

KERNFORSCHUNGSZENTRUM

KARLSRUHE

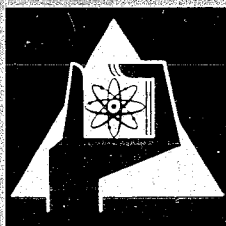
März 1969

KFK 851
EUR 4153 d

Institut für Reaktorbauelemente
Institut für Reaktorentwicklung

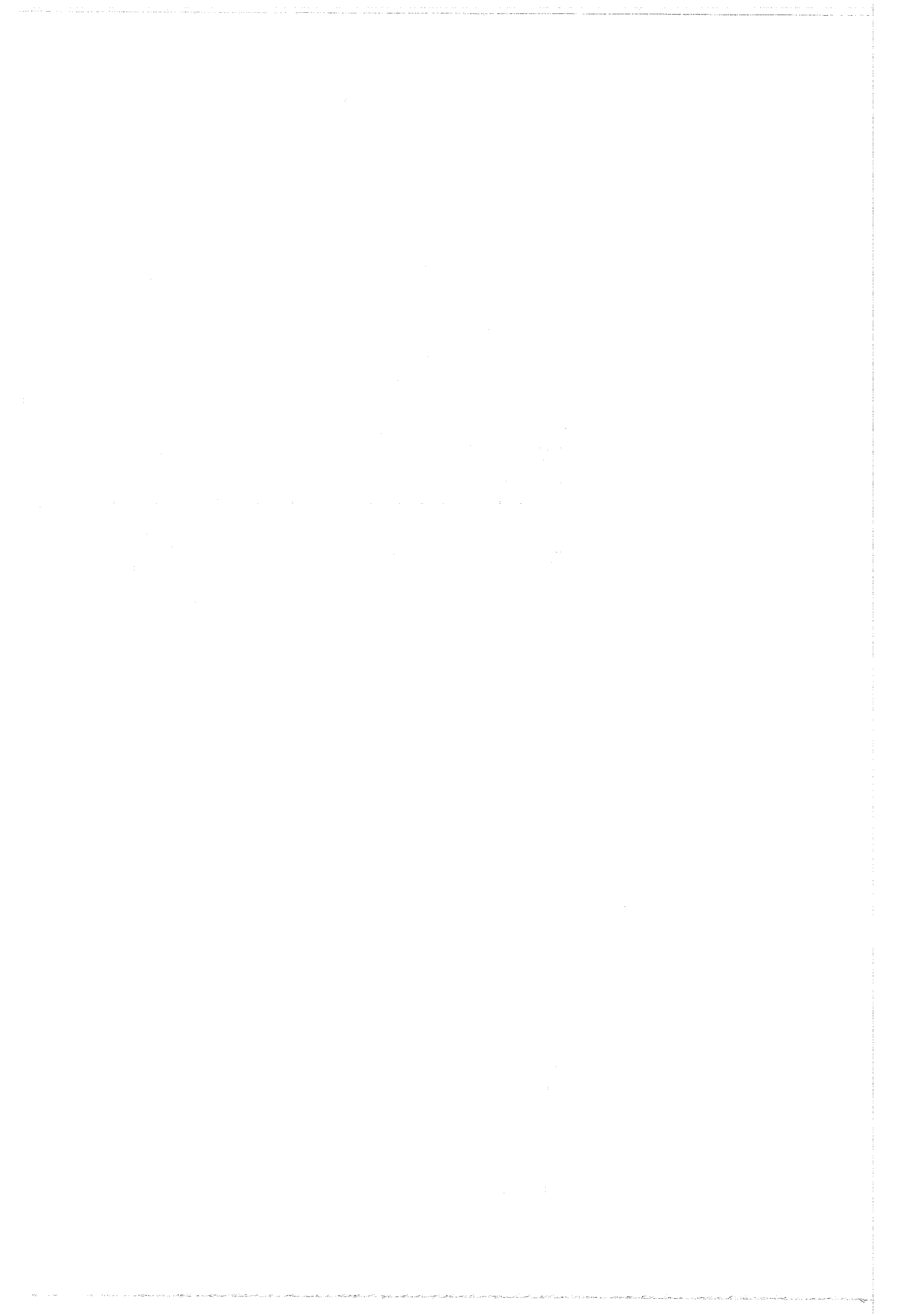
Zur inhärenten Stabilität des dampfgekühlten Brutreaktors

W. Frisch, W. Hübschmann



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.

