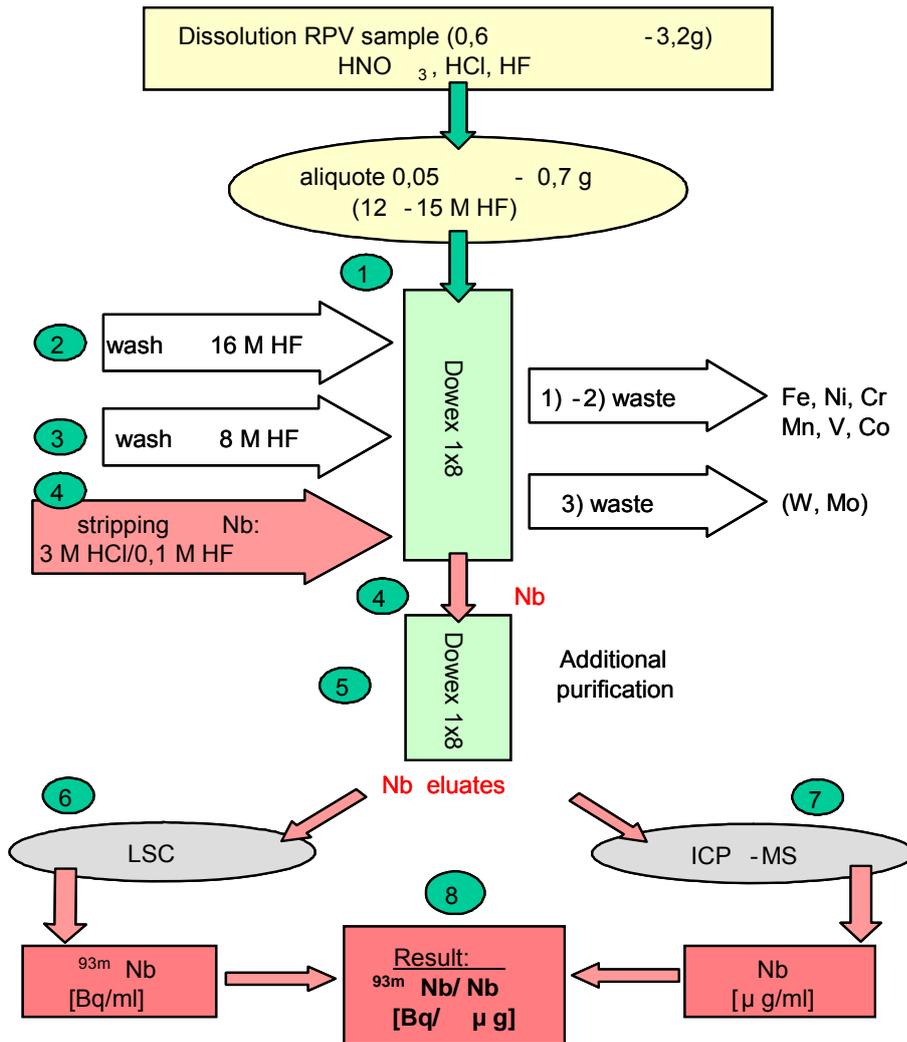


Abb.8: Schematische Darstellung der chemischen Aufbereitung und der Messmethode (Verfahren nach [Karnani 1986]).

### 6.2.3 Niobbestimmungen vom Block 1

In den Proben von Block 1 werden Niobaktivitäten einmal durch das enthaltene Niob selbst und durch das Legierungselement Molybdän gebildet. Dabei sind die einzelnen Aktivitätsanteile sehr stark von dem Verhältnis der Konzentrationen der Elemente abhängig. Bei den hier sehr kleinen Nb-Konzentrationen erzeugte der Mo-Pfad den größten Teil der Aktivitäten.

Abbildung 9 zeigt den Aktivitätsaufbau der zwei Pfade. Hier wird deutlich, dass die Aktivität des aus dem Niob gebildeten Isotops Nb-93m nach dem Abschalten des Reaktors entsprechend der Halbwertszeit kontinuierlich abnimmt. Bereits nach dem Einsatz der Abschirmkassetten beginnt dieser Prozess. Dagegen wird bei dem Zerfall vom Mo-93 mehr Nb-99m nachgeliefert als zerfällt. Die höchste Nb-93m-Aktivität aus diesem Pfad würde für den Block 1 nach 100 Jahren erreicht werden und dann langsam wieder abnehmen.

Abbildung 10 zeigt die gemessenen und berechneten Aktivitäten und die C/E-Verhältnisse für verschiedene Proben aus der Schweißnaht 0.1.4. vom Block 1. Die erzielten Ergebnisse sind sehr inhomogen. Von den 7 durchgeführten Messungen haben 3 eine gute Übereinstimmung und 3 ein C/E-Verhältnis von rund 0.5. Für den Wert bei 1 cm wird angenommen, dass ein Messfehler vorliegt, denn einerseits entsprechen die Konzentrationen denen der Probe von 2 cm und andererseits ist der Fluenzanstieg nicht so groß, dass hier die dreifache Aktivität entstehen kann.

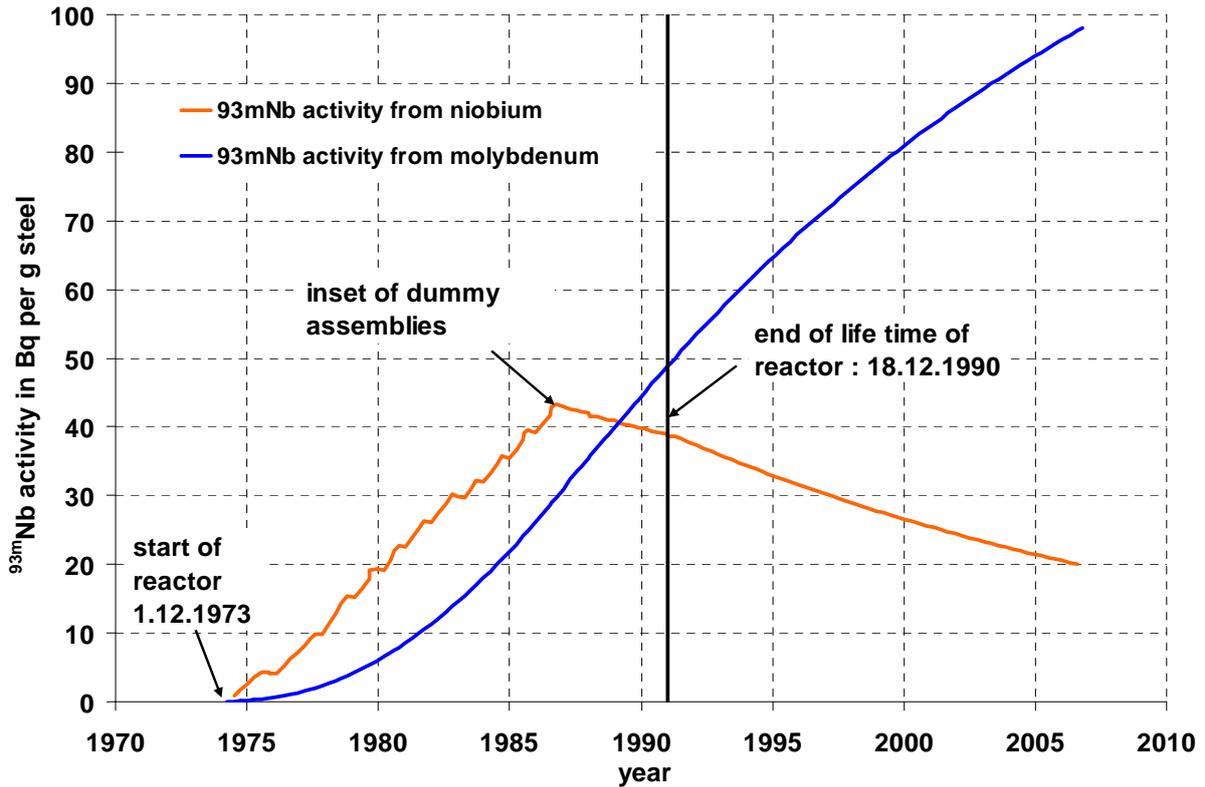
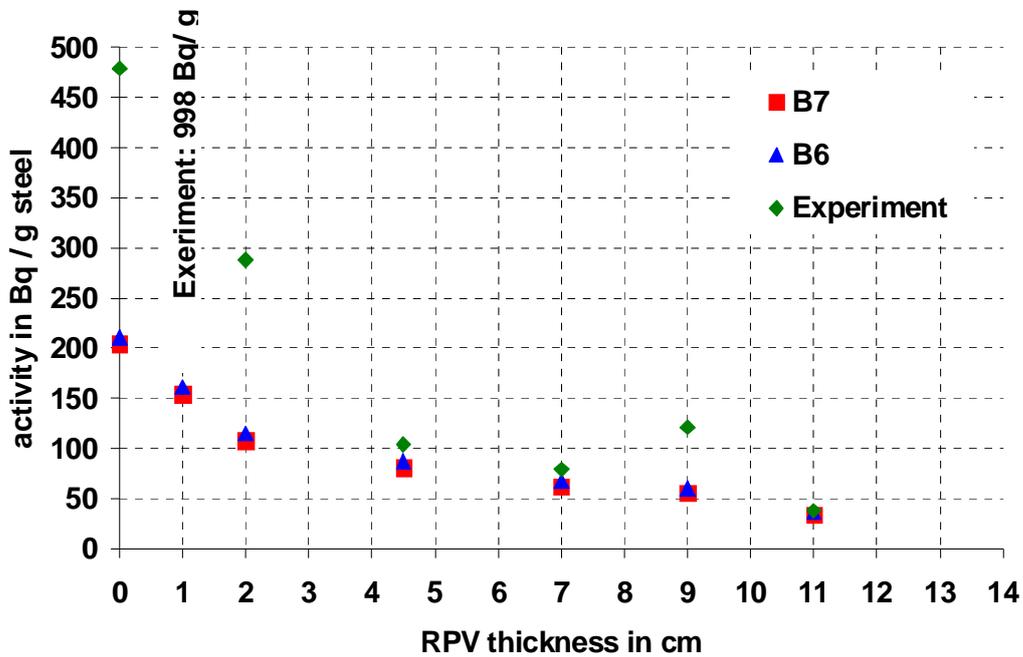


Abb.9: Aktivitätsaufbau des Nb-93m am Block 1 des KKW Greifwald an der Innenwand des RDB (1ppm Nb u. 4000 ppm Mo)



$C_{\text{ENDF/BVII/E}}$	0.44	0.17	0.42	0.89	0.90	0.52	0.97
$C_{\text{ENDF/BVI/E}}$	0.43	0.16	0.39	0.82	0.83	0.48	0.89

Abb.: 10 Gemessene, berechneten Aktivitäten und die C/E Verhältnisse für verschiedene Proben aus der Schweißnaht SN0.1.4 vom Block 1

Eine direkte Erklärung für die anderen Unterschiede konnte nicht gefunden werden. So muss bei den berechneten Ergebnissen berücksichtigt werden, dass einerseits in den Querschnittsdaten vom Mo-92 zwischen den Kerndatenbibliotheken größere Unterschiede existieren und andererseits für die Halbwertszeiten bzw. Zerfallsverhältnisse des <sup>93</sup>Mo in der Literatur unterschiedliche Angaben zu finden sind. Auch wegen des Einflusses der thermischen Fluenz auf das Ergebnis muss bei den berechneten Aktivitäten ein größerer Fehler einkalkuliert werden.

Auf der anderen Seite muss aber zu erwähnen, dass der chemische Aufbereitungsprozess sehr kompliziert ist und durch die geringe Konzentration größere Unsicherheiten bei den Messungen anzunehmen sind. Unter diesen Umständen sind die Differenzen durchaus vertretbar.

### 6.2.4 Niobbestimmungen vom Block 4

Gegenüber den Blöcken 1 und 2 besitzt der Block 4 eine Plattierung an der Innenseite des RDB. Diese enthält als Legierungselement rund 0.5% Niob. Somit bot sich an, Proben aus der Plattierung zur Aktivitätsbestimmung von Niob zu gewinnen. Es sind fünf Proben entnommen worden. Die Niobkonzentrationen der Proben lagen zwischen 0.48 und 0.65 Masse %.

Rechnungen ergaben, dass der Beitrag des Molybdäns zur Niobaktivität hier im Gegensatz zum Block 1 wegen der hohen Niobkonzentration marginal ist (kleiner 1%) und deshalb vernachlässigt werden kann. Das hatte den Vorteil, dass man die Aktivität direkt auf das Niob beziehen konnte. Die chemische und radiochemische Analyse wurde entsprechend Block 1 durchgeführt. Tabelle 3 zeigt die berechneten und gemessenen Werte und das C/E-Verhältnis.

Tab. 3: Berechnete und gemessene Niobaktivitäten von der Plattierung des Blockes 4 von der Schweißnaht SN0.1.4 und aus dem Flussmaximum

Schweißnaht: 30 cm über Coreboden		
Rechnung	Experiment	C/E
1.69e7	2.40e7	<b>0.70</b>
1.69e7	2.45e7	<b>0.69</b>
1.63e7	2.06e7	<b>0.79</b>
Flussmaximum: 110 cm über Coreboden		
Rechnung	Experiment	C/E
2.22e7	2.72e7	<b>0.82</b>
2.18e7	2.37e7	<b>0.92</b>

Die ermittelten C/E-Verhältnisse wurden mit 0.69 bis 0.92 bestimmt. Im Gegensatz zu den Ergebnissen von Block 1 tritt hier eine systematische Abweichung auf. Alle Werte sind kleiner 1. Dies könnte auf einen methodischen Fehler hindeuten, der in der LSC-Messung liegt. Bei dieser Methode ist es leider nicht möglich, die gemessenen Beiträge nach unterschiedlichen Nukliden zu analysieren. Das bedeutet, dass bei einer unvollständigen chemischen Trennung andere aktive Nuklide mitgemessen werden, die das Ergebnis verfälschen.

Auf der anderen Seite entstehen auch andere aktive Niobnuklide, die generell chemisch nicht separiert werden können. Von diesen liefert aber nur Nb-94 einen nennenswerten Beitrag von max. 0.5%. Um dieses zu klären wäre eine gamma-spektrometrische Analyse der Proben sinnvoll, konnte aber im Rahmen des Projektes nicht durchgeführt werden.

### 6.3 Retrospektive Dosimetrie an anderen Nukliden

Viele der in der klassischen Reaktordosimetrie benutzten Nuklide haben für die Analyse der Greifwaldproben eine zu kurze Halbwertszeit oder sind als Ausgangsnuklid nicht oder nicht in genügenden Mengen vorhanden. Deshalb wurde für diese Proben versucht, auf Basis anderer aktiver Nuklide die Ergebnisse zu überprüfen.

Für eine Untersuchung kommen folgende Nuklide in Betracht: Ni-63, Tc-99 und C-14. Diese Nuklide sind auch beim Rückbau kerntechnischer Anlagen von großer Bedeutung. Tab. 4 zeigt die entsprechenden Reaktionen, Halbwertszeit, Konzentration im RDB-Stahl bzw. der Plattierung und die zu erwartende Aktivität.

Der Vorteil bei Nutzung dieser Nuklide besteht darin, dass die Analysemethoden bereits beim Rückbau von Anlagen Anwendung finden und somit erprobt sind. Die Bestimmung von Nickel-, Technetium- und C14-Aktivitäten in Stählen gehört dabei zu den Standardmessungen. Die entsprechenden Verfahren sind standardisiert.

Tab. 4: Mögliche Nuklide, die entsprechende Reaktion, Halbwertszeit, Anteil im RDB-Stahl bzw. Plattierung und die zu erwartende Aktivität.

Element	Reaktion	Halbwertszeit	Anteil im Stahl ( ) Plattierung	mögliche Aktivität
Nickel	$^{62}\text{Ni}(n,g)^{63}\text{Ni}$	100 a	~0.2 (~10.0) wt%	100 -2.0e <sup>5</sup> Bq/g
Technetium	$^{98}\text{Mo}(n,g)^{99}\text{Mo} \rightarrow ^{99}\text{Tc}$	2.1e <sup>5</sup> a	~0.5 (~0.05) wt%	1–50 Bq/g
Kohlenstoff	$^{14}\text{N}(n,p)^{14}\text{C}$	5700 a	~0.006 wt%	10 -1000 Bq/g

Das VKTA befasst sich seit Jahren mit dem Rückbau des Forschungsreaktors vom ehemaligen Zentralinstitut für Kernforschung. Deshalb existieren am VKTA entsprechende Analyse- und Messeinrichtungen und große Erfahrungen beim Messen dieser Elemente. Die chemische Aufbereitung erfolgt auch hier mittels Ionenaustauscher. Die Massenbestimmung wurde mit ICP-MS und die Aktivitätsbestimmung mit LSC durchgeführt.

Die C-14-Aktivität konnte leider nicht ausgewertet werden, da das VKTA nicht über die dafür notwendigen Analyseverfahren zur Massenbestimmung des Stickstoffes im Stahl verfügt (C-14 entsteht überwiegend durch die (n,p)-Reaktion am N-14).

Bedauerlicherweise konnte auch für die Plattierung keine Technetiumaktivität bestimmt werden. Durch die angewendete Analysemethode war eine vollständige chemische Abtrennung des Niobs (im niedrig legierten RDB-Stahl praktisch nicht enthalten) nicht möglich und somit beeinflusste das aktive Niob die LSC Messung vom Tc.

Der Nachteil ist, dass die aktiven Kerne hauptsächlich durch thermischen Einfang entstehen und somit größere Unsicherheiten bei der Berechnung der Aktivitäten möglich sind. Für die Bestimmung des schnellen Flusses sind sie nur bedingt tauglich.

#### 6.3.1 Nickel- und Technetiumbestimmung

Abb. 11 zeigt einen Aktivitätsaufbau von Ni-63 durch thermischen Einfang des Neutrons am Ni-62 im Block 1 (Schweißnaht SN0.1.4, 4.5 cm von der Innenseite des RDB, 0.175wt% Ni). Neben der Hauptreaktion  $\text{Ni-62}(n,g)\text{Ni-63}$  wurden noch die  $\text{Ni-64}(n,2n)\text{Ni-63}$ - und  $\text{Cu-63}(n,p)\text{Ni-63}$ -Reaktionen untersucht, die ebenfalls zur Bildung von Ni-63 führen. Ihre Beiträge sind aber kleiner 0.1%. Berücksichtigt werden muss noch aktives Ni-59-Isotop, das durch thermischen Einfang aus dem stabilen Ni-Isotop 58 entsteht und in der Messung nicht eliminiert werden kann. Wegen seiner langen Halbwertszeit von 75000a liefert es nur einen geringen Beitrag von rund 1% zur gemessenen Aktivität.

Es wurden 4 Proben untersucht, wobei die Proben vom Block 1 aus der Schweißnaht SN0.1.4 und die Proben vom Block 4 aus der Plattierung stammen. Die Ni-Konzentrationen für das Schweißmaterial lag zwischen 0.175 und 0.186 Masse % und für die Plattierung zwi-

schen 9.85 und 10.2 Masse %. Tab. 5 zeigt die gemessenen und berechneten Aktivitäten und die C/E-Verhältnisse.

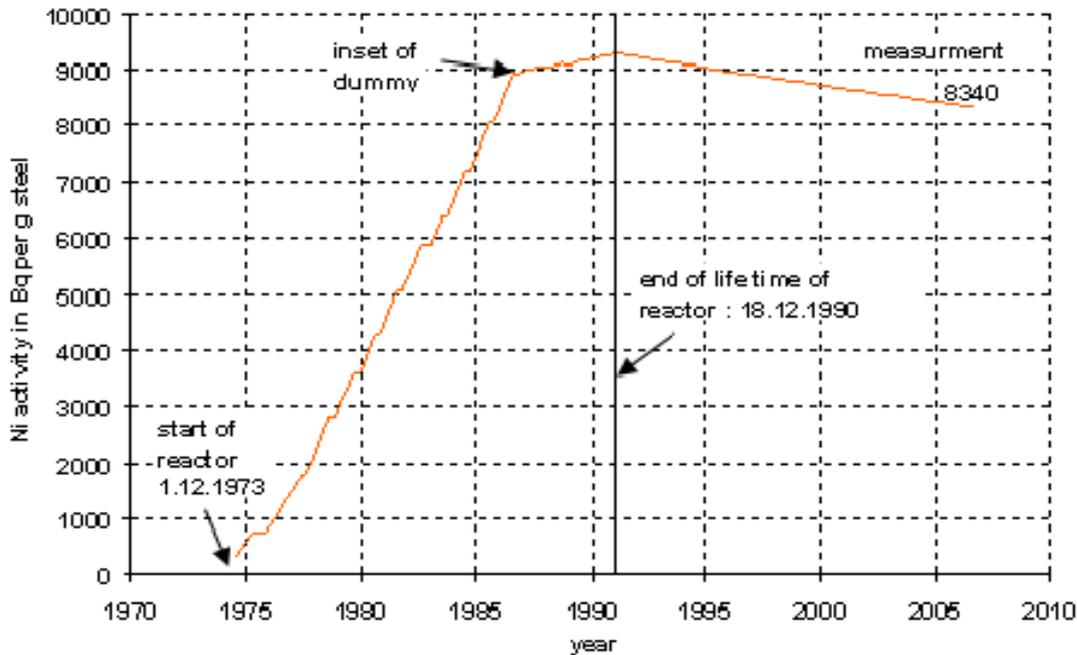


Abb. 11: Aktivitätsaufbau von Ni-63 durch thermischen Neutroneneinfang am Ni-62 im Block 1 (Schweißnaht 0.1.4, 4.5 cm von Innen, 0.175wt% Ni).

Tab.5: Nickelaktivitäten und C/E-Verhältnisse von verschiedenen Proben

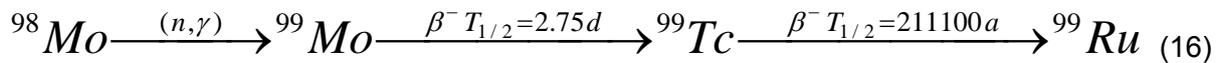
	Block 1 (Schweißgut)		Block 4 (Plattierung)	
Höhe vom Coreboden/ Abstand von der RDB-Innenseite	30/4.5 cm	30/7.0 cm	30/0.4 cm	110/0.4 cm
Berechnete Aktivität vom <sup>63</sup> Ni	7538	3153	4320200	5906100
Gemessene Aktivität vom <sup>63</sup> Ni	11200	5200	8290000	10400000
<b>C/E-Verhältnis</b>	<b>0.67</b>	<b>0.61</b>	<b>0.52</b>	<b>0.57</b>

Tab.6: Technetiumaktivitäten und C/E-Verhältnisse von verschiedenen Proben

	Block 1 (Schweißgut)		Block 4 (Plattierung)	
Höhe vom Coreboden/ Abstand von der RDB-Innenseite	30/4.5 cm	30/7.0 cm	30/0.4 cm	110/0.4 cm
Berechnete Aktivität vom <sup>99</sup> Tc	20.3	14.7	3.9	5.1
Gemessene Aktivität vom <sup>99</sup> Tc	28.9	21.2	<7	<25
<b>C/E Verhältnis</b>	<b>0.70</b>	<b>0.69</b>		

Im Gegensatz zu Ni entsteht Tc-99 praktisch nur aus einer Reaktion. Durch eine (n,g)-Reaktion am Mo-98 entsteht Mo-99, welches in 2.75d in Tc-99 zerfällt. Mit einer Halbwertszeit von 211100a zerfällt Tc weiter in Ru. Man kann also davon ausgehen, dass auf der einen Seite praktisch sämtliche Mo-99-Nuklide als Tc-99-Nuklide vorliegen und auf der anderen Seite praktisch von dem Tc-99 noch nichts zerfallen ist. Die Gleichung 16 zeigt das Reaktionsschema und die Tab. 6 die Aktivitäten und die erzielten C/E-Verhältnisse.

Sowohl beim Nickel als auch beim Technetium werden zu kleine Aktivitäten berechnet. Ursache könnte z.B. die nicht vollständige chemische Trennung von anderen aktiven Nukliden sein. Dieses wurde bereits beim Niob und zu Beginn des Abschnittes diskutiert.



Eine weitere Fehlerquelle könnte die Probenentnahme selbst sein. So variieren zum Beispiel die C/E-Verhältnisse innerhalb der Plattierung zwischen 0.42 und 0.73 je nach dem Ort der Entnahme der Probe (entweder direkt von der Innenoberfläche oder beim Übergang zum RDB-Stahl). Die Ursache ist die sehr starke Abnahme des thermischen Flusses in diesem Bereich.

