

Tabelle 2.6.4/1

Boräquivalente (exemplarische Werte)

Nachfolgende Boräquivalente Δc geben die Differenzen der kritischen Borkonzentrationen für den in der Tabelle spezifizierten Betriebszustand i gegenüber dem stationären Nennlastzustand an ($\Delta c = c(i) - c(1)$); die Steuerelemente sind hierbei ausgefahren. Die Werte vor dem Schrägstrich beziehen sich dabei auf den exemplarischen Erstkern, die Werte hinter dem Schrägstrich auf einen exemplarischen Gleichgewichtskern (vgl. Abschnitt 2.6.10) der Nachladeanreicherung 3.35 w/o U-235, ohne abbrennbare Absorber.

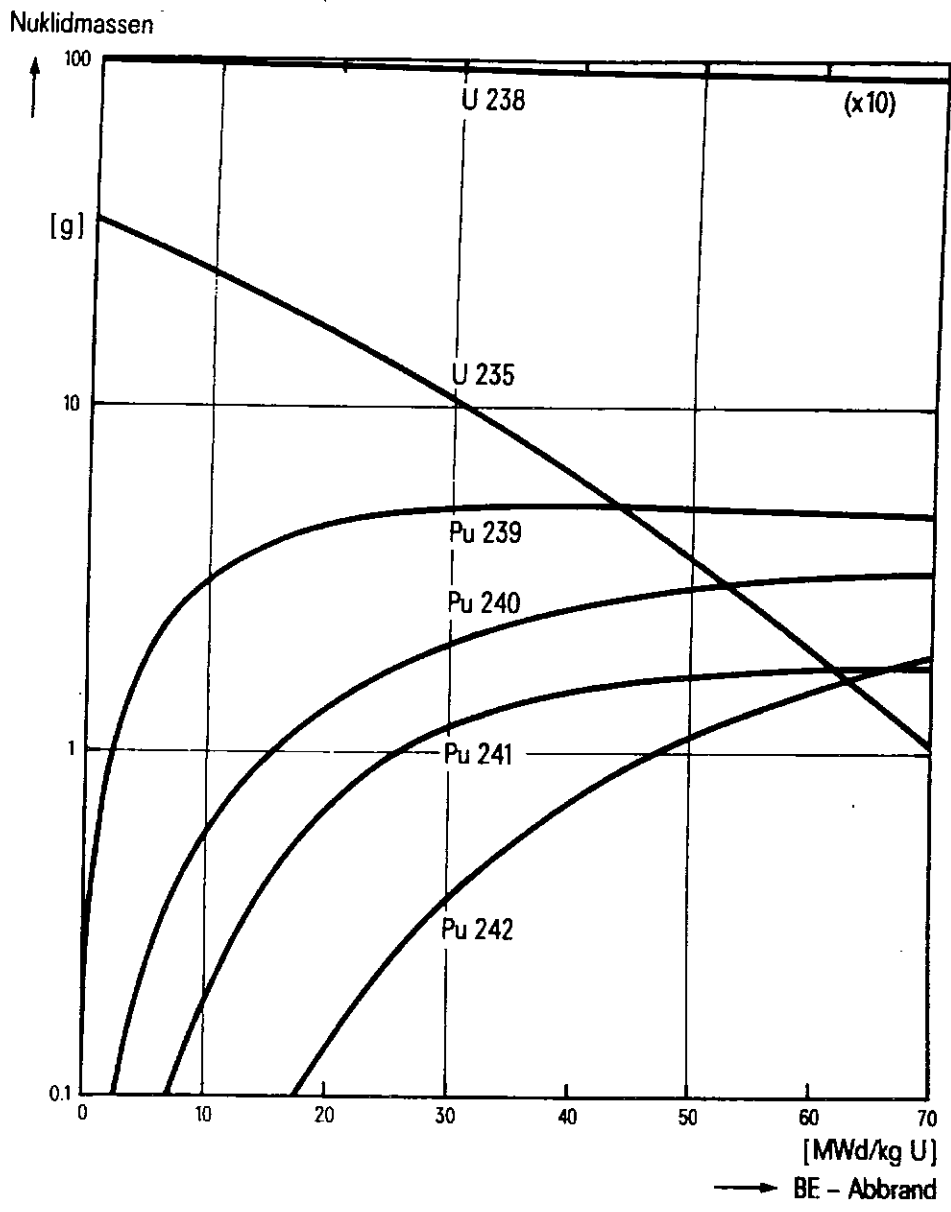
Betriebszustand	Δc (ppm) BOC	Δc (ppm) EOC
1	0 / 0	0 / 0
2	100 / 200	150 / 250
3	350 / 450	400 / 500
4	400 / 450	650 / 800

- 1 = Nennlast, stationär, Xe-Gleichgewicht
- 2 = Nulllast, 295 °C, Xe unverändert gegenüber Betriebszustand 1
- 3 = Nulllast, 295 °C, Xe = 0
- 4 = Nulllast, 80 °C, Xe = 0

Tabelle 2.6.4/2**Reaktivitätsäquivalente von Steuerelementen (exemplarische Werte)**

Da die SE-Wirksamkeiten innerhalb eines Zyklus mit dem Abbrand und von Zyklus zu Zyklus mit dem Beladepfad variieren, werden im folgenden exemplarische Werte angegeben. Die Werte **vor** dem Schrägstrich beziehen sich dabei auf den exemplarischen Erstkern, die Werte **hinter** dem Schrägstrich auf einen exemplarischen Gleichgewichtskern der Nachladeanreicherung 4.0 w/o U-235 mit OUT-IN-Beladung (vgl. Abschnitt 2.6.10), welcher besonders niedrige SE-Wirksamkeiten aufweist.

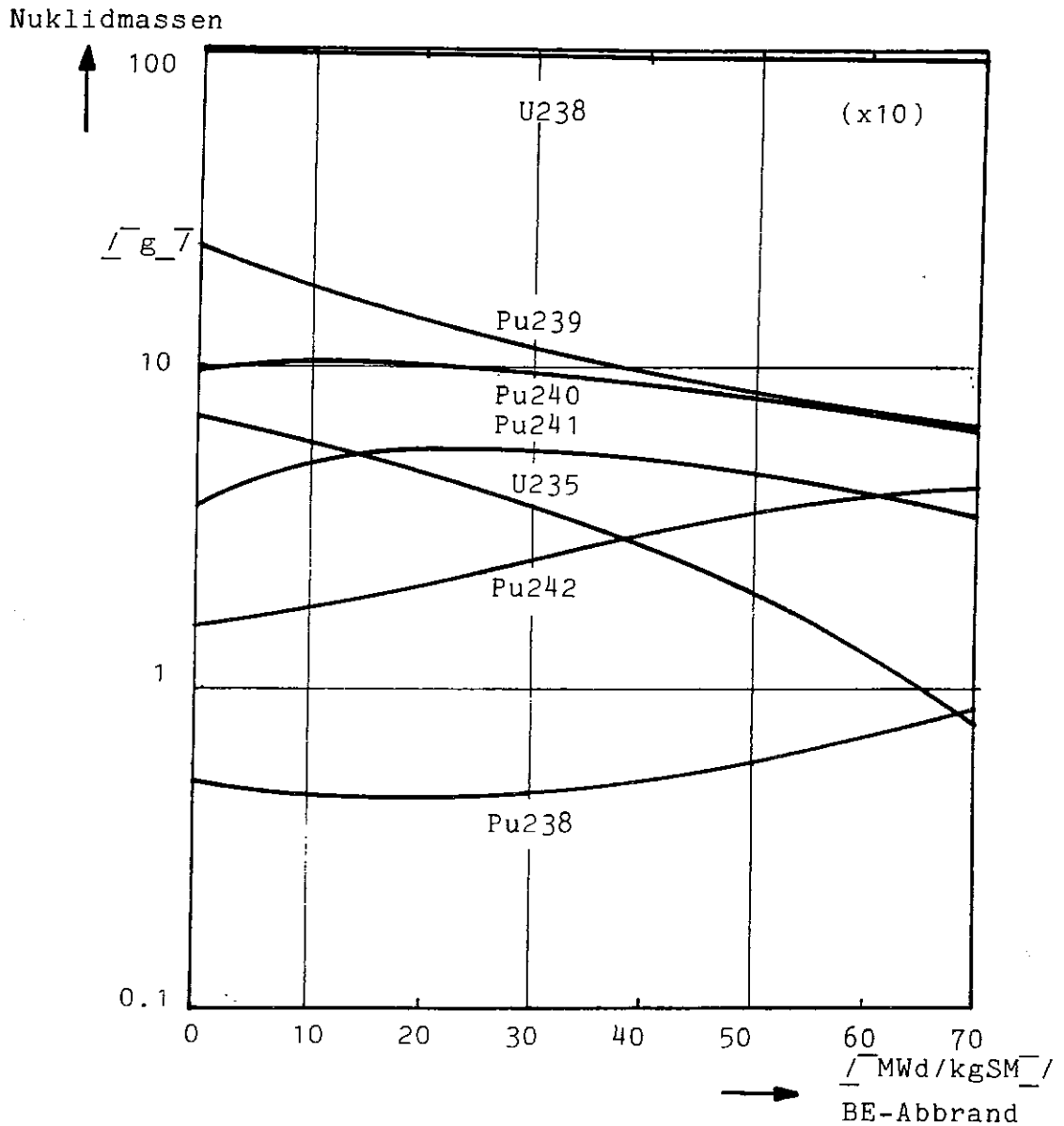
SE-Konfiguration	Nullast	Nullast
	295 °C	200 °C
	$\Delta\rho$ (%)	$\Delta\rho$ (%)
Brutto-SE-Bank (alle 61 SE)	8.0 / 6.5	6.5 / 5.0
Netto-SE-Bank (60 SE, d.h. ohne wirksamsten stuck rod)	6.5 / 4.5	5.0 / 3.0
D-Bank (4 SE)	0.4 / 0.3	0.3 / 0.2
Einzel-SE (im SE-freien Kern)	0.1 / 0.1	0.05 / 0.05
ausgeworfenes SE	0.1 / 0.1	- / -



Beispiel: U-BE, Strukturtyp 18x18-24

Ordinate: Nuklidmassen, bezogen auf 1000 g U im frischen Brennstoff

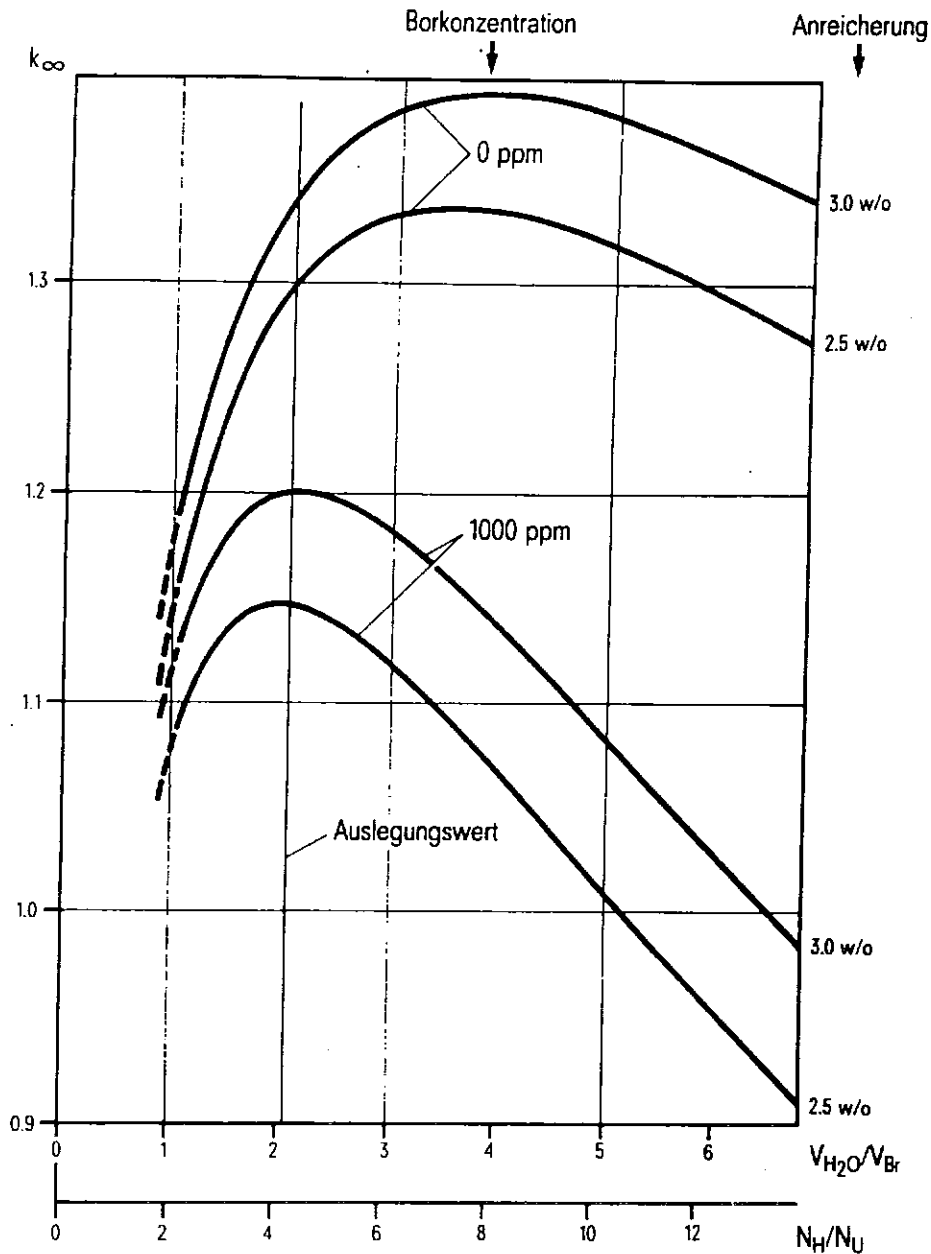
Kernkraftwerk Stendal C/D	
Änderung der Nuklidzusammensetzung mit dem Abbrand im Brennstoff eines U-BE (typisches Beispiel)	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/1	DWR 1300 08.90



Beispiel: MOX-BE, Strukturtyp 18x18-24

Ordinate: Nuklidmassen, bezogen auf 1000 g SM im frischen Brennstoff (SM-Schwermetall)

Kernkraftwerk Stendal C/D	
Änderung der Nuklidzusammensetzung mit dem Abbrand im Brennstoff eines MOX-BE (typisches Beispiel)	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/2	DWR 1300 08.90



Beispiel: Frischer UO_2 -Brennstoff, Nulllast, heiß, ohne Xe

Relation $V_{\text{H}_2\text{O}}/V_{\text{Br}}$ zu $N_{\text{H}}/N_{\text{U}}$ gilt für Kühlmitteldichte 0.7 g/cm^3

$V_{\text{H}_2\text{O}}$ Wasservolumen

V_{Br} Brennstoffvolumen

N_{H} Wasserstoffteilchendichte

N_{U} Uranteilchendichte

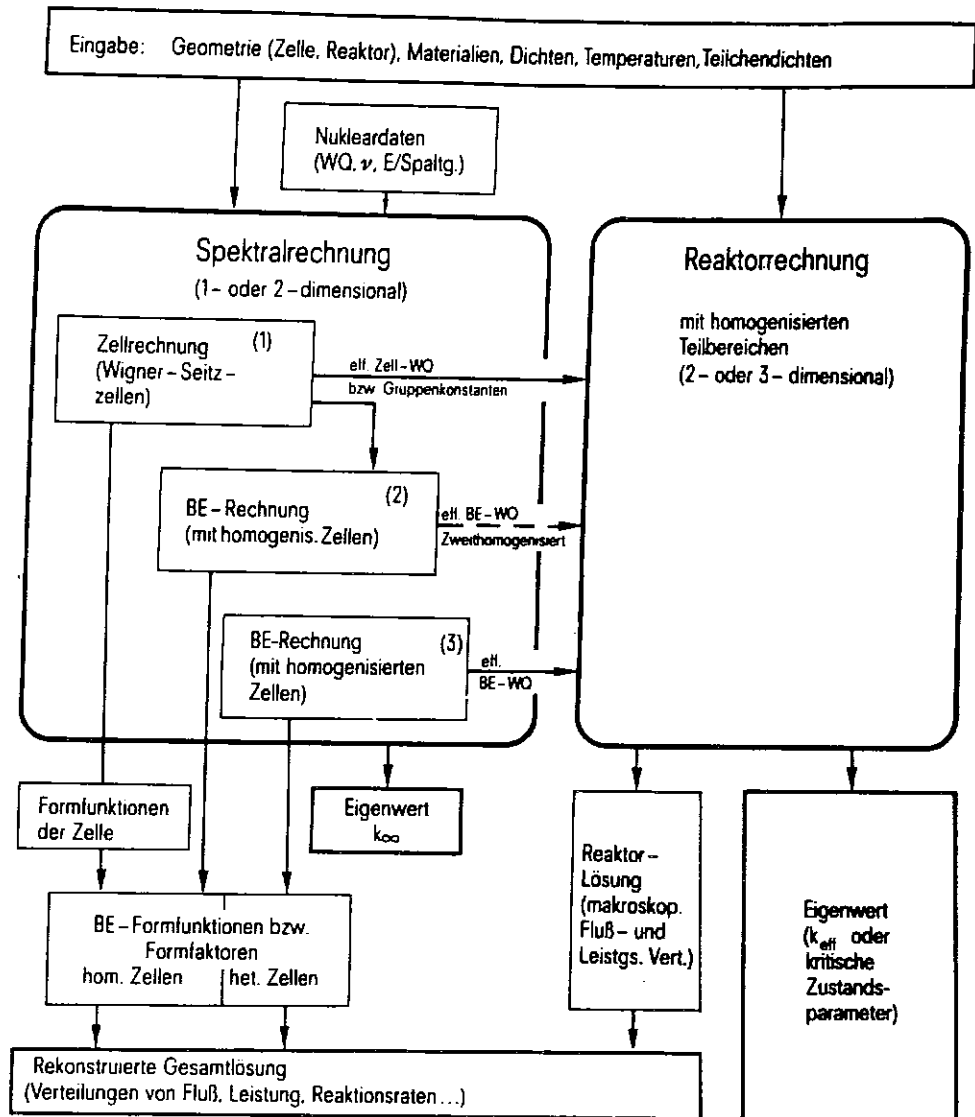
Kernkraftwerk Stendal C/D

Multiplikationsfaktor k_{∞} eines DWR-Brennstabgitters als Funktion des Moderationsverhältnisses (typisch)