KARLSRUHE



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

März 1969

KFK 851

EUR 4153 d

Institut für Reaktorbauelemente

Institut für Reaktorentwicklung

Zur inhärenten Stabilität des dampfgekühlten
Brutreaktors.⁺⁾

W. Frisch, W. Hübschmann

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG MBH., KARLSRUHE

⁺⁾ Diese Arbeit wurde im Rahmen der Assoziation zwischen der Europäischen Atomgemeinschaft und der Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe auf dem Gebiet der schnellen Reaktoren durchgeführt.

| <u>Gliederung</u> | Seite |
|--|-------|
| 1. Einleitung | 1 |
| 2. Einflußgrößen der Stabilität | 2 |
| 1. Stabilitätskriterium | 2 |
| 2. Druckverstärkung K_p | 2 |
| 3. Gesamtverzugszeit T_u | 6 |
| 4. Spezifische Kreislaufkapazität c_{cycle} | 7 |
| 5. Grenzwert A_{krit} | 9 |
| 3. Stabilitätsgrenzen | 10 |
| 4. Teillastbetrieb unter geänderten Betriebsbedingungen | 13 |
| 5. Diskussion | 15 |
| 6. Schlußbemerkung | 18 |
| 7. Daten der Referenzanlage | 19 |
| Bezeichnungen | 20 |
| Literatur | 21 |
| Abbildungen | 22 |

Kurzfassung

Die Stabilität des dampfgekühlten schnellen Brutreaktors im unregelmäßigen Zustand wird anhand eines theoretischen Modells untersucht. In diesem Reaktor sind Schwingungen der Leistung und des Druckes möglich. Die Schwingungsfähigkeit hängt ab von der Kernstabilität, von der Verzugszeit des Wärmetransportes vom Brennstoff an den Verdampfer, sowie von der Energiespeicherkapazität des Kreislaufes. Die Kernstabilität hängt u.a. von den Reaktivitätskoeffizienten und der Stabileistung ab. Bei sinkender Leistung nähert sich der Reaktor der Stabilitätsgrenze. Für einen gegebenen Reaktor wird der Stabilitätsabstand als Funktion der Leistungsstufe dargestellt, mit dem Koeffizientenverhältnis (Verhältnis der wichtigsten Reaktivitätskoeffizienten) als Parameter. Es wird außerdem der Einfluß der o.a. Parameter sowie des Dampfdruckes und der Dampftemperatur auf die Stabilitätsgrenze gezeigt. Die gewählte Darstellung der Stabilität wird mit der bisher üblichen verglichen.

Abstract

The stability of the uncontrolled steam-cooled fast breeder reactor is investigated theoretically. This reactor permits oscillations of the power and the steam pressure. The possibility of such oscillations depends on the core stability, the delay time for the energy transport from the fuel to the evaporator, and the energy storage capacity of the cycle. The core stability proper depends on the reactivity coefficients and the pin power, among other factors. If the power decreases, the reactor approaches instability. For a given reactor, the distance from the stability limit is shown as a function of reactor power and reactivity coefficient ratio. Besides, the influence of other parameters, such as those mentioned above and the steam pressure and temperature, on the stability limit is shown. The load dependent stability diagram chosen is compared with the usual stability presentation for full power.