Unter den gegebenen Randbedingungen kann man die ermittelten C/E-Verhältnisse durchaus als akzeptabel ansehen. In den nächsten Schritten sollte versucht werden die möglichen Fehlerquellen zu minimieren und vielleicht zusätzliche Nuklide mit einzubeziehen.

## 7. Nutzen/Veröffentlichungen

Für die Bewertung des Versprödungsverhaltens und Ausheileffektes stehen jetzt für jede vorgesehene Probenposition Neutronentransportrechnungen mit hoher örtlicher Auflösung zur Verfügung. Auf Basis der berechneten Spektren wurden, die für die Versprödung wichtigen Fluenzintegrale  $E > 0.1$ ,  $0.5$  und  $1.0$  MeV für Neutronen bestimmt. Erstmals liegen jetzt auch Fluenzwerte von Gammas bzw. der thermischen Neutronen des RDB vor.

Durch die Verwendung von verbesserten Quelldaten und neuesten Querschnittsdaten ist die Genauigkeit gegenüber früheren Rechnungen entscheidend verbessert worden. Der statistische Fehler lag bei allen wichtigen Ergebnissen unter 1 %.

Vom russischen Partner wurden unabhängige Vergleichsrechnungen mit dem Programm DORT durchgeführt. Die Übereinstimmungen mit den TRAMO-Ergebnissen waren sehr gut. Die Ergebnisse konnten mit vorhandenen und neuen Experimenten abgesichert werden. Die entsprechenden erzielten Ergebnisse werden in einer eigenen Publikation veröffentlicht.

## 8. Zusammenfassung

Es wurden die für die Bewertung des Bestrahlungs- und Ausheilungsverhaltens der untersuchten RDB notwendigen integralen Neutronenfluenzen mit hoher Genauigkeit und örtlicher Auflösung bestimmt. Erstmals wurden auch Gammafluenzen bestimmt. Das Vorhaben trägt zur Erhöhung der Sicherheit der Kernreaktoren, vorwiegend in Russland, aber auch in Deutschland, bei.

## Literaturverzeichnis

- Alexander 1997: Alexander D.E., Rehn, L.E.: "Defect production considerations for gamma ray irradiation of reactor pressure vessel steels". J. Nucl. Mater. 240, pp. 196, 1997
- Barz 1998: Barz, H.-U.; Konheiser, J., „Monte-Carlo Programm TRAMO - Möglichkeiten und Anleitung zur Nutzung“, FZR Bericht-245, Rossendorf, Dezember 1998
- Barz 2000: Barz, H.U., Boehmer, B., Konheiser, J., Stephan, I.: "Monte Carlo Calculations of Neutron Fluence Spectra, Activation Measurements, Uncertainty Analysis and Spectrum Adjustment for the KORPUS Dosimetry Benchmark". Reactor Dosimetry, ASTM STP 1398, John G. Williams, David W. Vehar, Frank H. Ruddy, and David M. Gilliam, Eds., American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2000
- Karnani 1986: Karnani, H.: "Chemical Methods for the Use of Niobium from Pressure Vessel Cladding as a Fast Neutron Dosimeter". VTT Research Notes 605, Espoo, 1986. 40 p., 1986
- MacFarlane 1994: MacFarlane, R.E., Muir, D.W.: "The NJOY Nuclear Data Processing System (Version 91)". Los Alamos, LA-12740-M, 1994
- Mehner 1988: Mehner, H.C., Böhmer, B., Stephan, I.: "Neutronendosimetrie an der Druckgefäßaußenwand des Blocks 1 im KKW Greifswald bei Einsatz von Abschirmkassetten" Arbeitsbericht ZfK – RPM 6/88, 1988
- Rhoades 1991: Rhoades, W., Childs, R.: "TORT/DORT: Two- and Three Dimensional Discrete Ordinates Transport". CCC-543, RSIC, ORNL, TN, 1991
- Roussin 1983: Roussin, R.W., Knight, J.R., Hubbell, J.H., Howerton, R.J.: "Description of the DLC-99/HUGO Package of Photon Interaction Data in ENDF/B-V Format". ORNL/RSIC-46 (ENDF-335), Dezember 1983
- Suschowk 2002: Suschowk, G.: "Daten zur Berechnung von Neutronenflussdichten in den Reaktordruckgefäßen der Blöcke 1 bis 4 der EWN GmbH". Technische Unterlage 6252/BK/H0031266, 2002
- Seren 2003: Seren, T., Kekki, T.: "Retrospective dosimetry based on Niobium extraction and counting". VTTs contribution to the RETROSPEC project, VTT Research notes 2203, Espoo 2003
- TACIS 1999: "Embrittlement Studies of the Reactor Pressure Vessel of the Greifswald-440 Reactors (NUCRUS96601)" Technical Report Task 4: Data Collection, October 1999

## Anhang

Tab. 1a: Integrale Neutronenflusswerte und deren statistischen Fehler in Prozent für alle Zyklen des Bohrkerns aus der Schweißnaht SN0.1.4 vom RDB Block1 (Position: 30 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°.)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	2.608E+19	0.21	4.048E+19	0.17	6.627E+19	0.80	1.974E+20	0.31
1 cm	2.458E+19	0.18	3.993E+19	0.14	3.549E+19	0.79	1.581E+20	0.22
2 cm	2.262E+19	0.20	3.818E+19	0.15	1.750E+19	1.04	1.310E+20	0.20
3 cm	2.019E+19	0.19	3.559E+19	0.15	1.009E+19	0.81	1.149E+20	0.15
4 cm	1.789E+19	0.21	3.306E+19	0.16	5.277E+18	0.97	1.016E+20	0.16
5 cm	1.579E+19	0.21	3.009E+19	0.15	3.203E+18	0.86	9.185E+19	0.15
6 cm	1.370E+19	0.22	2.725E+19	0.16	1.779E+18	1.13	8.300E+19	0.17
7 cm	1.205E+19	0.22	2.478E+19	0.16	1.132E+18	1.00	7.583E+19	0.18
8 cm	1.033E+19	0.27	2.231E+19	0.20	6.943E+17	1.54	6.894E+19	0.22
9 cm	9.012E+18	0.28	2.000E+19	0.18	5.061E+17	1.93	6.268E+19	0.25
10 cm	7.664E+18	0.34	1.775E+19	0.22	3.806E+17	3.60	5.648E+19	0.32
11 cm	6.662E+18	0.41	1.591E+19	0.25	3.846E+17	6.21	5.153E+19	0.40
12 cm	5.761E+18	0.56	1.418E+19	0.36	4.566E+17	8.74	4.650E+19	0.54
13 cm	4.790E+18	0.80	1.217E+19	0.46	7.328E+17	9.92	4.161E+19	0.74
14 cm	3.754E+18	1.22	9.905E+18	0.71	1.167E+18	10.13	3.537E+19	1.09

Tab. 2a: Integrale Neutronenflusswerte und deren statistischen Fehler in Prozent für die Zyklen nach der thermischen Ausheilung der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Block1 (Position: 30 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	7.320E+17	0.48	1.167E+18	0.4	1.787E+18	0.34	2.439E+18	0.93
1 cm	7.071E+17	0.39	1.178E+18	0.29	1.853E+18	0.25	1.285E+18	0.52
2 cm	6.481E+17	0.46	1.139E+18	0.41	1.830E+18	0.31	6.267E+17	0.7
3 cm	5.854E+17	0.36	1.068E+18	0.26	1.773E+18	0.21	3.577E+17	0.6
4 cm	5.267E+17	0.53	9.923E+17	0.34	1.691E+18	0.26	1.766E+17	0.93
5 cm	4.644E+17	0.34	9.130E+17	0.24	1.604E+18	0.20	1.090E+17	0.72
6 cm	4.182E+17	0.49	8.498E+17	0.32	1.517E+18	0.24	6.097E+16	1.12
7 cm	3.612E+17	0.38	7.731E+17	0.28	1.423E+18	0.22	4.002E+16	1.01
8 cm	3.158E+17	0.45	6.993E+17	0.35	1.327E+18	0.26	2.444E+16	1.75
9 cm	2.767E+17	0.45	6.362E+17	0.37	1.235E+18	0.27	1.936E+16	2.4
10 cm	2.410E+17	0.55	5.722E+17	0.45	1.133E+18	0.32	1.663E+16	4.32
11 cm	2.071E+17	0.63	5.178E+17	0.57	1.041E+18	0.39	2.017E+16	6.06
12 cm	1.770E+17	0.81	4.596E+17	0.65	9.426E+17	0.46	2.733E+16	7.09
13 cm	1.497E+17	1.12	4.043E+17	0.82	8.558E+17	0.63	4.371E+16	7.49
14 cm	1.196E+17	1.47	3.346E+17	1.15	7.211E+17	0.93	6.579E+16	7.11

Tab. 3a: Integrale Gammafluenzwerte für alle Zyklen und deren statistischen Fehler in Prozent der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Block 1 (Position: 30 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>5.0 MeV	%	E>3.0 MeV	%	E>1.0 MeV	%	Total	%
0 cm	9.023E+19	1.53	1.324E+20	1.20	2.879E+20	0.96	9.124E+20	0.82
1 cm	6.910E+19	1.49	1.025E+20	1.16	2.185E+20	0.93	6.088E+20	0.84
2 cm	5.035E+19	1.47	7.617E+19	1.16	1.613E+20	0.93	4.388E+20	0.87
3 cm	3.775E+19	1.47	5.780E+19	1.15	1.224E+20	0.93	3.345E+20	0.87
4 cm	2.755E+19	1.50	4.298E+19	1.17	9.139E+19	0.93	2.506E+20	0.87
5 cm	2.082E+19	1.56	3.296E+19	1.20	7.054E+19	0.93	1.937E+20	0.87
6 cm	1.542E+19	1.76	2.472E+19	1.32	5.321E+19	0.99	1.465E+20	0.88
7 cm	1.184E+19	2.20	1.923E+19	1.57	4.135E+19	1.08	1.142E+20	0.89
8 cm	8.853E+18	3.15	1.453E+19	2.16	3.150E+19	1.31	8.731E+19	1.00
9 cm	6.717E+18	5.80	1.119E+19	3.69	2.458E+19	1.92	6.847E+19	1.15
10 cm	4.386E+18	1.83	7.900E+18	1.78	1.835E+19	1.32	5.233E+19	1.20
11 cm	3.556E+18	2.19	6.371E+18	1.98	1.463E+19	1.45	4.142E+19	1.42
12 cm	2.847E+18	3.10	5.112E+18	2.38	1.176E+19	1.67	3.281E+19	1.86
13 cm	2.413E+18	3.68	4.253E+18	3.01	9.854E+18	2.27	2.646E+19	2.46
14 cm	2.122E+18	5.79	3.593E+18	6.87	8.483E+18	4.56	2.138E+19	3.15

Tab. 4a: Integrale Gammafluenzwerte und deren statistischen Fehler in Prozent für die Zyklen nach der thermischen Ausheilung der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Block 1 (Position: 30 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>5.0 MeV	%	E >3.0 MeV	%	E>1.0 MeV	%	Total	%
0 cm	4.888E+18	0.45	7.086E+18	0.40	1.424E+19	0.30	4.353E+19	0.20
1 cm	3.802E+18	0.38	5.484E+18	0.33	1.078E+19	0.23	2.939E+19	0.12
2 cm	2.860E+18	0.40	4.125E+18	0.36	8.098E+18	0.26	2.137E+19	0.16
3 cm	2.112E+18	0.37	3.101E+18	0.32	6.147E+18	0.22	1.616E+19	0.12
4 cm	1.550E+18	0.41	2.334E+18	0.35	4.669E+18	0.26	1.212E+19	0.18
5 cm	1.205E+18	0.40	1.834E+18	0.32	3.611E+18	0.21	9.564E+18	0.12
6 cm	8.790E+17	0.42	1.361E+18	0.35	2.702E+18	0.25	7.228E+18	0.17
7 cm	6.797E+17	0.42	1.076E+18	0.33	2.147E+18	0.22	5.688E+18	0.13
8 cm	5.034E+17	0.44	8.102E+17	0.36	1.647E+18	0.26	4.419E+18	0.18
9 cm	3.983E+17	0.42	6.400E+17	0.34	1.294E+18	0.23	3.452E+18	0.13
10 cm	3.079E+17	0.44	4.979E+17	0.36	1.019E+18	0.31	2.695E+18	0.24
11 cm	2.455E+17	0.46	4.081E+17	0.36	8.289E+17	0.31	2.185E+18	0.18
12 cm	1.938E+17	0.56	3.293E+17	0.45	6.892E+17	0.45	1.779E+18	0.29
13 cm	1.619E+17	0.74	2.836E+17	0.67	5.899E+17	0.71	1.475E+18	0.51
14 cm	1.319E+17	1.08	2.731E+17	2.39	5.268E+17	1.56	1.257E+18	1.40

Tab. 5a: Integrale Neutronenflusswerte und deren statistischen Fehler in Prozent für alle Zyklen des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. des RDB Block 1 (Position: 72 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	3.390E+19	0.07	5.311E+19	0.06	8.753E+19	0.27	2.622E+20	0.10
1 cm	3.232E+19	0.07	5.283E+19	0.06	4.711E+19	0.26	2.115E+20	0.07
2 cm	2.956E+19	0.07	5.046E+19	0.07	2.315E+19	0.33	1.749E+20	0.06
3 cm	2.645E+19	0.07	4.691E+19	0.06	1.358E+19	0.29	1.539E+20	0.04
4 cm	2.344E+19	0.08	4.322E+19	0.06	7.086E+18	0.36	1.361E+20	0.04
5 cm	2.076E+19	0.07	3.987E+19	0.06	4.316E+18	0.29	1.235E+20	0.04
6 cm	1.810E+19	0.07	3.635E+19	0.07	2.504E+18	0.41	1.120E+20	0.04
7 cm	1.597E+19	0.08	3.316E+19	0.06	1.575E+18	0.31	1.026E+20	0.04
8 cm	1.394E+19	0.08	3.008E+19	0.07	9.569E+17	0.40	9.361E+19	0.04
9 cm	1.214E+19	0.08	2.709E+19	0.07	7.140E+17	0.32	8.543E+19	0.03
10 cm	1.050E+19	0.08	2.433E+19	0.07	5.505E+17	0.32	7.773E+19	0.04
11 cm	9.031E+18	0.08	2.164E+19	0.07	5.854E+17	0.30	7.048E+19	0.03
12 cm	7.711E+18	0.09	1.910E+19	0.07	7.033E+17	0.38	6.356E+19	0.04
13 cm	6.532E+18	0.08	1.658E+19	0.07	1.189E+18	0.36	5.716E+19	0.04
14 cm	5.328E+18	0.13	1.404E+19	0.14	1.875E+18	0.48	5.026E+19	0.07

Tab. 6a: Integrale Neutronenflusswerte und deren statistischen Fehler in Prozent nach der thermischen Ausheilung des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. des RDB Block 1 (Position: 72 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	9.990E+17	0.11	1.608E+18	0.10	3.146E+18	0.39	8.878E+18	0.15
1 cm	9.534E+17	0.10	1.609E+18	0.08	1.684E+18	0.35	7.085E+18	0.09
2 cm	8.740E+17	0.11	1.545E+18	0.10	8.191E+17	0.48	5.852E+18	0.08
3 cm	7.877E+17	0.09	1.447E+18	0.07	4.748E+17	0.37	5.153E+18	0.05
4 cm	6.996E+17	0.11	1.346E+18	0.09	2.534E+17	0.44	4.592E+18	0.05
5 cm	6.247E+17	0.09	1.247E+18	0.07	1.545E+17	0.40	4.197E+18	0.04
6 cm	5.526E+17	0.12	1.150E+18	0.10	8.512E+16	0.47	3.837E+18	0.05
7 cm	4.842E+17	0.10	1.049E+18	0.07	5.541E+16	0.44	3.542E+18	0.04
8 cm	4.214E+17	0.11	9.525E+17	0.08	3.352E+16	0.49	3.261E+18	0.05
9 cm	3.707E+17	0.10	8.694E+17	0.07	2.569E+16	0.43	3.023E+18	0.04
10 cm	3.234E+17	0.12	7.908E+17	0.09	2.071E+16	0.46	2.796E+18	0.05
11 cm	2.812E+17	0.10	7.094E+17	0.08	2.400E+16	0.41	2.586E+18	0.04
12 cm	2.418E+17	0.14	6.348E+17	0.09	3.078E+16	0.52	2.389E+18	0.05
13 cm	2.092E+17	0.11	5.655E+17	0.08	5.179E+16	0.50	2.222E+18	0.05
14 cm	1.791E+17	0.30	4.943E+17	0.17	8.672E+16	0.77	2.077E+18	0.10

Tab. 7a: Integrale Gammafluenzwerte und deren statistischen Fehler in Prozent für alle Zyklen des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. des RDB Block 1 (Position: 72 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	1.282E+20	2.47	1.786E+20	1.89	3.754E+20	1.19	1.185E+21	0.52
1 cm	9.860E+19	2.47	1.390E+20	1.84	2.858E+20	1.14	7.897E+20	0.57
2 cm	7.228E+19	2.48	1.030E+20	1.82	2.110E+20	1.18	5.695E+20	0.63
3 cm	5.425E+19	2.40	7.891E+19	1.75	1.615E+20	1.18	4.380E+20	0.64
4 cm	3.938E+19	2.48	5.859E+19	1.79	1.204E+20	1.16	3.288E+20	0.66
5 cm	2.956E+19	2.54	4.494E+19	1.80	9.272E+19	1.14	2.543E+20	0.67
6 cm	2.232E+19	2.86	3.437E+19	2.00	7.080E+19	1.20	1.941E+20	0.71
7 cm	1.699E+19	2.85	2.655E+19	1.97	5.475E+19	1.16	1.510E+20	0.69
8 cm	1.256E+19	2.64	2.007E+19	1.84	4.171E+19	1.09	1.151E+20	0.68
9 cm	9.614E+18	2.64	1.561E+19	1.83	3.267E+19	1.05	9.074E+19	0.66
10 cm	7.201E+18	2.79	1.188E+19	1.90	2.525E+19	1.09	7.030E+19	0.66
11 cm	5.834E+18	2.78	9.650E+18	1.89	2.036E+19	1.05	5.657E+19	0.65
12 cm	4.640E+18	2.65	7.681E+18	1.81	1.629E+19	1.06	4.509E+19	0.63
13 cm	3.953E+18	2.34	6.468E+18	1.62	1.365E+19	0.91	3.725E+19	0.57
14 cm	3.465E+18	2.34	5.493E+18	1.64	1.168E+19	0.92	3.048E+19	0.52

Tab. 8a: Integrale Neutronenfluenzwerte und deren statistischen Fehler in für alle Zyklen des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. des RDB Block 1 (Position: 271 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	1.322E+18	0.11	2.155E+18	0.09	3.080E+18	0.29	1.044E+19	0.10
1 cm	1.287E+18	0.09	2.227E+18	0.07	1.636E+18	0.26	8.998E+18	0.06
2 cm	1.190E+18	0.12	2.205E+18	0.10	8.106E+17	0.33	8.070E+18	0.06
3 cm	1.085E+18	0.09	2.103E+18	0.07	4.695E+17	0.27	7.578E+18	0.04
4 cm	9.901E+17	0.10	2.006E+18	0.08	2.636E+17	0.37	7.195E+18	0.04
5 cm	8.891E+17	0.09	1.901E+18	0.07	1.560E+17	0.35	6.893E+18	0.04
6 cm	7.987E+17	0.10	1.792E+18	0.08	9.018E+16	0.38	6.629E+18	0.04
7 cm	7.209E+17	0.09	1.709E+18	0.07	6.193E+16	0.38	6.468E+18	0.03
8 cm	6.618E+17	0.17	1.628E+18	0.09	4.547E+16	0.39	6.335E+18	0.04
9 cm	5.778E+17	0.09	1.523E+18	0.07	4.309E+16	0.38	6.145E+18	0.03
10 cm	5.197E+17	0.13	1.421E+18	0.08	4.903E+16	0.46	5.996E+18	0.04
11 cm	4.693E+17	0.10	1.342E+18	0.07	6.848E+16	0.43	5.912E+18	0.04
12 cm	4.177E+17	0.14	1.254E+18	0.09	1.020E+17	0.48	5.849E+18	0.04
13 cm	3.896E+17	0.15	1.221E+18	0.09	1.845E+17	0.53	5.909E+18	0.04
14 cm	3.965E+17	0.36	1.233E+18	0.22	3.114E+17	0.64	6.236E+18	0.10

Tab. 9a: Integrale Gammafluenzwerte und deren statistischen Fehler in Prozent für alle Zyklen des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. des RDB Block 1 (Position: 271 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	7.945E+18	1.57	1.128E+19	1.69	2.360E+19	0.87	7.350E+19	0.34
1 cm	4.576E+18	1.57	7.048E+18	1.12	1.517E+19	0.58	4.198E+19	0.27
2 cm	2.473E+18	1.36	4.535E+18	0.92	9.809E+18	0.52	2.801E+19	0.28
3 cm	1.947E+18	1.18	3.348E+18	0.81	7.491E+18	0.44	2.091E+19	0.25
4 cm	1.323E+18	1.12	2.282E+18	0.78	5.343E+18	0.43	1.509E+19	0.26
5 cm	9.897E+17	1.13	1.726E+18	0.77	4.046E+18	0.42	1.165E+19	0.25
6 cm	7.121E+17	1.11	1.263E+18	0.77	2.967E+18	0.45	8.709E+18	0.29
7 cm	5.626E+17	1.05	9.852E+17	0.72	2.314E+18	0.41	6.828E+18	0.25
8 cm	4.423E+17	0.97	7.981E+17	0.68	1.787E+18	0.42	5.333E+18	0.28
9 cm	3.470E+17	0.99	6.076E+17	0.69	1.422E+18	0.40	4.305E+18	0.25
10 cm	2.947E+17	0.95	4.966E+17	0.72	1.133E+18	0.47	3.401E+18	0.29
11 cm	2.396E+17	0.74	4.302E+17	0.57	1.001E+18	0.40	2.997E+18	0.24
12 cm	2.185E+17	0.86	3.768E+17	0.64	9.186E+17	0.46	2.633E+18	0.29
13 cm	2.214E+17	0.72	4.026E+17	0.58	8.744E+17	0.43	2.459E+18	0.26
14 cm	3.176E+17	1.96	5.840E+17	1.69	1.063E+18	1.17	3.151E+18	0.88

Tab. 10a: Integrale Neutronenfluenzwerte des Bohrkerns aus der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Block 2 (Position: 30 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	3.103E+19		4.738E+19		7.671E+19		2.298E+20	
1 cm	2.923E+19		4.683E+19		4.109E+19		1.838E+20	
2 cm	2.659E+19		4.467E+19		2.009E+19		1.520E+20	
3 cm	2.384E+19		4.147E+19		1.168E+19		1.331E+20	
4 cm	2.113E+19		3.823E+19		6.112E+18		1.179E+20	
5 cm	1.860E+19		3.491E+19		3.708E+18		1.062E+20	
6 cm	1.621E+19		3.168E+19		2.073E+18		9.555E+19	
7 cm	1.426E+19		2.875E+19		1.329E+18		8.728E+19	
8 cm	1.235E+19		2.580E+19		8.068E+17		7.910E+19	
9 cm	1.077E+19		2.323E+19		6.018E+17		7.202E+19	
10 cm	9.171E+18		2.060E+19		4.630E+17		6.498E+19	
11 cm	8.024E+18		1.846E+19		5.252E+17		5.873E+19	
12 cm	6.792E+18		1.615E+19		6.579E+17		5.237E+19	
13 cm	5.952E+18		1.404E+19		1.102E+18		4.695E+19	
14 cm	5.000E+18		1.159E+19		1.700E+18		4.033E+19	