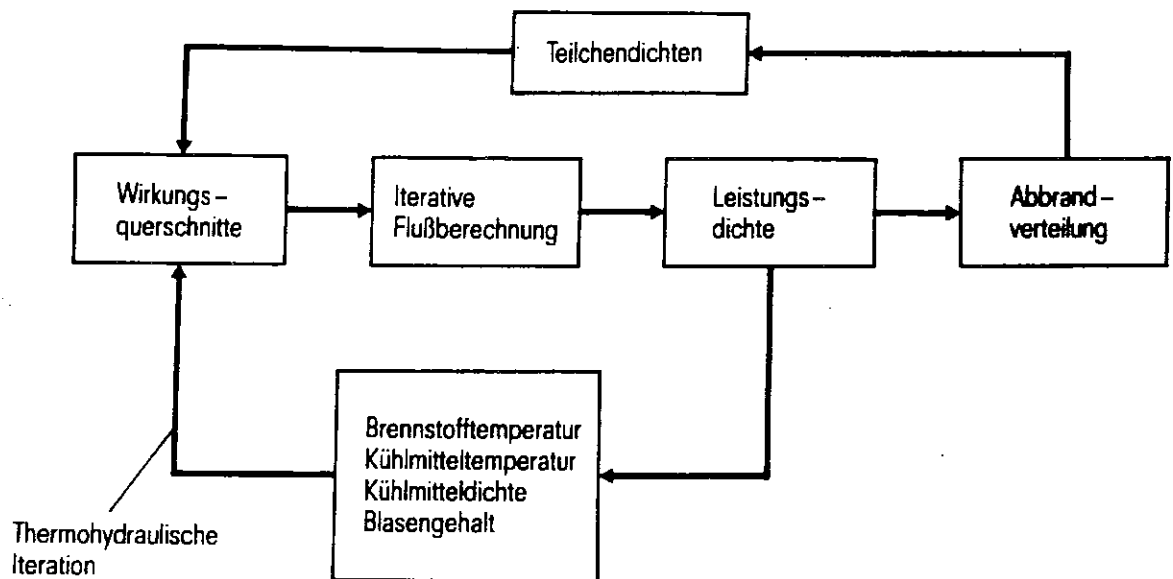
SIEMENS Energieerzeugung KWU

Abb.: 2.6.4/3

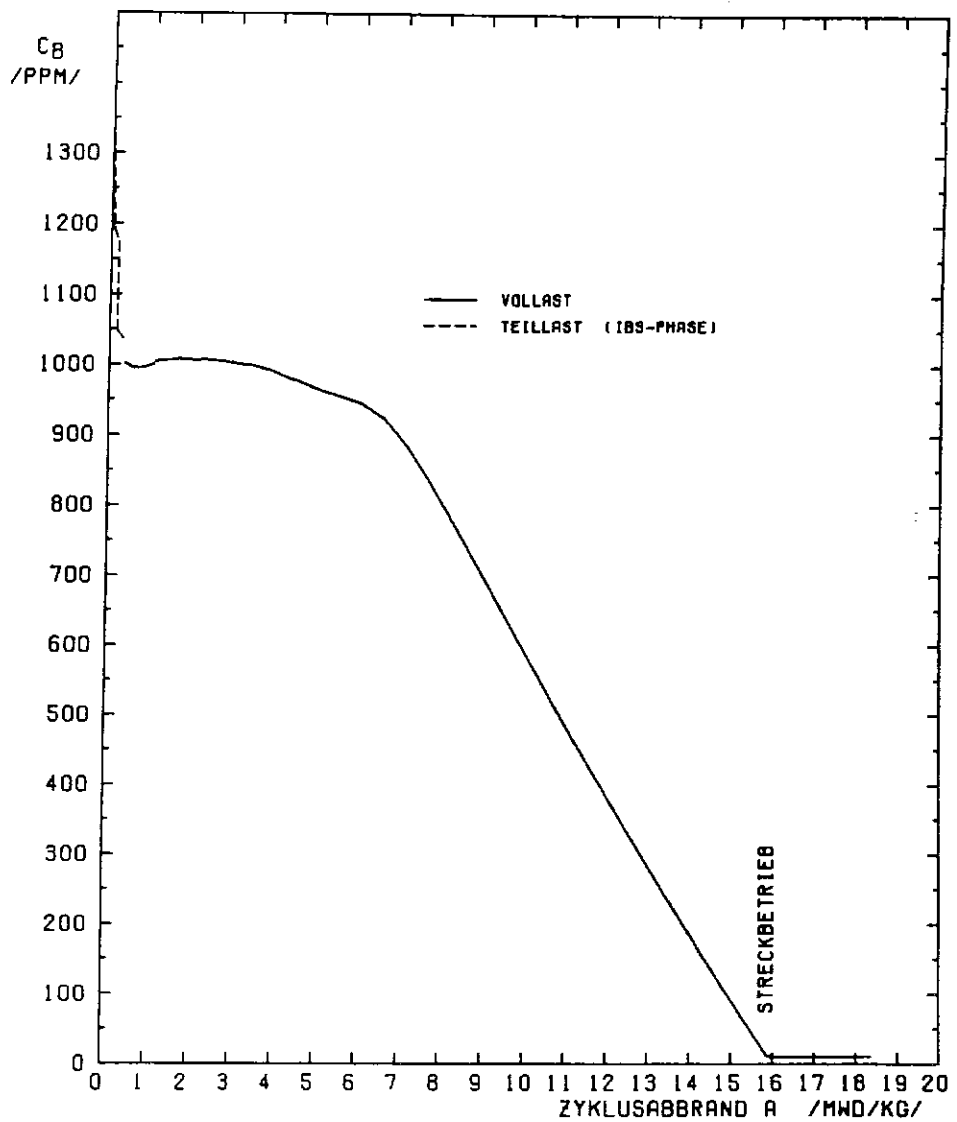
DWR 1300 08.90



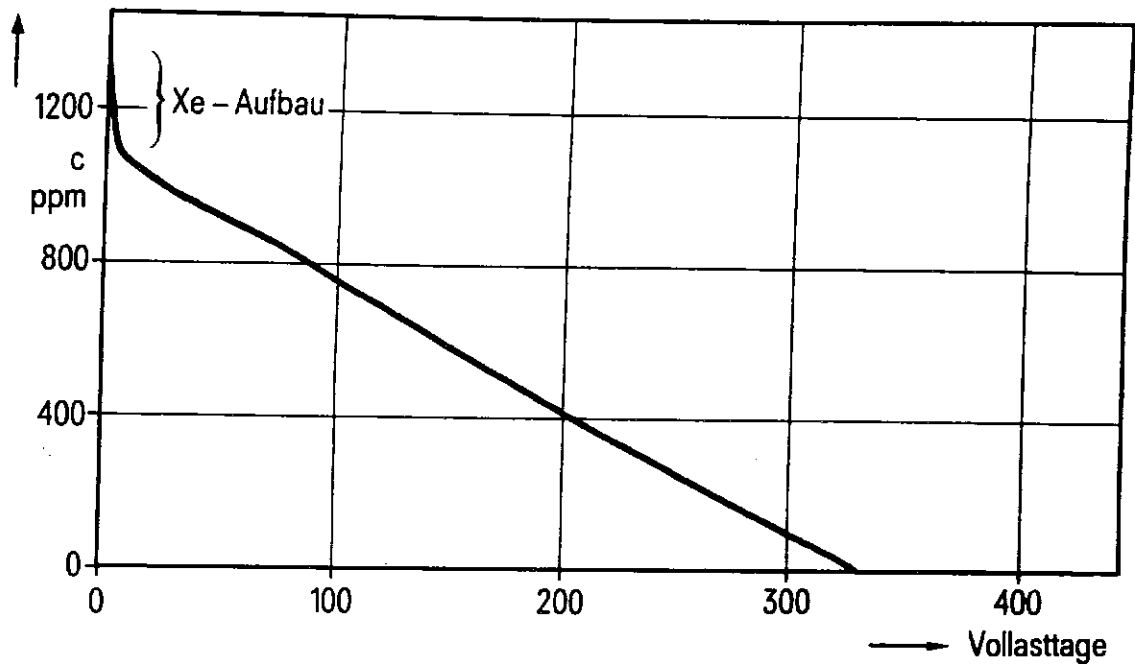
Kernkraftwerk Stendal C/D	
Schematischer Ablauf der neutronenphysikalischen Kernberechnung mit verschiedenen Detaillierungsmöglichkeiten bei der räumlichen Homogenisierung und spektralen Kondensation.	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/4	DWR 1300 08.90



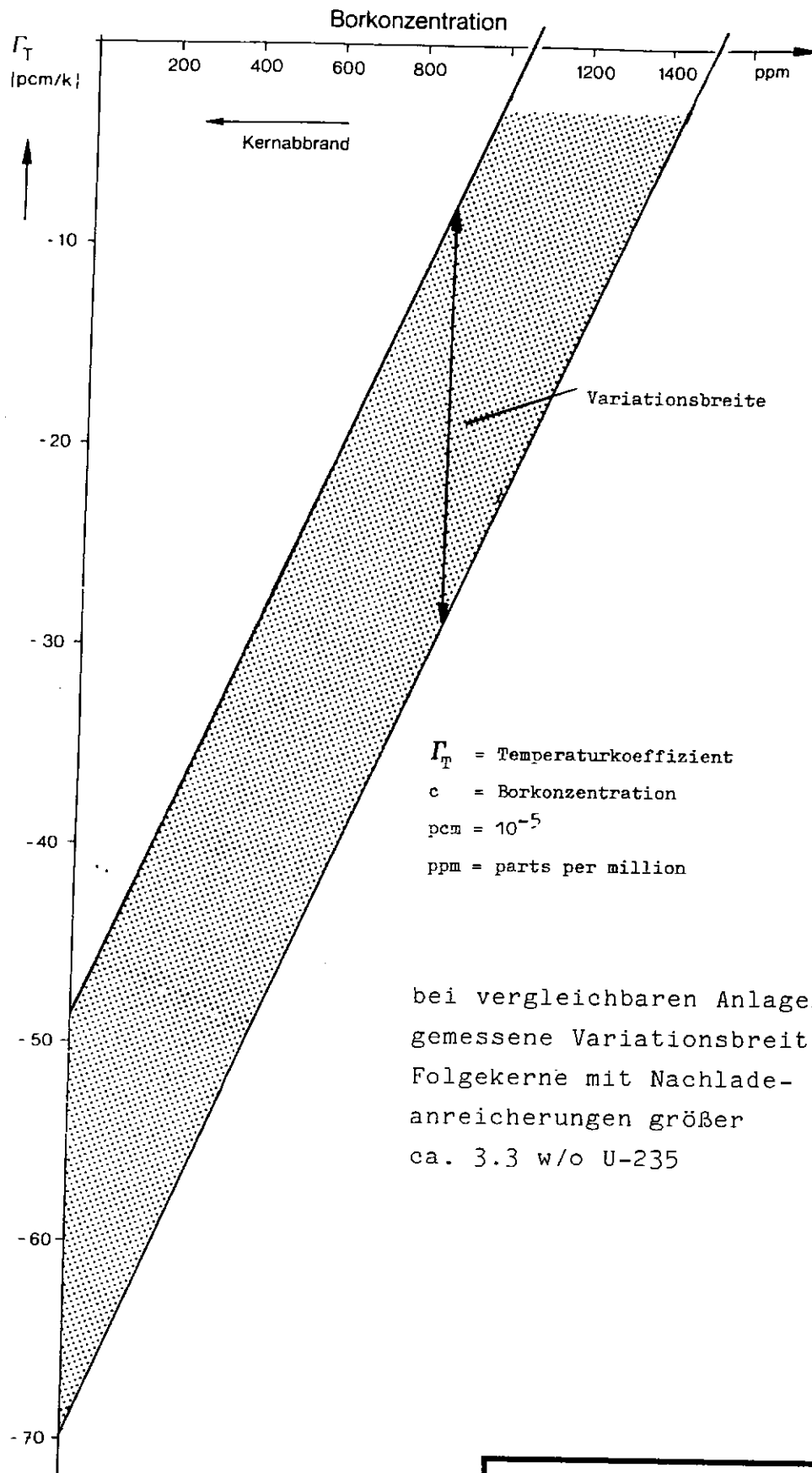
Kernkraftwerk Stendal C/D	
Iterative Berechnung von Leistungs- dichte- und Abbrandverteilungen mit thermohydraulischer Rückwirkung	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/5	DWR 1300 08.90



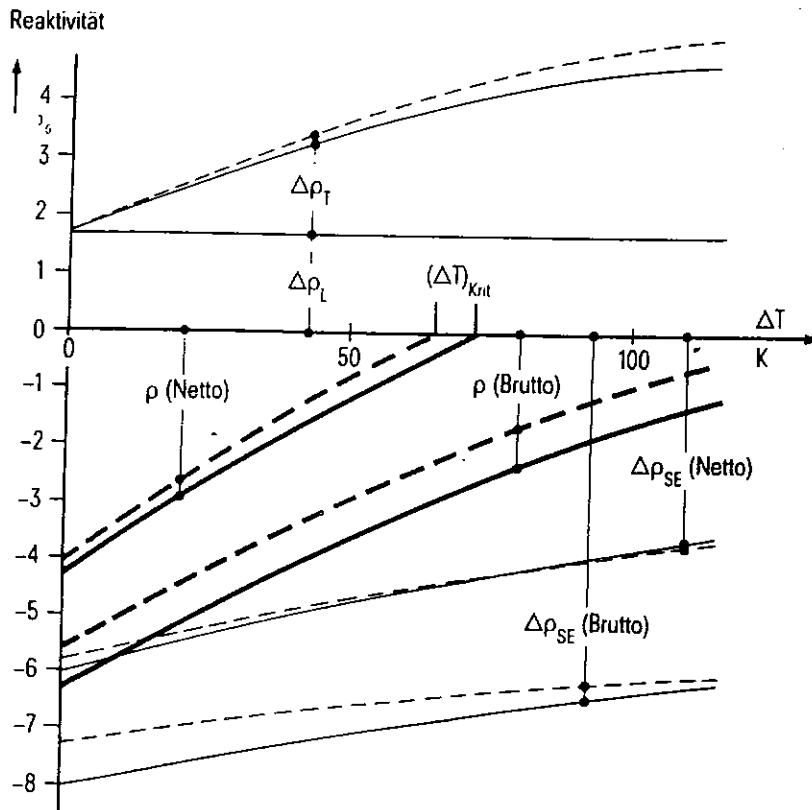
Kernkraftwerk Stendal C/D	
Kritische Borkonzentration bei Vollast als Funktion der Betriebszeit für den exemplarischen Erstkern	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/6	DWR 1300 08.90



Kernkraftwerk Stendal C/D	
Kritische Borkonzentration bei Vollast als Funktion der Betriebszeit für einen Gleichgewichtszyklus ohne abbrennbare Absorber (entspr. Abb. 2.6.3.1/3)	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/7	DWR 1300 08.90



Kernkraftwerk Stendal C/D	
Temperaturkoeffizient in Abhängigkeit der Borkonzentration (gemessen bei Vollast)	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/8	DWR 1300 08.90



Gleichgewichtszyklus, Zykluszahl 3.0

Annahme: Bor- und Xe-Konzentration konstant

———— Nachladung: 64 U-BE mit 3.1 w/o U235
 - - - - Nachladung: 40 U-BE mit 3.1 w/o U235
 24 MOX-BE mit 2.83 w/o Pu_{fiss} in Nat.-U

$\Delta \rho_L$: Prompte Leistungsreaktivität bei $\Delta T=0$ } bei SE-freiem Kern
 $\Delta \rho_T$: Reaktivitätsgewinn bei Abkühlung }
 $\Delta \rho_{SE}$: Wirksamkeit der Steuerelemente
 ρ : Abschaltreaktivität

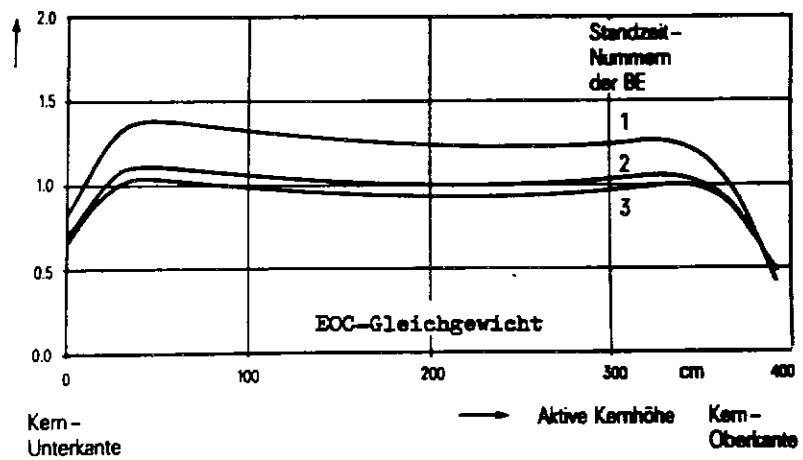
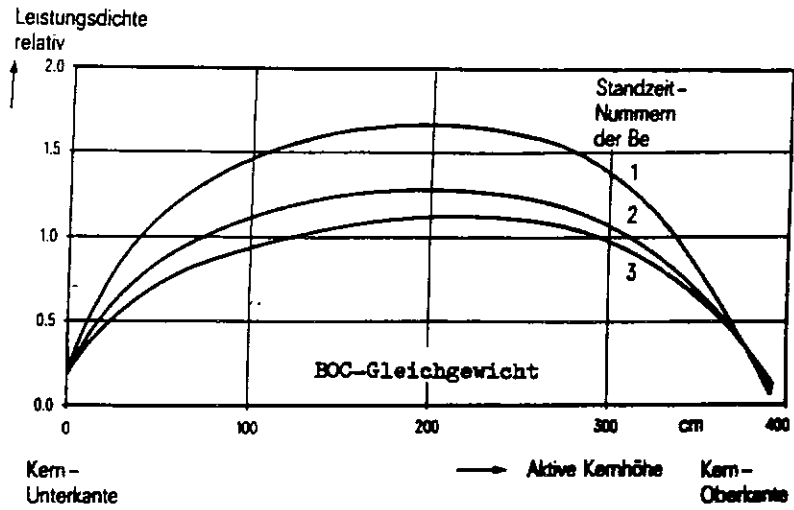
Kernkraftwerk Stendal C/D

Beispiel für eine Abschaltreaktivitätsbilanz am Zyklusende als Funktion der Temperaturabsenkung ΔT