1. Einleitung

Der dampfgekühlte schnelle Brutreaktor mit Löfflerkreislauf besitzt im unregulierten Zustand eine Neigung zu oszillatorischer Instabilität des Kreislaufes, welche sich durch Schwingungen der Leistung und des Dampfdruckes bemerkbar macht /1/. Die Schwingungsfähigkeit des Systems ist bedingt durch die Neigung des Reaktorkerns zu monotoner Instabilität sowie durch die verzögerte Reaktivitätsrückwirkung der Dampfdichte, welche über den inneren Kühlkreislauf (Löffler-Kreislauf, s. Abb. 1) durch Änderung des Dampfdruckes wirksam wird. Die Neigung zur Instabilität verstärkt sich generell bei Teillast, so daß auch ein bei Nennleistung inhärent stabiler Reaktor bei niedriger Teillast im unregulierten Zustand instabil werden kann. Unter der Voraussetzung, daß der Reaktorkern selbst stabil ist, kann die Kreislaufstabilität weitgehend beeinflußt werden nicht nur durch Verbesserung der Kernstabilität, sondern auch durch zweckmäßige Gestaltung des inneren Kühlkreislaufes /2/, /3/. Durch solche Maßnahmen wird die Teillaststufe, bei der der Kreislauf instabil wird, erniedrigt. Grundsätzlich kann die Neigung zur Instabilität durch eine Regelung unterdrückt werden; es ist aber unter bestimmten Gesichtspunkten **wünschenswert**, daß der Reaktor im Leistungsbereich inhärent, d.h. auch ohne Regelung stabil ist. Daher wird im folgenden untersucht, in welchem Leistungsbereich der dampfgekühlte Reaktor inhärent stabil ist, und wie sich dieser Bereich durch Wahl der wichtigen Parameter verändern läßt. Darüberhinaus erscheint es zweckmäßig, einen Stabilitätsabstand, d.h. einen Abstand von der Stabilitätsgrenze zu definieren, und dessen Änderung mit der Laststufe zu untersuchen.

Von entscheidendem Einfluß auf die Stabilität sind schließlich die beiden wichtigsten Reaktivitätskoeffizienten:

der Reaktivitätskoeffizient der Dampfdichte α_{ρ} und der Reaktivitätskoeffizient der Brennstofftemperatur α_B .

Diese können in einem weiten Bereich variieren, da sie

- a) sich aufgrund bisher bekannter kernphysikalischer Daten nur relativ ungenau berechnen lassen,
- b) durch Wahl des Struktur- und Hüllmaterials, des Kühlmittels (H_2O oder D_2O) und der Reaktor-geometrie sehr stark beeinflussen lassen /4/.

Aus diesen Gründen werden diese beiden Reaktivitätskoeffizienten als variable Parameter behandelt.

Die erläuterten Zusammenhänge werden am Beispiel eines kompakten, stabilitätsmäßig günstigen Reaktorentwurfes dargestellt, dessen Auslegungsdaten in Kap.7 zusammengestellt sind. Die Ergebnisse können auch auf Reaktoren mit anderen Auslegungsdaten übertragen werden. Da die Schaltung der Gebläseantriebsturbinen, s. Abb. 1, einen gewissen Einfluß auf die Stabilität hat, wurden beide möglichen Schaltungen, nämlich parallel sowie in Reihe zur Hochdruckstufe der Nutzleistungsturbine, untersucht.

In beiden Fällen wird der Berechnung zugrundegelegt, daß die Heißdampfenthalpie bei Teillast konstant bleibt, um einen gleichbleibenden thermischen Wirkungsgrad zu sichern. Eine Ausnahme wird im Bereich niedriger Leistungsstufen, im sog. Schwachlastbereich, gemacht. In diesem Bereich können Dampfdruck und Heißdampfenthalpie gesenkt werden.

2. Einflußgrößen der Kreislaufstabilität

Zunächst werden anhand des Stabilitätskriteriums (s. 2.1) die wesentlichen Einflußgrößen der Stabilität dargestellt.