Tab. 11a: Integrale Gammafluenzwerte des Bohrkerns der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Block 2 (Position: 30 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>5.0 MeV	%	E>3.0 MeV	%	E>1.0 MeV	%	Total	%
0 cm	7.639E+19		1.117E+20		2.459E+20		7.870E+20	
1 cm	5.836E+19		8.642E+19		1.861E+20		5.219E+20	
2 cm	4.242E+19		6.386E+19		1.366E+20		3.751E+20	
3 cm	3.169E+19		4.843E+19		1.040E+20		2.865E+20	
4 cm	2.308E+19		3.582E+19		7.760E+19		2.144E+20	
5 cm	1.744E+19		2.745E+19		5.970E+19		1.657E+20	
6 cm	1.289E+19		2.056E+19		4.502E+19		1.257E+20	
7 cm	9.905E+18		1.599E+19		3.505E+19		9.795E+19	
8 cm	7.473E+18		1.224E+19		2.681E+19		7.508E+19	
9 cm	5.853E+18		9.661E+18		2.119E+19		5.935E+19	
10 cm	4.533E+18		7.512E+18		1.651E+19		4.616E+19	
11 cm	3.651E+18		6.037E+18		1.328E+19		3.717E+19	
12 cm	2.932E+18		4.810E+18		1.059E+19		2.967E+19	
13 cm	2.483E+18		4.029E+18		8.883E+18		2.461E+19	
14 cm	2.049E+18		3.250E+18		7.280E+18		2.007E+19	

Tab. 12a: Integrale Neutronenfluenzwerte des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. des RDB Block 2 (Position: 72 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	4.122E+19		6.427E+19		1.077E+20		3.214E+20	
1 cm	3.925E+19		6.390E+19		5.734E+19		2.571E+20	
2 cm	3.573E+19		6.058E+19		2.802E+19		2.124E+20	
3 cm	3.203E+19		5.649E+19		1.637E+19		1.865E+20	
4 cm	2.824E+19		5.201E+19		8.528E+18		1.644E+20	
5 cm	2.502E+19		4.777E+19		5.239E+18		1.490E+20	
6 cm	2.187E+19		4.346E+19		2.873E+18		1.346E+20	
7 cm	1.921E+19		3.962E+19		1.852E+18		1.231E+20	
8 cm	1.666E+19		3.576E+19		1.104E+18		1.118E+20	
9 cm	1.454E+19		3.219E+19		8.275E+17		1.020E+20	
10 cm	1.260E+19		2.884E+19		6.685E+17		9.237E+19	
11 cm	1.082E+19		2.569E+19		7.170E+17		8.389E+19	
12 cm	9.222E+18		2.259E+19		8.842E+17		7.543E+19	
13 cm	7.752E+18		1.955E+19		1.389E+18		6.755E+19	
14 cm	6.245E+18		1.632E+19		2.145E+18		5.871E+19	

Tab. 13a: Integrale Gammafluenzwerte des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. des RDB Block 2 (Position: 72 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	3.305E+18		5.241E+18		1.113E+19		2.886E+19	
1 cm	3.771E+18		6.168E+18		1.301E+19		3.542E+19	
2 cm	4.440E+18		7.337E+18		1.554E+19		4.295E+19	
3 cm	5.582E+18		9.229E+18		1.942E+19		5.392E+19	
4 cm	6.869E+18		1.132E+19		2.404E+19		6.694E+19	
5 cm	9.086E+18		1.480E+19		3.103E+19		8.636E+19	
6 cm	1.183E+19		1.895E+19		3.955E+19		1.095E+20	
7 cm	1.602E+19		2.502E+19		5.188E+19		1.435E+20	
8 cm	2.098E+19		3.228E+19		6.702E+19		1.844E+20	
9 cm	2.774E+19		4.230E+19		8.782E+19		2.417E+20	
10 cm	3.674E+19		5.495E+19		1.139E+20		3.123E+20	
11 cm	5.168E+19		7.497E+19		1.538E+20		4.176E+20	
12 cm	6.897E+19		9.817E+19		2.013E+20		5.436E+20	
13 cm	9.471E+19		1.330E+20		2.730E+20		7.537E+20	
14 cm	1.234E+20		1.711E+20		3.587E+20		1.129E+21	

Tab. 14a: Integrale Neutronenfluenzwerte des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. des RDB Block 2 (Position: 211 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 60°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	1.955E+19		3.041E+19		4.614E+19		1.407E+20	
1 cm	1.850E+19		2.985E+19		2.444E+19		1.135E+20	
2 cm	1.681E+19		2.855E+19		1.188E+19		9.475E+19	
3 cm	1.511E+19		2.655E+19		6.810E+18		8.366E+19	
4 cm	1.344E+19		2.448E+19		3.602E+18		7.463E+19	
5 cm	1.187E+19		2.251E+19		2.242E+18		6.783E+19	
6 cm	1.038E+19		2.066E+19		1.337E+18		6.191E+19	
7 cm	9.099E+18		1.866E+19		8.107E+17		5.643E+19	
8 cm	7.970E+18		1.694E+19		5.040E+17		5.154E+19	
9 cm	6.888E+18		1.521E+19		3.568E+17		4.720E+19	
10 cm	5.935E+18		1.363E+19		2.894E+17		4.296E+19	
11 cm	5.135E+18		1.213E+19		3.213E+17		3.911E+19	
12 cm	4.380E+18		1.065E+19		4.004E+17		3.527E+19	
13 cm	3.683E+18		9.273E+18		6.735E+17		3.191E+19	
14 cm	3.000E+18		7.765E+18		1.112E+18		2.804E+19	

Tab. 15a: Integrale Gammafluenzwerte des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. des RDB Block 2 (Position: 211 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 60°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0 cm	3.305E+18		5.241E+18		1.113E+19		2.886E+19	
1 cm	3.771E+18		6.168E+18		1.301E+19		3.542E+19	
2 cm	4.440E+18		7.337E+18		1.554E+19		4.295E+19	
3 cm	5.582E+18		9.229E+18		1.942E+19		5.392E+19	
4 cm	6.869E+18		1.132E+19		2.404E+19		6.694E+19	
5 cm	9.086E+18		1.480E+19		3.103E+19		8.636E+19	
6 cm	1.183E+19		1.895E+19		3.955E+19		1.095E+20	
7 cm	1.602E+19		2.502E+19		5.188E+19		1.435E+20	
8 cm	2.098E+19		3.228E+19		6.702E+19		1.844E+20	
9 cm	2.774E+19		4.230E+19		8.782E+19		2.417E+20	
10 cm	3.674E+19		5.495E+19		1.139E+20		3.123E+20	
11 cm	5.168E+19		7.497E+19		1.538E+20		4.176E+20	
12 cm	6.897E+19		9.817E+19		2.013E+20		5.436E+20	
13 cm	9.471E+19		1.330E+20		2.730E+20		7.537E+20	
14 cm	1.234E+20		1.711E+20		3.587E+20		1.129E+21	

Tab. 16a: Integrale Neutronenfluenzwerte oberhalb der Schweißnaht SN0.1.3 des RDB Block 2 (Position: 191 cm unterhalbhalb der Spaltzonenunterkante)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
0.00 cm	6.722E+13		4.909E+14		1.575E+15		8.207E+15	
1.75 cm	1.091E+14		7.406E+14		6.156E+14		8.965E+15	
3.50 cm	1.461E+14		9.613E+14		1.880E+14		1.026E+16	
5.25 cm	2.170E+14		1.222E+15		9.581E+13		1.184E+16	
7.00 cm	3.020E+14		1.531E+15		5.528E+13		1.354E+16	
8.75 cm	4.012E+14		1.863E+15		7.607E+13		1.534E+16	
10.50 cm	5.256E+14		2.264E+15		1.192E+14		1.727E+16	
12.25 cm	1.301E+15		4.540E+15		3.621E+14		2.394E+16	
14.00 cm	3.700E+15		1.034E+16		1.964E+15		9.247E+16	

Tab. 17a: Integrale Neutronenfluenzwerte des Bohrkerns der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Block 4 (Position: 30 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
-0.8 cm	2.577E+19		4.072E+19		1.186E+20		2.533E+20	
-0.4 cm	2.582E+19		4.131E+19		9.446E+19		2.256E+20	
0 cm	2.539E+19		4.132E+19		7.681E+19		2.055E+20	
1 cm	2.317E+19		3.911E+19		4.545E+19		1.627E+20	
2 cm	2.058E+19		3.619E+19		2.450E+19		1.325E+20	
3 cm	1.832E+19		3.336E+19		1.563E+19		1.141E+20	
4 cm	1.618E+19		3.095E+19		9.121E+18		1.003E+20	
5 cm	1.437E+19		2.807E+19		5.609E+18		8.876E+19	
6 cm	1.246E+19		2.514E+19		3.180E+18		7.904E+19	
7 cm	1.102E+19		2.306E+19		2.127E+18		7.198E+19	
8 cm	9.395E+18		2.072E+19		1.332E+18		6.521E+19	
9 cm	8.268E+18		1.871E+19		9.856E+17		5.920E+19	
10 cm	7.275E+18		1.663E+19		8.030E+17		5.335E+19	
11 cm	6.146E+18		1.475E+19		7.774E+17		4.823E+19	
12 cm	5.186E+18		1.287E+19		9.369E+17		4.352E+19	
13 cm	4.322E+18		1.106E+19		1.387E+18		3.887E+19	
14 cm	3.505E+18		9.190E+18		1.904E+18		3.353E+19	

Tab. 18a: Integrale Gammafluenzwerte des Bohrkerns der Schweißnaht SN0.1.4 des RDB Block 4 (Position: 30 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>5.0 MeV	%	E>3.0 MeV	%	E>1.0 MeV	%	Total	%
-0.8 cm	1.572E+00		2.207E+00		4.309E+00		1.314E+01	
-0.4 cm	1.504E+00		2.110E+00		3.990E+00		1.067E+01	
0 cm	1.320E+00		1.901E+00		3.584E+00		9.309E+00	
1 cm	1.060E+00		1.543E+00		2.847E+00		7.325E+00	
2 cm	8.058E-01		1.200E+00		2.180E+00		5.610E+00	
3 cm	6.212E-01		9.128E-01		1.683E+00		4.414E+00	
4 cm	4.710E-01		7.026E-01		1.294E+00		3.444E+00	
5 cm	3.832E-01		5.649E-01		1.043E+00		2.729E+00	
6 cm	2.962E-01		4.412E-01		8.183E-01		2.143E+00	
7 cm	2.305E-01		3.469E-01		6.396E-01		1.686E+00	
8 cm	1.817E-01		2.753E-01		5.029E-01		1.325E+00	
9 cm	1.438E-01		2.260E-01		4.089E-01		1.069E+00	
10 cm	1.114E-01		1.706E-01		3.132E-01		8.280E-01	
11 cm	8.844E-02		1.368E-01		2.509E-01		6.641E-01	
12 cm	6.846E-02		1.101E-01		2.000E-01		5.238E-01	
13 cm	5.576E-02		8.852E-02		1.632E-01		4.258E-01	
14 cm	4.598E-02		7.075E-02		1.322E-01		3.320E-01	

Tab. 19a: Integrale Neutronenfluenzwerte des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. im Fluenzmaximum des RDB Block 4 (Position: 110 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>1.0 MeV	%	E>0.5 MeV	%	Thermisch	%	Total	%
-0.8 cm	3.464E+19		5.356E+19		1.582E+20		3.336E+20	
-0.4 cm	3.466E+19		5.479E+19		1.239E+20		2.967E+20	
0 cm	3.335E+19		5.361E+19		1.012E+20		2.676E+20	
1 cm	3.074E+19		5.151E+19		5.737E+19		2.119E+20	
2 cm	2.762E+19		4.813E+19		3.192E+19		1.725E+20	
3 cm	2.441E+19		4.437E+19		2.012E+19		1.511E+20	
4 cm	2.145E+19		4.024E+19		1.244E+19		1.325E+20	
5 cm	1.897E+19		3.724E+19		7.320E+18		1.184E+20	
6 cm	1.637E+19		3.359E+19		4.118E+18		1.061E+20	
7 cm	1.437E+19		3.058E+19		2.791E+18		9.668E+19	
8 cm	1.246E+19		2.775E+19		1.760E+18		8.823E+19	
9 cm	1.097E+19		2.490E+19		1.281E+18		8.006E+19	
10 cm	9.356E+18		2.216E+19		9.844E+17		7.281E+19	
11 cm	8.126E+18		1.981E+19		1.062E+18		6.595E+19	
12 cm	6.876E+18		1.764E+19		1.269E+18		5.987E+19	
13 cm	5.866E+18		1.512E+19		1.949E+18		5.402E+19	
14 cm	4.784E+18		1.267E+19		2.991E+18		4.794E+19	

Tab. 20a: Integrale Gammafluenzwerte des Bohrkerns aus dem Grundwerkstoffring 0.3.1. im Fluenzmaximum des RDB Block 4 (Position: 110 cm oberhalb der Spaltzonenunterkante, Azimutalwinkel 30°)

Von der Innenseite	E>5.0 MeV	%	E>3.0 MeV	%	E>1.0 MeV	%	Total	%
-0.8 cm	2.109E+20		2.992E+20		6.274E+20		1.984E+21	
-0.4 cm	1.939E+20		2.792E+20		5.648E+20		1.563E+21	
0 cm	1.736E+20		2.575E+20		5.075E+20		1.361E+21	
1 cm	1.445E+20		2.099E+20		4.039E+20		1.066E+21	
2 cm	1.131E+20		1.692E+20		3.169E+20		8.264E+20	
3 cm	8.747E+19		1.294E+20		2.450E+20		6.453E+20	
4 cm	7.015E+19		1.040E+20		1.959E+20		5.103E+20	
5 cm	5.516E+19		8.179E+19		1.532E+20		3.997E+20	
6 cm	4.263E+19		6.370E+19		1.181E+20		3.174E+20	
7 cm	3.340E+19		4.981E+19		9.249E+19		2.467E+20	
8 cm	2.606E+19		3.853E+19		7.183E+19		1.907E+20	
9 cm	2.029E+19		3.041E+19		5.684E+19		1.511E+20	
10 cm	1.539E+19		2.359E+19		4.402E+19		1.178E+20	
11 cm	1.229E+19		1.888E+19		3.546E+19		9.439E+19	
12 cm	9.525E+18		1.480E+19		2.801E+19		7.495E+19	
13 cm	7.899E+18		1.216E+19		2.309E+19		6.081E+19	
14 cm	6.384E+18		9.842E+18		1.871E+19		4.923E+19	

## **Anlage 5: Abschlussbericht zum Teilvorhaben A 4.3**

**Reaktorsicherheitsforschung - Vorhaben-Nr.: 150 1331**

**Reactor Safety Research-Project No.: 150 1331**

*Wissenschaftlich-technische Zusammenarbeit mit Russland:  
Untersuchungen zu Mechanismen der Strahlenversprödung  
und des Ausheilverfahrens sowie Fluenzberechnungen für Re-  
aktordruckbehälter von WWER-Reaktoren -*

*Untersuchung der Strahlungsbelastung an den Auflagekon-  
struktionen von WWER-440 Reaktoren der ersten Generation*

*Scientific technical cooperation with Russia: Investigation of the  
mechanisms of neutron embrittlement and annealing proce-  
dures as well as fluence calculations for reactor pressure ves-  
sels of WWER-type reactors –*

*Investigation of the neutron and gamma fluence near the sup-  
port construction of VVER reactor pressure vessels*

**J. Konheiser, K.Noack**

**Dienststelle des Autors / Performing Organisation:  
Helmholtz-Zentrum Dresden Rossendorf  
Bautzner Landstraße 400  
01328 Dresden**

**Berichtsdatum / Publication Date: Dezember 2011 / December 2011**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mit-  
teln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie  
unter dem Förderkennzeichen 150 1331 gefördert.

Gefördert durch:



**Bundesministerium  
für Wirtschaft  
und Technologie**

aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages



## Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung.....	2
Abstract .....	4
1. Aufgabenstellung.....	6
2. Der WWER-440/230 Reaktor .....	7
3. Das Bestrahlungsexperiment .....	9
4. Detaillierte Darstellung der Rechnungen .....	11
4.1. TRAMO-Rechnungen .....	11
4.2. DORT/Synthese-Rechnungen.....	12
4.3. Dreidimensionale Reaktormodelle für TRAMO.....	13
4.4. Aufbereitung der Neutronen- und Gammaquellverteilungen .....	14
4.5. Allgemeine Angaben zu den Transportrechnungen.....	16
5. Vergleiche von Rechen- und Messergebnissen .....	17
5.1. Horizontal positionierte Monitore .....	17
5.2. Vertikal positionierte Monitore .....	22
5.3. Fluenzwerte in der Supportkonstruktion .....	26
5.4. Untersuchungen zum Einfluss der Kernbeladung .....	29
5.5. Berechnung der über die Lebensdauer akkumulierten Neutronenfluenz.....	31
5.6. Vergleich der unterschiedlichen Homogenisierungen.....	32
6. Nutzen/Veröffentlichungen .....	33
7. Zusammenfassung .....	34
Literaturverzeichnis	

## Kurzfassung

Russische Reaktoren der Typen WWER-440 und WWER-1000 sind die am meisten betriebenen Reaktoren in Osteuropa. Sie zeichnen sich durch eine sehr kompakte Bauweise aus. Eines der Merkmale mit besonderer Sicherheitsrelevanz besteht darin, dass der Abstand zwischen dem Reaktordruckbehälter (RDB) und der Spaltzone im Vergleich zu westlichen Reaktoren wesentlich kleiner ist. Dadurch sind ein WWER-Reaktordruckbehälter und seine Auflagekonstruktion (Support), auf der er hängt, einer höheren Strahlenbelastung ausgesetzt. Beim WWER-440 der ersten Generation (WWER-440/230) besteht sie aus einem Auflagering, 48 azimuthal gleichverteilten Auflagerippen und einem mit Wasser gefüllten, ringförmigen Stahlbehälter. Die Last des RDB wird über Ring und Rippen auf den Ringbehälter, der auf einem Betonfundament steht, übertragen. Ebenso wie der RDB selbst, ist der Ringbehälter nicht ersetzbar. Seine Strahlenbelastung und die des Auflageringes und der Rippen sind bisher noch nicht gründlich untersucht worden.

Auflagering und Auflagerippen liegen in einer Höhe von 80 bzw. 70 cm über dem Reaktorkern und der obere Höhenbereich des Ringbehälters, in dem die größten mechanischen Belastungen auftreten, liegt nahe der Kernoberkante. In diesen Gebieten ist zwar die Strahlungsbelastung deutlich geringer als an der Innenseite des RDB im Bereich der Kernmittelebene, jedoch treten dort bei Reaktoroperationen und vor allem im Verlaufe bestimmter Störfälle bedeutend höhere Spannungen auf. Extremfälle sind die so genannten PTS-Störfälle bei denen kaltes Notkühlwasser in den Reaktor einströmt. Daher muss für den betreffenden RDB-Bereich und für die Auflagekonstruktion eine wesentlich geringere Erhöhung der Sprödbruchübergangstemperatur und entsprechend eine geringere Strahlenbelastung als zulässig angesehen werden. Gleiches trifft für die Schweißnaht SN 0.1.5 zu, die sich kurz unterhalb der RDB-Auflage befindet.

Die russischen Betriebszulassungsregeln für WWER-Reaktoren erfordern eine regelmäßige Neubewertung der Belastbarkeit von solchen Reaktorkomponenten, in denen die über die projektierte Betriebsdauer akkumulierte Neutronenfluenz (definiert für Neutronenenergien  $E > 0.5$  MeV) den Grenzwert von  $1 \times 10^{18}$  n/cm<sup>2</sup> überschreiten kann. Ergebnisse von neueren Rechnungen zur Strahlenbelastung des RDB eines VVER-440/230 im Höhenbereich des Reaktorkerns ließen vermuten, dass dieser Grenzwert in seiner Auflagekonstruktion überschritten werden könnte. Eine Überprüfung der Strahlenbelastung mit Hilfe von validierten Berechnungsmethoden, besonders auch im Hinblick auf eine mögliche Betriebsverlängerung, wurde somit notwendig. Deshalb bestand das Ziel des Projekts darin, die Belastungen der Supportkonstruktion durch Neutronenstrahlung mit dem Rossendorfer Monte-Carlo-Programm TRAMO (FZD) und parallel dazu mit dem deterministischen Programm DORT/Synthese (Russischer Partner: SEC NRS – Wissenschaftlich-technisches Zentrum für Atom- und Strahlensicherheit bei der Staatlichen Aufsichtsbehörde für die Sicherheit technischer Anlagen Russlands ROSTECHNADZOR) zu ermitteln und den Einfluss verschiedener Beladungen des Reaktorkerns zu untersuchen. Daher können die im Projekt erzielten Resultate auch als Grundlage für ein optimiertes „lifetime“-Management der WWER-440/230 Reaktoren dienen.

Damit die Rechenergebnisse auch als ausreichend zuverlässig bewertet werden können, war es notwendig, die von beiden Partnern angewandten Rechenverfahren und die für die Lösung der Aufgabe benutzten Rechenmodelle, zu verifizieren. Dazu stellte das SEC NRS die Ergebnisse von Neutronenaktivierungsmessungen zur Verfügung, die während des 29. Betriebszyklus von Block 4 des Kernkraftwerks Novovoronezh durchgeführt worden waren. Bei diesem Bestrahlungsexperiment waren Eisen- und Nickelmonitore an der RDB-Außenseite im Höhenbereich über den Reaktorkern und darüber hinaus bis zum Auflagering angebracht. Die größten Abweichungen zwischen den Rechenergebnissen und zwischen Rechen- und Messergebnissen ergaben sich tatsächlich im obersten Bereich des Reaktorkerns bis zum Auflagering, jedoch nur bis zu maximal 21 %.

Die Ergebnisse der Neutronenflussberechnungen für die Komponenten der Auflagerkonstruktion zeigen, dass Teilgebiete der inneren Wand des Ringbehälters eines WWER-440/230 bei keiner der Beladungsvarianten in dreißig mittleren Betriebszyklen unterhalb der vorgegebenen Fluenzgrenze bleiben. Im Gegenteil, auch für die Kernbeladung mit „Dummy“-Elementen, die zur niedrigsten Neutronenbelastung führt, wird der Grenzwert bereits nach sieben Zyklen erreicht. Dieses Ergebnis führt also zu der Schlussfolgerung, dass nach den geltenden Reaktorbetriebsregeln der Staatlichen Aufsichtsbehörde Russlands der Ringbehälter eines WWER-440/230 in die höhere Sicherheitskategorie der Reaktorkomponenten eingeordnet werden muss, für die regelmäßige Sicherheitsanalysen gefordert sind. Hingegen zeigen die Ergebnisse für den Auflagering und die Auflagerrippen, dass die Fluenzgrenze mit sehr großer Reserve bei keiner der Kernbeladungen erreicht wird. Damit besteht für diese Komponenten keine Notwendigkeit für eine Neueinstufung ihrer Sicherheitskategorie. Die Ergebnisse der Rechnungen und ihr ausgewiesener Unsicherheitsbereich machen deutlich, dass die Schlussfolgerungen mit einem sehr hohen Maß an Zuverlässigkeit gezogen werden konnten.

Die Berechnungsergebnisse der Gammafluenz weisen aus, dass diese um zwei bis drei Größenordnungen zu niedrig ist, dass sie einen mit der Neutronenstrahlung vergleichbaren Beitrag zur Materialversprödung ergeben könnte.

## Abstract

Most of the reactors which are in operation in Eastern Europe are of VVER-440 and VVER-1000 type. Both reactor types are characterized by a very compact design. One of the features with special safety relevance is the distance between core mantle and reactor pressure vessel (RPV) which is essentially narrower compared with western type reactors. Therefore, the RPV of a VVER reactor and its support structure are exposed to higher irradiation loads. In case of VVER-440 reactors of the first generation (VVER-440/230), the support structure consists of a support ring, 48 azimuthally distributed support ribs and an annular steel tank filled with water. The load of the RPV is transmitted via ring and ribs to the water tank which rests on a concrete foundation. Likewise as the RPV itself, the tank is a non-replaceable reactor component. Up to now, the irradiation loads of the support structure have not yet been examined thoroughly.

Support ring and ribs are in a height of 80 and 70 cm above the reactor core, respectively. Maximal stresses appear in the upper part of the inner wall of the water tank in a height range near the upper core edge. Although the radiation loads in these areas are essentially lower than at the pressure vessel around the core mid-plane, but the stresses appearing during reactor operations and, especially, in course of certain accidents are essentially higher. Extreme cases appear during so called PTS-accidents when cold emergency water is fed into the pressure vessel. Therefore, essentially lower radiation loads are tolerable for these components. The same is valid for the weld seam SN 0.1.5 of the RPV which is in a height closely below the support ring.