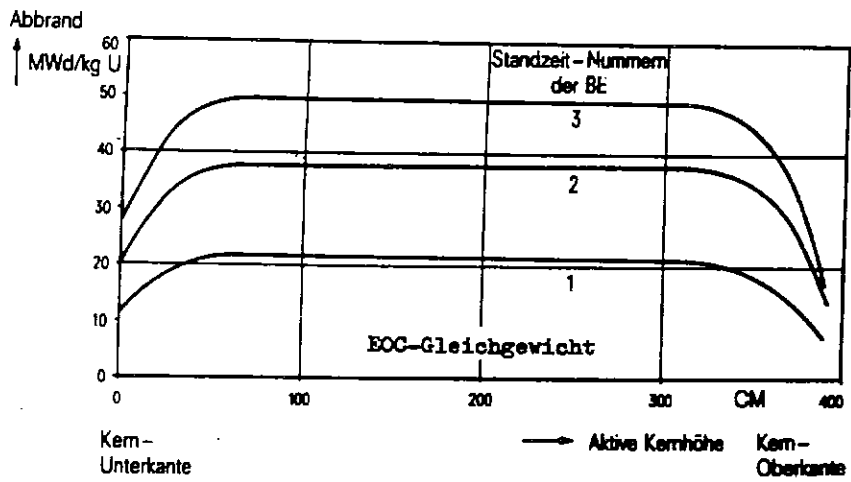
SIEMENS Energieerzeugung KWU

Abb.: 2.6.4/9

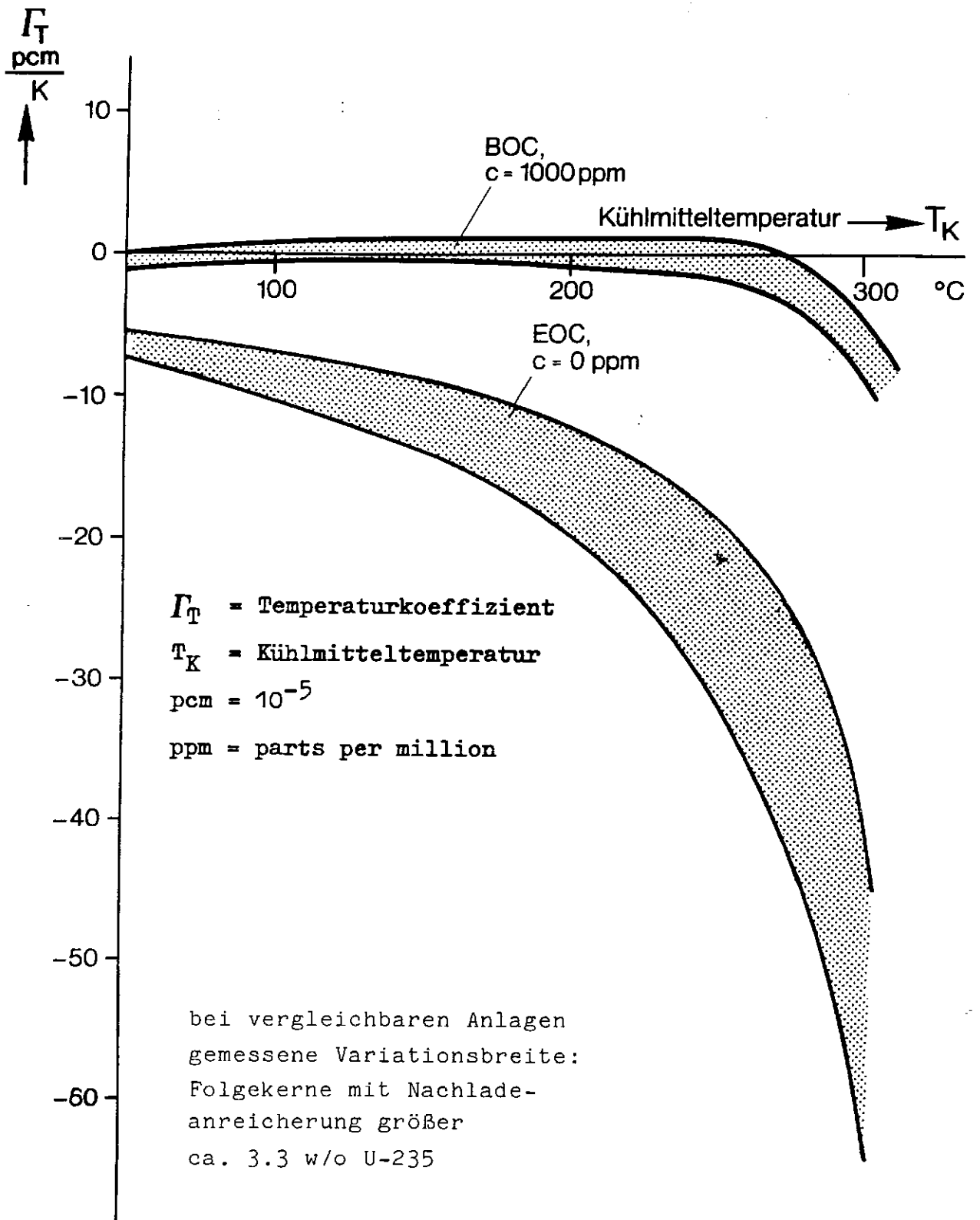
DWR 1300 08.90



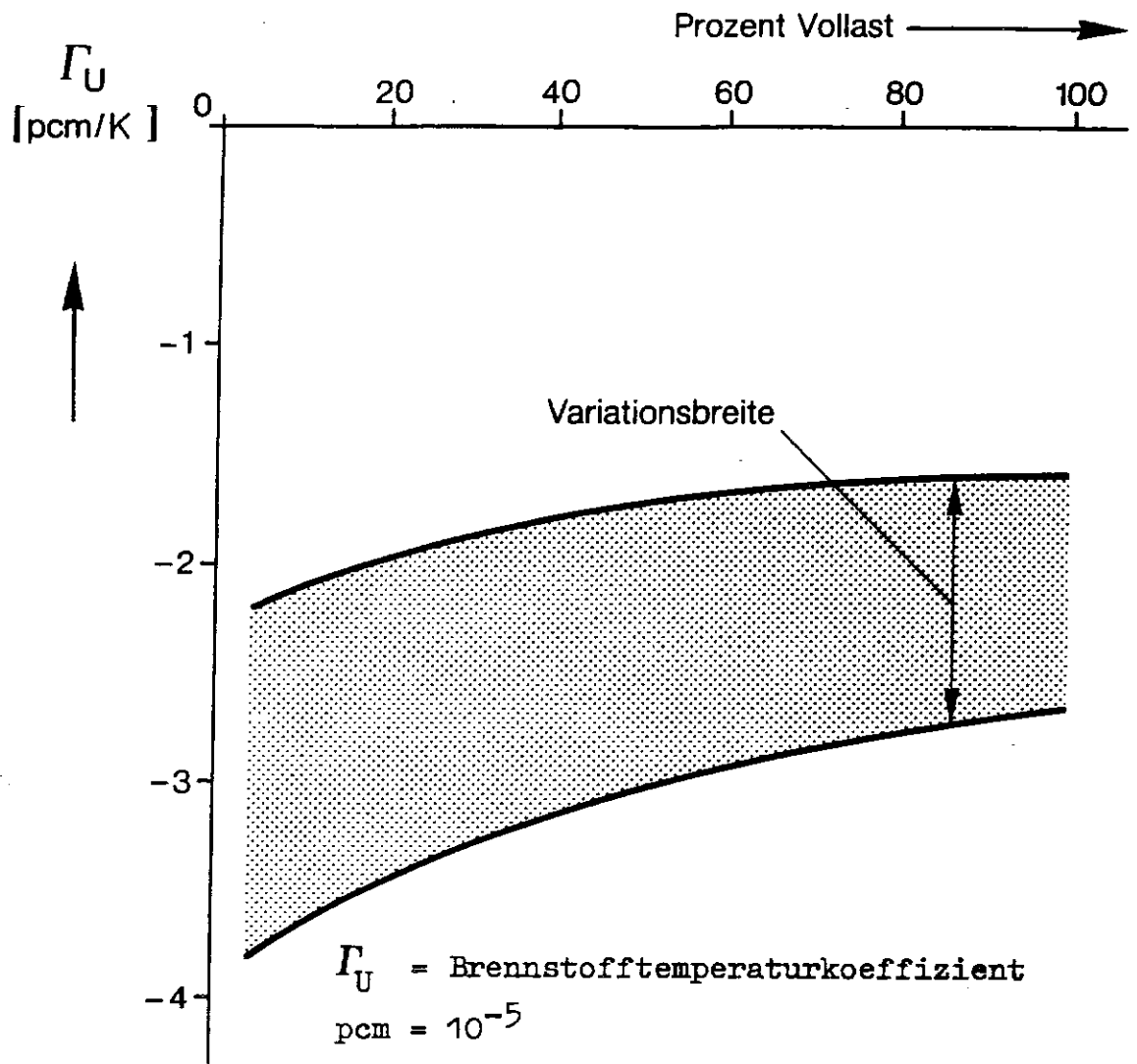
Kernkraftwerk Stendal C/D	
Axiale Leistungsdichteverteilungen in BE unterschiedlicher Standzeiten (Bsp.: Gleichgewichtskern ohne abbrennbare Absorber)	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/10	DWR 1300 08.90



Kernkraftwerk Stendal C/D	
Axiale Abbrandverteilungen in BE unterschiedlicher Standzeiten (Bsp.: Gleichgewichtskern ohne abbrennbare Absorber)	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/11	DWR 1300 08.90

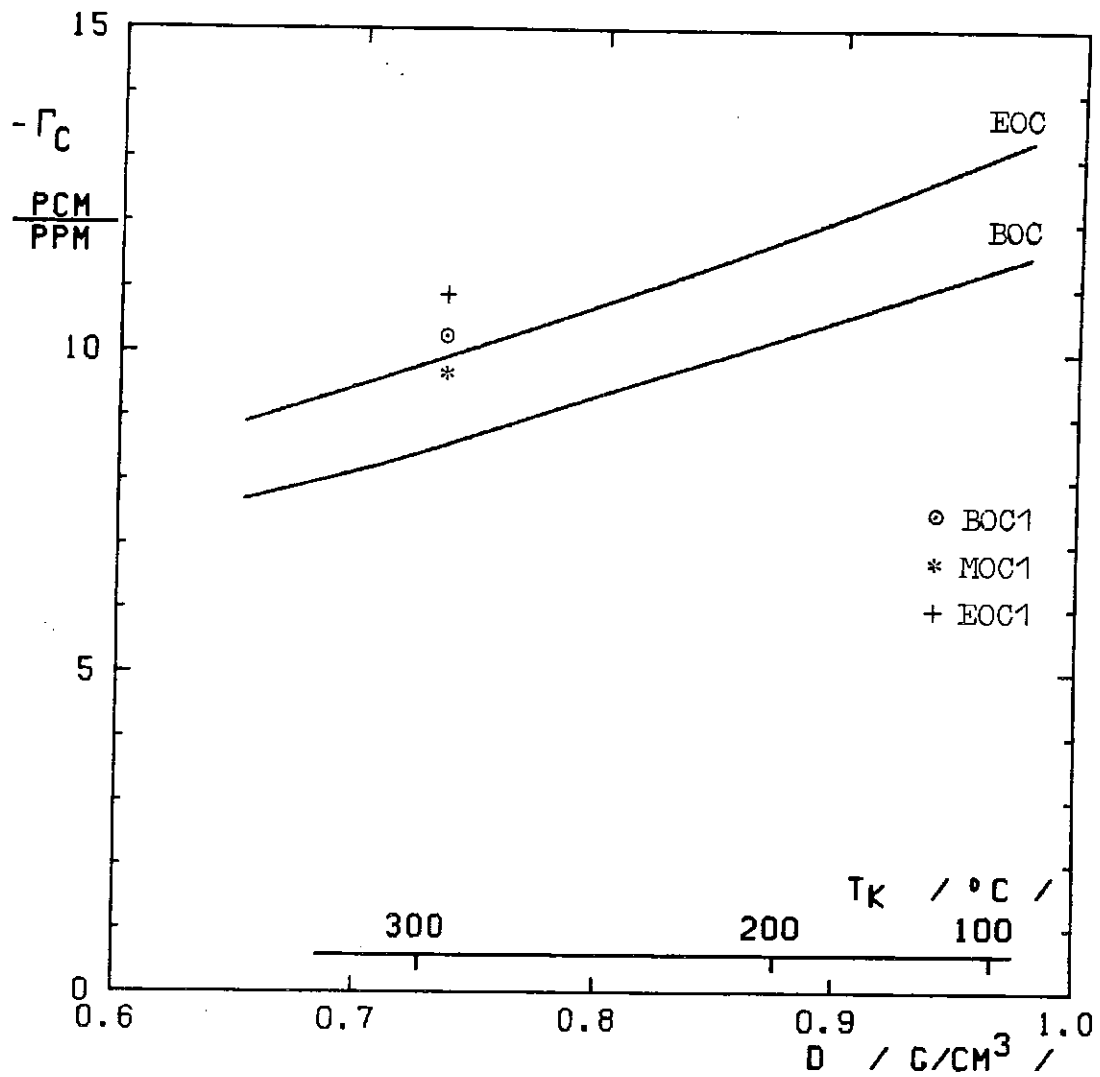


Kernkraftwerk Stendal C/D	
Temperaturkoeffizient in Abhängigkeit der Kühlmitteltemperatur (gemessen bei Nulllast)	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/12	DWR 1300 08.90



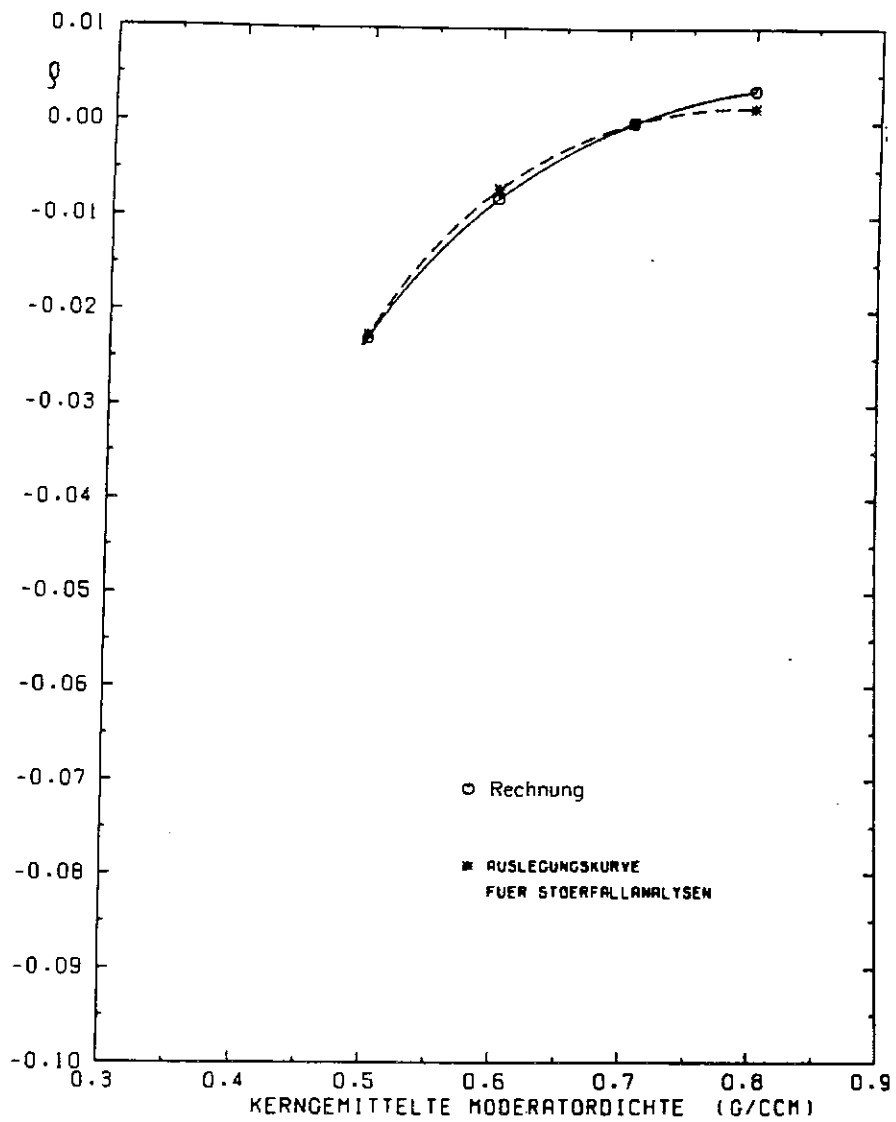
bei vergleichbaren Anlagen
gemessene Variationsbreite:
Folgekernreue mit Nachladean-
reicherungen größer
ca. 3.3 w/o U-235

Kernkraftwerk Stendal C/D	
Brennstofftemperaturkoeffizient in Abhängigkeit der Leistung	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/13	DWR 1300 08.90



Gleichgewichtszyklus, Zykluszahl 3.0,
 U-Nachladung mit Anreicherung 3.5 w/o U235

Kernkraftwerk Stendal C/D	
Borwirksamkeit als Funktion der Kühlmitteldichte D bei Nullast	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/14	DWR 1300 08.90



Kernkraftwerk Stendal C/D	
Voidreaktivität als Funktion der Kühlmitteldichte (Bsp.: Erstkern, Zyklusbeginn)	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.4/15	DWR 1300 08.90

2.6.5 Thermohydraulische Kernausslegung

2.6.5.1 Grundbegriffe

(Abb. 2.6.5/1)

Die thermohydraulische Kernausslegung umfaßt die Berechnung der thermischen und hydraulischen Kühlmittelzustände im Reaktorkern und Primärkreislauf. Aus der Berechnung von lokalen Kühlmittelgeschwindigkeiten und Enthalpieverteilungen im Reaktorkern resultieren zusammen mit den Leistungsdichteverteilungen die Nachweise für eine sichere Abfuhr der in den Brennstäben erzeugten Wärme an das Kühlmittel.

Bei der Beschreibung der thermohydraulischen Kernausslegung spielen eine Reihe von Begriffen und physikalischen Vorgängen eine Rolle, die nachstehend übersichtlich zusammengestellt und kurz erläutert werden.

Wärmeübergang Hüllrohr/Kühlmittel

Der Wärmeübergang Hüllrohr/Kühlmittel hat entscheidenden Einfluß auf die Hüllrohrtemperatur, die sich bei einer vorgegebenen Brennstableistung einstellt.

Bei niedriger Stableistung wird die Wärme zunächst über erzwungene Konvektion abgeführt.

Bei höheren Leistungen steigt die Oberflächentemperatur der Brennstäbe in Kühlmittel-Durchflußrichtung schnell auf die Siedetemperatur an. Die in den Brennstäben erzeugte Wärme führt dann dazu, daß sich an der Hüllrohroberfläche kleine Dampfbläschen bilden, die nach Erreichen einer gewissen Größe vom kühleren (ungesättigten) Kühlmittelstrom mitgerissen werden und dann kondensieren. Dieses sog. **unterkühlte Sieden** ermöglicht aufgrund des damit verbundenen guten Wärmeübergangs hohe Wärmestromdichten bei Hüllrohrtemperaturen, die nur geringfügig über der Siedetemperatur liegen.

Erreicht die Wärmestromdichte an der Hüllrohroberfläche zu große Werte, oder tritt eine Störung in der Wärmeabfuhr auf (z.B. durch Pumpenausfall), so kann zwischen dem Brennstabhüllrohr und dem Kühlmittel ein Dampffilm auftreten, der die Wärmeabfuhr behindert. Dieses Phänomen der Siedekrise wird im DWR

als **Filmsieden** oder **DNB** (**D**eparture from **N**ucleate **B**oiling), die zugehörige Wärmestromdichte als **kritische Wärmestromdichte** oder **CHF** (**C**ritical **H**eat **F**lux) bezeichnet. Filmsieden ist mit einer deutlichen Verschlechterung des Wärmeübergangs und einem daraus resultierenden Anstieg der Hüllrohrtemperatur verbunden und kann schließlich - bei Auftreten über eine hinreichende Zeitdauer - zum Überschreiten der thermisch-mechanischen Auslegungsgrenzen der Brennstabhülle führen.