2.1 Stabilitätskriterium

Reaktorkern und innerer Kühlkreislauf eines dampfgekühlten Reaktors bilden ein schwingungsfähiges System, welches zu gegenläufigen Schwingungen der Leistung und des Dampfdruckes angeregt werden kann. Solche Schwingungen klingen ab, wenn

$$(1) \quad A < A_{\text{krit}} \quad (\text{Stabilitätsbedingung})$$

Darin ist der Stabilitätskennwert A:

$$(2) \quad A = - \frac{K_p T_u}{c_{\text{cycle}}}$$

$$K_p = \text{Druckverstärkung} \quad [\text{at}^{-1}]$$

$$T_u = \text{Gesamtverzugszeit} \quad [\text{s}]$$

$$c_{\text{cycle}} = \text{spezifische Kreislaufkapazität} \quad \left[\frac{\text{s}}{\text{at}} \right]$$

$$A_{\text{krit}} = \text{Stabilitätsgrenzwert} \quad [-]$$

Diese Werte werden im folgenden einzeln erläutert.

2.2 Druckverstärkung K_p

K_p gibt den relativen Leistungsanstieg bei Erhöhung des Dampfdruckes um 1 at an (K_p ist negativ). Um die Haupteinflußgrößen von K_p zu erkennen, kann anhand eines linearisierten Kernmodells eine Näherungsgleichung abge-

leitet werden, welche nach /2/ in folgender Weise geschrieben werden kann:

$$(3) \quad K_p = \frac{-\frac{\delta\rho}{\delta p}}{\frac{\alpha_B}{\alpha_\rho} \left(qR + \frac{\dot{q}}{m \cdot 2c_p} \right) + \frac{\delta\rho}{\delta \vartheta} \frac{\dot{q}}{m \cdot 2c_p}} \quad [\text{at}^{-1}]$$

$\frac{\delta\rho}{\delta p}$, $\frac{\delta\rho}{\delta \vartheta}$ partielle Ableitungen der Dampfdichte nach dem Druck bzw. der Temperatur (über den Kern gemittelte Werte)

R Wärmewiderstand Brennstoff - Dampf $\left[\frac{^\circ\text{C}}{\text{W}} \right]$

q mittlere Leistung eines Brennstabes $[\text{W}]$

\dot{m} Dampfstrom je Brennstab mittlerer Leistung $\left[\frac{\text{g}}{\text{s}} \right]$

c_p gemittelte spez. Wärme des Dampfes $\left[\frac{\text{Ws}}{\text{g } ^\circ\text{C}} \right]$

Der Ausdruck $\frac{\dot{q}}{m \cdot 2c_p}$ stellt die halbe Aufheizspanne des Kühlmittels dar. Bei konstanter Heißdampfenthalpie bleibt dieser Ausdruck konstant.

Der Brennstoffkoeffizient α_B ist zusammengesetzt aus dem Dopplerkoeffizienten α_D und dem Brennstoffdichtekoeffizienten $\alpha_{\rho B}$. Der linke Term im Nenner kennzeichnet die Reaktivitätsrückwirkung des Brennstoffes, der rechte die des Kühlmittels.

Die Leistung des gemittelten Stabes q sowie auch die anderen in Gl. (3) eingehenden Werte (\dot{m} , c_p usw.) beziehen sich auf den stationären Ausgangszustand vor dem Beginn eines Transienten.

Wegen der nichtlinearen Eigenschaften des Dampfes stellt Gleichung (3) nur eine Näherung dar. Bei geeigneter örtlicher Mittelung der Stoffgrößen liefert sie für kleine Störungen zufriedenstellende Ergebnisse. In erster Linie ist sie jedoch dazu geeignet, die Haupteinflußgrößen zu erkennen.