The Russian Reactor Operation Rules lay down that profound analyses of the components integrity have to be regularly done if the neutron fluence defined for neutron energies above 0.5 MeV must be expected to accumulate a value greater than  $1 \times 10^{18}$  n/cm<sup>2</sup> during the projected operation time. Recent calculation results of neutron fluences in the RPV wall of a VVER-440/230 in the core belt region let suppose that greater fluence values could really accumulate in its support structure. Thus, a thorough examination of the radiation level, particularly in view of a possible operation extension, became necessary. Therefore, the aim of the research project was to determine the neutron radiation load of the support construction in parallel with the Rossendorf Monte Carlo code TRAMO (FZD) and with the deterministic code DORT/synthesis (Russian partner: SEC NRS – Scientific-Engineering Centre of Nuclear and Radiation Safety at ROSTECHNADZOR, the Russian State Regulatory Body). In addition, the influence of different core loading schemes should be examined. Therefore, the results obtained could be used as base for an optimized lifetime management of the VVER-440/230 reactors too.

To achieve a sufficiently high level of confidence for the calculation results it was necessary to verify the calculation methods and models which were applied for solving the task. For that purpose, SEC NRS offered the results of neutron activation measurements which had been carried out during cycle 29 of unit 4 of NPP Novovoronezh. In this irradiation experiment iron and nickel fluence monitors had been installed at the outer surface of the pressure vessel distributed over the full height of the core and even above it up to the support ring. The largest discrepancies between both calculation results and between calculations and measurements appeared indeed in the upper region, but merely up to maximally 21 %.

The results of the neutron fluence calculations for the components of the support structure show that subareas of the inner wall of the water tank of a VVER-440/230 during the projected lifetime of thirty years will accumulate neutron fluences  $E > 0.5$  MeV which clearly exceed the given limit for all loading schemes of the core. Moreover, even in case of the loading with “dummy” elements instead of fuel elements in the outer row of the core the limit is already reached after seven cycles. This result leads to the conclusion that in accordance with the current Russian regulatory rules for the operation of VVER-type reactors the water tank of the VVER-440/230 reactors has to be newly classified in the higher safety category containing those reactor components which must undergo thorough safety analyses regularly. On the other hand, the calculation results for the support ring and ribs show that the given fluence-limit will by far not be reached in all cases. Therefore, there is no need to reclassify the safety category of these components. The results of the neutron fluence calculations together with their proved range of uncertainty make clear that the conclusions could be drawn with a high level of confidence.

The calculation results of the gamma fluence show that it is too small around two to three orders of magnitude to contribute to the material embrittlement comparably with the neutron irradiation.

## 1. Aufgabenstellung

Neben der Überwachung der Neutronenbelastung im Höhenbereich der Spaltzone ist für die Gewährleistung der Integrität des Reaktordruckbehälters eine belastbare Auflagekonstruktion erforderlich. Die Supportkonstruktion ist wie der RDB eine nicht austauschbare Reaktorkomponente und kann deshalb die Lebenszeit des Kraftwerks begrenzen. Im Falle der WWER-440 Reaktoren der 1. Generation (WWER-440/230) besteht die Supportkonstruktion aus einem Auflagering auf dem der RDB unmittelbar aufliegt, 48 Auflagerippen, die den Ring tragen und selbst auf einem Ringbehälter ruhen, der mit Wasser gefüllt ist. Davon ist der Behälter die kritischere Komponente. Das verwendete Material ist ein niedrig legierter ferritischer Stahl. Untersuchungen zur Strahlenbelastung dieses Bauelements sind den Projektpartnern nicht bekannt. Bei schweren Störfällen ist diese besonders hohen mechanischen Spannungen ausgesetzt, so dass hier eine wesentlich geringere Strahlenbelastung im Vergleich zur Druckbehälterwand in der Kernmittelebene als zulässig angenommen werden muss. Dasselbe trifft für die RDB-Schweißnaht SN 0.1.5 zu, die kurz unterhalb des Supports liegt. Deshalb ist die Kenntnis der Neutronenfluenzen, mit denen diese Bauteile belastet werden, von großer Bedeutung für die Sicherheitsbewertung des RDB. Gegenstand dieses Projekts sind Untersuchungen der Strahlungsbelastung der Komponenten der Auflagekonstruktion; die der Schweißnaht werden in einem anderen Projekt untersucht.

Die Bestimmung der Neutronenfluenzen des RDB durch Experimente und Rechnungen im Höhenbereich des Reaktorkerns gehört heute zu den Standardaufgaben der Reaktordosimetrie. Der Strahlenbelastung der Supportkonstruktion wurde bisher wegen der zu erwartenden, deutlich niedrigeren Neutronenfluenz nur geringe Bedeutung beigemessen. Die Ergebnisse von Fluenzberechnungen des RDB über die gesamte Höhe des Reaktorkerns und auf deren Grundlage abgeschätzte Maximalwerte der Strahlenbelastung im Bereich der Auflagekonstruktion eines WWER-440/230 haben jedoch ergeben, dass die in den russischen Reaktorbetriebsregeln [1] als oberer Grenzwert festgelegte Neutronenfluenz (definiert für Neutronenenergien  $E > 0.5$  MeV) von  $1 \times 10^{18}$  n/cm<sup>2</sup> in der RDB-Supportkonstruktion überschritten werden könnte. In diesem Falle wäre die Konsequenz, die betreffenden Komponenten in eine höhere Sicherheitskategorie einzustufen, die regelmäßige Sicherheitsanalysen erforderlich macht. Gegenwärtig gehören die Teile der Auflagekonstruktion dieser Kategorie nicht an.

In den Reaktorbetriebsregeln ist die Berücksichtigung der Gammastrahlung nicht explizit gefordert, allerdings sind die Reaktorbetreiber generell verpflichtet, verschärfende Umstände aufzuzeigen und deren Effekt auf die Komponentensicherheit quantitativ auszuweisen. Da bekannt ist, dass auch hochenergetische Gammastrahlung zur Materialversprödung beiträgt [2] und dass die Materialien dieser Reaktorgeneration sehr strahlungsempfindlich sind [3], ist hier eine solche Situation gegeben. Entsprechende Neutronen/Gamma-Transportrechnungen für den VVER-440/230 sind von beiden Partnern noch nicht durchgeführt und sind nicht publiziert worden.

Die Zielstellung des Projekts bestand darin, mit Berechnungsmethoden, die dem heutigen internationalen Stand entsprechen, die Belastungen durch Neutronen- und

Gammastrahlung im Auflagering, in den Auflagerrippen und im Ringwasserbehälter eines WWER-440/230 zu bestimmen. Zur Absicherung der Rechenverfahren und der Modelle, die von beiden Projektpartnern zur Lösung der Aufgabe angewandt wurden, waren zusätzlich die Reaktionsraten von Neutronenaktivierungsmonitoren zu berechnen und die Rechenergebnisse mit den Messwerten zu vergleichen. Das Bestrahlungsexperiment wurde während des 29. Zyklus von Block 4 des KKW Novovoronezh durchgeführt. Die Aktivierungsmonitore waren an der Außenwand des RDB sowohl horizontal im mittleren Höhenbereich des Reaktorkerns als auch vertikal über die gesamte Höhe der Spaltzone bis einschließlich des Supportbereichs installiert. Außerdem sollte die Möglichkeit zur Reduktion der Strahlungsbelastung durch verschiedene Kernbeladungen untersucht werden.

Die Auflagering und Auflagerrippen liegen etwa 80 bzw. 70 cm oberhalb der Spaltzonenoberkante und somit im Bereich von starken vertikalen Gradienten der Strahlungsfelder. Für eine hinreichend genaue Bestimmung der Strahlungsfluenzen in dieser Region ist deshalb eine detaillierte 3-dimensionale Modellierung der Geometrie notwendig. Für diesen Zweck sind Monte-Carlo-Programme am besten geeignet. Daher wurden mit dem Monte-Carlo-Programmsystem TRAMO [3,4] die Energiespektren der Neutronen- und Gammafluenzen in den Bereichen der Supportkonstruktion berechnet. Parallel zu den TRAMO-Berechnungen wurden vom russischen Partner (SEC NRS Moskau) die dreidimensionalen Fluenzverteilungen nach der Synthesemethode auf der Basis von zweidimensionalen  $S_n$ -Rechnungen, die mit dem Code DORT [5] erhalten wurden, synthetisiert (siehe Abschnitt 4.2.). Diese Rechnungen sollten erstmalig die Anwendbarkeit dieser Methode (im Folgenden als DORT/Synthese bezeichnet) für die Höhen weit oberhalb des Reaktorkerns prüfen.

## 2. Der WWER-440/230 Reaktor

Von den WWER-440 Reaktoren der 1. Generation sind noch sechs in Betrieb. Die Blöcke wurden zwischen 1971 und 1980 in Betrieb genommen. Abbildung 1 zeigt eine schematische Darstellung des Reaktors mit dem Ringbehälter und seiner unmittelbaren Umgebung. Die Reaktoren haben jeweils eine Betriebserlaubnis für 30 Jahre. Für einige dieser Blöcke wurden die Genehmigungen zum Weiterbetrieb um 15 Jahre erteilt. Die Abschaltungen dieser Anlagen sind somit erst nach 2016 geplant. Der Weiterbetrieb der Anlagen wurde einerseits durch das Ausglühen der Schweißnaht SN 0.1.4, die sich auf der Höhe der unteren Kernhälfte befindet, und andererseits durch den Einsatz von so genannten „Dummy“-Kassetten, die an Stelle des Brennstoffs Stahl in den Brennstäben enthalten, in der äußeren Brennelementreihe der Spaltzone ermöglicht (siehe Abschnitt 5.4.). Durch den längeren Betrieb erhöht sich natürlich auch die Strahlenbelastung der Supportkonstruktion. Zum anderen wurde die Verringerung der Strahlenbelastung durch den Einsatz von „Dummy“-Kassetten bis jetzt nicht untersucht.

Der Wasserbehälter dient in erster Linie als Auflage für den RDB hat aber auch die Funktion als biologisches Schild. In diesem Behälter befinden sich auch die Spaltkammern für die Leistungskontrolle des Reaktors. Tabelle 1 zeigt die Basisparameter eines WWER-440/230.

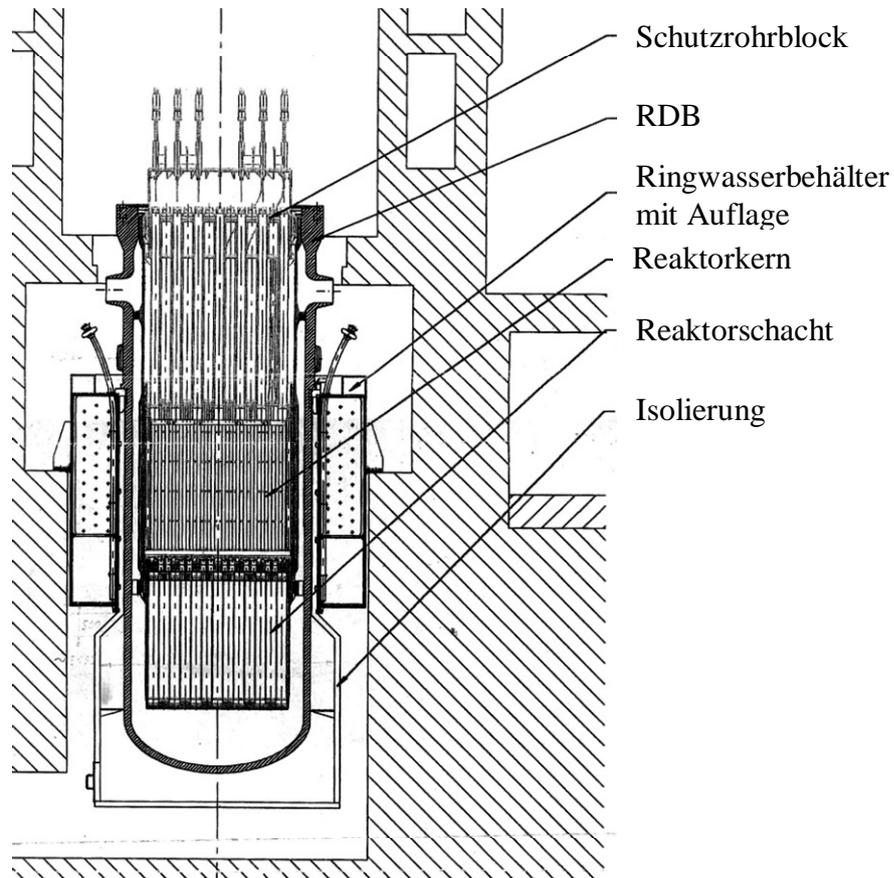


Abb. 1 : Schematische Darstellung eines WWER-440/230 und dessen Umgebung.

Tabelle 1: Basisparameter eines WWER-440/230.

Parameter	Wert
Thermische Leistung, MW	1375
Brennstoff	Uraniumdioxid
Anzahl der Brennelemente (BE)	349
Kernhöhe, cm	244
Verteilungsabstand der BE, cm	14.7
Schlüsselweite der BE, cm	14.4
Wasserdruck am Kerneintritt, MPa	12.5
Eingangstemperatur, °C	266
Ausgangstemperatur, °C	292
Wassertanktemperatur, °C	50

### 3. Das Bestrahlungsexperiment

Das Bestrahlungsexperiment war während des 29. Zyklus (20.11.2003 bis 15.09.2004) am Block 4 des KKW Novovoronezh vom russischen Partner durchgeführt worden. In der Abbildung 2 sind schematisch die Monitore eingezeichnet und Abbildung 3 zeigt deren Positionen im Höhenbereich des RDB-Supports. Die Fluenzmonitore waren an der Außenseite des RDB montiert. In horizontaler Richtung waren sie in zwei Höhenlinien angebracht: Im vertikalen Flussmaximum und in der Nähe der Schweißnaht SN 0.1.4, die im unteren Höhenbereich des Reaktorkerns liegt. In vertikaler Richtung waren Monitore im Höhenbereich zwischen 41.5 cm und 325 cm, bezogen auf den Kernboden, verteilt. Als Monitormaterialien waren hauptsächlich  $^{58}\text{Ni}$  und  $^{54}\text{Fe}$  eingesetzt. Die (n,p)-Reaktionen dieser Isotope waren als Detektionsreaktionen ausgewertet worden. Nur an ausgewählten Positionen waren zusätzlich noch weitere Materialien mit anderen Detektionsreaktionen verwendet worden. In Tabelle 2 sind die Monitorpositionen und die jeweiligen Detektionsreaktionen angegeben. Die experimentelle Bestimmung der Aktivitäten der Monitore und daraus die Berechnung der „experimentellen“ Reaktionsraten waren ebenfalls vom russischen Partner durchgeführt worden.

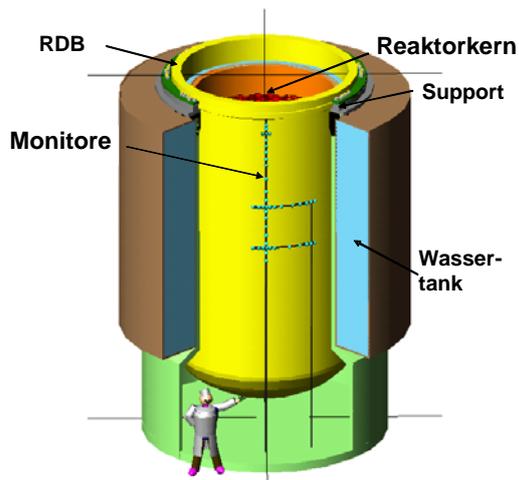


Abb. 2: Schematische Darstellung der Monitorpositionen im Bestrahlungsexperiment.

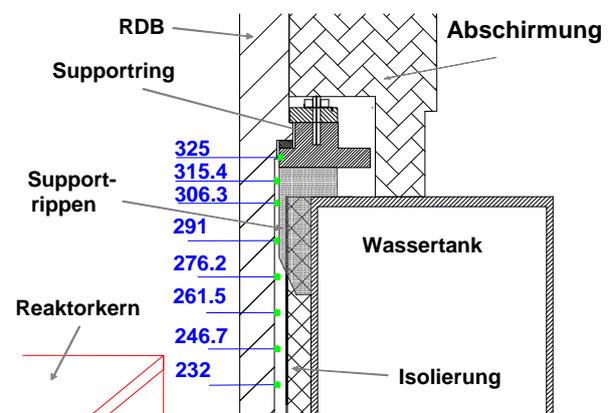


Abb. 3: Darstellung der Monitorpositionen im Bereich des Supports.

Tabelle 2: Monitorpositionen und Detektionsreaktionen.

Azimutaler Winkel	Höhen über Kern-Boden, cm	Detektionsreaktion
27.0	325.0	54Fe(n,p)
27.0	315.5	54Fe(n,p)
27.0	306.3	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
27.0	291.0	58Ni(n,p), 54Fe(n,p), 93Nb(n,n'), 237Np(n+g,f)
27.0	276.2	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
27.0	261.5	58Ni(n,p)
27.0	246.7	58Ni(n,p)
27.0	232.0	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
27.0	201.3	58Ni(n,p)
27.0	171.3	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
27.0	151.5	58Ni(n,p)
27.0	136.5	58Ni(n,p), 54Fe(n,p), 46Ti(n,p), 63Cu(n,a), 93Nb(n,n'), 237Np(n+g,f), 238U(n+g,f)
27.0	126.0	58Ni(n,p)
27.0	111.2	58Ni(n,p)
27.0	91.5	58Ni(n,p)
27.0	71.2	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
27.0	50.5	58Ni(n,p)
27.0	41.5	58Ni(n,p), 54Fe(n,p), 46Ti(n,p), 63Cu(n,a), 93Nb(n,n'), 237Np(n+g,f), 238U(n+g,f)
27.0	30.3	58Ni(n,p)
27.0	12.0	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
35.9	136.5	58Ni(n,p)
33.0	136.5	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
30.0	136.5	58Ni(n,p)
24.1	136.5	58Ni(n,p)
21.1	136.5	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
16.6	136.5	58Ni(n,p)
10.4	136.5	58Ni(n,p)
4.5	136.5	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
0.0	136.5	58Ni(n,p)
57.0 (-3.0*)	136.5	58Ni(n,p), 54Fe(n,p), 46Ti(n,p), 93Nb(n,n')
54.1 (-5.9*)	136.5	58Ni(n,p)
33.0	41.5	58Ni(n,p)
30.0	41.5	58Ni(n,p)
24.1	41.5	58Ni(n,p)
21.1	41.5	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
12.8	41.5	58Ni(n,p)
4.5	41.5	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
0.0	41.5	58Ni(n,p)
57.0 (-3.0*)	41.5	58Ni(n,p), 54Fe(n,p)
54.1 (-5.9*)	41.5	58Ni(n,p)

## 4. Detaillierte Darstellung der Rechnungen

### 4.1. TRAMO-Rechnungen

Das Programmsystem TRAMO berechnet bei gegebener Quellverteilung von Neutronen oder Gammas über Energiegruppen integrierte Neutronen- und Gammaflüsse für vorgegebene Volumina und Flächen [3,4]. Die Hauptanwendung des Programms liegt in der Berechnung von Neutronen- und Gammaflüssen im Bereich des Reaktor-druckbehälters und dessen Umgebung. Es kann aber zum Beispiel auch zur Berechnung von Neutronen/Gammafeldern bei Castorbehältern oder an Forschungsreaktoren angewendet werden.

Das Hauptanwendungsgebiet von TRAMO ist die Reaktordosimetrie. Entsprechend sind die geometrischen Möglichkeiten des Programms für Konstruktionen, die bei Leistungsreaktoren vorkommen, entwickelt worden. Es kann ein System von beliebig geschachtelten, sich nicht schneidenden, achsenparallelen Körpern berechnet werden. Diese Körper können beliebige Höheneinteilungen besitzen. Rotationssymmetrische Körper können zusätzlich in Kreissegmente unterteilt werden.

Um die Energiespektren der Strahlungsflüsse an der Außenwand des RDB und speziell im Bereich der Auflagekonstruktion mit akzeptablen statistischen Fehlern in vertretbaren Rechenzeiten berechnen zu können, ist die Anwendung von Varianzreduzierenden Verfahren zwingend erforderlich. Die Verwendung von „statistischen Gewichten“ der simulierten Teilchen spielt dabei im Rahmen der „Weight-Window-Methode“ die entscheidende Rolle [4]. Die optimale Anwendung der Methode setzt entsprechende Parametersätze voraus, die in TRAMO eingegeben werden müssen.

Mit Hilfe des Codes TRAWEL, der zum TRAMO-Programmpaket gehört, wurden optimale, energie- und ortsabhängige Parameter der „Gewichtsfenster“ näherungsweise berechnet. Solche optimierten Parametersätze wurden für die einzelnen Geometriemodelle separat bestimmt. Zur Berechnung der Flüsse für die vertikalen Monitore war es wegen deren Verteilung über einen sehr ausgedehnten räumlichen Bereich notwendig, für die Monitore im Bereich der Auflagekonstruktion einen separaten Parametersatz für die Gewichtsfenster zu erzeugen. Diese TRAWEL-Rechnungen wurden mit dem ABBN-78 Gruppensatz durchgeführt [6]. In den Gammatransportrechnungen wurden die Gewichte der obersten Neutronenenergiegruppe verwendet. Neben der „Weight-Window-Methode“ wurden auch die standardmäßigen Monte-Carlo-Techniken, wie z. B. „Quell-Biasing“ und „Impliziter Einfang“, mit näherungsweise optimierten Parametern angewandt.

Die verwendeten Gruppenkonstanten basieren auf modernen Kerndatenbibliotheken, die mit Hilfe der Programme NJOY [7] und MODAJ [4] erzeugt wurden. Die Neutronenkerndaten, einschließlich der Gammaproduktionsdaten, wurden der Bibliothek ENDF/B-VI [8] entnommen und die Wirkungsquerschnitte für den Gammatransport aus den Daten der PHOTX-Bibliothek [9]. Die Zusammensetzungen der Materialien wurden vom russischen Partner bereit gestellt. Als Energiestruktur wurde die Vitamin-J Struktur für Neutronen (175 Energiegruppen von 19.6 MeV bis 1.0e-5 eV) und die Vitamin-E Struktur für Gammas (38 Energiegruppen von 20 MeV bis 10 KeV)

verwendet. Diese haben den Vorteil, dass sie die Gruppenstruktur des in den DORT-Rechnungen des russischen Partners verwendeten Datensatzes BUGLE-96T [10] überlappungsfrei enthalten. Dadurch war ein direkter Vergleich der TRAMO-Ergebnisse mit denen der DORT-Rechnungen möglich.

Für die Monte-Carlo-Simulation des Neutronentransports in TRAMO, wurden einige Wirkungsquerschnitte mit Besonderheiten aufbereitet. Zur besseren Berücksichtigung des Einflusses der Resonanzstruktur verschiedener Wirkungsquerschnitte für Neutronen wurden Abschirmfaktoren, die von der Materialkomposition und von der Temperatur abhängen, verwendet. Die Streuwinkelabhängigkeit der Gruppenübergangsquerschnitte wurde für unelastische Streuungen durch eine P5-Legendre-Entwicklung berücksichtigt; die elastische Streuung und die Streuung im thermischen Energiebereich wurden als Verteilung über gleichwahrscheinliche Winkelintervalle für eine Anzahl von Energiepunkten dargestellt [3,4]. Die Berechnung der thermischen Streuquerschnitte für Wasserstoff erfolgte mit Hilfe der so genannten Alpha/Beta-Faktoren, bei allen anderen Isotopen wurde das Freigasmodell verwendet [7]. Die Veränderung der Zusammensetzung durch den Abbrand während eines Reaktorzyklus wurde wegen des geringen Einflusses auf den Transport der Neutronen und Gammas nicht berücksichtigt [11].