Die **kritische Wärmestromdichte** hängt ab von Kühlmitteldruck, Dampfgehalt und Massenstromdichte sowie von der Geometrie des Kühlkanals (z.B. hydraulischer Durchmesser). Die kritischen Wärmestromdichten werden aus empirischen DNB-Korrelationen ermittelt, die aus entsprechenden Versuchen abgeleitet werden. Die DNB-Korrelationen beschreiben die Abhängigkeiten entweder über funktionale Beziehungen oder stellen sie in Form von sog. CHF (Critical Heat Flux)-Tafeln dar.

DNB-Verhältnis

Das DNB-Verhältnis ist ein Maß für die Sicherheit gegen Filmsieden. Es ist gegeben durch den Quotienten aus kritischer und lokaler Wärmestromdichte. Damit Filmsieden mit hinreichender statistischer Sicherheit (Wahrscheinlichkeit und Vertrauensgrad) ausgeschlossen werden kann, darf das DNB-Verhältnis einen spezifizierten Minimalwert nicht unterschreiten. Der Zahlenwert des minimal zulässigen DNB-Verhältnisses bestimmt sich nach KTA-Regel 3101.1 aus entsprechenden DNB-Versuchen.

Innerhalb eines Kühlkanals nimmt die kritische Wärmestromdichte - mit steigender Kühlmitteltemperatur bzw. -enthalpie - vom Eintritt zum Austritt hin ab. Daher tritt das minimale DNB-Verhältnis oberhalb des Orts der maximalen Wärmestromdichte, also auch oberhalb des Maximalwerts der axialen Leistungsdichteverteilung, auf (Abb. 2.6.5/1).

Heißkanalfaktoren

Die Verbindung zwischen einem für den Kern repräsentativen mittleren Kühlkanal und dem sog. Heißkanal stellen Heißkanalfaktoren her. Die Heißkanalfaktoren F_Q für die Wärmebelastungen im Brennstoff und $F_{\Delta H}$ für die Aufwärmspanne im Kühlkanal sind definiert durch:

$$F_Q = (q'_{\max} / q') = (q''_{\max} / q'') = (q'''_{\max} / q'''), F_{\Delta H} = (\Delta H_{\max} / \Delta H),$$

wobei

q'	=	Stablängenleistung	W/cm,
q''	=	Wärmestromdichte	W/cm ² ,
q'''	=	Wärmequellendichte	W/cm ³ ,
ΔH	=	Enthalpieerhöhung	kJ/kg.

Der **Heißkanalfaktor** F_Q setzt sich zusammen aus der Leistungsdichteverteilung im Reaktorkern einschließlich der lokalen Leistungsspitzen sowie den Einflüssen von Fertigungs- und Anreicherungstoleranzen der Brennstofftabletten.

In die Berechnung des **Heißkanalfaktors** $F_{\Delta H}$ gehen zahlreiche Einzelanteile (Unterfaktoren) ein, die z.B. die axial integrierte nukleare Leistungsdichteverteilung, Ungleichförmigkeiten in der Kühlmitteldurchströmung oder geometrische Toleranzen beschreiben. Während einige dieser Unterfaktoren durch Vermischung, d.h. Querströmung zwischen Unterkanälen, abgebaut werden können, wirken sich andere in vollem Umfang auf die Enthalpieerhöhung aus.

2.6.5.2 Sicherheitstechnische Anforderungen

Die Soll- und Grenzwerte von Regelungen, Begrenzungen und Reaktorschutz sind im Betriebshandbuch festgelegt. Innerhalb des dadurch bestimmten Betriebsbereichs des Reaktors sind Brennstabbelastung, Kühlmitteldruck, Kühlmiteleintrittstemperatur und Kühlmitteldurchsatz so zu bemessen, daß im Kern **keine Belastungen** auftreten, welche zu unzulässigen Schäden an Hüllrohren führen könnten.

Zur Erfüllung der obengenannten Forderung sind Brennstoffzentralschmelzen und kritische Siedezustände am Hüllrohr zu vermeiden. Der minimal zulässige Abstand zum kritischen Siedezustand ist im Einklang mit KTA-Regel 3101.1 festzulegen.

Bei der Berechnung des minimalen DNB-Verhältnisses sind Abweichungen der Betriebsparameter von ihren Nennwerten zu berücksichtigen. Außerdem ist die Betriebstransiente "gekoppelter Ausfall aller Hauptkühlmittelpumpen" als auslegungsbestimmend zugrunde zu legen.

Die **internen Ausgangsdaten** der thermohydraulischen Kernausslegung (Strömungskräfte) - die vom Analysenbereich BE-Struktur als interne Eingangsdaten verwendet werden - müssen so in einem Wertebereich liegen, daß die BE-Strukturausslegung den erfolgreichen Nachweis der Einhaltung ihrer gültigen sicherheitstechnischen Anforderungen erbringen kann.

2.6.5.3 Auslegungskriterien

Von unmittelbarer sicherheitstechnischer Bedeutung sind die Auslegungskriterien, die sich auf die Forderungen nach Vermeidung von Brennstoffzentral-schmelzen sowie von kritischen Siedezuständen beziehen.

Die Beschränkung der Temperaturen im Inneren des Brennstoffs (Brennstoffzentraltemperatur) auf zulässige Werte hängt bei gegebener Leistungsdichte von der Wärmeleitung im Brennstoff sowie vom Wärmeübergang Brennstoff/Hüllrohr, d.h. von der Brennstabauslegung, ab (s. Abschnitt 2.6.6.3).

Das **DNB-Verhältnis** darf auch während der unterstellten Transiente Pumpenausfall den **minimal zulässigen Wert** nicht unterschreiten, bei dem mit einer Wahrscheinlichkeit von 95 % und einem Vertrauensgrad von 95 % keine kritischen Siedezustände erreicht werden.

Indirekte, d.h. aus sicherheitstechnischen Anforderungen nachgeschalteter Analysenbereiche resultierende, Einschränkungen von Parameterbereichen (vgl. hierzu Abschnitt 2.6.10) ergeben sich hinsichtlich der maximalen Strömungskräfte.

2.6.5.4 Nachweisführung

(Abb. 2.6.5/2)

Der folgende Abschnitt beschreibt die Nachweisführung der thermohydraulischen Kernausslegung hinsichtlich relevanter Eingangsparameter und Rechenverfahren und stellt wesentliche Auslegungsergebnisse vor.

2.6.4.5.1 Eingangsparmeter für Auslegung

In die thermohydraulischen Analysen gehen zahlreiche Eingangsparmeter und Randbedingungen ein, die teils unveränderlich, teils von Zyklus zu Zyklus veränderlich sind.

Zu den unveränderlichen Eingangsgrößen gehören vor allem **Materialkonstanten** von Brennstoff, Hüllrohr- und Strukturmaterialien und Kühlmittel wie

- Wärmeleitfähigkeiten,
- spezifische Enthalpien,
- Wärmeausdehnungskoeffizienten,
- Schmelz- und Siedetemperaturen.

Weiterhin können **konstruktive Vorgaben von Kerneinbauten (ausgenommen BE)** wie

- geometrische Daten,
- Materialien

als unveränderlich angesehen werden.

Eine Reihe weiterer Randbedingungen für die thermohydraulische Kernausslegung ändert sich im allgemeinen nicht von Zyklus zu Zyklus, kann allerdings ggf. in gewissem Umfang modifiziert werden.

Hierzu gehören **Vorgaben für die BE-Konstruktion** wie

- geometrische Daten von
 - * Brennstäben,
 - * BE-Strukturteilen;
- Materialien von
 - * Brennstäben,
 - * BE-Strukturteilen.

Dazu kommen als wesentliche Einflußgrößen die **Kühlmittelvariablen**

- Systemdruck,
- Eintrittstemperatur,
- Durchsatz durch den Reaktorkern

sowie der **Anlagenparameter**

- thermische Reaktorgesamtleistung.

Als **zyklusabhängige** Variable kommt zu den unveränderlichen bzw. im Regelfall festgehaltenen Eingabegrößen noch die

- Leistungsdichteverteilung

hinzu.

Im Rahmen der thermohydraulischen Kernausslegung sind **Betriebsschwankungen** und **Meßtoleranzen** von Prozeßvariablen sowie **Fertigungstoleranzen** (geometrische Toleranzen im Reaktorkern sowie Anreicherungs- und Dichtetoleranzen im Brennstoff) zu berücksichtigen. Hierbei sind systematische Anteile in vollem Umfang zu erfassen, während nicht-systematische Anteile voneinander unabhängig entsprechend ihrem statistischen Gewicht erfaßt werden dürfen.

Toleranzen können entweder als Eingangsgrößen im Rechenverfahren oder als Zuschläge zum Rechenergebnis berücksichtigt werden.

2.6.5.4.2 Rechenverfahren

Im Rahmen der thermohydraulischen Kernausslegung ist eine Vielzahl von Problemen zu lösen, die mit der Vielfalt der strömungs- und wärmetechnischen Vorgänge im Primärkreis korreliert sind.

Für die **Kühlmittelströmung** gelten die Erhaltungssätze für Masse, Impuls und Energie, die im Reaktorkern auch auf Zweiphasenströmungen angewandt werden müssen.

Zur Ermittlung von stationären und instationären **Temperaturverteilungen** muß die instationäre Wärmeleitungsgleichung unter Berücksichtigung von Wärme-

quellen im Material - sowohl im Brennstab als auch in den Strukturmaterialien - gelöst werden.

Schließlich sind bei **Massenstromtransienten** (Pumpenausfall) die instationären Bewegungsgleichungen des Kühlmittels unter Beachtung der Pumpenkennfelder zu lösen.

Zur Vereinfachung des komplexen Systems von teilweise ineinandergreifenden strömungs- und wärmetechnischen Vorgängen im Primärkreis können in vielen Fällen die hydraulischen und thermischen Problemstellungen voneinander entkoppelt werden. So werden beispielsweise die Druckverluste im Primärkreislauf aufgrund der vorgegebenen Förderhöhe der Hauptkühlmittelpumpen und empirischer oder halb-empirischer Formeln für Reibungs- und Formverluste bestimmt und in einer **Druckverlust-Datenliste** zusammengestellt. In gleicher Weise wird - ohne detaillierte Betrachtung der Strömungsverhältnisse innerhalb des Reaktorkerns - aus den globalen wärmetechnischen Daten wie thermische Reaktorleistung, Durchsatz und Kühlmittelintrittstemperatur bzw. mittlerer Kühlmitteltemperatur mit einem anderen Programm eine **wärmetechnische Datenliste** für den Primärkreis zusammengestellt; damit können aber auch mit einem vereinfachten Modell für den Reaktorkern (Heißkanalmodell) - basierend auf der Erfahrung mit bereits in Betrieb befindlichen Reaktoren - **Anlagenoptimierungsrechnungen** durchgeführt werden.

Wird eine detailliertere Analyse der Kühlmittelzustände im Reaktorkern benötigt - insbesondere für den stärkstbelasteten Unterkanal (Strömungskanal zwischen 4 benachbarten Brennstäben bzw. 3 Brennstäben + 1 Steuerstab-Führungsrohr) - kommen Programme nach der **Heißkanalfaktorenmethode** zum Einsatz. Sie erlauben umfangreiche Parameter- und Einsatzstudien sowie das Absuchen des gesamten Reaktorkerns mit seinen über 50 000 Brennstabpositionen nach den hinsichtlich Filmsieden am stärksten belasteten Stellen.

Die Ergebnisse dieser Programme werden geeicht und verglichen mit den Ergebnissen der sog. **Unterkanalanalyseprogramme**, die die räumliche und zeitliche Darstellung der Kühlmittelzustände im Reaktorkern unter Einbeziehung von Gleichungen zur Berechnung von Zweiphasenströmung ermitteln. Wie bei den Heißkanalprogrammen sind jedoch auch bei Unterkanalanalyseprogrammen empirische Terme zur Berechnung der turbulenten Quervermischung einzugeben, die an Versuchsergebnisse angepaßt werden müssen.

Mit den beiden letztgenannten Programmarten können minimale DNB-Verhältnisse im Reaktorkern mit hoher Genauigkeit berechnet werden.

2.6.5.4.3 Ergebnisse der Auslegung

Externe Ausgangsdaten

Von unmittelbarer sicherheitstechnischer Bedeutung für die Sicherheit gegen Filmsieden ist das **minimale DNB-Verhältnis**. Für die BE-Einsatzplanung (vgl. Abschnitt 2.6.10) ist das im stationären Nennlastbetrieb einzuhaltende DNB-Verhältnis (DNB 0) von Bedeutung. Dieses setzt sich aus folgenden Anteilen zusammen (Abb. 2.6.5/2):

- dem minimal zulässigen DNB-Verhältnis, bei dem mit einer Wahrscheinlichkeit von 95 % und einem Vertrauensgrad von 95 % keine kritischen Siedezustände erreicht werden (DNBZUL),
- dem Vorhalt für Abweichungen vom Nennbetriebszustand und für Meßtoleranzen bei den für die Überwachung des DNB-Verhältnisses benötigten Messungen (DELFEHL),
- dem Vorhalt für Verringerung des DNB-Verhältnisses infolge des unterstellten Ausfalls aller Hauptkühlmittelpumpen (DELPUMA).

Für DNBZUL ist z. B. bei Anwendung der CHF-Tafel für Siemens-Brennelemente ein Wert von 1,18 ausreichend.

DELFEHL berücksichtigt Vorhalte für

- Regelabweichungen und Meßtoleranzen von
 - * Betriebsdruck,
 - * Kerneintrittstemperatur,
 - * der Erfassung der axialen Leistungsdichteverteilung mit der nuklearen Kerninneninstrumentierung,
 - * Massenstromdichte (nur, falls bei den Eingabedaten der in der Anlage gemessene Kühlmittel-Istdurchsatz verwendet wird)

sowie für

- die Verzugszeit bis zur Reaktorschnellabschaltung nach Ausfall aller Hauptkühlmittelpumpen.

Die genannten Vorhalte können aufgrund ihrer Unabhängigkeit voneinander statistisch addiert werden.

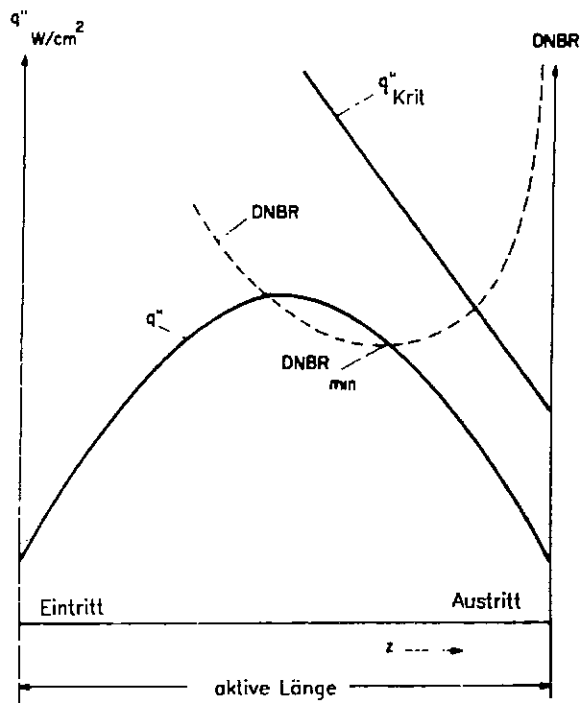
Die Ermittlung von DELPUMA für einen individuellen Betriebszyklus geht aus von axialen Leistungsdichteverteilungen, die aus der neutronenphysikalischen Kernauslegung für den betreffenden Zyklus stammen. Relevant sind hierbei Leistungsdichteverteilungen für solche Abbrandzeitpunkte, an denen ein minimaler Abstand zu DNB 0 erwartet wird, also zu Zyklusbeginn sowie ggf. zum Zeitpunkt des Gadolinium-Ausbrands. Diese Leistungsdichteverteilungen werden multiplikativ hochgestreckt, bis das Ergebnis der Pumpenausfallanalyse mit DNBZUL identisch ist. Bei der Erstauslegung wird der Auslegungswert für den Kühlmitteldurchsatz benutzt, der eine untere Schranke für den an der Anlage tatsächlich verfügbaren Istdurchsatz darstellt. Daher ist in diesem Fall kein Fehlervorhalt für Durchsatzunsicherheiten erforderlich. Nach der Inbetriebnahme der Anlage kann der gemessene Durchsatz - unter Ansatz eines Fehlervorhalts bei der Bestimmung von DELFEHL - berücksichtigt werden.

Interne Ausgangsdaten

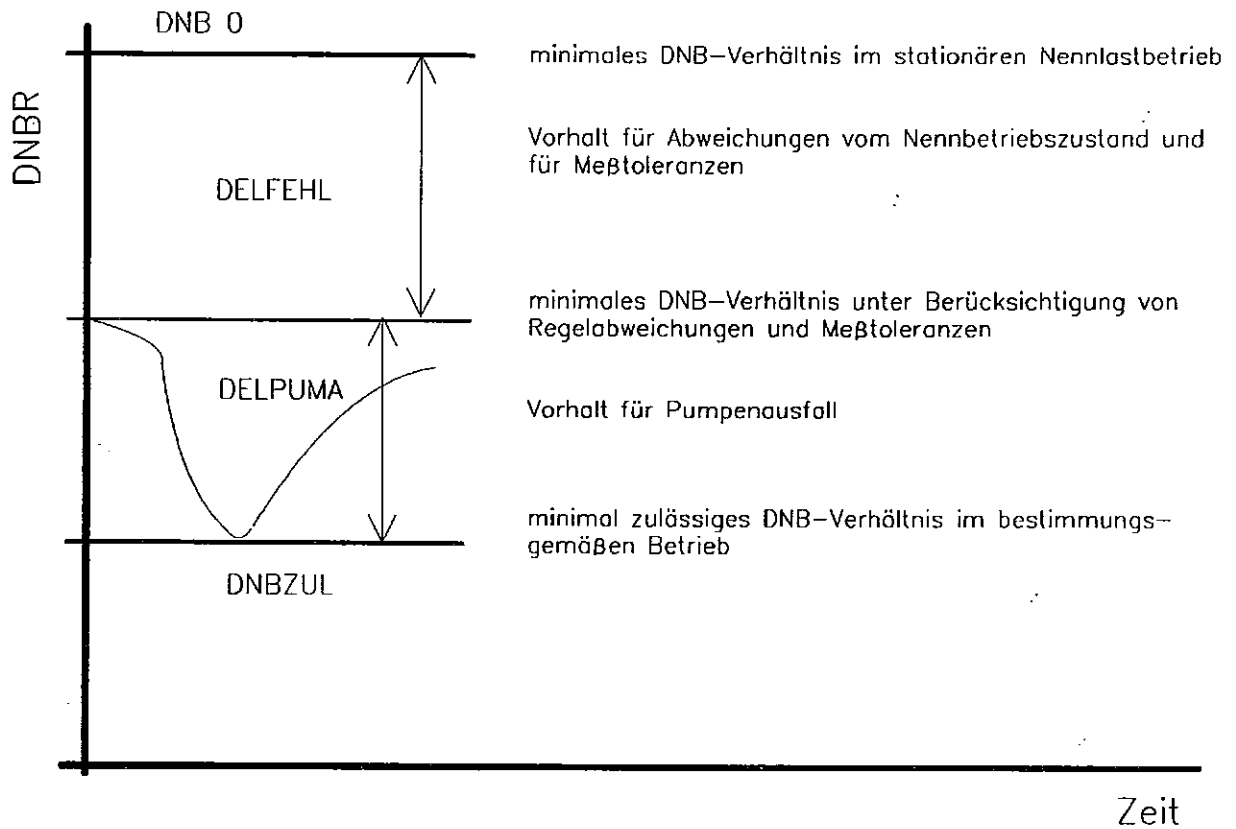
Für die Auslegung der BE-Struktur sind **Druckverluste** bzw. daraus resultierende **maximale Strömungskräfte** von Bedeutung. Damit die BE-Strukturauslegung den erfolgreichen Nachweis der Einhaltung ihrer Auslegungskriterien führen kann, dürfen die Strömungskräfte gewisse Maximalwerte nicht überschreiten.