K_p hängt in erster Linie vom Koeffizientenverhältnis α_B/α_ρ und von der Leistung q ab, während alle anderen Werte vom Dampfzustand (Druck im Verdampfer und Heißdampfenthalpie) abhängen und daher unabhängig von der Laststufe sind, wenn bei Teillast die Heißdampfenthalpie konstant gehalten wird. Dementsprechend ist K_p in Abb. 2 als Funktion der Leistungsstufe q/q_n und des relativen Koeffizientenverhältnisses a dargestellt. Letzteres ist folgendermaßen definiert:

$$a = \frac{(\alpha_B/\alpha_\rho)_n}{(\alpha_B/\alpha_\rho)_{n,R}}$$

Index n = bei Nennleistung
 R = Referenzreaktor

Das Diagramm Abb. 2 und die folgenden wurden nicht nach der Näherungsformel Gleichung (3) berechnet, sondern mit Hilfe eines genaueren Rechenprogrammes, welches die Nichtlinearität der Dampfeigenschaften, die Ortsabhängigkeit sowie die Abhängigkeit des Dichtekoeffizienten α_ρ von der Dampfdichte berücksichtigt. K_p wird dabei aus den Reaktivi-

tätsrückwirkungen bei Leistungs- und bei Druckerhöhung ermittelt. Um die Parallelschaltung der Gebläseturbinen zu simulieren, wird angenommen, daß bei einer Erhöhung des Druckes am Reaktoraustritt um 1 at der Dampfmen-
strom \dot{m} um 1 % ansteigt. Dieser Anstieg ergibt sich aus der erhöhten Leistungsabgabe der Gebläseturbine. Er wurde von H. Vollmer mit Hilfe eines linearisierten Analogmodells /5/ berechnet. Bei Reihenschaltung steigt \dot{m} bei Druckerhöhung nicht an, sondern sinkt geringfügig.

Die Abbildung 2 zeigt folgendes:

K_p strebt mit abnehmender Laststufe q/q_n gegen $-\infty$. An dieser Stelle wird der Reaktorkern monoton instabil. (Die Stabilitätsgrenze des Kreislaufes wird jedoch schon früher, d.h. bei höherer Teillaststufe, erreicht, s. Kap. 3.). Bei sinkendem Koeffizientenverhältnis a nähert sich der Reaktorkern progressiv der Stabilitätsgrenze.

Bei Parallelschaltung wird K_p - gegenüber dem Wert bei Reihenschaltung - infolge der Massenstromänderung etwas erhöht, und zwar umso stärker, je kleiner das Koeffizientenverhältnis, d.h. je 'instabiler' der Reaktor ist.

2.3 Gesamtverzugszeit T_u

Die Gesamtverzugszeit setzt sich nach /1/ aus folgenden Anteilen zusammen:

- a) Verzögerungszeiten
- aa) Verzögerungszeit T_B für den Wärmetransport vom Brennstoff an das Kühlmittel; diese ist in erster Näherung unabhängig von der Stabileistung;

ab) Verzögerungszeit T_{Fe} für die Erwärmung von Strukturmaterial und Rohrwänden (Masse m_{Fe} der spez. Wärme c_{Fe}):

$$(4a) \quad T_{Fe} = \frac{m_{Fe} c_{Fe}}{\dot{m} c_p}$$

b) Totzeit für die Auffüllung des Austrittsplenums (Volumen V_A) und der Rohrleitungen (Volumen V_{Rohr}):

$$(4b) \quad T_t = \frac{\rho}{\dot{m}} (V_A + V_{Rohr})$$

Die Gesamtverzugszeit setzt sich additiv zusammen:

$$(4c) \quad T_u = T_B + T_{Fe} + T_t$$

Während T_B bei Teillast konstant bleibt, steigen T_{Fe} und T_t an. Die Verzugszeit T_u sowie der relative Totzeitanteil T_t/T_u steigen daher ebenfalls an, s. Abb. 3.

2.4 Spezifische Kreislaufkapazität c_{cycle}

Die Komponenten des inneren Kühlkreislaufes besitzen die Fähigkeit, bei einer Druckerhöhung Energie zu speichern. Die Energiespeicherkapazität C des Kreislaufes setzt sich zusammen aus den Einzelkapazitäten

der Dampfäume (Ein- und Austrittsplenum, Verdampfer und Rohrleitungen),

des Wassers in den Verdampfern,

der Einbauten (Tragrost) und

des Brutmantels.