#### 4.2. DORT/Synthese-Rechnungen

Parallel zu den TRAMO-Flussrechnungen des FZD wurden entsprechende Rechnungen vom russischen Partner mit dem deterministischen  $S_n$ -Code DORT in der  $P_3S_{12}$ -Approximation, die sich für Aufgabenstellungen der Reaktordosimetrie bewährt hat, durchgeführt [5]. Mit DORT wurden zweidimensionale Flussverteilungen in zweidimensionalen Näherungsmodellen der Geometrie berechnet und nach der modifizierten Synthese-Methode [12] näherungsweise dreidimensionale Flussverteilungen synthetisiert. Die Flussverteilung der Energiegruppe  $g$  ist danach:

$$\varphi_g(r, \theta, z) = \varphi_g(r, z) \cdot \frac{\varphi_g(r, \theta)}{\varphi_g(r, \theta = \textit{konstant})} \quad (1)$$

In dieser Gleichung sind:

- $\varphi_g(r, z)$  - Fluss der Energiegruppe  $g$  in radialer ( $r$ ) und axialer ( $z$ ) Abhängigkeit.
- $\varphi_g(r, \theta)$  - Fluss der Energiegruppe  $g$  in radialer und azimuthaler ( $\theta$ ) Abhängigkeit. Diese Rechnung wird im  $60^\circ$ -Symmetriesektor des Reaktors in einem  $(r, \theta)$ -Geometriemodell des Horizontalschnittes durch den Reaktorkern ausgeführt.
- $\varphi_g(r, \theta = \textit{konstant})$  - Nur radial abhängiger Fluss der Gruppe  $g$ , der jedoch mit einer zweidimensionalen  $(r, \theta)$ -Rechnung für ein rotationssymmetrisches Geometriemodell, das für den azimuthalen Winkel  $\theta = \textit{konstant}$  erstellt wurde, berechnet wird. Für diese Rechnung wird dasselbe  $(r, \theta)$ -Gitter wie in der Rechnung für  $\varphi_g(r, \theta)$  verwendet.

In der Standard Form der Synthese-Methode wird an Stelle der Lösung  $\varphi_g(r, \theta = \textit{konstant})$  ein nur radial abhängiger Gruppenfluss  $\varphi_g(r)$  aus einer eindimensio-

nenalen ( $r$ )-Rechnung bestimmt. Die Modifikation der Methode führt zu der Verbesserung, dass numerische Oszillationen in der  $\theta$ -Abhängigkeit des Flusses durch den Quotienten in Glg. (1) eliminiert werden. Diese modifizierte Synthese-Methode ist das Verfahren, welches vom SEC NRS standardmäßig für dreidimensionale Fluss- und Fluenzberechnungen verwendet wird. In diesem Projekt wurde es erstmalig auf den Höhenbereich der RDB-Auflage angewandt.

Die mikroskopischen Wirkungsquerschnitte wurden aus der Datenbibliothek BUGLE-96T entnommen. Sie enthält Neutronendaten für 47 Energiegruppen und Gammadaten für 20 Energiegruppen. Sie wurde speziell für die Reaktordosimetrie aus der evaluierten Kerndatenbibliothek ENDF/B-VI erzeugt. Die Aufstreuung der Neutronen im thermischen Bereich ist dabei berücksichtigt worden.

### 4.3 Dreidimensionale Reaktormodelle für TRAMO

Die Geometriedaten wurden weitestgehend aus Unterlagen entnommen, die vom russischen Partner zur Verfügung gestellt wurden. Insbesondere wurden für die Auflagekonstruktion sehr detaillierte Zeichnungen geliefert. Die Abbildung 4 zeigt einen vertikalen und horizontalen Schnitt durch die Auflage des RDB auf dem Ringbehälter. Der Ringbehälter steht auf einem Betonfundament. Er ist aus ferritischen Stahlplatten mit einer Stärke von 2.5 cm zusammengeschweißt. Innerhalb des Behälters sind 24 Stahlrippen als Versteifungen angebracht. Der RDB liegt auf dem Supportring auf, der seinerseits auf 48 Auflagerrippen gelagert ist. Entsprechend detailgetreu wurde das TRAMO-Geometriemodell nachgebildet. Als Grundlage diente ein für die Greifswalder Reaktoren entwickeltes Reaktormodell. Dieses wurde im Bereich der Supportkonstruktion erweitert und den Gegebenheiten des Reaktors Novovoronezh-4 angepasst.

Für die DORT-Rechnungen wurden die zweidimensionalen Geometriemodelle nach den lizenzierten Vorschriften des SEC NRS erstellt, wobei ebenfalls versucht wurde, für die jeweilige Rechnung wichtige geometrische Details zu berücksichtigen, so gut es mit der Methode möglich ist. Durch die Verwendung von zweidimensionalen Lösungen nach (1) sind diesem Bestreben prinzipielle Grenzen gesetzt. Zum Beispiel ist die Struktur der Auflagerrippen nicht auflösbar.

Ebenso wie die DORT-Rechnungen, wurden alle TRAMO-Rechnungen für einen azimutalen  $60^\circ$ -Sektor des Reaktors ausgeführt. In dem Geometriemodell für die Vergleichsrechnungen mit DORT wurden die Brennstoffkassetten homogenisiert und die Bereiche unterhalb und oberhalb des Reaktorkerns mit Hilfe homogenisierter, zylindersymmetrischer Zonen näherungsweise nachgebildet und zwar möglichst ähnlich den DORT-Modellen. Dadurch kann der Vergleich beider Rechenergebnisse Rückschlüsse auf die prinzipielle Näherung durch die Anwendung der Synthesemethode ermöglichen. Die Homogenisierung der Spaltzone ist für Fluenzberechnungen in der RDB-Wand und darüber hinaus nur mit einem vernachlässigbaren Fehler behaftet. Dagegen könnte die Homogenisierung des Bereichs oberhalb des Reaktorkerns Einfluss auf die berechnete Fluenz im Bereich des Auflageringes und der –rippen haben. Mit speziellen TRAMO-Rechnungen wurde versucht, den Effekt der Homogenisierung der Auflagerrippen auszuweisen (siehe Abschnitt 5.6.).

Um die in 4.1. erwähnten varianzreduzierenden Methoden von TRAMO optimal anwenden zu können, ist es notwendig, getrennte Rechnungen für Gruppen von Monitoren bzw. Flussberechnungsgebiete, die örtlich möglichst nahe beieinander liegen,

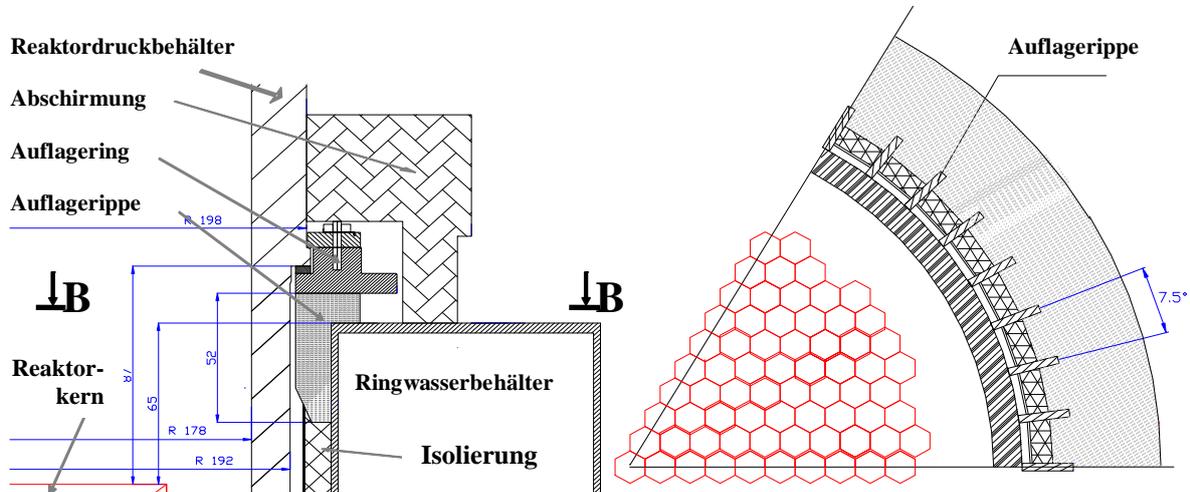


Abb. 4: Vertikaler und horizontaler Schnitt durch die Auflage des WWER-440/230.

auszuführen. Diese Spezialisierung der TRAMO-Rechnungen erlaubt oft auch eine Eingrenzung des Systemvolumens, in dem die Transportsimulation durchgeführt werden muss. Dadurch kann erhebliche Rechenzeit eingespart werden, andererseits erhöht sich aber die Anzahl der Rechenmodelle.

#### 4.4 Aufbereitung der Neutronen- und Gammaquellverteilungen

Die dreidimensionale, zeitabhängige Abbrandverteilung der Kassetten war vom SEC NRS auf der Basis von neutronenphysikalischen Rechnungen bereit gestellt worden. Diese Angaben beruhen auf der Leistungsgeschichte des Zyklus 29 von Block 4 des KKW Novovoronezh, während dessen die Aktivierungsmessungen durchgeführt worden waren. Die Abbildung 5 zeigt die Leistungsgeschichte dieses Zyklus. Im Unterschied zu der heute üblichen Kernbeladung bei den Reaktoren der 1. Generation mit „Dummy“-Kassetten an bestimmten Plätzen der äußeren Brennelementreihe, wurde

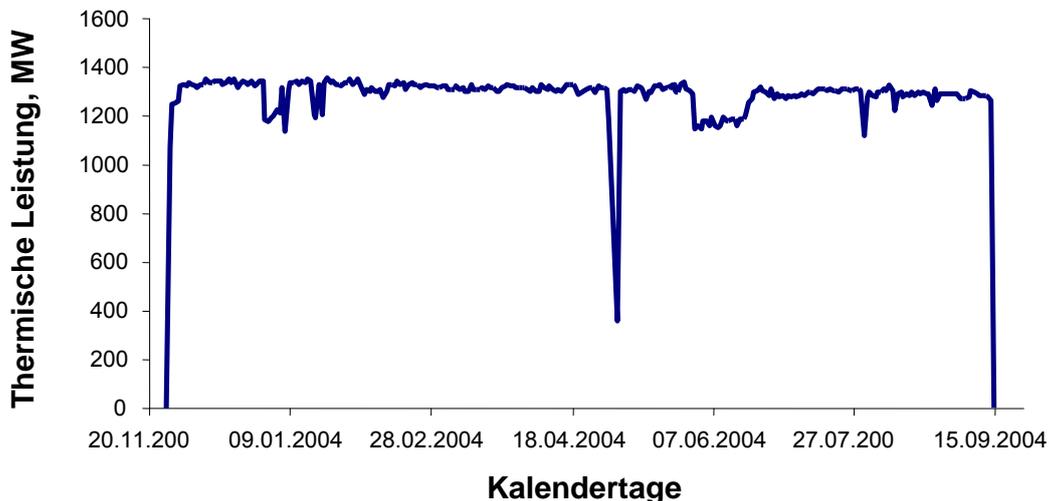


Abb. 5: Leistungsgeschichte des 29. Zyklus von Block 4 des KKW Novovoronezh.

dieser Zyklus mit einer „low leakage“-Beladung gefahren. Dabei stehen an eben diesen Plätzen der äußeren Reihe stark abgebrannte Brennelemente (siehe Abschnitt 5.4.). Die Zyklusdauer war 295 Tage (274.7 effektive Volleistungstage).

Die Abbrandwerte waren in Zeitschritten von etwa 20 Effektivtagen für jeweils 25 Höhenabschnitte pro Kassette eines 60°-Sektors gegeben. Zusätzlich war für die Berechnung der Spaltquelle die Abbrandabhängigkeit der mittleren Spaltneutronenausbeuten als Polynom 2. Grades für die drei eingesetzten Brennelementtypen gegeben:

$$\bar{\nu}(\rho) = \bar{\nu}_0 + \bar{\nu}_1 \cdot \rho + \bar{\nu}_2 \cdot \rho^2. \quad (2)$$

In dieser Gleichung ist  $\rho$  der Abbrand in MW×Tagen/kg Brennstoff. Die Polynomkoeffizienten sind in Tabelle 3 aufgelistet.

Tabelle 3: Polynomkoeffizienten der Abbrandabhängigkeit der mittleren Spaltneutronenausbeute für die eingesetzten Brennelementtypen.

Koeffizient	Brennelementtyp		
	4	5	8
	2.4% SUZ*	3.82%	3.82% SUZ*
$\bar{\nu}_0$	2.47814	2.47372	2.47434
$\bar{\nu}_1$	0.153776	0.0889313	0.0899778
$\bar{\nu}_2$	-0.00176237	-0.000548469	-0.000568757

\*Mit Absorberstäben.

Mit Hilfe der Nominalleistung des Reaktors, den Effektivzeiten der Leistungsintervalle, den gegebenen Abbranddaten und dieser Polynome wurden die Gesamtneutronenquellstärke und deren räumliche Quellverteilung bestimmt. Die Reaktorleistungen in den Zeitintervallen wurden dabei proportional zu den Differenzen der Abbrände zwischen den Zeitschritten angenommen.

Die Quellverteilung der prompten Spaltgammas kann praktisch gleich der Neutronenverteilung angenommen werden. Die Gesamtquellstärke ist allerdings um den Faktor 2.9 größer. Dieser Faktor ergibt sich aus dem Verhältnis der mittleren Anzahl prompter Spaltgammas (7.17) zu der mittleren Anzahl von Spaltneutronen (2.47). Die verzögerten Spaltgammas konnten nicht berücksichtigt werden, da zur Bestimmung ihrer Quellstärke spezielle Abbrandrechnungen notwendig gewesen wären, die vom russischen Partner nicht durchgeführt worden waren. Aus früheren ORIGIN-Rechnungen ist bekannt, dass etwa ebenso viele verzögerte Spaltgammas wie prompte Spaltgammas entstehen, deren Energiespektrum aber etwas weicher ist. Damit kann zumindest eine obere Grenze der Strahlenbelastung durch verzögerte Spaltgammas abgeschätzt werden.

Für die äußeren zwei Brennelementreihen waren zusätzlich die Abbrandverteilungen über die Brennstäbe in den Höhenzonen bereitgestellt worden. Daraus wurden normierte, stabweise Quellverteilungen innerhalb der Höhenzonen erzeugt. Aus früheren Untersuchungen ist bekannt, dass die Berücksichtigung des stabweisen Verlaufs

der Quellverteilungen in den äußeren Kassetten unbedingt notwendig ist, um die Strahlungsflüsse im RDB-Bereich möglichst genau berechnen zu können [4].

Als Energieverteilungen der Spaltneutronen und der prompten Spaltgammas wurden die Spektren von  $^{235}\text{U}$  und  $^{239}\text{Pu}$  verwendet. Dabei wurde davon ausgegangen, dass 72% der Spaltungen im Uran und 28% im Plutonium erfolgen. Diese Spektren wurden mit Hilfe des Programms NJOY in der Energiegruppenstruktur des SAND-II Datensatzes [13] erzeugt.

#### 4.5 Allgemeine Angaben zu den Transportrechnungen

Grundsätzlich berechnet der TRAMO-Code Neutronen- bzw. Gammaflüsse in einem Volumen oder auf einer Fläche bezogen auf eine mittlere Teilchengeschichte, die mit der Intensität von 1 Teilchen pro Sekunde aus der gegebenen Quellverteilung emittiert wird. Den tatsächlich im Reaktor vorliegenden Teilchenfluss erhält man durch Multiplikation dieses TRAMO-Ergebnisses mit der totalen Emissionsstärke des Reaktors, die sich aus der Reaktorleistung ergibt. Die über eine Zeitdauer akkumulierte Fluenz in einem Volumen oder auf einer Fläche erhält man mit demselben TRAMO-Ergebnis aber multipliziert mit der Gesamtzahl von Teilchen, die in dieser Zeit aus der Quelle emittiert wurden. Also erfolgen die Berechnungen von Flüssen und Fluenzen praktisch in derselben TRAMO-Rechnung, nur mit verschiedenem Normierungsfaktor am TRAMO-Ergebnis. Wegen dieser Identität der Berechnungen beider Größen wird in den folgenden Darlegungen nicht auf die strikte Trennung zwischen Flüssen und Fluenzen geachtet, jedoch aber in der Darstellung der Endergebnisse.

Entsprechend der Aufgabenstellung des Projekts wurden unterschiedliche Transportrechnungen mit TRAMO ausgeführt. Die Aktivierungsraten der Monitore wurden in einer reinen Neutronentransportsimulation berechnet. Dagegen wurden die Neutronen- und Gammafluenzen im Supportring, in den Auflagerippen und im Ringbehälter in gekoppelten Neutronen/Gamma-Transportsimulationen bestimmt. Zur Verbesserung der Statistik der berechneten Neutronenspektren wurden für den Vergleich mit den Aktivierungsmessungen zusätzlich separate Rechnungen für die oberen Energiegruppen ausgeführt, nämlich jeweils nur mit den ersten 16, 31, 63 und 128 oberen Energiegruppen.

Die TRAMO-Rechnungen wurden auf dem LINUX Cluster (mit Xeon-Prozessoren) des FZD durchgeführt. In den meisten Fällen betrug die Rechenzeit etwa 12 Stunden. In sehr wenigen Fällen wurde auch bis zu sieben Tage gerechnet. Die DORT-Rechnungen wurden auf einem schnellen PC durchgeführt. Die Rechenzeiten betragen in den meisten Fällen um 10 Minuten.

In westlichen Ländern wird standardmäßig der Materialzustand einer Komponente mit der Neutronenfluenz für Neutronenenergien  $E > 1$  MeV korreliert. In den Russischen Zulassungsbestimmungen für WWER-Reaktoren wird aber auf die Neutronenfluenz für Energien  $E > 0.5$  MeV Bezug genommen. Mit TRAMO und DORT wurden beide Fluenzintegrale berechnet. Die Ortsabhängigkeiten beider Fluenzen, die im Folgenden dargestellt werden, sind sehr ähnlich, nur sind die Werte der Fluenz  $E > 0.5$  MeV entsprechend größer. Ergänzend wurden auch die Fluenzen für  $E > 3$  MeV

und  $E > 0.1$  MeV berechnet. Mit dieser Vielfalt der an energieintegrierten Fluenzen hat man eine Möglichkeit, eventuell auftretende spektrale Effekte aufzuspüren.

## 5. Vergleiche von Rechen- und Messergebnissen

### 5.1. Horizontal positionierte Monitore

Der Vergleich zwischen Rechen- und Messergebnissen von Aktivierungsdetektoren, die an der Außenseite einer RDB-Wand in der Höhe der Mittelebene des Reaktorkerns bestrahlt wurden, gehört seit einigen Jahren zu den Standardaufgaben in der Reaktordosimetrie. Diese Werte dienen neben der Bestimmung der maximalen Flusswerte im RDB auch zur Absicherung der Ergebnisse von Experimenten und Rechnungen für Monitorpositionen außerhalb der Mittelebene.

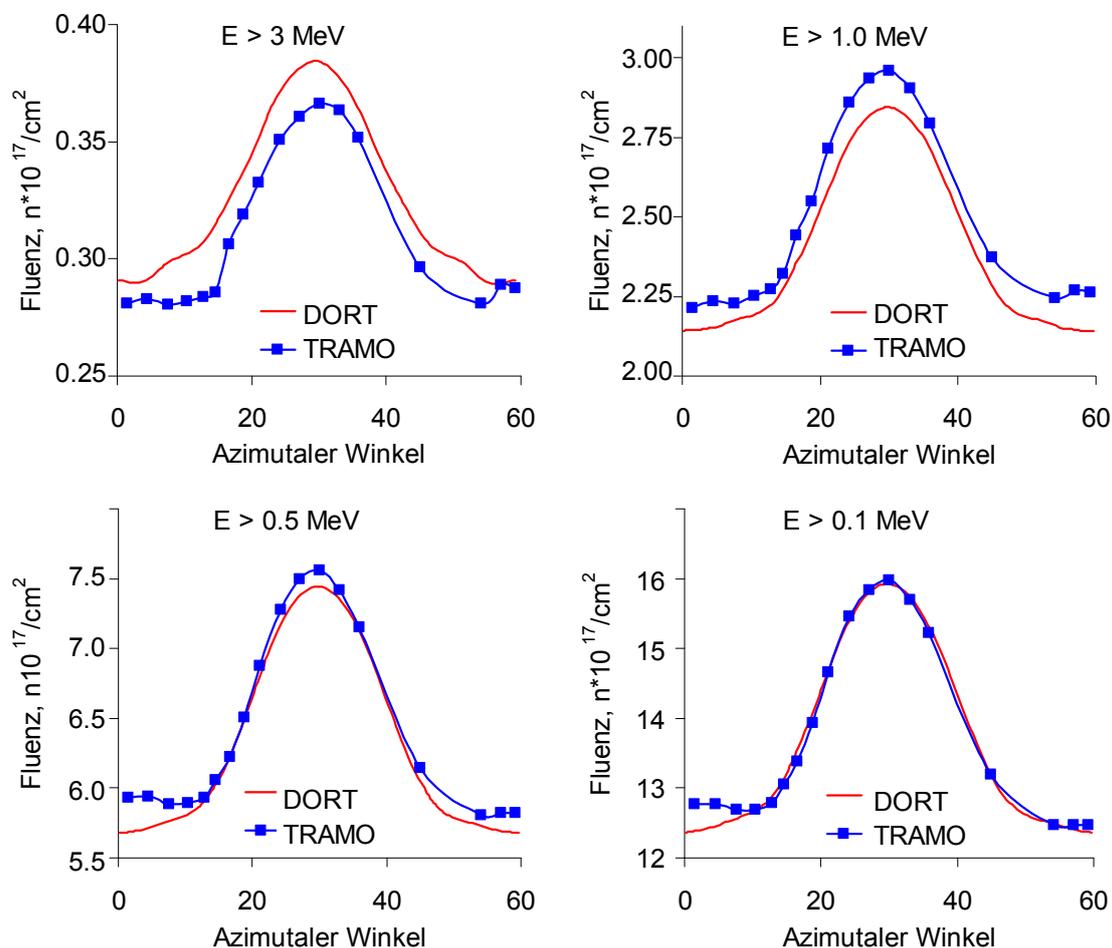


Abb. 6: Integrale Neutronenfluenzen an den Positionen der in der Höhe von 41.5 cm über Kernboden horizontal angebrachten Monitore.

TRAMO- und DORT-Rechnungen werden an Hand ihrer Ergebnisse für die an den Monitorpositionen über die Dauer des Bestrahlungsexperiments akkumulierten Neutronenfluenzen verglichen. Diese wurden über die Neutronenenergie mit verschiedenen unteren Grenzen integriert:  $E > 3, 1, 0.5, 0.1$  und  $0$  MeV. Der letzte Fall ergibt die

„totale“ Fluenz, die allerdings für die Materialversprödung von untergeordneter Bedeutung ist. Die berechneten Fluenzintegrale sind in der Abbildung 6 für die Monitor-

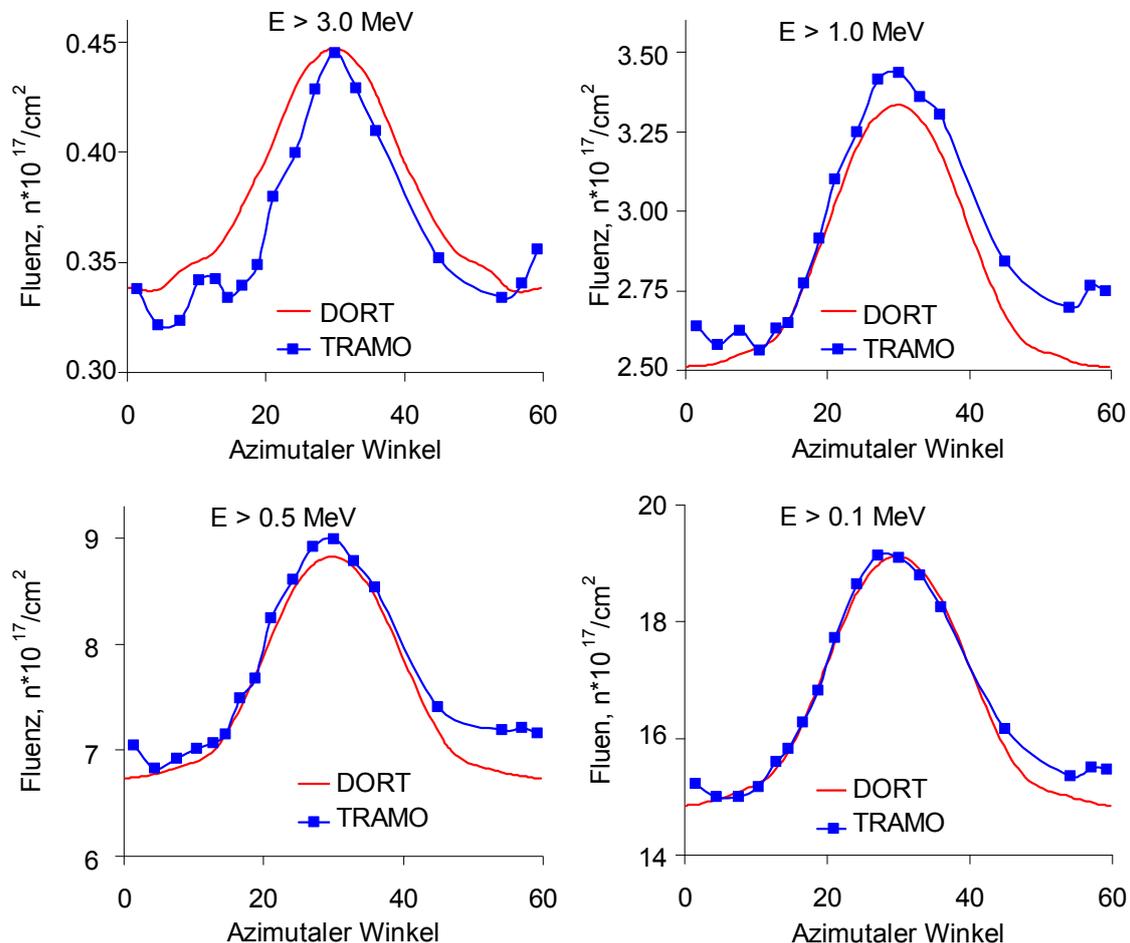


Abb. 7: Integrale Neutronenfluenzen an den Positionen der in der Höhe von 136.5 cm über Kernboden horizontal angebrachten Monitore.

position 41.5 cm über Kernboden und in Abbildung 7 für 136.5 cm dargestellt. Die Verhältnisse der Ergebnisse sind in den Tabellen 4 und 5 gegeben. Die statistischen Fehler der TRAMO-Ergebnisse lagen unter 1 % für  $E > 3.0 \text{ MeV}$  und für die anderen Energiegrenzen unter 0.1 %.