Daten für Kernüberwachung und Zustandsbegrenzung

Ein für den Betrieb der Anlage wichtiges Ergebnis der thermohydraulischen Kernauslegung sind die **Koeffizienten** für die linearisierte DNB-Beziehung, die in der **DNB-Rechenschaltung** der Leistungsdichteverteilungsüberwachung (s. Kap. 2.14.5) realisiert ist. Diese hat die Aufgabe, im stationären Betrieb des Reaktors solche Betriebszustände auszuschließen, die bei einem unterstellten Ausfall aller Hauptkühlmittelpumpen und unter Annahme von Meß- und Kalibrierfehlern zu unzulässig kleinen DNB-Verhältnissen ($DNBR < DNBZUL$) führen würden.



Kernkraftwerk Stendal C/D	
Axialer Verlauf von lokaler Wärmestrom- dichte, kritischer Wärmestromdichte und DNB-Verhältnis im Kühlkanal (schematische Darstellung)	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.5/1	DWR 1300 08.90



Kernkraftwerk Stendal C/D	
Schema zur Berechnung des minimalen DNB-Verhältnisses im stationären Nennlastbetrieb	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.5/2	DWR 1300 08.90

2.6.6 Stabilität des Reaktorkerns

(Abb. 2.6.6/1 bis 5)

Die Stabilität des Reaktorkerns ist eine wesentliche Bedingung für den sicheren Betrieb der Anlage. Hierbei ist zwischen dem **Kurzzeitbereich** (Zeitkonstante einige Sekunden) und dem **Langzeitbereich** (Zeitkonstante einige Stunden) zu unterscheiden.

2.6.6.1 Kurzzeitstabilität

Inhärente Stabilität

Unter der inhärenten Stabilität eines Systems versteht man die Eigenschaft, daß sich der Zustand des Systems nach einer äußeren Störung allein aufgrund innerer Rückwirkungen, d.h. ohne steuernde Eingriffe von außen, in Richtung auf einen stabilen Endzustand bewegt.

Von DWR-Kernen verlangt man inhärent stabiles Verhalten im Kurzzeitbereich sowohl in Bezug auf die Leistungsdichteverteilung als auch in Bezug auf die Gesamtleistung nach Reaktivitätsstörungen. Diese Forderung erfüllen DWR-Kerne auf Grund der prompten und stets negativen Doppler-Rückwirkung der Brennstofftemperatur auf die lokale Leistungsdichte und auf die Reaktivität.

Abb. 2.6.6/1 zeigt als Beispiel das typische Übergangsverhalten eines unregulierten DWR nach einem angenommenen positiven Reaktivitätssprung.

Hydraulische Stabilität

In der Literatur wird von instabilen Zweiphasenströmungen in parallelen, geschlossenen Kanälen berichtet, die bei niedrigem Druck (< 70 bar; Dichteverhältnis Wasser/Dampf $> 20,3$) und hohem Dampfgehalt betrieben werden.

Bei Druckwasserreaktoren sind die für das Auftreten von Strömungsinstabilitäten notwendigen Bedingungen nicht vorhanden. Nur in wenigen hochbelasteten Teilen von Brennelementen ist überhaupt mit Volumensieden zu rechnen. Die mittleren Dampfgehalte in den Brennelementen erreichen bei stationärem Betrieb

maximal 1 Gew. %. Wegen des hohen Drucks von ca. 160 bar; Dichteverhältnis Wasser/Dampf ca. 5,6, entstehen nur geringe Dampfvolumina.

Aus den Erfahrungen an Siedewasserreaktoren, an DNB-Versuchen und an anderen speziell zur Erforschung von Strömungsinstabilitäten entwickelten Kreisläufen wird bestätigt, daß das Problem der hydraulischen Stabilität für Druckwasserreaktoren nicht relevant ist.

Stabilität gegen Leistungssoszillationen

Leistungssoszillationen können unter Umständen dann auftreten, wenn zwei Rückkopplungsmechanismen mit unterschiedlichen Zeitkonstanten zusammenwirken, auch dann, wenn beide negatives Vorzeichen haben.

Bei Leichtwasserreaktoren (vor allem beim Siedewasserreaktor) können diese Rolle die Brennstofftemperatur- (Doppler-) Rückwirkung und die Voidrückwirkung übernehmen, da jede Leistungserhöhung zu einem prompten Anstieg der Brennstofftemperatur führt, während der Anstieg der Kühlmitteltemperatur - und damit ggf. auch des Dampfgehalts im Kühlmittel - um die Zeitkonstante des Wärmeübergangs vom Brennstoff in das Kühlmittel (einige Sekunden) verzögert erfolgt.

Beim DWR 1300 MW ist im stationären Betrieb wegen der geringen, auf die heißesten Bereiche (etwa 1/4 BE) in der oberen Kernhälfte beschränkten Dampfvolumina der Beitrag des Dampfblasenkoeffizienten zur Reaktivitätsbilanz vernachlässigbar klein. Leistungssoszillationen infolge Void-Reaktivitätsrückwirkungen treten daher nicht auf.

2.6.6.2 Langzeitstabilität

Im Zusammenhang mit Langzeitstabilitätsbetrachtungen für den Reaktorkern spielen langsame Änderungen sowohl der **Reaktivität** als auch der **Leistungsdichte** eine Rolle.

Xenonreaktivität

Instabile Spalt- und Konversionsprodukte ändern ihre Konzentration nach Leistungsänderungen und haben daher verzögerte Reaktivitätsgänge zur Folge. Besonders wichtig ist in diesem Zusammenhang das Nuklid Xe-135, das teils als primäres Spaltprodukt, teils als Zerfallsprodukt des I-135 entsteht. Xe-135 hat einen extrem hohen Absorptionsquerschnitt für thermische Neutronen.

Die Xenonreaktivität $\Delta\rho_{Xe}$ ist von Bedeutung als Komponente der Langzeitreaktivitätsbilanz für den abgeschalteten Reaktor. Sie spielt außerdem eine Rolle für das Reaktivitätsverhalten nach dem Anfahren und bei allen Lastwechselforgängen.

Bei konstanter Reaktorleistung bildet sich ein Gleichgewichtszustand aus, in dem ebensoviel Xe-135 - hauptsächlich durch den Zerfall des Spaltprodukts I-135 - erzeugt wird, wie durch eigenen Zerfall und Neutronenabsorption abgebaut wird (Abb. 2.6.6/2). Die Gleichgewichts-Xenon-Reaktivitätswirksamkeit im Konstantlastbereich hängt nur geringfügig von der BE-Einsatzplanung ab.

Bei Lastreduktionen wird Xenon überwiegend durch den natürlichen Zerfall abgebaut (Halbwertszeit ca. 9,2 h). Xenon entsteht jedoch weiterhin durch den Zerfall (Halbwertszeit ca. 6,6 h) der noch vorhandenen I-135 Atome. Auf Grund der unterschiedlichen Halbwertszeiten bildet sich ein Maximum (Xenon-Berg) aus (Abb. 2.6.6/3).

Bei Lasterhöhung überwiegt zunächst die Umwandlung von Xe-135 durch Neutronenabsorption, bevor durch vermehrte Bildung von I-135 und dessen Zerfall die Xenonkonzentration in ein neues Gleichgewicht gelangt (Abb. 2.6.6/4).

Entsprechend dem Siemens-Regelkonzept werden langsame Reaktivitätsänderungen im Stundenbereich durch Änderung der Borkonzentration kompensiert.

Xenonschwingungen

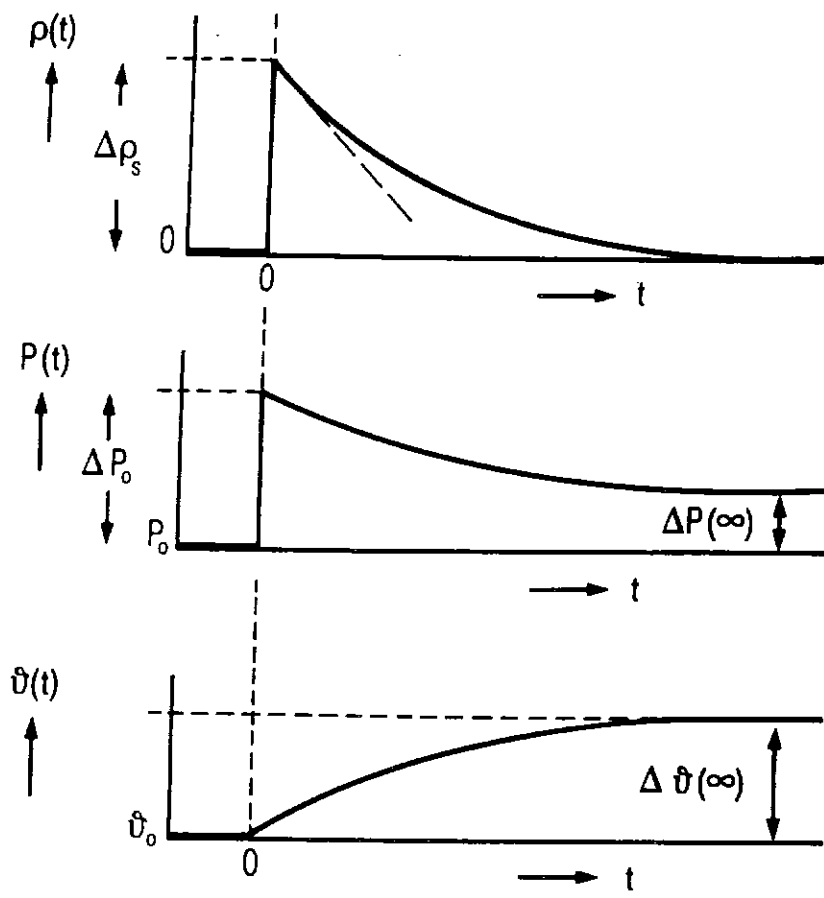
Der Neutronenfluß im Reaktor, und damit der Xenonaufbau, ist ortsabhängig. Änderungen der Leistungsdichteverteilung führen zu zeitverzögerten Umverteilungen in der lokalen Xenonkonzentration, die auf Grund der starken Absorptionswirkung des Xe-135 für thermische Neutronen eine negative Rückwirkung auf die Leistungsdichteverteilung haben.

Auf diese Weise können - je nach Art der Störung - radiale, axiale und/oder azimutale Schwingungen des Neutronenflusses und der Xenonkonzentration (sog. Xenonschwingungen) angeregt werden, deren volle Periode ca. 24 - 30 h beträgt. Azimutale Xenonschwingungen lassen sich allerdings nur durch fehlerhaftes, asymmetrisches Einfahren von Steuerelementen und anschließendes Aufrechterhalten dieser Fehlstellung über Stunden hinweg anregen.

Amplitude und Dämpfungsverhalten der Xenonschwingungen hängen ab von den Abmessungen des Reaktors, dem mittleren Neutronenfluß (Xenongleichgewichtskonzentration!) sowie von der Reaktivitätsrückwirkung der Leistungsänderung (Leistungskoeffizient).

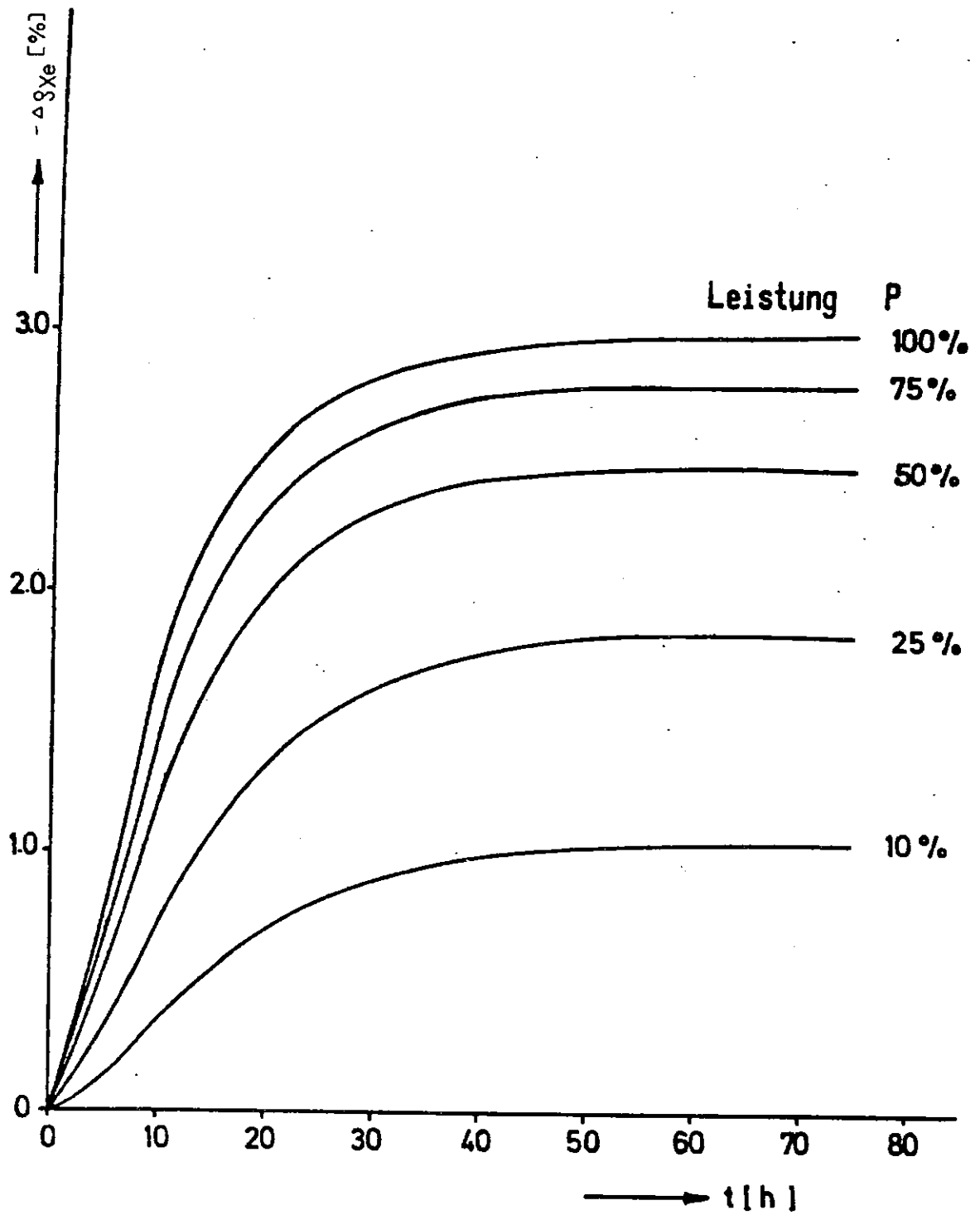
Während radiale und azimutale Xenonschwingungen im DWR 1300 MW stets stark gedämpft sind, die Leistungsdichteverteilung somit gegen solche Störungen inhärent stabiles Verhalten aufweist, sind im unregulierten DWR ab einer gewissen aktiven Kernhöhe divergente axiale Xenonschwingungen nicht auszuschließen (Abb. 2.6.6/5). Aus diesem Grund ist beim DWR 1300 MW eine axiale Leistungsverteilungsüberwachung und -regelung erforderlich.

Die Kontrolle der axialen Leistungsdichteverteilung erfolgt über die Kerninneninstrumentierung (LVD-System), die Regelung erfolgt über Steuerelementbewegungen (geringfügige Veränderung der Eintauchtiefe der L-Bank, wobei der damit verbundene Reaktivitätseffekt durch simultanes gegenläufiges Verfahren der D-Bank kompensiert wird, s. Kap. 2.14.3.2). Abb. 2.6.6/5 demonstriert die Wirksamkeit der axialen Leistungsverteilungsregelung.