Eine Abschätzung des Gesamtfehlers ist sehr schwierig, da hier Ungenauigkeiten der Geometrie, der Materialzusammensetzungen und der Querschnitte mit erfasst werden müssten. In einer älteren Untersuchung zu RDB-Neutronenfluenzrechnungen ist ein maximaler Gesamtfehler von bis zu 30 % ermittelt worden [12,14].

Der Vergleich zeigt eine gute Übereinstimmung der berechneten Fluenzintegrale. Die Mittelwerte der DORT/TRAMO-Verhältnisse für die einzelnen Integralwerte liegen zwischen 0.96 und 1.03. Nur in den zwei oberen Energiebereichen treten auch Abweichungen um 10 % auf. Mit Ausnahme der Integralwerte für  $E > 3 \text{ MeV}$  liegen die TRAMO-Ergebnisse überwiegend über den DORT-Ergebnissen. Die Unterschiede

liegen aber innerhalb eines Bereichs der im Vergleich zu durchgeführten internationalen Benchmarks deutlich kleiner ist.

Der Vergleich zwischen Rechen- und Messergebnissen der Aktivierungsmonitore wurde für die Detektormaterialien  $^{54}\text{Fe}$  und  $^{58}\text{Ni}$  vorgenommen. Insgesamt wurden die Ergebnisse von 20 Monitorpositionen verglichen. Die Berechnung der Reaktionsraten der Monitore aus den Neutronenfluenzspektren erfolgte mit Hilfe von Reaktionsquerschnitten aus der Datenbibliothek IRDF-90 rev. 2 [15]. Später mit der neu veröffentlichten Bibliothek IRDF-2002 berechnete Reaktionsraten ergaben praktisch keine Differenzen. In der Abbildung 8 sind die Reaktionsraten der azimuthalen Monitore dargestellt. In den Tabellen 6 und 7 sind neben den berechneten und gemessenen Reaktionsraten auch die C/E-Verhältnisse (berechneter Wert/Messwert) angegeben. Meistens wurden mit TRAMO einige Punkte mehr berechnet, die hier weggelassen wurden.

Tabelle 4: Verhältnisse von DORT- zu TRAMO-Ergebnissen für die Höhe 41.5 cm.

Azim. Winkel	total	E > 0.1 MeV	E > 0.5 MeV	E > 1 MeV	E > 3 MeV
0.0	0.97	0.99	0.98	0.95	1.01
4.5	0.96	0.98	0.96	0.96	1.03
10.4	0.97	1.00	0.99	0.97	1.07
12.8	0.98	1.01	0.99	0.98	<b>1.08</b>
16.6	0.98	1.01	1.00	0.96	1.06
21.1	0.97	1.00	0.99	0.95	1.05
24.2	0.97	0.99	0.98	0.95	1.05
27.1	0.97	1.00	0.98	0.96	1.05
30.0	0.97	1.00	0.98	0.96	1.05
33.0	0.97	1.00	0.99	0.97	1.04
35.9	0.98	1.00	1.00	0.97	1.04
54.1	0.96	0.98	0.97	<b>0.94</b>	0.98
57.0	0.97	0.99	0.97	<b>0.94</b>	1.01

Tabelle 5: Verhältnisse von DORT- zu TRAMO-Ergebnissen für die Höhe 136.5 cm.

Azim. Winkel	total	E > 0.1 MeV	E > 0.5 MeV	E > 1 MeV	E > 3 MeV
0.0	0.94	0.96	0.94	<b>0.91</b>	0.95
4.5	0.97	1.00	0.99	0.98	1.05
10.4	0.97	1.00	0.98	1.00	1.03
12.8	0.96	0.99	0.99	0.99	1.04
16.6	0.97	1.00	0.99	1.00	<b>1.11</b>
21.1	0.96	0.99	0.98	0.98	1.07
24.2	0.96	0.99	0.99	0.98	1.07
27.1	0.97	0.99	0.98	0.97	1.03
30.0	0.97	1.00	0.98	0.97	1.01
33.0	0.97	1.01	0.99	0.98	1.03
35.9	0.97	1.01	0.99	0.96	1.04
54.1	0.95	0.96	0.93	<b>0.92</b>	0.96
57.0	0.94	0.95	0.93	<b>0.91</b>	0.99

Auch dieser Vergleich ergibt insgesamt gute Übereinstimmung der Ergebnisse. Der Mittelwert der C/E-Verhältnisse für TRAMO ist 0.97 für die Monitore auf der Höhe 136.5 cm bzw. 0.94 für die Höhe 41.5 cm. Für DORT ergeben sich 0.98 bzw. 0.95. Allerdings ist auffällig, dass an den meisten Monitorpositionen die Rechenergebnisse geringfügig unter den Messwerten liegen. Die einzige größere Abweichung tritt für einen  $^{54}\text{Fe}$ -Monitor bei der Höhe 41.5 cm auf, siehe Abbildung 8 und Tabelle 7. Eine physikalische Erklärung scheint es dafür nicht zu geben. Da beide Rechenverfahren denselben Effekt zeigen, könnte eine mögliche Irregularität des Messwerts die Ursache sein.

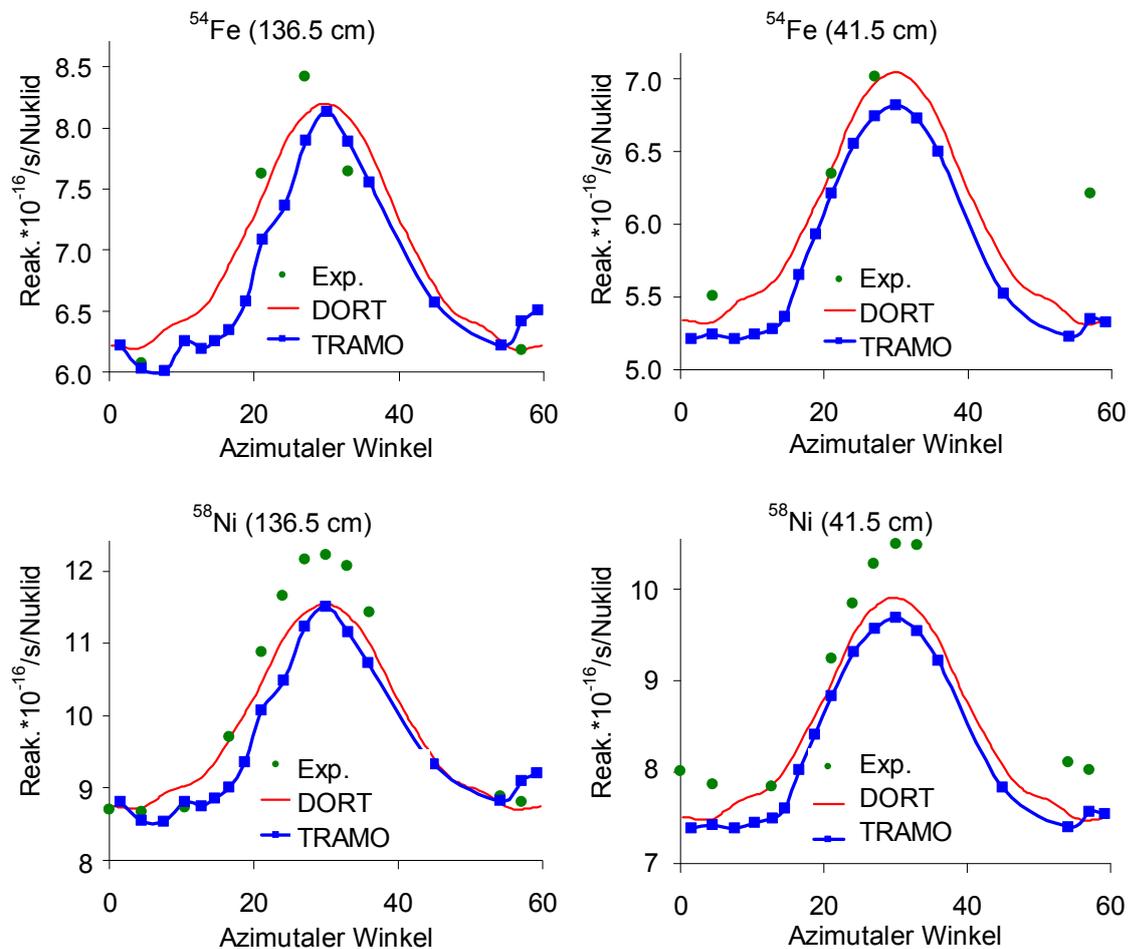


Abb. 8: Berechnete und gemessene Reaktionsraten für die in den Höhen 41.5 cm und 136.5 cm horizontal angebrachten Monitore.

Tabelle 6: Berechnete und experimentelle Reaktionsraten (in Reaktionen/s/Kern) für die Monitore in der Höhe von 136.5 cm und C/E-Verhältnisse.

Azim. Winkel	DORT	TRAMO	Exp.	DORT/Exp.	TRAMO/Exp.
<b><math>^{58}\text{Ni}(n,p)^{58}\text{Co}</math></b>					
0.0	8.75E-16	9.21E-16	8.71E-16	1.00	1.06
4.5	8.73E-16	8.54E-16	8.67E-16	1.01	0.99
10.4	9.03E-16	8.81E-16	8.74E-16	1.03	1.01
16.6	9.68E-16	9.01E-16	9.70E-16	1.00	0.93
21.1	1.05E-15	1.01E-15	1.09E-15	0.96	0.93
24.1	1.11E-15	1.05E-15	1.17E-15	0.95	0.90
27.0	1.14E-15	1.12E-15	1.22E-15	0.94	0.92
30.0	1.16E-15	1.15E-15	1.22E-15	0.94	0.94
33.0	1.14E-15	1.12E-15	1.21E-15	0.94	0.92
35.9	1.10E-15	1.07E-15	1.14E-15	0.96	0.94
54.1	8.80E-16	8.82E-16	8.88E-16	0.99	0.99
57.0	8.72E-16	9.11E-16	8.81E-16	0.99	1.03
<b><math>^{54}\text{Fe}(n,p)^{54}\text{Mn}</math></b>					
4.5	6.20E-16	6.03E-16	6.07E-16	1.02	0.99
21.1	7.43E-16	7.09E-16	7.63E-16	0.97	0.93
27.0	8.11E-16	7.90E-16	8.42E-16	0.96	0.94
33.0	8.09E-16	7.89E-16	7.64E-16	1.06	1.03
57.0	6.19E-16	6.42E-16	6.18E-16	1.00	1.04

Tabelle 7: Berechnete und experimentelle Reaktionsraten (in Reaktionen/s/Kern) für die Monitore in der Höhe von 41.5 cm und C/E-Verhältnisse.

Azim. Winkel	DORT	TRAMO	Exp.	DORT/Exp.	TRAMO/Exp.
<b><math>^{58}\text{Ni}(n,p)^{58}\text{Co}</math></b>					
0.0	7.506E-16	7.539E-16	8.010E-16	0.94	0.94
4.5	7.493E-16	7.428E-16	7.870E-16	0.95	0.94
12.8	7.853E-16	7.495E-16	7.848E-16	1.00	0.95
21.1	8.975E-16	8.827E-16	9.244E-16	0.97	0.95
24.1	9.494E-16	9.314E-16	9.845E-16	0.96	0.95
27.0	9.798E-16	9.570E-16	1.028E-15	0.95	0.93
30.0	9.912E-16	9.687E-16	1.049E-15	0.94	0.92
33.0	9.777E-16	9.545E-16	1.048E-15	0.93	0.91
54.1	7.554E-16	7.400E-16	8.104E-16	0.93	0.91
57.0	7.482E-16	7.563E-16	8.028E-16	0.93	0.94
<b><math>^{54}\text{Fe}(n,p)^{54}\text{Mn}</math></b>					
4.5	5.327E-16	5.239E-16	5.506E-16	0.97	0.95
21.1	6.380E-16	6.209E-16	6.348E-16	1.01	0.98
27.0	6.965E-16	6.741E-16	7.014E-16	0.99	0.96
57.0	5.320E-16	5.346E-16	6.212E-16	0.86	0.86

## 5.2. Vertikal positionierte Monitore

Im Bestrahlungsexperiment war eine Reihe von Monitoren beim Azimutalwinkel von  $27^\circ$  in vertikaler Richtung angebracht. Für diese sind zwei getrennte TRAMO-Rechnungen durchgeführt worden. Die erste Rechnung erfasste die Monitore bis zur Höhe von 246.7 cm über Kernboden und die zweite alle Monitore ab der Höhe von 171.3 cm. Auf diese Weise konnte erreicht werden, dass die statistischen Fehler für alle Ergebnisse unter 1 % lagen. Dadurch, dass einige Monitorpositionen in beiden Rechnungen enthalten waren, war auch eine gegenseitige Absicherung der Rechenmodelle gegeben.

Abbildung 9 zeigt die mit TRAMO und DORT berechneten Höhenabhängigkeiten der integralen Neutronenfluenzen für die verschiedenen unteren Energiegrenzen. In Tabelle 8 sind die Verhältnisse zwischen den berechneten Fluenzen (DORT/TRAMO) für den oberen Höhenbereich gegeben, der für die Aufgabenstellung des Projekts von besonderer Bedeutung ist. Im Unterschied zu den horizontal installierten Monitoren (siehe 5.1.), kann hier nicht fest gestellt werden, dass die TRAMO-Ergebnisse überwiegend leicht unter den DORT-Ergebnissen liegen. Bei den für die Materialbewertung wichtigen Fluenzen mit  $E > 0.5$  bzw. 1 MeV stimmen die Ergebnisse innerhalb von 10 % überein mit der Ausnahme bei der Höhe von 325 cm (im Bereich der Auflagerippen). Die Abweichung von 18 % ist deutlich größer als sie im Höhenbereich des Reaktorkerns auftreten. Die größte Abweichung von 26 % ergibt sich für die Fluenz der sehr hochenergetischen Neutronen mit  $E > 3$  MeV allerdings an etwas niedrigeren Positionen. Da deren relativer Anteil aber vernachlässigbar klein ist, schlägt sich diese große Abweichung in den Verhältnissen der anderen Fluenzen praktisch nicht nieder. Das Maximum der DORT/TRAMO-Abweichungen für diese hochenergetische Fluenz, erstreckt sich im oberen Bereich des Ringbehälters bis zum Auflagering.

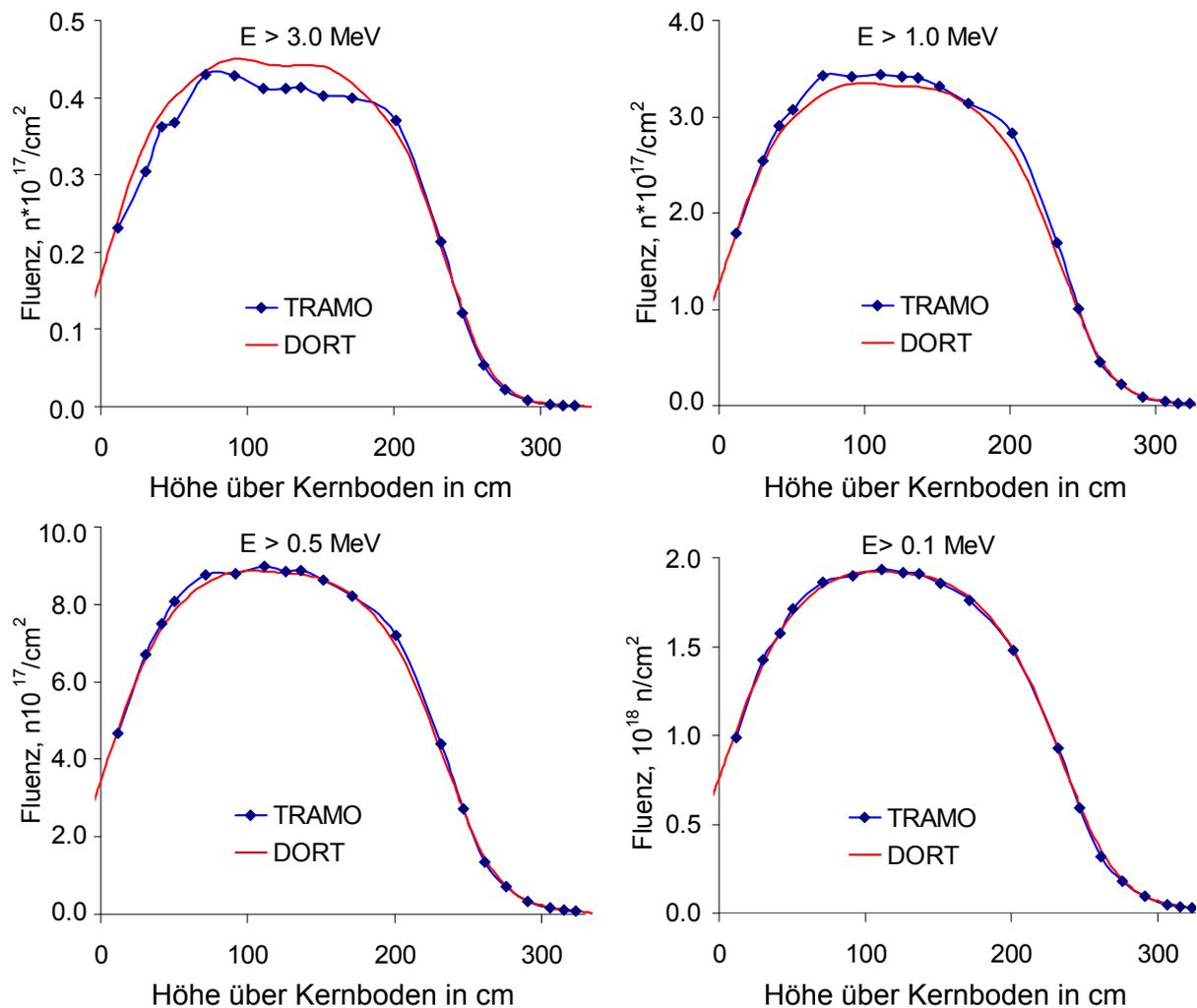


Abb. 9: Berechnete integrale Neutronenfluenzen an den Positionen der vertikal angebrachten Monitore.

Insgesamt gesehen muss man fest stellen, dass die DORT/TRAMO-Abweichungen in den Fluenzen  $E > 0.5$ , 1 und 3 MeV oberhalb des Reaktorkerns deutlich größer sind als darunter. Eine andere klare Tendenz ist aber nicht erkennbar. Als Ursachen der Abweichungen kommen neben der generellen Näherung der Synthesemethode auch noch die verbliebenen Unterschiede in den Geometriemodellen aber auch die unterschiedlichen Näherungen in der Behandlung der Anisotropie der Streuungen in Betracht, die gerade für die Neutronenenergien im MeV-Bereich in TRAMO wesentlich besser ist als in DORT. Der obere Geometriebereich ist zudem eine sehr heterogene Struktur, in der neben Stahl auch die stark streuenden leichten Elemente der Isolierung (Silizium und Sauerstoff in  $\text{SiO}_2$ ) und des Wassers im Ringbehälter vorkommen. Wegen dieser komplizierten Situation, in der mehrere Effekte eine Rolle spielen, können die DORT/TRAMO-Abweichungen nicht eindeutig einer Ursache zugeschrieben werden. Aus Testrechnungen war die allgemeine Tendenz zu erkennen, dass bereits kleine Änderungen im Geometriemodell zu deutlichen Änderungen in den Fluenzwerten und Reaktionsraten an denjenigen Monitorpositionen führten, die im Bereich starker Flussgradienten bezüglich der Höhenkoordinate lagen.

Tabelle 8: Verhältnisse der berechneten integralen Fluenzwerte (DORT/TRAMO) an den Positionen der oberen, vertikal angebrachten Monitore.

Höhe (cm)	Total	E> 0.1 MeV	E> 0.5 MeV	E> 1.0 MeV	E> 3.0 MeV
325.0	0.94	0.88	0.82	0.82	0.91
315.5	1.03	1.00	0.96	1.00	1.11
306.3	1.05	1.04	1.01	1.04	1.26
291.0	1.04	1.07	1.04	1.06	1.20
276.2	0.99	1.05	1.03	1.04	1.12
261.5	1.06	1.12	1.09	1.08	1.11
246.7	1.00	1.03	0.99	0.98	1.05
232.0	0.97	0.99	0.95	0.93	0.98
201.3	0.99	1.00	0.96	0.93	0.96
171.3	0.98	1.01	1.00	0.99	1.05

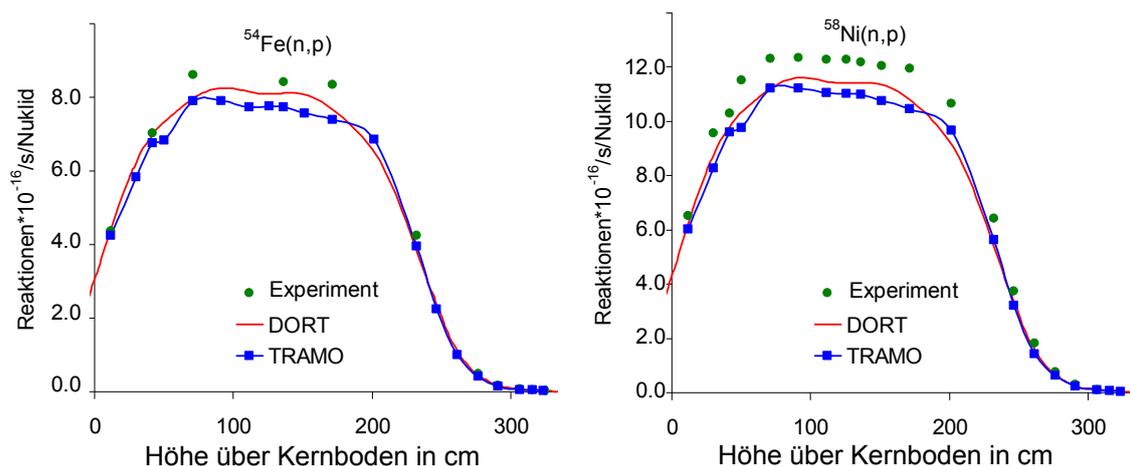


Abb. 10: Berechnete und gemessene (n,p)-Reaktionsraten von  $^{54}\text{Fe}$  und  $^{58}\text{Ni}$  an den Positionen der vertikal installierten Monitore.

In den Diagrammen von Abbildung 10 sind die berechneten und gemessenen (n,p)-Reaktionsraten von  $^{54}\text{Fe}$  und  $^{58}\text{Ni}$  an den Positionen aller vertikalen Monitore und in Abbildung 11 nur die der Monitore im Bereich der Supportkonstruktion gezeigt. In den Tabellen 9 und 10 sind die Rechen- und Messergebnisse für die Positionen gegeben, an denen Monitore installiert waren und zusätzlich die C/E Verhältnisse. Der Vergleich zeigt, dass die gemessenen Reaktionsraten sogar bis zu 20 % größer sind als die berechneten Werte.

Für die Höhenabhängigkeit der C/E-Verhältnisse der TRAMO-Ergebnisse lässt sich mit Hilfe von Mittelwerten  $\langle C/E \rangle$  über den Kern- (Höhe  $\leq 232$  cm) bzw. über den Auflagebereich (Höhe  $\geq 246.7$  cm) die folgende Tendenz ausweisen:

- $^{58}\text{Ni}(n,p)^{58}\text{Co}$ : Über Kernbereich  $\langle C/E \rangle = 0.89$ ; über Auflagebereich  $\langle C/E \rangle = 0.82$ .
- $^{54}\text{Fe}(n,p)^{54}\text{Mn}$ : Über Kernbereich  $\langle C/E \rangle = 0.92$ ; über Auflagebereich  $\langle C/E \rangle = 0.88$ .

Die Übereinstimmung mit den Messergebnissen ist also im Bereich der Auflage schlechter als im Kernbereich, obwohl sie weitgehend detailliert modelliert wurde. Bemerkenswert ist, dass beide Reaktionen ihren Schwellwert bei etwa 2 MeV haben, sie also gerade die sehr hochenergetischen Neutronen detektieren und damit sehr empfindlich auf die Modellierung der Strukturen der Auflagekonstruktion reagieren.

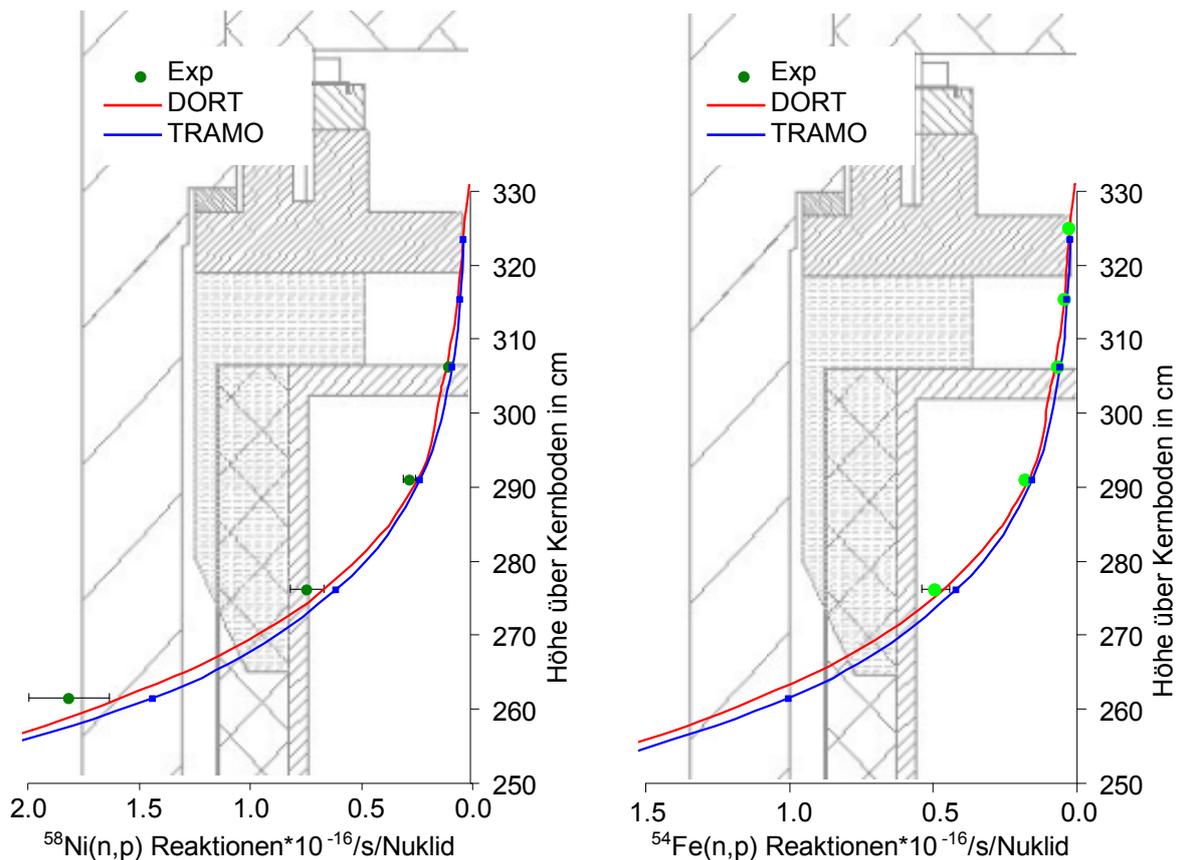


Abb. 11: Berechnete und gemessene Reaktionsraten von  $^{54}\text{Fe}$  und  $^{58}\text{Ni}$  an den Positionen der Monitore im Bereich der RDB-Auflage.

Die C/E-Mittelwerte der DORT-Ergebnisse sind:

$^{58}\text{Ni}(n,p)^{58}\text{Co}$ : Über Kernbereich  $\langle C/E \rangle = 0.92$ ; über Auflagebereich  $\langle C/E \rangle = 0.91$ .

$^{54}\text{Fe}(n,p)^{54}\text{Mn}$ : Über Kernbereich  $\langle C/E \rangle = 0.95$ ; über Auflagebereich  $\langle C/E \rangle = 0.95$ .

Das gewählte DORT-Modell gibt also die hochenergetischen Reaktionsraten besser wieder als TRAMO. Wegen der grundlegenden Näherungen der Synthesemethode und durch die Modellierung mit größeren homogenisierten Geometriebereichen darf dieser Sachverhalt aber nicht überbewertet werden. Die gute Übereinstimmung ist eher das nicht vorhersagbare Ergebnis von Fehlerkompensationen durch mehrere Näherungen als ein generelles Qualitätsmerkmal des angewandten Berechnungsverfahrens.

Tabelle 9: Vergleich der berechneten und gemessenen (n,p)-Reaktionsraten für  $^{58}\text{Ni}$  in Reaktionen/s/Kern für die vertikalen Monitore.

Höhe/cm	DORT	TRAMO	Exp.	DORT/Exp.	TRAMO/Exp.
$^{58}\text{Ni}(n,p)^{58}\text{Co}$					
306.3	1.02E-17	8.96E-18	1.07E-17	0.96	0.84
291.0	2.67E-17	2.34E-17	2.84E-17	0.94	0.83
276.2	6.74E-17	6.15E-17	7.45E-17	0.90	0.83
261.5	1.58E-16	1.44E-16	1.82E-16	0.87	0.79
246.7	3.31E-16	3.21E-16	3.75E-16	0.88	0.86
232.0	5.43E-16	5.62E-16	6.42E-16	0.85	0.88
201.3	9.16E-16	9.67E-16	1.07E-15	0.86	0.91
171.3	1.08E-15	1.04E-15	1.19E-15	0.91	0.88
151.5	1.14E-15	1.08E-15	1.21E-15	0.94	0.89
136.5	1.14E-15	1.10E-15	1.22E-15	0.94	0.90
126.0	1.14E-15	1.10E-15	1.23E-15	0.93	0.90
111.2	1.15E-15	1.10E-15	1.23E-15	0.94	0.90
91.5	1.16E-15	1.12E-15	1.24E-15	0.94	0.91
71.2	1.12E-15	1.12E-15	1.23E-15	0.91	0.91
50.5	1.03E-15	9.75E-16	1.15E-15	0.90	0.85
41.5	9.81E-16	9.59E-16	1.03E-15	0.95	0.93
30.3	8.77E-16	8.28E-16	9.57E-16	0.92	0.87
12.0	6.27E-16	6.01E-16	6.53E-16	0.96	0.92

Tabelle 10: Vergleich der berechneten und gemessenen (n,p)-Reaktionsraten für  $^{54}\text{Fe}$  in Reaktionen/s/Kern für die vertikalen Monitore.

Höhe/cm	DORT	TRAMO	Exp.	DORT/Exp.	TRAMO/Exp.
$^{54}\text{Fe}(n,p)^{54}\text{Mn}$					
325.0	2.23E-18	2.51E-18	2.66E-18	0.84	0.95
315.5	3.91E-18	3.67E-18	4.26E-18	0.92	0.86
306.3	6.80E-18	5.80E-18	6.80E-18	1.00	0.85
291.0	1.82E-17	1.56E-17	1.77E-17	1.02	0.88
276.2	4.67E-17	4.21E-17	4.92E-17	0.95	0.86
232.0	3.85E-16	3.96E-16	4.25E-16	0.91	0.93
171.3	7.68E-16	7.40E-16	8.35E-16	0.92	0.89
136.5	8.11E-16	7.73E-16	8.42E-16	0.96	0.92
71.2	7.96E-16	7.91E-16	8.61E-16	0.92	0.92
41.5	6.98E-16	6.76E-16	7.01E-16	0.99	0.96
12.0	4.46E-16	4.25E-16	4.36E-16	1.02	0.98

### 5.3. Fluenzwerte in der Supportkonstruktion

Für bestimmte Ortspunkte in der Auflagekonstruktion, die vom SEC NRS auf der Grundlage von Spannungsanalysen vorgegeben waren, wurden die Neutronen- und Gammafluenzen des 29. Zyklus von Novovoronezh-4 (mit „low leakage“-Kernbeladung) mit Hilfe beider Codes berechnet. Die Koordinaten der Punkte sind in Abbildung 12 gegeben. Für TRAMO wurde dazu ein spezielles Geometriemodell mit besonders hoher räumlicher Auflösung im Bereich von Auflagering und -rippen erstellt. Um den Bezug zu den vorangegangenen Fluenzrechnungen an den Monitor-

positionen zu erhalten, wurden dabei die Fluenzen an diversen Monitorpositionen mitgerechnet. Tabelle 11 gibt die mit beiden Codes berechneten integralen Fluenzwerte. Für die Berechnungspunkte im Auflagering und Auflagerrippen ergaben sich die Maximalwerte der Fluenz mit  $E > 0.5$  MeV zu (in  $10^{15}$  n/cm<sup>2</sup>):

- Im Auflagering (325/200 cm, 30°) – TRAMO: 6.5, DORT: 7.3.
- In den Auflagerrippen (315/207 cm, 30°) – TRAMO: 8.2, DORT: 8.6.

Sie ergeben sich für den Azimutalwinkel 30°. Das größere DORT/TRAMO-Verhältnis ist mit 1.12 am Punkt im Auflagering. Bemerkenswert ist, dass dieser Berechnungspunkt im Stahl ein Verhältnis  $> 1$  ergibt, wohingegen die Detektorposition an der RDB-Außenfläche, in derselben Höhe, beim Azimutwinkel von 27° das Verhältnis von 0.82 zeigt (siehe Tabelle 8 in Abschnitt 5.2.).

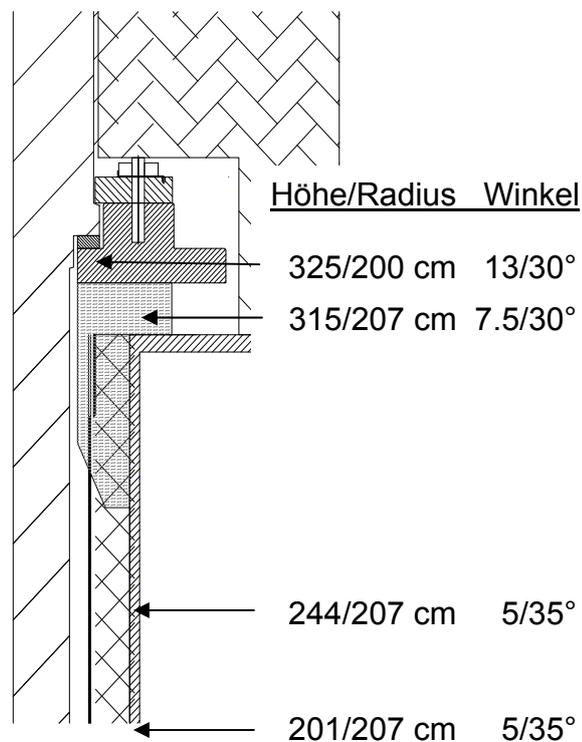


Abb.12: Berechnungspositionen in der Auflagerkonstruktion.

Ein Kennzeichen der Synthesemethode ist, dass sie die relative Abhängigkeit vom azimutalen Winkel wie sie mit der  $(r, \theta)$ -Rechnung in einem horizontalen Modell, das die Verhältnisse im Kernbereich effektiv darstellt, berechnet wird, auch auf andere Höhen überträgt (siehe Glg. (1)). So zeigen die DORT/Synthese-Ergebnisse an den Höhen 325 und 315 cm die Verhältnisse zwischen den Fluenzen  $E > 0.5$  MeV an den Winkelwerten 13°/30° bzw. 7.5°/30°: 0.81 bzw. 0.80, wie sie eben auch in der Kernmittelebene sind. Realistisch ist aber, dass mit zunehmender Höhe über dem Reaktorkern die Neutronenfluenz diese azimutale Abhängigkeit verliert und sie ausgeglichener wird. Im Gegensatz zu den DORT/Synthese-Ergebnissen zeigen die TRAMO-Ergebnisse eben diese Tendenz: Die zuvor betrachteten Verhältnisse sind hier: 0.89 bzw. 0.94 also deutlich näher an 1.

Tabelle 11: Mit DORT bzw. mit TRAMO berechnete integrale Neutronenfluenzen ( $n/cm^2$ ) für den 29. Zyklus des Reaktors Novovoronezh-4 an ausgewählten Positionen in der Auflagekonstruktion.

Az. Winkel	Höhe/cm	Total	E>0.1 MeV	E>0.5 MeV	E>1 MeV
<b>DORT</b>					
13°	325*	4.60E+16	2.09E+16	5.93E+15	1.17E+15
30°	325*	5.43E+16	2.51E+16	<b>7.25E+15</b>	1.46E+15
7.5°	315	4.49E+16	2.07E+16	6.89E+15	1.75E+15
30°	315	5.42E+16	2.56E+16	<b>8.63E+15</b>	2.21E+15
5°	244	8.00E+17	4.08E+17	<b>1.78E+17</b>	6.50E+16
35°	244	9.59E+17	4.97E+17	<b>2.20E+17</b>	8.09E+16
5°	201	1.62E+18	8.52E+17	<b>3.85E+17</b>	1.45E+17
35°	201	1.94E+18	1.04E+18	<b>4.75E+17</b>	1.80E+17
<b>TRAMO</b>					
13°	325*	4.73E+16	2.12E+16	5.82E+15	1.04E+15
30°	325*	5.14E+16	2.34E+16	<b>6.48E+15</b>	1.15E+15
7.5°	315	5.20E+16	2.27E+16	7.71E+15	1.96E+15
30°	315	5.79E+16	2.52E+16	<b>8.22E+15</b>	1.93E+15
5°	244	8.20E+17	3.94E+17	<b>1.82E+17</b>	6.78E+16
35°	244	1.01E+18	4.95E+17	<b>2.31E+17</b>	8.75E+16
5°	201	1.66E+18	8.47E+17	<b>4.16E+17</b>	1.73E+17
35°	201	2.10E+18	1.09E+18	<b>5.24E+17</b>	2.01E+17
<b>DORT/TRAMO</b>					
13°	325*	<b>0.97</b>	<b>0.99</b>	<b>1.02</b>	<b>1.12</b>
30°	325*	<b>1.06</b>	<b>1.07</b>	<b>1.12</b>	<b>1.26</b>
7.5°	315	<b>0.86</b>	<b>0.92</b>	<b>0.89</b>	<b>0.89</b>
30°	315	<b>0.94</b>	<b>1.02</b>	<b>1.05</b>	<b>1.15</b>
5°	244	<b>0.98</b>	<b>1.04</b>	<b>0.98</b>	<b>0.96</b>
35°	244	<b>0.95</b>	<b>1.00</b>	<b>0.95</b>	<b>0.92</b>
5°	201	<b>0.97</b>	<b>1.01</b>	<b>0.92</b>	<b>0.84</b>
35°	201	<b>0.93</b>	<b>0.95</b>	<b>0.91</b>	<b>0.90</b>

\* Radius=200 cm, sonst 207 cm, siehe Abbildung 12.

Die vier Berechnungspunkte des Ringbehälters ergeben bis zu fast zwei Größenordnungen höhere Fluenzwerte als im Auflagering und in den Rippen. Den entscheidenden Beitrag erbringt natürlich der geringere Abstand zum Reaktorkern, andererseits trägt das Wasser im Ringbehälter als starker Neutronenstreuer ebenfalls dazu bei. Die DORT/TRAMO-Verhältnisse zeigen Abweichungen innerhalb von 10 %.

Tabelle 12: Mit TRAMO berechnete Gammafluenzen

Radius (cm)	Azim. Winkel	Höhe (cm)	E>1 MeV		Total	
			Fluenz	Stat. Fehler (%)	Fluenz	Stat. Fehler (%)
207.0	5°	244.0	1.75E+17	5	4.77E+17	3
207.0	35°	244.0	1.48E+17	8	5.16E+17	3
207.0	5°	201.0	2.36E+17	10	6.99E+17	4
207.0	35°	201.0	3.38E+17	4	1.02E+18	2

Die Berechnungen der Gammafluenzen ergaben weit niedrigere Werte als erwartet. Offenbar sorgt der Stahl des Reaktordruckbehälters für deren starke Abschirmung. Der Anteil der Gammastrahlung, der direkt aus den Spaltreaktionen kommt und bis zu den Berechnungspunkten gelangt, liegt um nur 3 %. Der überwiegende Anteil resultiert folglich aus sekundärer Gammastrahlung, die bei unelastischen Streuungen und bei Einfängen von Neutronen emittiert wird. Tabelle 12 gibt die TRAMO-Ergebnisse für die über den Energiebereich  $E > 1$  MeV und über alle Energien integrierte Fluenzen für den 29. Zyklus an den vier Berechnungspunkten des Ringbehälters, die sich als diejenigen mit der höchsten Neutronenbelastung ergaben. Einen Beitrag zur Materialversprödung erbringt nur die höherenergetische Gammastrahlung mit  $E > 1$  MeV. Ihre Versprödungswirksamkeit (pro Fluenzeinheit) ist aber um zwei bis drei Größenordnungen kleiner als die der Neutronen. Da die Gammafluenzen  $E > 1$  MeV (Tabelle 12) sogar noch etwas unter den Neutronenfluenzen  $E > 0.5$  MeV (Tabelle 11) liegen, ergibt sich, dass der Beitrag der Gammastrahlung zur Materialversprödung vernachlässigbar klein ist im Vergleich zur Neutronenstrahlung. Aus diesem Grunde werden in diesem Bericht die Ergebnisse der Gammatransportrechnungen auch nicht ausführlicher dargelegt.

#### 5.4. Untersuchungen zum Einfluss der Kernbeladung

Die Strahlenbelastung der Auflagekonstruktion hängt außer von der Leistungshistorie des Reaktors auch von der Beladung des Kerns ab. Um die Neutronenbelastung der Reaktordruckbehälter der VVER-440 der 1. Generation zu reduzieren, werden heute deren Spaltzonen mit „Dummy“-Kassetten in der äußeren Kassettenreihe betrieben. In Abbildung 13 sind diese Positionen markiert. Bei der „low leakage“-Beladung sind an eben diesen Positionen Brennelemente mit hohem Abbrand geladen. Diese Maßnahmen führen auch zu einer Reduzierung der Fluenzen in der Supportkonstruktion. Untersuchungen des Einflusses der Kernbeladungen auf die Neutronenbelastung des Supports sind nicht bekannt. Es war deshalb wünschenswert, besonders auch im Hinblick auf eine mögliche Betriebsverlängerung dieser Reaktoren, den Einfluss der verschiedenen Kernbeladungen zu untersuchen. Unter Verwendung der entwickelten Rechenmodelle wurden deshalb zusätzlich zur „low leakage“-Beladung des 29. Zyklus Fluenzrechnungen für die so genannte „Standardbeladung“ (mit frischen Brennstoffkassetten) und für eine Beladung mit „Dummy“-Kassetten in der äußeren Brennelementreihe durchgeführt. Die dafür benötigten Daten wurden vom russischen Partner bereitgestellt.

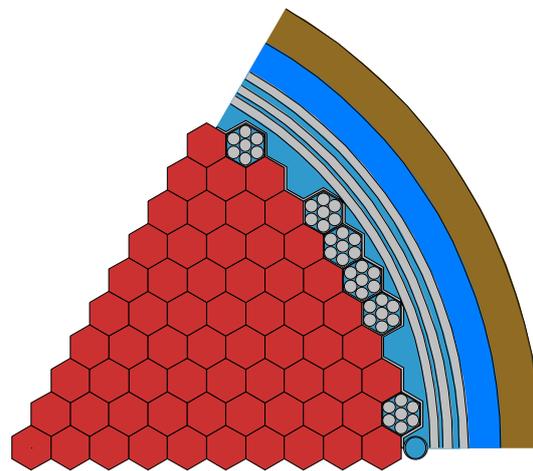


Abb. 13: Kernbeladungen eines VVER-440.

Für die Rechnungen mit der Standardbeladung wurde die Quellverteilung entsprechend verändert. Materialveränderungen, die durch anderen Abbrand der Brennelemente bedingt wären, wurden jedoch nicht berücksichtigt. Diese Näherung ist möglich, da der Abbrandzustand auf den Transport der schnellen Neutronen praktisch

keine Auswirkung hat. Ebenso wurde der Effekt einer etwas erhöhten Wassertemperatur im „downcomer“ durch die frischen Brennelemente in der äußeren Reihe vernachlässigt.

Die entsprechenden Rechnungen wurden sowohl mit TRAMO als auch mit DORT ausgeführt. Es traten dieselben prinzipiellen Unterschiede zwischen den Ergebnissen auf, wie sie für die „low leakage“-Beladung festgestellt und in den vorangegangenen Abschnitten diskutiert wurden. Daher werden im Folgenden nur noch die TRAMO-Ergebnisse angegeben.