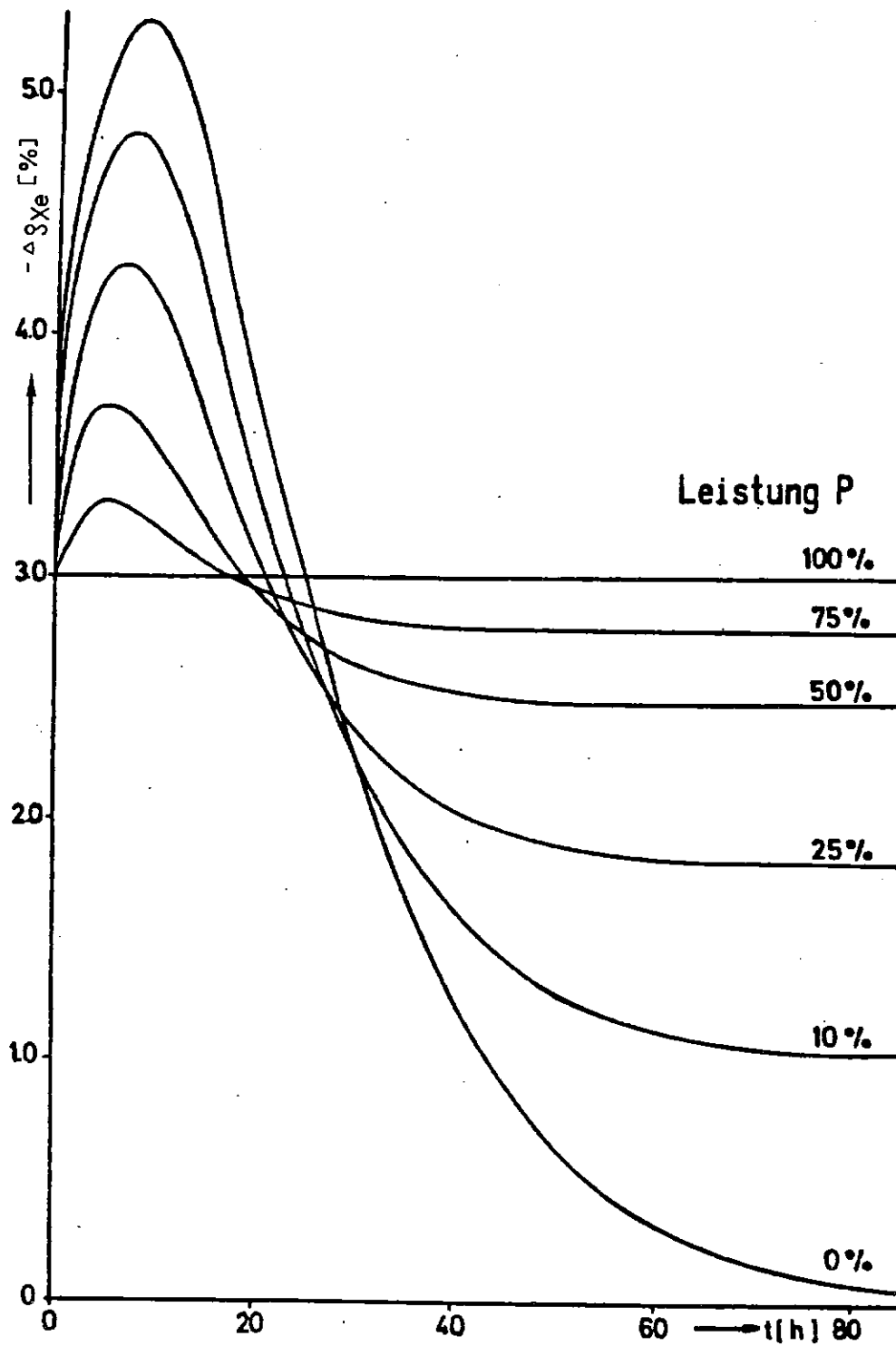


- $\Delta \rho_s$: Eingepprägter Reaktivitätssprung
- $\rho(t)$: Resultierende (eingepprägte + rückgekoppelte) Reaktivität
- $P(t)$: Reaktorleistung (Anfangswert P_0)
- $\theta(t)$: Mittlere Brennstofftemperatur (Anfangswert θ_0)

Kernkraftwerk Stendal C/D	
Antwort eines DWR auf einen positiven Reaktivitätssprung (Nähe Vollast, Kühlmitteltemperatur konstant)	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.6/1	DWR 1300 08.90



Kernkraftwerk Stendal C/D	
Zeitabhängige Xenonwirksamkeit für stationäre Lastzustände nach sprungförmigem Anfahren von Nulllast	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.6/2	DWR 1300 08.90



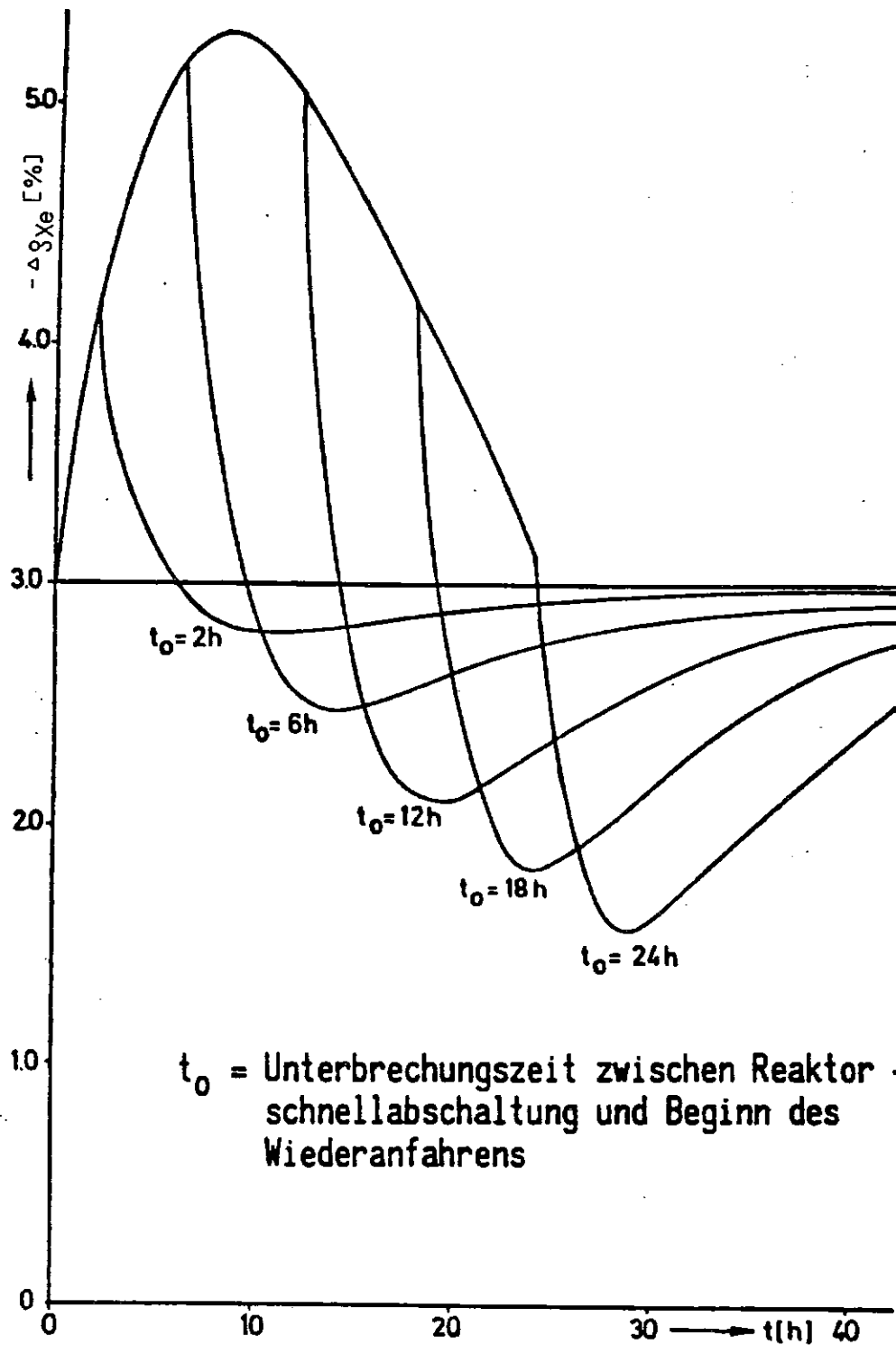
Kernkraftwerk Stendal C/D

Zeitabhängige Xenonwirksamkeit nach sprunghörmiger Laständerung von Vollast auf stationäre Lastzustände P

SIEMENS Energieerzeugung KWU

Abb.: 2.6.6/3

DWR 1300 08.90



Kernkraftwerk Stendal C/D

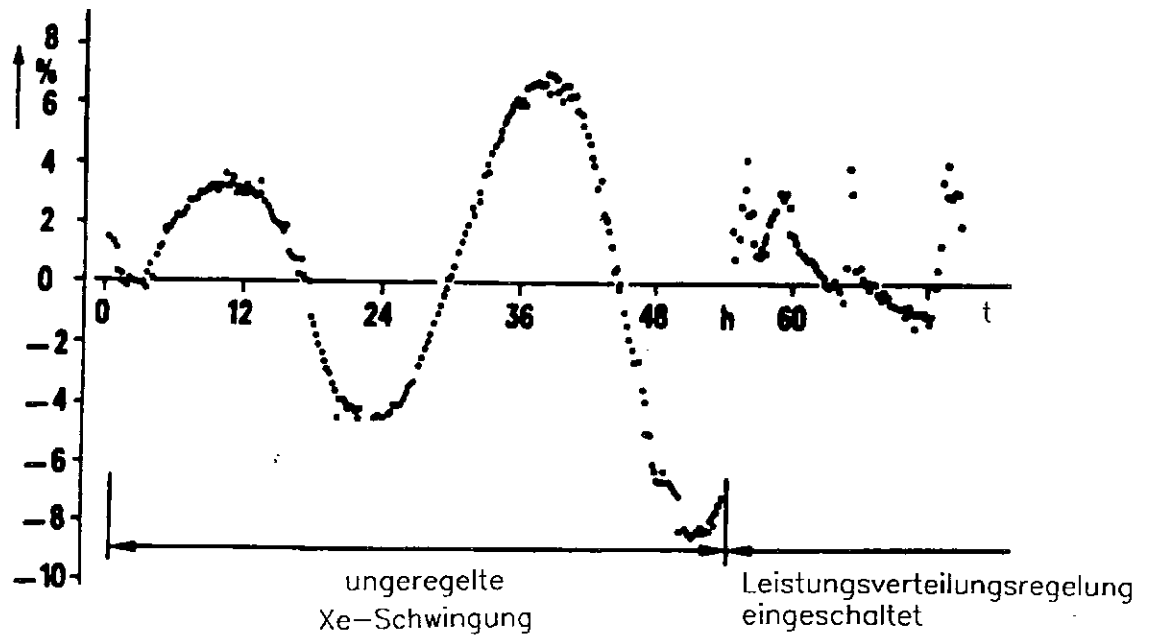
Zeitabhängige Xenonwirksamkeit nach
 Reaktorschnellabschaltung aus Vollast
 bei sprunghaftem Wiederauffahren
 auf Vollast

SIEMENS Energieerzeugung KWU

Abb.: 2.6.6/4

DWR 1300 08.90

Axiale Schiefkast



DWR 1200 MW, 1. Zyklus, Kernabbrand 7,2 MWd/kg U

Kernkraftwerk Stendal C/D

Beispiel für divergente axiale Xenon-schwingung und Wirksamkeit der nachträglich zugeschalteten axialen Leistungsverteilungsregelung

SIEMENS Energieerzeugung KWU

Abb.: 2.6.6/5

DWR 1300 08.90

2.6.7 Brennstabauslegung

2.6.7.1 Grundaufgabe

Die Grundaufgabe der mechanisch-thermischen Brennstabauslegung, die mit der neutronenphysikalischen und thermohydraulischen Kernausslegung eng verknüpft ist, ist die Berechnung des mechanisch-thermischen Verhaltens der Brennstäbe als Funktion der Leistungsdichte, des Abbrands und des thermodynamischen Kühlmittelzustands.

2.6.7.2 Sicherheitstechnische Anforderungen

Die Brennstäbe sind so auszulegen, daß sie im bestimmungsgemäßen Betrieb den **mechanischen und thermischen Belastungen** bis zum maximal erwarteten Abbrand **sicher gewachsen** sind.

Von der Brennstabauslegung sind die **Brennstabdaten für den Ausgangszustand vor Störfalleintritt** zur Eingabe in die Notkühlanalyse bereitzustellen. Die Randbedingungen bei der Berechnung dieser Brennstabdaten sind so zu wählen, daß ein **hinreichend konservativer Datensatz** erzeugt wird.

2.6.7.3 Auslegungskriterien

Von unmittelbarer sicherheitstechnischer Bedeutung sind die Auslegungskriterien, die sich auf die Forderung nach **Brennstabintegrität im bestimmungsgemäßen Betrieb** beziehen. Zur Erfüllung dieser Forderung werden folgende Auslegungskriterien zugrunde gelegt:

- Die maximale Brennstoffzentraltemperatur muß kleiner sein als die Schmelztemperatur des Brennstoffs. Durch dieses Kriterium wird zentrales Aufschmelzen des Brennstoffs ausgeschlossen. Es ist konservativ, da in Bestrahlungsversuchen wiederholt nachgewiesen wurde, daß Brennstäbe auch mit geschmolzenem Brennstoff in der Mitte des Stabes über längere Zeiträume ohne Beschädigungen der Hüllrohre betrieben werden können.

- Der maximale Endinnendruck des Brennstabes soll keine Vergrößerung des Spaltes zwischen Brennstoff und Hüllrohr bewirken, d. h., die Zunahme des Hüllrohrdurchmessers infolge des Innendrucks soll kleiner sein als die Zunahme des Tablettendurchmessers infolge des Brennstoffschwellens. Die maximal zulässige Hüllrohrdurchmesserzunahme ist durch das Kriterium bezüglich plastischer Vergleichsdehnung (s. u.) begrenzt.
- Die tangentielle Gesamtdehnung (gebildet aus elastischer und plastischer Dehnung) aufgrund schneller Leistungserhöhung darf einen Wert von 1 % nicht überschreiten.
- Die plastische Vergleichsdehnung im Zugbereich (gebildet aus axialer und tangentialer Dehnung) aufgrund der Langzeitwechselwirkung durch Brennstoffschwellen darf einen Wert von 2,5 % nicht überschreiten. Dieser Wert liegt weit unterhalb der Schadensgrenze, die - wegen der sehr hohen Kriechverformbarkeit von Zircaloy unter Bestrahlung - weit höher liegt (bis zu Dehnungen von 10 % konnte bei Hüllrohren weder eine Lokalisierung der Verformung noch ein Defekt beobachtet werden).
- Eine unzulässige Korrosionsschichtdicke an der Hüllrohraußenoberfläche ist zu vermeiden.
- Die Wasserstoffaufnahme im Hüllrohr ist auf einen Wert zu begrenzen, bei dem keine unzulässige Hüllrohrversprödung auftritt.
- Der Auslegungsdruck des Brennstabes muß kleiner sein als der kritische elastische Beuldruck.
- Der Auslegungsdruck des Brennstabes muß kleiner sein als der kritische Druck für plastische Verformung.
- Die Spannungen im Hüllrohr müssen unter den Auslegungsgrenzen bleiben.
- Die Wechsellastspannungen infolge dynamischer Beanspruchung müssen unter der Dauerfestigkeitsgrenze bleiben.

Indirekte, d.h. aus sicherheitstechnischen Anforderungen nachgeschalteter Analysenbereiche resultierende, Einschränkungen von Parameterbereichen (vgl. hierzu Abschnitt 2.6.10) ergeben sich hinsichtlich der Größen

- Brennstabinnendruck sowie
- Wärmedurchgangszahl im Spalt zwischen Brennstoff und Hüllrohr.

2.6.7.4 Nachweisführung

(Abb. 2.6.7/1)

Der folgende Abschnitt beschreibt die Nachweisführung der Brennstabauslegung hinsichtlich relevanter Eingangsparameter und Rechenverfahren und stellt wesentliche Auslegungsergebnisse vor.

2.6.7.4.1 Eingangsparemeter für Auslegung

In die Analysen zur Brennstabauslegung gehen zahlreiche Eingangsparameter und Randbedingungen ein. Diese sind zum Teil unveränderlich, teilweise spezifisch für den jeweiligen Brennstabtyp sowie teilweise von den Betriebsbedingungen des Brennstabes abhängig.

Zu den unveränderlichen Eingangsgrößen gehören vor allem **Materialeigenschaften** wie

- theoretische Dichten (Brennstoff, Hüllrohr),
- Wärmeleitfähigkeiten (Brennstoff, Hüllrohr, Gase),
- Wärmekapazitäten (Brennstoff, Hüllrohr),
- Schmelztemperaturen (Brennstoff, Hüllrohr),
- Emissionsvermögen für Strahlungsenergie (Brennstoff, Hüllrohr),
- lineare Wärmedehnungen (Brennstoff, Hüllrohr),
- Elastizitätsmodule (Brennstoff, Hüllrohr),
- Querkontraktionszahlen (Brennstoff, Hüllrohr),

darüber hinaus **Effekte der Kernspaltung**

- Energiefreisetzung pro Spaltung,

- Spaltprodukterzeugung pro Spaltung.

Die beiden letztgenannten Größen sind ein Maß für die kumulierte Spaltgasfreisetzung durch den Brennstoffabbrand.

Spezifisch für den jeweiligen Brennstabtyp sind **konstruktive Vorgaben** wie

- Abmessungen von Brennstab, Hüllrohr und Brennstofftabletten,
- Materialien von Brennstoff und Hüllrohr,
- Dichte der Brennstofftabletten,
- Helium-Vorinnendruck,
- Spaltgasraumgröße;

ferner

- Toleranzen,
- Einfüllspiel der Brennstofftabletten.

Als **thermohydraulische Randbedingungen** - die sich im allgemeinen nicht von Zyklus zu Zyklus ändern (vgl. Abschnitt 2.6.4.1) - gehen in die Analysen die Kühlmittelvariablen

- Druck,
- Eintrittstemperatur,
- Massenstromdichte

sowie die

- Wärmeübergangszahl Hüllrohr/Kühlmittel

ein.

Abhängig von der **neutronenphysikalischen Auslegung**, und damit im Prinzip zyklusabhängig, sind die Eingangsparameter

- lineare Stabileistung (für die Heißkanalanalyse benutzt, s. Abschnitt 2.6.7.4.2) bzw.

- Leistungsgeschichte des Brennstabes (lineare Stabileistung als Funktion des Abbrandes, in der Analyse des Langzeitverhaltens benutzt, s. Abschnitt 2.6.7.4.2).

Für die lineare Stabileistung wird ein konservativ hoher, abdeckender Wert benutzt. Die Einhaltung dieses von der Brennstabauslegung vorgegebenen Maximalwertes wird durch Begrenzungseinrichtungen gewährleistet (s. Kap. 2.14.5).

Bei den Leistungsgeschichten werden im Regelfall die

- Brennstäbe mit maximalen Abbrand sowie die
- Brennstäbe mit maximalem positiven Leistungssprung nach dem Umsetzen

berücksichtigt.

2.6.7.4.2 Rechenverfahren

Wie schon aus der großen Anzahl der Auslegungskriterien ersichtlich, ist der Brennstab im bestimmungsgemäßen Betrieb einer Reihe von Belastungen unterworfen. Diese Belastungen rühren von einer Vielzahl **physikalischer Effekte** her, die teilweise **gleichzeitig** und **voneinander abhängig** wirken. Dazu gehören neben anderen die Effekte:

- Nachverdichtung des Brennstoffs (hervorgerufen durch die Bestrahlung im Reaktorbetrieb),
- Brennstoffschwellen (hervorgerufen durch die Bildung hochenergetischer Spaltprodukte und deren Abbremsung und Einlagerung im Brennstoffgitter),
- radiale Verlagerung von Tablettenbruchstücken (hervorgerufen durch das Zusammenspiel von Wärmedehnung und Verkrümmung durch Temperaturgradienten),
- Spaltgasfreisetzung (hervorgerufen durch die bei der Kernspaltung entstehenden gasförmigen Spaltprodukte),

- Aufkriechen des Hüllrohrs auf den Brennstoff (hervorgerufen durch die Druckdifferenz zwischen Kühlmitteldruck und Brennstabinnendruck) sowie die anschließende
- Hüllrohrdehnung (hervorgerufen durch Brennstoffschwellen bzw. bei schnellen Leistungsänderungen durch die Wärmedehnung des Brennstoffs).