Die zwei Diagramme in Abbildung 14 zeigen die über die Energie integrierten Neutronenflüsse mit den unteren Grenzen  $E = 1 \text{ MeV}$  bzw.  $E = 0.5 \text{ MeV}$  an den oberen vertikalen Monitorpositionen für die drei Kernbeladungen. Tabelle 13 gibt die Zahlenwerte der Flussverhältnisse zwischen den drei Beladungen für die Monitorpositionen und für die Berechnungspunkte in der RDB-Auflagekonstruktion. Man erkennt, dass sowohl durch den Einsatz von „Dummy“-Kassetten als auch mit der „low leakage“-Beladung die Neutronenbelastung deutlich gesenkt wird und zwar nicht nur im Bereich der Spaltzone sondern auch in der Auflagekonstruktion. Die wesentlich effizientere Variante ist dabei die Beladung mit „Dummy“-Kassetten. Wie aus physikalischen Gründen zu erwarten, ist dabei die Reduktion im Bereich um die Mittelebene des Reaktorkerns größer als im Bereich oberhalb der Kernoberkante. Für die Monitorpositionen erreicht die Reduktion im Kernbereich maximal um 90 % des Ausgangswertes der Standardbeladung und fällt an der höchsten Position auf etwas über 80 %. Offenbar ist dieser Abfall mit dem wachsenden Anteil des Flusses durch Neutronen, die über den inneren Bereich der Kerndeckfläche entweichen also nicht von

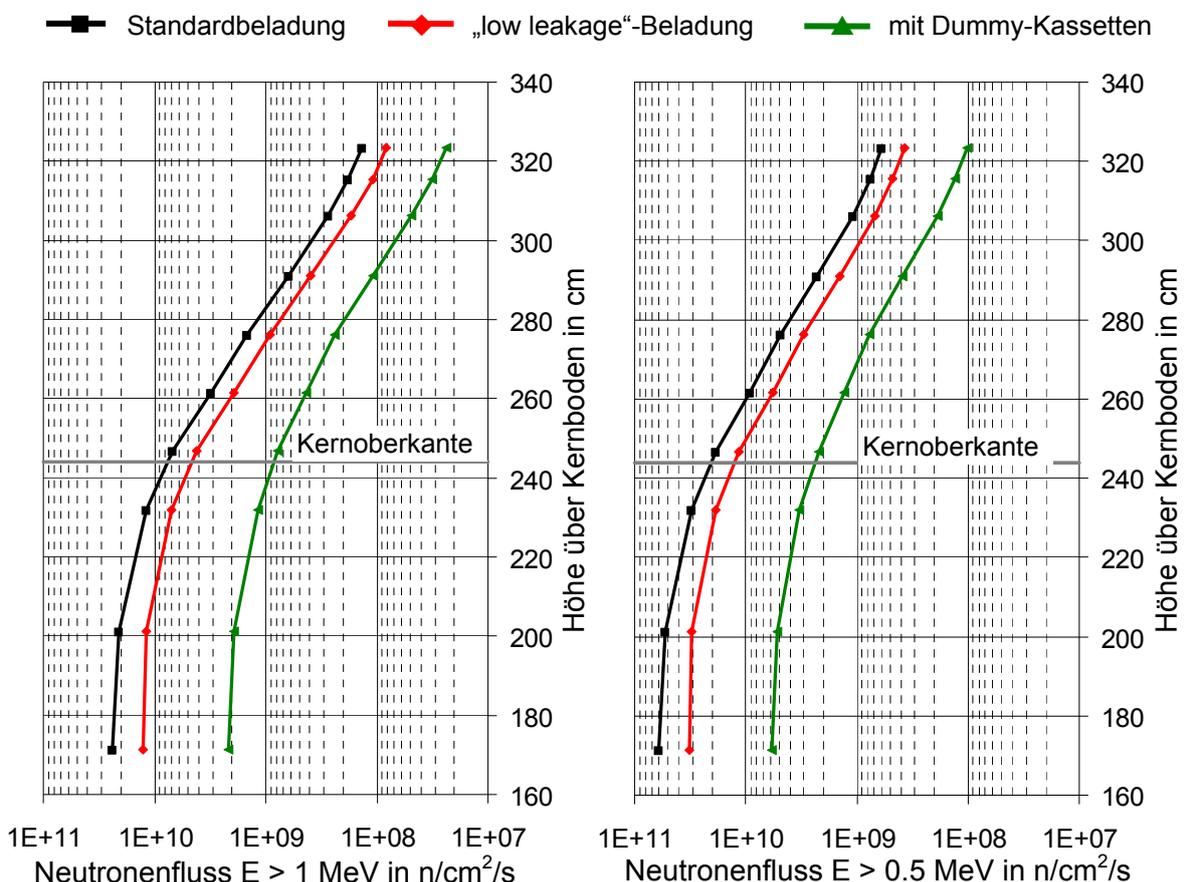


Abb. 14: Mit TRAMO berechnete, integrierte Neutronenflüsse an den oberen Monitorpositionen für die verschiedenen Kernbeladungen.

den Änderungen in der äußeren Brennelementreihe beeinflusst werden, zu erklären. Bei der „Dummy“-Kassettenbeladung muss beachtet werden, dass die Monitorpositionen beim azimutalen Winkel  $\theta=27^\circ$  liegen, also optimal von diesen Kassetten profitieren.

Für die „low leakage“-Beladung ergibt sich an den Monitorpositionen lediglich eine Reduktion um etwa 45 % und im Bereich von Auflagering und -rippen nur von etwa 37 %.

Die Ergebnisse für die Rechenpunkte in der Auflagekonstruktion zeigen eine azimutale Variation der relativen Reduktion bei beiden modifizierten Beladungen. Bei der „low leakage“-Beladung ist diese nur schwach ausgeprägt, bis zu 12 %. Jedoch ist sie im Falle der „Dummy“-Kassettenbeladung stark, bis zu 50 %.

Tabelle 13: Vergleich der Neutronenbelastungen an den vertikalen Monitorpositionen und an den Berechnungspunkten in der Auflagekonstruktion bei den verschiedenen Kernbeladungen.

Radius (cm)	Azim. Winkel	Höhe (cm)	„Low leakage“/Standard		„Dummy“/Standard	
			E>0.5MeV	E>1.0MeV	E>0.5MeV	E>1.0MeV
193.0	27°	325.0	0.63	0.61	0.17	0.18
193.0	27°	315.5	0.62	0.60	0.17	0.17
193.0	27°	306.3	0.63	0.62	0.17	0.18
193.0	27°	291.0	0.62	0.63	0.17	0.17
193.0	27°	276.2	0.62	0.62	0.16	0.16
193.0	27°	261.5	0.62	0.62	0.14	0.14
193.0	27°	246.7	0.62	0.62	0.12	0.11
193.0	27°	232.0	0.60	0.60	0.11	0.10
193.0	27°	201.3	0.57	0.57	0.10	0.09
193.0	27°	171.3	0.53	0.54	0.10	0.09
200.0	13°	325.0	0.67	0.67	0.22	0.22
200.0	30°	325.0	0.58	0.59	0.11	0.11
207.0	7.5°	315.0	0.71	0.70	0.24	0.24
207.0	30°	315.0	0.60	0.60	0.13	0.12
207.0	5°	244.0	0.70	0.83	0.23	0.25
207.0	35°	244.0	0.63	0.62	0.17	0.18
207.0	5°	201.0	0.67	0.67	0.22	0.22
207.0	35°	201.0	0.58	0.59	0.11	0.11

### 5.5. Berechnung der über die Lebensdauer akkumulierten Neutronenfluenz

Die mit TRAMO für  $E > 0.5 \text{ MeV}$  berechneten integrierten Neutronenflüsse (siehe Abb. 13) wurden der Berechnung der möglichen Laufzeiten bis zum Erreichen der vorgegebenen Fluenzgrenze von  $10^{18} \text{ n/cm}^2$  zu Grunde gelegt. Dabei wurde eine mittlere Zykluszeit von 280 Volllasttagen pro Jahr (ca. 77 % Auslastung), wie sie für Block 1 des AKW Greifswald erreicht wurde, angenommen. Für die Monitorpositionen und die Berechnungspunkte in der Supportkonstruktion sind in Tabelle 14 sowohl die pro mittleren Zyklus akkumulierten Fluenzen als auch die Anzahl der Zyklen angegeben, die der Reaktor betrieben werden kann, ohne dass der Fluenzgrenzwert an der betreffenden Position überschritten wird.

Tabelle 14: Integrale Neutronenfluenz für  $E > 0.5$  MeV für einen mittleren Zyklus von 280 Vollasttagen pro Jahr und daraus resultierende maximale Zyklenzahl für verschiedene Kernbeladungen an den Monitorpositionen und an den Berechnungspunkten in der Supportkonstruktion.

R (cm)	$\theta$	Höhe (cm)	Standard		„Low leakage“		„Dummy-Kass.“	
			Fluenz	Zyklen	Fluenz	Zyklen	Fluenz	Zyklen
193	27°	325.0	1.44E+16	70	9.02E+15	111	2.48E+15	403
193	27°	315.5	1.83E+16	55	1.14E+16	88	3.15E+15	317
193	27°	306.3	2.65E+16	38	1.66E+16	60	4.58E+15	218
193	27°	291.0	5.52E+16	18	3.45E+16	29	9.31E+15	107
193	27°	276.2	1.17E+17	9	7.27E+16	14	1.85E+16	54
193	27°	261.5	2.21E+17	5	1.37E+17	7	3.12E+16	32
193	27°	246.7	4.50E+17	2	2.77E+17	4	5.36E+16	19
193	27°	232.0	7.45E+17	1	4.49E+17	2	7.91E+16	13
193	27°	201.3	1.29E+18	1	7.34E+17	1	1.27E+17	8
193	27°	171.3	1.48E+18	1	7.83E+17	1	1.42E+17	7
200	13°	325.0	9.16E+15	109	6.01E+15	166	2.01E+15	496
200	30°	325.0	1.07E+16	94	7.21E+15	139	1.86E+15	538
207	7.5°	315.0	1.15E+16	87	8.05E+15	124	2.67E+15	374
207	30°	315.0	1.39E+16	72	8.70E+15	115	2.42E+15	413
207	5°	244.0	2.72E+17	<b>3</b>	1.93E+17	<b>5</b>	6.53E+16	<b>15</b>
207	35°	244.0	4.02E+17	<b>2</b>	2.41E+17	<b>4</b>	5.07E+16	<b>19</b>
207	5°	201.0	6.33E+17	<b>1</b>	4.26E+17	<b>2</b>	1.40E+17	<b>7</b>
207	35°	201.0	9.42E+17	<b>1</b>	5.46E+17	<b>1</b>	1.05E+17	<b>9</b>

Die Ergebnisse für die Berechnungspunkte in der Auflagerkonstruktion zeigen:

- In der Innenwand des Ringbehälters wird der Grenzwert von  $1 \times 10^{18}$  n/cm<sup>2</sup> bei allen drei Beladungsvarianten überschritten. Auch mit der „Dummy“-Beladung wird die projektierte Laufzeit nicht erreicht. Diese Rechenergebnisse begründen, dass der Ringbehälter in die Kategorie der regelmäßig zu überprüfenden Komponenten eingeordnet werden muss.
- Sowohl in den Auflagerrippen als auch im Auflagering wird der Grenzwert nicht erreicht. Auch für die Standardbeladung bleiben große Reserven. Daher besteht kein Anlass die Sicherheitskategorie dieser Komponenten zu ändern.

### 5.6. Vergleich der unterschiedlichen Homogenisierungen

Um die Vergleichbarkeit mit den DORT-Ergebnissen zu gewährleisten, wurden sämtliche TRAMO-Rechnungen mit Geometriemodellen durchgeführt, in denen die Auflagerrippen als ringförmige Geometriezonen mit homogenisiertem Material modelliert waren. Da angenommen werden muss, dass diese Vereinfachung wegen der räumlichen Nähe zu den Berechnungspositionen Auswirkungen auf die Ergebnisse haben wird, wurden Rechnungen durchgeführt, in denen die Auflagerrippen sehr ähnlich ihrer tatsächlichen Struktur modelliert waren. Tabelle 15 zeigt die Verhältnisse der Ergebnisse beider Rechnungen für die verschiedenen Berechnungspositionen. Die Werte an den Monitorpositionen zeigen eine mit der Höhe zunehmende Unterschätzung des Neutronenflusses durch die Homogenisierung in den beiden höchsten Positionen. Für die vier Berechnungspunkte im Bereich der Rippen und im Auflagering ergeben sich Unterschätzungen bis zu 14 % in der Fluenz  $E > 0.5$  MeV und 19 % in

der Fluenz  $E > 1$  MeV. Die Werte an den tiefer liegenden Punkten im Ringbehälter zeigen, dass der Modellierungsunterschied praktisch keinen Einfluss mehr auf den Neutronenfluss hat.

Die Rechenergebnisse belegen, dass beide im Abschnitt 5.5. gezogenen Schlussfolgerungen unabhängig von der Modellierung der Auflagerrippen gelten.

Tabelle 15: Vergleich der TRAMO-Ergebnisse, die sich mit homogenisierter und heterogener Modellierung der Auflagerrippen für die vertikalen Monitorpositionen und für die Berechnungspunkte in der Supportkonstruktion ergaben.

Radius (cm)	Azim. Winkel	Höhe (cm)	hom. A.-rippen / heter. A.-rippen	
			E>0.5MeV	E>1.0MeV
193.0	27°	325.0	0.92	0.91
193.0	27°	315.5	0.95	0.94
193.0	27°	306.3	0.98	1.00
193.0	27°	291.0	1.01	1.03
193.0	27°	276.2	1.02	1.04
193.0	27°	261.5	1.00	1.04
193.0	27°	246.7	1.00	1.03
193.0	27°	232.0	1.00	1.02
193.0	27°	201.3	1.00	0.99
193.0	27°	171.3	1.00	1.00
200.0	13°	325.0	<b>0.86</b>	<b>0.87</b>
200.0	30°	325.0	<b>0.87</b>	<b>0.81</b>
207.0	7.5°	315.0	<b>0.92</b>	<b>0.88</b>
207.0	30°	315.0	<b>0.89</b>	<b>0.85</b>
207.0	5°	244.0	1.01	1.04
207.0	35°	244.0	1.01	1.00
207.0	5°	201.0	1.02	0.99
207.0	35°	201.0	1.00	0.98

## 6. Nutzen/Veröffentlichungen

Das Teilprojekt hat einen großen Nutzen für beide Partner erbracht. Von besonderer Relevanz sind die für Auflagering, Auflagerrippen und für den Ringbehälter berechneten Werte der integrierten Neutronenfluenz ( $E > 0.5$  MeV). Sie weisen klar aus, dass nach den geltenden Reaktorbetriebsregeln der Russischen Sicherheitsbehörde der Ringbehälter der VVER-440/230 Reaktoren in die höhere Sicherheitskategorie der Reaktorkomponenten, für die regelmäßige Sicherheitsanalysen durch die Betreiber gefordert sind, eingeordnet werden muss. Dieses Ergebnis wird direkt in die Praxis der Aufsichtsbehörde einfließen. Im Gegensatz zum Ringbehälter, ist eine Änderung der Sicherheitskategorien für den Auflagering und für die Auflagerrippen nicht notwendig.

Darüber hinaus hat das Projekt dem russischen Partner erstmalig ermöglicht, die Anwendung seiner standardmäßig angewandten Fluenzberechnungsmethode DORT/Synthese auch für die Aufgabenklasse der Supportkonstruktion beim VVER-440/230 zu verifizieren. Dies war möglich durch den Vergleich mit den Ergebnissen,

die der deutsche Partner mit seinem dreidimensionalen Monte-Carlo-Code TRAMO erzielt hat.

Der unmittelbare Nutzen für den deutschen Partner besteht darin, dass der Rossendorfer Monte-Carlo-Code TRAMO, der speziell für reaktordosimetrische Berechnungen entwickelt wurde, erstmalig auch für Neutronenflussberechnungen des RDB eines WWER-440 Reaktors weit oberhalb des Reaktorkerns bis in den Höhenbereich der RDB-Auflage an Hand von Aktivierungsmessungen, die vom russischen Partner durchgeführt worden waren, validiert werden konnte.

Die im Rahmen des Teilprojekts durchgeführten Arbeiten und deren Ergebnisse wurden auf dem 13. Internationalen Symposium für Reaktordosimetrie in einem Vortrag und einem Beitrag zum Tagungsband präsentiert [16]. Es ist vorgesehen, einen erweiterten Artikel in einer referierten Zeitschrift zu publizieren.

## 7. Zusammenfassung

Im bearbeiteten Projekt wurde zum ersten Mal auf der Grundlage von Neutronenaktivierungsmessungen und Neutronentransportrechnungen von internationalem Niveau die Strahlenbelastung der RDB-Auflagekonstruktion eines WWER-440 Reaktors der 1. Generation ermittelt. Da sich die projektierten Laufzeiten dieser Reaktoren ihrem Ende nähern, stellt das Thema eines der Probleme dar, die gegenwärtig im SEC NRS des ROSTECHNADZOR mit hoher Priorität bearbeitet werden. Beide Projektpartner haben dazu ihre aktuellen Berechnungsverfahren erstmalig auf diese Problemstellung angewandt. Die neuartigen Aspekte resultieren einerseits daraus, dass sich die zu betrachtenden Komponenten – Auflagering, Auflagerrippen und wassergefüllter Ringbehälter – außerhalb des Druckbehälters und beide erstgenannten auch in deutlichem Abstand oberhalb der Kernoberkante befinden. Andererseits befindet sich auch bei keinem anderen WWER-Reaktortyp ein solch großes Volumen mit Wasser, das einen starken Neutronenreflektor darstellt, in der Nähe des RDB.

Die neuen Besonderheiten erforderten eine Verifikation der von beiden Partnern verwendeten Berechnungsverfahren. Dazu stellte das SEC NRS die Ergebnisse von Neutronenaktivierungsmessungen zur Verfügung, die während des 29. Betriebszyklus von Block 4 des Kernkraftwerks Novovoronezh durchgeführt worden waren. Eisen- und Nickelmonitore waren an der Außenseite des Druckbehälters über den gesamten Höhenbereich des Reaktorkerns bis zur RDB-Auflage installiert gewesen. Von beiden Partnern wurden diverse, über die Neutronenenergie integrierte Fluenzen und die Reaktionsraten an den Monitorpositionen des Bestrahlungsexperiments berechnet. Der Vergleich der Rechenergebnisse für die Neutronenfluss  $E > 0.5$  MeV, die den russischen Betriebszulassungsregeln für Kernreaktoren zu Grunde liegt, ergibt eine sehr gute Übereinstimmung innerhalb von 10 % relativer Abweichung nicht nur über den Höhenbereich des Reaktorkerns, sondern auch darüber hinaus. Lediglich im höchsten Messpunkt an der Höhe des Auflagerings (ca. 80 cm oberhalb des Reaktorkerns) ergab DORT/Synthese einen um 18 % niedrigeren Wert als TRAMO. Fast dasselbe Bild ergibt sich für die Neutronenfluss  $E > 1$  MeV, die den Reaktorbetriebsregeln westlicher Länder zu Grunde liegt. Der Vergleich zwischen den berechneten und den gemessenen (n,p)-Reaktionsraten der Eisen- und Nickelmonitore ergab gute Übereinstimmung innerhalb von 12 % Abweichung im Be-

reich der unteren Zweidrittel des Reaktorkerns. Für die darüber liegenden Monitore lagen die Rechenergebnisse bis zu 21 % unter den Messungen. Allerdings ist zu beachten, dass beide Reaktionen ihren Schwellwert bei etwa 2 MeV haben und der damit erfasste hochenergetische Spektrumsanteil nur vernachlässigbar zur Fluenz für  $E > 0.5$  MeV beiträgt.

Im nächsten Schritt wurden an ausgewählten Berechnungspunkten im Auflagering, in den Auflagerrippen und in der Innenwand des Ringbehälters die integrierten Neutronenflüsse  $E > 0.5$  MeV berechnet. Die Punkte waren vom SEC NRS aus Spannungsanalysen der Komponenten fest gelegt worden. Ergänzend wurden in diese Rechnungen auch die oberen Monitorpositionen mit einbezogen, um den Bezug zu den vorangegangenen Rechnungen zu haben. Diese Berechnungen wurden für drei verschiedene Kernbeladungen, die in der Reihenfolge zu fallenden Fluenzwerten führen, ausgeführt: Für die Standardbeladung des VVER-440/230 mit ausschließlich frischen Brennelementen, für die „low leakage“-Beladung des 29. Zyklus, und für die Beladung mit „Dummy“-Kassetten in der äußeren Brennelementreihe. Die erhaltenen Ergebnisse können als Grundlage für ein optimiertes „Lifetime“-Management der Betriebsweise der Reaktoren bis zu deren Abschaltung verwendet werden.

Für die Neutronenflussberechnungen an den ausgewählten Positionen wurde vom FZD noch eine spezielle Untersuchung mit dem Code TRAMO durchgeführt, die mit DORT/Synthese prinzipiell nicht möglich ist. Es wurden zwei Rechnungen mit verschiedener Modellierung der Geometrie der Auflagerrippen durchgeführt: In einem Modell wurden die einzelnen Rippen geometrisch nachgebildet und im anderen als homogenisierte Ringformen (gefüllt mit verdünntem Stahl) modelliert. Bei der Anwendung von DORT/Synthese ist die Homogenisierung notwendig. Die TRAMO-Ergebnisse weisen aus, dass die Homogenisierung die Neutronenfluenzen  $E > 0.5$  MeV an den Berechnungspunkten im Auflagering und in den Auflagerrippen absenkt, aber lediglich bis zu  $\sim 15$  %.

Die Gammafluenzberechnungen ergaben, dass der Beitrag zur Materialversprödung in allen Berechnungspunkten vernachlässigbar klein im Vergleich zur Neutronenstrahlung ist. Die Ergebnisse sind deshalb in diesem Bericht nicht detailliert dargelegt worden.

Aus den erhaltenen Ergebnissen der Flussberechnungen und der Festlegung eines mittleren Betriebszyklus von 280 Volllasttagen pro Jahr, was einer Auslastung von ca. 77 % ergibt, wie sie mit Block 1 des ehemaligen Kernkraftwerks Greifswald erreicht worden war, wurden für die drei Kernbeladungen die in einem mittleren Betriebsjahr an den Berechnungspositionen akkumulierten Neutronenfluenzen  $E > 0.5$  MeV und daraus die Anzahlen der möglichen Zyklen bis zum Erreichen der vorgegebenen Fluenzgrenze von  $1 \times 10^{18}$  n/cm<sup>2</sup> ermittelt. Aus den Rechenergebnissen kann mit großer Sicherheit geschlussfolgert werden:

1. Die vorgegebene Fluenzgrenze wird im Auflagering und in den Auflagerrippen im Verlaufe von 30 mittleren Betriebsjahren auch bei Standardbeladung mit sehr großer Reserve nicht erreicht.
2. An den vier Berechnungspunkten in der inneren Wand des Ringzylinders wird die Fluenzgrenze schon nach wenigen Zyklen erreicht. Auch für die Kernbe-

ung mit „Dummy“-Kassetten sind im ungünstigsten Fall nur 7 Zyklen möglich. Dieses Ergebnis ergibt die Grundlage für die Einstufung des Ringzylinders in die Kategorie von Komponenten, für die regelmäßige Sicherheitsanalysen erforderlich sind.

**Literaturverzeichnis**

- [1] PNAE G-7-002-86, USSR GOSATOMENERGONADZOR, Moscow, ENERGOATOMIZDAT, 525, 1989, in Russian.
- [2] D.E. Alexander and L.E. Rehn, Defect production considerations for gamma ray irradiation of reactor pressure vessel steels, J. Nucl. Mater. 240 (1997) 196-204.
- [3] H.-U. Barz, TRAMO - A Flexible Multigroup Neutron Transport Code on the Basis of the Monte Carlo Method for Flux Calculations, Report ZfK-705, Rossendorf 1990.
- [4] H.-U. Barz, J. Konheiser, Monte-Carlo Programm TRAMO - Möglichkeiten und Anleitung zur Nutzung, FZR Bericht-245, Rossendorf, Dezember 1998.
- [5] Rhoades, W. and Childs, R. (1991) TORT/DORT: Two- and Three-Dimensional Discrete Ordinates Transport (CCC-543, RSIC, ORNL, TN).
- [6] L. P. Abagjan et al., Group constants for reactor calculations, ENERGOISDAT Moscow, 1981, in Russian.
- [7] R. E. MacFarlane, D. W. Muir (1994), The NJOY Nuclear Data Processing System (Version 91), Los Alamos, LA-12740-M.
- [8] V. McLane, ENDF-102: DATA FORMATS AND PROCEDURES FOR THE EVALUATED NUCLEAR DATA FILE ENDF-6, Revised April 2001, BNL-NCS-44945-01/04-Rev.
- [9] R.W. Roussin, J.R. Knight, J.H. Hubbell, R.J.Howerton, Description of the DLC-99/HUGO Package of Photon Interaction Data in ENDF/B-V Format, ORNL/RSIC-46 (ENDF-335) (Dezember 1983).
- [10] J.E. White et al., BUGLE 96: A Revised Multigroup Cross Section Library for LWR Applications Based on ENDF/B-VI Release 3 (presented at the American Nuclear Society Radiation Protection & Shielding Topical Meeting, April 21 25, 1996, Falmouth, MA) (April 1996).
- [11] Report on Computing Radiation Dose to Reactor Pressure Vessel and Internals, State-of-the-Art, NEA/NSC/DOC (96) 5, October 1996.
- [12] B. Boehmer, G. Borodkin, J. Konheiser, G. Manturov, Testing of Neutron Data Libraries in Application to Reactor Pressure Vessel Dosimetry, J. Nucl. Sci. Technol., Supplement 2, 947, 2002.
- [13] W. N. McElroy et al., SAND - Neutron flux spectra determination by multiple foil activation, Report CCC-112, ORNL RSIC, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN. May 1969.
- [14] H.-U. Barz, B. Boehmer, J. Konheiser, I. Stephan, Monte Carlo Calculations of Neutron Fluence Spectra, Activation Measurements, Uncertainty Analysis and Spectrum Adjustment for the KORPUS Dosimetry Benchmark, Reactor Dosimetry, ASTM STP 1398, John G. Williams, David W. Vehar, Frank H. Ruddy, and David M. Gilliam, Eds., American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2000.
- [15] N.P. Kocherov, P.K. McLaughlin, The International Reactor Dosimetry File (IRDF-90 Version 2), IAEA-NDS-141 Rev. 2, Oct. 1993.
- [16] P. Borodkin, G. Borodkin, N. Khrennikov, J. Konheiser, K. Noack, Evaluation of the neutron load at the reactor support structure of the full-core first generation VVER-440, 13<sup>th</sup> International Symposium on Reactor Dosimetry, Akersloot, The Netherlands, May 25-30, 2008.