Die Nachweise zur Einhaltung der Auslegungskriterien werden mit verschiedenen Rechenprogrammen durchgeführt. Bei den Analysen sind **Toleranzen** von Eingabeparametern und **Modellunsicherheiten** bei der Beschreibung der physikalischen Effekte zu berücksichtigen.

Dies geschieht durch Verwendung eines Datensatzes, bei dem alle relevanten Eingabedaten und Modellannahmen in Form maximaler oder minimaler Werte bzw. Effekte so miteinander kombiniert werden, daß für den jeweils interessierenden Ausgangsparameter ein konservativ abdeckendes Ergebnis erzielt wird (sog. **konservativ deterministische Analyse**). Da es keinen global einhüllenden Datensatz gibt, der bezüglich aller Ausgangsparameter gleichzeitig konservative Ergebnisse liefert, sind hierbei für die Berechnung unterschiedlicher Ausgangsparameter unterschiedliche Datensätze zu verwenden.

Die Nachweisführung der Brennstabauslegung läßt sich in mehrere Teilaufgaben zerlegen:

- Heißkanalanalyse,
- Analyse des Langzeitverhaltens der Brennstäbe,
- Spannungsanalyse.

Heißkanalanalyse

In der Heißkanalanalyse wird die radiale Temperaturverteilung innerhalb des Brennstabs berechnet (**Temperaturanalyse**). Hierbei wird die im bestimmungsgemäßen Betrieb maximal mögliche lineare Stableistung zugrundegelegt. Ergebnis der Temperaturanalyse ist die maximale Brennstoffzentraltemperatur.

Darüberhinaus wird die mechanische Wechselwirkung Brennstoff-Hüllrohr bei schnellen Leistungserhöhungen untersucht (**Wechselwirkungsanalyse**). Ergebnis

der Wechselwirkungsanalyse ist die transiente tangentiale Hüllrohrdehnung (elastische und plastische Dehnung).

Schnelle Leistungsrampen können im Prinzip auch zu einer chemisch-mechanischen Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hüllrohr führen (sog. PCI/SCC). Beim DWR 1300 MW werden derartige Leistungsrampen - und damit Brennstabschäden durch PCI/SCC - ausgeschlossen durch das Reaktorregelungskonzept (im wesentlichen SE-freie Fahrweise mit regelmäßiger Änderung der SE-Fahrfolge), die Begrenzung der Leistungsrampen durch die Reaktorleistungsbegrenzung und die Betriebsvorschriften insbesondere nach einem BE-Wechsel.

In der Heißkanalanalyse werden konservativ niedrige Werte für die Brennstoffdichte verwendet. Grundlage der Berechnung sind die in Abb. 2.6.7/1 dargestellten Wärmeleitfähigkeiten für 95 % dichtes UO_2 bzw. $\text{UO}_2/\text{Gd}_2\text{O}_3$, die entsprechend der jeweiligen Brennstoffdichte mit einem Korrekturfaktor versehen werden. Die Wärmeleitfähigkeit von UO_2/PuO_2 unterscheidet sich bei den kleinen Pu-Konzentrationen, wie sie bei thermischer Rezyklierung auftreten, praktisch nicht von der des reinen UO_2 .

Die Berechnung des Temperatursprungs über den Spalt zwischen Brennstoff und Hüllrohr erfolgt mit Hilfe eines Modells, das die Abhängigkeit des Wärmedurchgangskoeffizienten von der Spaltbreite, der Wärmeleitfähigkeit des Gases im Spalt und der Oberflächenrauigkeit erfaßt.

Analyse des Langzeitverhaltens der Brennstäbe

Im Rahmen der Analyse des Langzeitverhaltens der Brennstäbe werden unter Zugrundelegung der zeitlich und örtlich veränderlichen Leistungsgeschichte des jeweiligen Brennstabs die mechanische Langzeitwechselwirkung Brennstoff-Hüllrohr, die Spaltgasfreisetzung, der Brennstabinnendruck, die Korrosion an der Hüllrohräußenoberfläche, die Wasserstoffaufnahme sowie das axiale Wachstum des Hüllrohrs berechnet.

Die **mechanische Langzeitwechselwirkung Brennstoff-Hüllrohr** steht unter dem Einfluß des Zusammenspiels von Druckdifferenzen, Wärmedehnungen und Brennstoffschwellen.

Das Einfüllspiel zwischen Brennstoff und Hülle wird so bemessen, daß sich zu Beginn der Einsatzzeit bei Nennleistung des Reaktors unter Berücksichtigung der elastischen Stauchung der Hülle durch den Kühlmitteldruck und der unterschiedlichen Wärmedehnung von Hülle und Brennstoff noch ein Betriebsspiel ergibt.

Das Hüllrohr steht infolge der Differenz zwischen dem Kühlmitteldruck und dem Innendruck des Brennstabs unter Druckspannung und kriecht langsam auf den Brennstoff auf. Nach dem Aufliegen der Hülle auf dem Brennstoff wird die Hülle durch das Brennstoffschwellen langsam gedehnt, wobei das Hüllrohr bei hohem Abbrand bis über die Ausgangslage hinaus gedehnt werden kann.

Die tangentiale Verformung der Hülle setzt sich damit aus einer Kriechstauchung und einem anschließenden Kriechen unter Zugspannung zusammen. Zu der tangentialen Dehnung des Hüllrohrs addiert sich eine axiale Dehnung, da angenommen wird, daß die Hülle nach dem Anliegen der Tabletten an dem Hüllrohr (Spannungsumkehr) durch das Schwellen und die Wärmedehnung auch axial gedehnt wird.

Aus den plastischen Dehnungen in axialer und tangentialer Richtung wird die plastische Vergleichsdehnung ermittelt.

Die **Spaltgasfreisetzung** wird mit einem Modell berechnet, das die physikalischen Details der Freisetzung berücksichtigt und das durch den Vergleich mit Spaltgasmessungen an einer großen Anzahl von Normal- und Versuchsbrennstäben kalibriert wurde. Die Zunahme des **Brennstabinnendrucks** als Funktion des Abbrands wird im wesentlichen durch die Spaltgasfreisetzung hervorgerufen.

Die **Hüllrohraußenkorrosion** resultiert aus der chemischen Reaktion von Zirkon mit Wasser unter Bildung von Zirkondioxid und Wasserstoff, der teilweise im Hüllrohr absorbiert wird. Die Korrosionsraten werden mit einem detaillierten Modell berechnet, das durch Vergleich mit Meßergebnissen kalibriert wurde.

Die **Wasserstoffaufnahme** im Hüllrohr wird mittels einer empirischen Korrelation aus der berechneten Oxidschichtdicke bestimmt.

Das strahlungsinduzierte **axiale Wachstum des Hüllrohrs** reduziert die plastische Dehnung in axialer Richtung nach dem Aufkriechen des Hüllrohrs auf den Brenn-

stoff. Dieser Effekt wird bei der Analyse der Langzeitwechselwirkung Brennstoff-Hüllrohr berücksichtigt.

Spannungsanalyse

Es wird gezeigt, daß im Hüllrohr weder **elastisches Beulen** noch eine **sofortige plastische Verformung** eintritt. In der Spannungsanalyse werden **stationäre Spannungen** und **Wechselspannungen infolge dynamischer Beanspruchung** untersucht.

Stationäre Vergleichsspannungen im Hüllrohr und in der Schweißnaht werden für verschiedene Spannungskategorien berechnet, und es wird nachgewiesen, daß die Vergleichsspannungen in den einzelnen Spannungskategorien unter den jeweiligen Auslegungsgrenzen des Hüllrohrs bleiben.

Für die Betrachtung der dynamischen Beanspruchung der Brennstäbe werden die Biegespannungen der durch die Strömungskräfte angeregten Biegeschwingungen berücksichtigt, und es wird nachgewiesen, daß die Spannungsamplitude der Biegeschwingungen unter der Dauerfestigkeitsgrenze bleibt.

Untersucht werden die Spannungen am Anfang der Einsatzzeit, wo das Hüllrohr der maximalen Druckdifferenz zwischen dem Kühlmitteldruck und dem Gasinnendruck ausgesetzt ist. Es werden zwei Fälle betrachtet:

- Brennstab im Heißkanal (höchste Hüllrohrtemperatur),
- Reaktor bei Nulllast, heiß (größte Druckdifferenz).

2.6.7.4.3 Ergebnisse der Auslegung

Externe Ausgangsdaten

Von unmittelbarer sicherheitstechnischer Bedeutung sind alle Ausgangsdaten, die sich auf die mit der Forderung nach Brennstabintegrität im bestimmungsgemäßen Betrieb korrelierten Auslegungskriterien beziehen.

Aus der **Heißkanalanalyse** resultieren die beiden sicherheitstechnischen Kenngrößen

- maximale Brennstoffzentraltemperatur,
- tangentielle Gesamtdehnung des Hüllrohrs aufgrund schneller Leistungserhöhung.

Die **Analyse des Langzeitverhaltens der Brennstäbe** liefert sicherheitsrelevante Ergebnisse hinsichtlich der Parameter

- plastische Vergleichsdehnung aufgrund von mechanischer Langzeitwechselwirkung zwischen Brennstoff und Hüllrohr am Ende der Einsatzzeit,
- Brennstabinnendruck in Abhängigkeit von der Einsatzzeit,
- umfangsgemittelte Korrosionsschichtdicke an der Hüllrohraußenoberfläche in Abhängigkeit von der Einsatzzeit und der axialen Position,
- Wasserstoffkonzentration im Hüllrohr (über die Wanddicke gemittelt) in Abhängigkeit von der Einsatzzeit und der axialen Position.

Aus der **Spannungsanalyse** resultieren - jeweils für den Heißkanal und für Nulllast, heiß - die sicherheitstechnischen Kenngrößen

- Vergleichsspannungen für die verschiedenen Spannungskategorien,
- Biegewechselspannungen,

darüberhinaus die Grenzwerte

- kritischer elastischer Beuldruck,
- kritischer Druck für plastische Verformung.

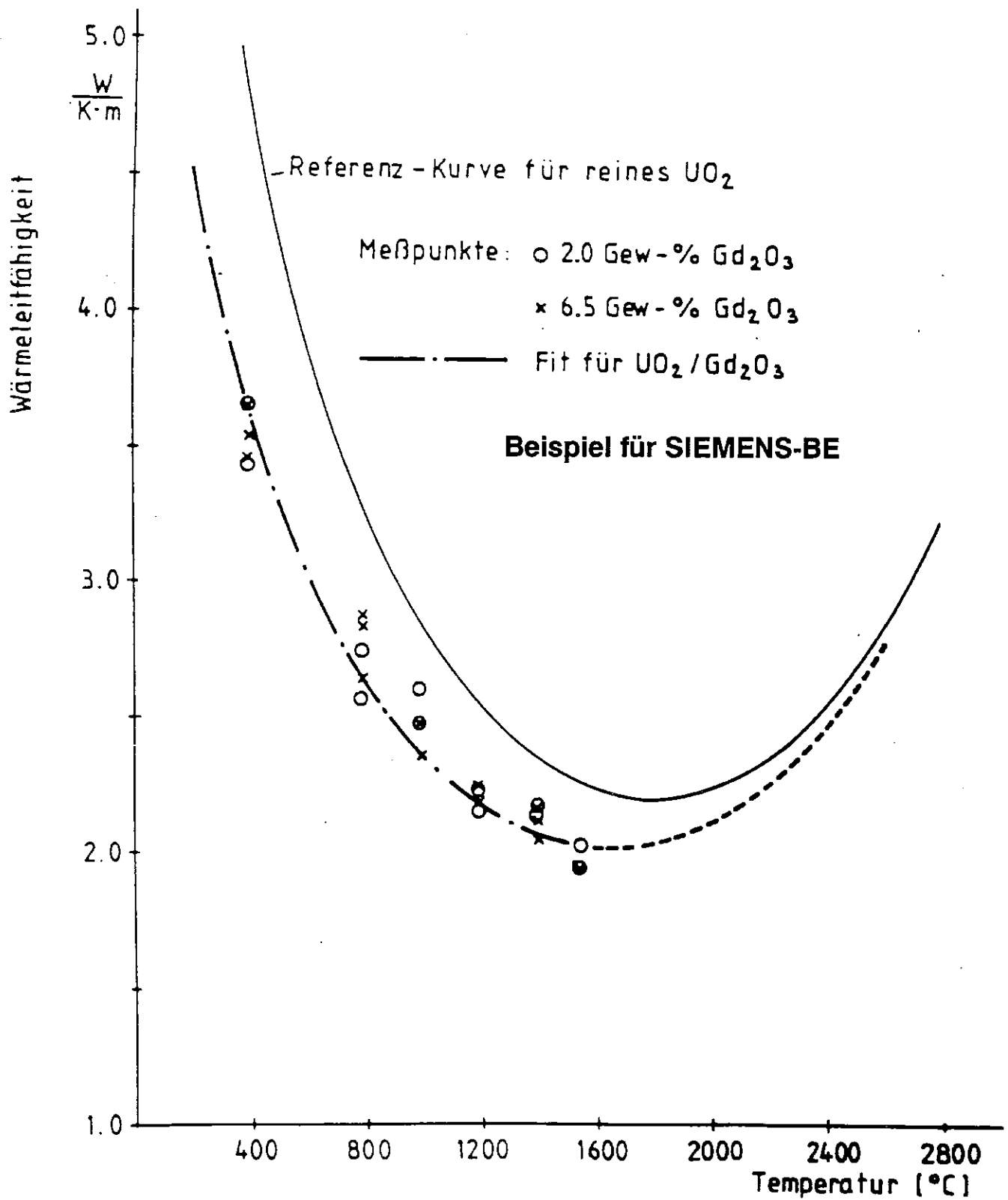
Interne Ausgangsdaten

Für die Notkühlanalyse sind der **Brennstabinnendruck** sowie die **Wärmedurchgangszahl im Spalt zwischen Brennstoff und Hüllrohr** von Bedeutung. Diese Daten werden zur Charakterisierung des Ausgangszustands vor Störfalleintritt benötigt.

Der Brennstabinnendruck hängt im wesentlichen ab von der linearen Stableistung und dem Brennstababbrand (der proportional zum Integral über die Leistungsgeschichte ist). Wird im Verlauf des Kühlmittelverluststörfalls der Brennstabinnendruck größer als der Druck im Reaktordruckbehälter, so kann - bei hinreichend hohen Hüllrohrtemperaturen - die Hülle plastische Dehnungen erfahren. Ein hoher Brennstabinnendruck zu Störfalleintritt begünstigt tendenziell das Auftreten solcher plastischer Hüllrohrdehnungen.

Die Wärmedurchgangszahl im Spalt hängt ebenfalls im wesentlichen von der linearen Stableistung und dem Brennstababbrand ab. Je niedriger bei vorgegebener linearer Stableistung die Wärmedurchgangszahl ist, desto höher ist die Brennstofftemperatur und damit die im Brennstoff gespeicherte Energie zu Störfallbeginn.

Damit die Notkühlanalyse den erfolgreichen Nachweis der Einhaltung ihrer gültigen sicherheitstechnischen Anforderungen erbringen kann, dürfen somit der Brennstabinnendruck nicht zu groß und die Wärmedurchgangszahl nicht zu klein sein.



Kernkraftwerk Stendal C/D	
Wärmeleitfähigkeit von UO_2 , UO_2/Gd_2O_3 als Funktion der Temperatur	
SIEMENS Energieerzeugung KWU	
Abb.: 2.6.7/1	DWR 1300 08.90

2.6.8 Brennelementstrukturauslegung

2.6.8.1 Grundaufgabe

Die Grundaufgabe der BE-Strukturauslegung ist die Berechnung des mechanisch-thermischen Verhaltens der BE-Struktur unter den aufgeprägten Belastungen, die durch das Brennelement selbst wie durch die angrenzenden Bauteile erzeugt werden.

2.6.8.2 Sicherheitstechnische Anforderungen

Die BE-Struktur ist so auszulegen, daß sie im bestimmungsgemäßen Betrieb den **mechanischen und thermischen Belastungen** bis zum Ende der BE-Einsatzzeit **sicher gewachsen** ist.

Bei Störfällen muß eine **nachkühlfähige Geometrie der BE** erhalten bleiben. Die **Abschaltbarkeit des Reaktors** darf nicht unzulässig beeinträchtigt werden, d.h. die BE müssen den Einfall der Steuerelemente ermöglichen.

2.6.8.3 Auslegungskriterien

Die sicherheitstechnische Anforderung bezüglich **Integrität der BE-Struktur im bestimmungsgemäßen Betrieb** führt zu einer Reihe von Auslegungskriterien, die alle von unmittelbarer sicherheitstechnischer Bedeutung sind:

- Die Abstandhalterfederkraft muß bei Betriebstemperatur während der gesamten Einsatzzeit so groß sein, daß die durch die Kühlmittelströmung angeregten Schwingungen der Brennstäbe nicht zu einer unzulässigen Reibkorrosion führen.
- Die maximale Abstandhalterfederkraft ist so zu begrenzen, daß die axiale Druckbelastung der Brennstäbe durch die Reibungskräfte zwischen Brennstäben und Abstandhaltern sicher unterhalb der Eulerschen Knickkraft bleibt.

- Die Brennelemente dürfen durch die Strömungskräfte nicht vom unteren Rost abgehoben werden.
- Die Spannungen in Führungsrohren und sonstigen Strukturteilen müssen unter den jeweiligen Elastizitätsgrenzen der unbestrahlten Werkstoffe bleiben.
- Die axialen Druckspannungen in den Führungsrohren sind so zu begrenzen, daß eine ausreichende Sicherheit gegen Knicken der Führungsrohre gewährleistet ist.
- Der durch Wechselbeanspruchungen hervorgerufene kumulative Ausnutzungsfaktor muß kleiner als 1 sein, d.h. Ermüdungsbrüche sind auszuschließen.
- Die Wasserstoffaufnahme in den Strukturteilen aus Zircaloy ist auf einen Wert zu begrenzen, bei dem keine unzulässige Materialversprödung auftritt.
- Der axiale Freiraum der Brennstäbe (Summe der axialen Spalte zwischen den Brennstabenden und den beiden BE-Endstücken) muß bis zum Ende der Einsatzzeit größer als Null sein.

Aus den beiden Forderungen nach **Erhaltung einer nachkühlfähigen Geometrie** und **Gewährleistung der Abschaltbarkeit** bei Störfällen leiten sich zwei weitere unmittelbar sicherheitsrelevante Auslegungskriterien ab:

- Die axialen Druckspannungen in den Führungsrohren sind auch unter Störfallrandbedingungen so zu begrenzen, daß eine ausreichende Sicherheit gegen Knicken der Führungsrohre gewährleistet ist.
- Die bleibende Verformung der Abstandhalter ist so zu begrenzen, daß ein sicheres Einfahren der Steuerelemente stets gewährleistet ist.

Die beiden letztgenannten Auslegungskriterien gelten in gleicher Weise für die Belastungen aus **Kühlmittelverluststörfall** oder **Einwirkung von außen**.

2.6.8.4 Nachweisführung

Der folgende Abschnitt beschreibt die Nachweisführung der BE-Strukturauslegung hinsichtlich relevanter Eingangsparameter und Rechenverfahren und stellt wesentliche Auslegungsergebnisse vor.

2.6.8.4.1 Eingangsparmeter für Auslegung

In die Analysen zur BE-Strukturauslegung gehen zahlreiche Eingangsparameter und Randbedingungen ein. Diese sind zum Teil unveränderlich, teilweise spezifisch für den jeweiligen Brennelementtyp.

Zu den unveränderlichen Eingangsgrößen gehören vor allem **Materialeigenschaften** der verschiedenen Werkstoffe wie

- Wärmeausdehnungskoeffizienten,
- Elastizitätsmodule.

Unveränderliche, konservativ abdeckende Werte werden auch verwendet für die **neutronenphysikalischen bzw. thermohydraulischen Eingangsgrößen**

- Neutronenfluenz (Integral des schnellen Neutronenflusses über die Einsatzzeit),
- Betriebstemperaturen der BE-Komponenten.

Spezifisch für den jeweiligen BE-Typ sind **konstruktive Vorgaben** wie

- Abmessungen (einschließlich Toleranzen),
- Materialien,
- Massen,
- spezifizierte Festigkeitswerte

der verschiedenen BE-Komponenten, ferner

- Anzahl von Abstandhaltern und Niederhaltefedern,
- Abstandhalterfederkraft bei Raumtemperatur im Fertigungszustand,
- Anziehdrehmomente von Schraubverbindungen.

Als **interner Ausgangsparameter der Thermohydraulik** geht in die BE-Strukturanalyse die

- maximale Strömungskraft auf ein BE im Normalbetrieb (einschließlich ungleichförmiger Anströmung)

ein.

Für die Analyse des Verhaltens der BE-Struktur unter Störfallbedingungen werden **zeitabhängige Anregungsfunktionen** benötigt, nämlich

- hydrodynamische Belastungen von RDB-Einbauten (Kühlmittelverluststörfall) bzw.
- Translations- und Rotations-Beschleunigungen von Gitterplatte und unterem Rost (Einwirkung von außen).

2.6.8.4.2 Rechenverfahren

Die Aufgaben der BE-Strukturauslegung lassen sich aufteilen in die Auslegung für den bestimmungsgemäßen Betrieb und die Auslegung für Störfälle.

Auslegung für den bestimmungsgemäßen Betrieb

Wie schon aus der großen Anzahl der Auslegungskriterien ersichtlich, ist der BE-Struktur im bestimmungsgemäßen Betrieb einer Reihe von Belastungen unterworfen. Diese Belastungen rühren von einer Vielzahl **physikalischer Effekte** her, die teilweise **gleichzeitig** und **voneinander abhängig** wirken. Der Nachweis, daß die Auslegungskriterien eingehalten werden, erfordert daher den Einsatz von Rechenprogrammen, teilweise auf der Basis von Finite-Elemente-Methoden.

Im Reaktorbetrieb werden die Brennstäbe durch die Kühlmittelströmung zu Schwingungen angeregt. Durch die Auslegung der Abstandhalterfedern, die die Brennstäbe gegen die Abstandhalterknöpfe drücken, wird sichergestellt, daß auch bei Zusammentreffen ungünstigster Toleranzen die **Federkraft** ausreicht, um unzulässige Reibkorrosion der Brennstäbe bis zum Ende der Einsatzdauer des Brennelements zu vermeiden.

Während des Normalbetriebs wirken auf das Brennelement in vertikaler Richtung das Eigengewicht und die Niederhalte­kraft nach unten, die hydraulischen Kräfte des Kühlmittels nach oben. Die **Niederhaltefedern** werden so ausgelegt, daß die Brennelemente durch die hydraulischen Kräfte nicht vom unteren Rost abgehoben werden können. Dabei werden die ungünstigsten Toleranzen (maximaler Spalt zwischen BE-Kopf und Gitterplatte, minimale Federkraft) sowie lokale Kühlmittelgeschwindigkeitsüberhöhungen (maximale hydraulische Kräfte) berücksichtigt. Da die Größe des Spaltes zwischen BE-Kopf und oberer Gitterplatte infolge des strahlungsinduzierten Wachstums der Zircaloy-Führungsrohre im Laufe der Einsatzzeit abnimmt, wird der Nachweis ausreichender Niederhalte­kraft für den Beginn der Einsatzzeit erbracht.

Im bestimmungsgemäßen Betrieb werden die **Führungsrohre** durch das Brennelementgewicht, die hydraulischen Kräfte und durch die durch Differenzdehnungen zwischen Führungsrohren und Brennstäben hervorgerufenen Reibungskräfte zwischen Brennstäben und Abstandhaltern **axial beansprucht**. Ferner wirkt bei einer Schnellabschaltung auf die Brennelemente, die sich auf Steuerelementpositionen befinden, die stoßartige Belastung der mit einer Feder auf den Brennelementkopf aufsetzenden Steuerelemente. Die Reibungskräfte sind durch das Durchrutschen der Brennstäbe durch die Abstandhalter begrenzt. Da diese Reibungskräfte im Verlauf der Einsatzdauer abnehmen, wird die **Spannungsanalyse** für den Beginn der Einsatzzeit durchgeführt. Bei der Spannungsanalyse werden zusätzlich zu den oben erwähnten axialen Beanspruchungen auch Biegebeanspruchungen durch statische BE-Durchbiegungen und BE-Schwingungen berücksichtigt.

Beim **Wechselfestigkeitsnachweis** werden Belastungszyklen durch BE-Schwingungen und durch das An- und Abfahren des Reaktors betrachtet.

Die **Wasserstoffaufnahme** in den Zircaloy-Strukturteilen wird - analog zum Vorgehen der Brennstabauslegung (vgl. Abschnitt 2.6.7.4.2) - mittels einer empirischen Korrelation aus der berechneten Oxidschichtdicke bestimmt. Hierbei wird konservativerweise von einer maximalen, über die Einsatzzeit konstanten Kühlmitteltemperatur sowie von einer minimalen Wanddicke ausgegangen.

Der **axiale Freiraum der Brennstäbe** wird unter Berücksichtigung des unterschiedlichen Längenwachstums von Führungsrohren und Hüllrohren über die Einsatzzeit bestimmt.

Auslegung für Störfälle

Störfälle führen zu **gekoppelten Schwingungen** von Brennelementen und Reaktordruckbehältereinbauten. Dies ist im allgemeinen ein **nichtlinearer dynamischer Vorgang**, daher erfolgt die Berechnung mit nichtlinearen Dynamikprogrammen, die auch eine Berücksichtigung plastischer Verformungen gestatten.

Die BE werden bei Störfällen sowohl in **vertikaler** als auch in **horizontaler** Richtungen zu Schwingungen angeregt. Die Bewegung kann in vertikaler Richtung so verlaufen, daß die BE vom unteren Rost abheben und danach Stöße zwischen BE und RDB-Einbauten stattfinden. Bei den Schwingungen in horizontaler Richtung können die BE mit den Abstandhaltern (hauptsächlich im mittleren Höhenbereich) gegeneinander stoßen.

Die auftretenden Beanspruchungen müssen in vertikaler Richtung überwiegend von den Führungsrohren und in horizontaler Richtung von den Abstandhaltersteigen aufgenommen werden. Da bei vertikaler und horizontaler Bewegung unterschiedliche Teile der BE-Struktur beansprucht werden, kann auf eine Überlagerung verzichtet werden. Somit läßt sich die Analyse des Verhaltens der BE-Struktur bei Störfällen in eine **Vertikalanalyse** und eine **Horizontalanalyse** zerlegen.

2.6.8.4.3 Ergebnisse der Auslegung

Die BE-Strukturauslegung liefert eine Reihe von Ausgangsdaten, die alle unmittelbar sicherheitsrelevant sind.

Externe Ausgangsdaten

Aus den **Abstandhalterberechnungen** resultiert die

- minimale Abstandhalterfederkraft bei Betriebstemperatur zum Ende der Einsatzzeit.

Bei der Ermittlung der **maximalen Druckbeanspruchung** ergibt sich unter der Annahme, daß sich durch unterschiedliches strahlungsinduziertes Längenwachstum von Führungsrohren und Brennstäben die Brennstäbe symmetrisch durch die Abstandhalter zu den Endstücken verschieben, im Bereich der mittleren Abstandhalter die

- maximale Druckbelastung der Brennstäbe.

Die Auslegung der **Niederhaltefedern** liefert als Ergebnis Angaben über die

- minimal vorhandene Niederhaltekraft.

Aus der **Spannungsanalyse** resultieren zunächst

- axiale Normalspannungen (Druckspannungen und Zugspannungen) und
- Biegespannungen (aus der Beanspruchung durch statische Durchbiegung wie durch BE-Schwingungen im Normalbetrieb),

aus denen sich Gesamtspannungen berechnen lassen, die zum Nachweis der Sicherheit gegen plastische Verformung benötigt werden.

Im Rahmen der **Wechselfestigkeitsanalyse** ergibt sich aus den Normal- und Biegespannungsamplituden durch Vergleich mit der Dauerfestigkeitsgrenze der

- kumulative Ausnutzungsfaktor.

Aus **Langzeitbetrachtungen** über die gesamte Einsatzzeit erhält man Ergebnisse bezüglich

- Wasserstoffkonzentrationen in Zircaloy-Strukturteilen sowie
- minimalem axialen Freiraum der Brennstäbe.

Im Rahmen der Auslegung der BE-Struktur für Störfälle liefert die **Vertikalanalyse** Angaben über die

- maximale Druckspannung in Führungsrohren.

Die **Horizontalanalyse** liefert Angaben über die

- maximale plastische Verformung der Abstandhalter bzw. (wenn keine derartige Verformung auftritt) die Sicherheit gegen plastische Abstandhalterverformung.

2.6.9 Betriebserfahrungen mit Siemens-Brennelementen

(Tab. 2.6.9/1 bis 3)

Die Gesamterfahrung von Siemens mit der Entwicklung, Auslegung, Herstellung und dem Betrieb von Brennelementen für Kernkraftwerke erstreckt sich über mehr als 25 Jahre. Insgesamt wurden in dieser Zeit über 29.000 Brennelemente mit fast 3,5 Mio. Brennstäben in 47 Leistungsreaktoren eingesetzt (30 DWR, 15 SWR, 2 SDWR). Die Aufteilung in Tab. 2.6.9/1 zeigt, daß darin Brennelement-Lieferungen für 19 Fremdanlagen (14 DWR, 5 SWR) enthalten sind.

Die Einsatzerfahrung mit Siemens-DWR-Brennelementen umfaßt derzeit fast 11.000 Brennelemente mit über 2,4 Mio. Brennstäben. Die dazugehörigen Referenzlisten in Tabelle 2.6.9/2 und 2.6.9/3 belegen das breit gefächerte Spektrum an Typen und betrieblichen Belastungen, soweit diese durch die kerngemittelten Stableistungen charakterisierbar sind.

Trotz der Vielfalt an Brennelement-Geometrien, deren heutiges Spektrum und zeitliche Entwicklung (ohne Berücksichtigung unterschiedlicher aktiver Längen) in den Abbildungen 2.6.9/1 und 2.6.9/2 dargestellt sind, haben Siemens-DWR-Brennelemente bisher nur zwei unterschiedliche Brennstab-Durchmesser:

- Alle Siemens/KWU-Anlagen mit 14x15-, 15x15- bzw. 16x16-Brennelementen haben Brennstäbe mit 10,75 mm Durchmesser; derselbe Brennstab-Durchmesser wird für Fremdanlagen mit 14x14- und 15x15-Geometrie benutzt.
- Für die „Konvoi“-Anlagen mit 18x18-Brennelementen und für Fremdanlagen mit 16x16 und 17x17-Brennelementen wird der einheitliche Brennstab-Durchmesser von 9,5 mm angewandt.

Diese Einheitlichkeit erleichtert die Vergleichbarkeit der Betriebserfahrungen.

Die Betriebszuverlässigkeit von Siemens-DWR-Brennelementen war in den letzten Jahren auf hohem Niveau konstant. Über alle Anlagen gemittelt ergibt sich eine mittlere Brennstab-Defektrate von 3×10^{-5} pro Zyklus, wobei sich diese an sich sehr kleine Zahl noch deutlich verringert, wenn berücksichtigt wird, daß der größte Teil der Schäden (2×10^{-5} pro Zyklus) auf äußere Ursachen zurückzuführen

ist, d. h. überwiegend auf Reibung („Fretting“) durch Fremdkörper und Querströmung an defekten Kernumfassungen („core baffle jetting“), in Einzelfällen auch durch beschädigte Abstandhalter. Nur für die restlichen Brennstab-Schäden von 1×10^{-5} konnte keine äußere Einwirkung festgestellt werden, so daß die durch die Fertigungsqualität gewährleistete Betriebszuverlässigkeit bei dem hohen Standard von etwa 99,999 % liegt.

Die Betriebserfahrungen mit dem für die Konvoi-Anlagen geltenden Brennstabdurchmesser 9,5 mm umfassen bereits ca. 570.000 BS in annähernd 2100 BE. Der höchste Abbrand liegt bei 58 MWd/kgU (lokal) bzw. 48 MWd/kgU (max. BE-Mittel). Diese Brennstäbe zeigten das gleiche ausgezeichnete Betriebsverhalten wie die Brennstäbe mit 10,75 mm Brennstabdurchmesser, wobei die noch umfangreicheren Betriebserfahrungen mit dem Brennstabdurchmesser 10,75 mm konservativ auch für den Brennstabdurchmesser 9,5 mm herangezogen werden können, da sie höhere Stableistungen aufweisen.

In Zyklrierexperimenten wurde nachgewiesen, daß die KWU-DWR-Brennstäbe für einen Lastzyklusbetrieb gut geeignet sind. Dies wird auch durch umfangreiche Betriebserfahrungen mit Lastwechselbetrieb in KWU- und Fremd-Anlagen bestätigt, bei denen keine Defekte in Zusammenhang mit Lastzyklusbetrieb auftraten.

Die Abbildung 2.6.9/3 zeigt für den Zeitraum 1980 - 88 die Entwicklung der DWR-Brennstab-Defektrate für ungeklärte Schäden, bei denen ein Lastwechsel-Einfluß nicht a priori anhand der Befunde ausgeschlossen werden kann. Im gleichen Zeitraum ist der Anteil der Anlagen mit regelmäßigem Lastfolgebetrieb von Null auf über 40 % angestiegen. Dieser Befund liefert den eindeutigen Nachweis, daß die Betriebszuverlässigkeit der Brennelemente durch Lastfolgebetrieb nicht beeinträchtigt wurde.

Tabelle 2.6.9/1

Anlage		mittlere Stabileistung (W/cm)	Anzahl BE/BS		max. lok. Abbrand (MWd/kgU)
Typ	Anz.		1989 im Einsatz	kumuliert	
SIEMENS-DWR	16	163-230	2.460	8.363	63
Fremd-DWR	14	167-222	1.124	2.603	61
SIEMENS-SDWR	2	117-232	0	5.035	24
SIEMENS-SWR	10	125-231	3.924	12.200	57
Fremd-SWR	5	106-182	1.018	1.218	46
Gesamt	47	106-232	8.526	29.419	63

Betriebserfahrungen mit SIEMENS/KWU-Brennelementen
Stand 11/89

Tabelle 2.6.9/2

Anlage Stand 11/89	Brutto-Leistg. (MWe)	Erst- Einsatz	lfd. Zyklus	BE-Typ mittl. Stabl. (W/cm)	Anzahl BE/BS				max. Abbrand (MWd/kgU)	
					im Kern 1989 BE	BS	kumuliert BE	BS		BE lokal
KWO	357	1968	21	14-16	109	19.620	859	154.620	39	50
KKS	672	1972	18	15-20	157	32.185	977	200.285	38	49
KCB	481	1973	16	15-20	121	24.805	741	151.905	37	49
KWB-A	1204	1974	14	16-20	2	472	320	75.520	45	57
KWB-B	1300	1976	11	16-20	8	1.888	383	90.388	41	52
GKN-1	855	1976	14	18-24	0	0	4	1.200	38	59
KKU	1300	1978	11	15-20	177	36.285	889	182.245	45	56
KKGg	985	1978	11	16-20	193	45.548	769	181.484	45	54
KKGf	1300	1981	8	15-20	177	36.285	753	154.365	50	63
KWG	1366	1984	5	16-20	193	45.548	601	141.836	40	48
KKP-2	1349	1984	5	18-24	0	0	4	1.200	38	46
KBR	1395	1986	3	16-20	189	44.604	429	101.244	43	51
KKI-2	1390	1988	2	16-20	189	44.604	437	103.132	41	49
KKE	1314	1988	2	16-20	189	44.604	293	69.148	34	41
CT-1	1041	1988	2	18-24	193	57.900	237	71.100	18	23
GKN-2	1314	1988	1	18-24	193	57.900	241	72.300	21	27
Gesamt					177	41.772	233	54.988	16	21
					193	57.900	193	57.900	18	23
					2.460	591.920	8.363	1.864.860	50	63

Betriebserfahrungen mit DWR-Brennelementen in SIEMENS/KWU-Anlagen

Tabelle 2.6.9/3

Anlage Stand 11/89	Brutto-Leistg. (MWe)	Erst- Einsatz	Ifd. Zyklus	BE-Typ	mittl. Stabl. (V/cm)	Anzahl BE/BS				max. Abbrand (MWd/kgU)	
						im Kern 1989	im Kern 1989	kumuliert BE	kumuliert BS	BE	lokal
BZN-2	364	1976	18	14-(16 + 1)	167	121	21.659	448	80.192	41	50
RH-2	840	1977	14	15-(20 + 1)	203	157	32.028	425	86.700	51	61
KCD-1	410	1979	15	14-(16 + 1)	223	121	21.659	306	54.774	40	52
KCD-2	410	1979	15	14-(16 + 1)	223	0	0	32	5.728	37	46
BGY-3	955	1980	9	17-(24 + 1)	179	5	1.320	56	14.784	46	58
BGY-5	937	1982	9	17-(24 + 1)	179	0	0	52	13.728	36	45
DAM-2	937	1983	8	17-(24 + 1)	179	105	27.720	260	68.640	46	56
DAM-3	937	1983	7	17-(24 + 1)	179	145	38.280	260	68.640	45	55
DAM-4	937	1983	7	17-(24 + 1)	179	105	27.720	260	68.640	43	53
DAM-1	937	1984	8	17-(24 + 1)	179	105	27.720	208	54.912	47	58
Krsko	664	1985	7	16-(20 + 1)	176	40	9.400	40	9.400	35	44
KCD-3	936	1986	7	17-(24 + 1)	180	140	36.960	176	46.464	42	52
AGA-1	657	1986	2	16-(20 + 1)	176	40	9.400	40	9.400	11	14
CS 4	921	1988	4	17-(24 + 1)	179	40	10.560	40	10.560	8	11
Gesamt						1.124	264.426	2.603	592.562	51	61

Betriebserfahrungen mit DWR-Brennelementen in Fremd-Anlagen