Wird die Gesamt-Kapazität C auf die Leistung bezogen, welche der Heißdampf den Verdampfern zuführt, ergibt sich die spezifische Kreislaufkapazität c_{cycle} :

$$(5a) \quad c_{\text{cycle}} = \frac{C}{y Q} \quad \left[\frac{\text{s}}{\text{at}} \right]$$

C = gesamte Energie-Speicherkapazität des
Kreislaufes bei Druckerhöhung $\left[\frac{\text{MWs}}{\text{at}} \right]$

Q = thermische Reaktorleistung $[\text{MW}]$

$y = \frac{\text{Heißdampfstrom zu den Verdampfern}}{\text{Dampfstrom durch den Reaktor}}$

Die Kreislaufkapazität C und das Teilungsverhältnis y sind abhängig von der Heißdampf- und der Speisewasserenthalpie, sowie vom Druck im Verdampfer. Sie sind also unabhängig von der Laststufe, solange die Heißdampf- und die Speisewasserenthalpie bei Teillast konstant bleiben.

Die spezifische Kreislaufkapazität c_{cycle} ist umgekehrt proportional der Laststufe, s. Abb.3. Wird die Nennleistung Q_n eingesetzt, ergibt sich der für ein Kraftwerk charakteristische Wert

$$(5b) \quad c_{\text{cycle},n} = \frac{C}{y Q_n} \quad \left[\frac{\text{s}}{\text{at}} \right]$$

Er gibt an, in wieviel Sekunden sich der Druck um beispielsweise 0,01 at erhöhen würde, wenn die Leistung bei gleichbleibendem Teilungsverhältnis sprunghaft um 1 % der Nennleistung erhöht würde.

2.5 Grenzwert A_{krit}

Die Stabilitätsgrenze A_{krit} hängt ab von der Anzahl n der Zeitkonstanten, aus denen sich T_u zusammensetzt, sowie vom Totzeitanteil T_t/T_u . Den Zusammenhang zeigt Abb.4 für gleichgroße Zeitkonstanten; die Ableitung ist in /6/ enthalten. Sind wenigstens zwei etwa gleichgroße Verzögerungszeiten vorhanden, dann ist

$$\frac{\pi}{2} \leq A_{\text{krit}} \leq 4$$

Je größer die Anzahl der Zeitkonstanten und je größer der Totzeitanteil, desto mehr nähert sich A_{krit} dem unteren Grenzwert $\pi/2$. Wird eine der Verzögerungszeiten sehr viel kleiner als die übrigen, dann wird A_{krit} größer als in Abb.4 angegeben. In Abb.5 wurde A_{krit} entsprechend den Zeitkonstanten der Referenzanlage eingetragen. Bei Teillast wird A_{krit} wegen des wachsenden Totzeitanteils zunächst kleiner. Bei niedrigen Laststufen steigt A_{krit} wieder an, da $T_{\text{Fe}} \gg T_{\text{B}}$.

3. Stabilitätsgrenzen

Abb. 5 zeigt den Stabilitätskennwert A , abhängig von der Teillaststufe q/q_n und dem Koeffizientenverhältnis a . Da $A \sim K_p$, steigt auch A mit sinkender Laststufe progressiv gegen $+\infty$ an. Der Übergang zur Instabilität erfolgt umso plötzlicher, je stabiler der Reaktor bei Nennleistung, d.h. je größer a . Analog zu K_p bedeutet die Aussage $A \rightarrow \infty$, daß der Reaktorkern monoton instabil wird.

Die Kreislaufinstabilität wird bereits vorher, d.h. bei höherer Laststufe, erreicht. Entsprechend dem Stabilitätskriterium, Gleichung (1), wird der Kreislauf an der Stelle $A = A_{\text{krit}}$ instabil.

Die zugehörige Laststufe wird mit $(q/q_n)_{\text{krit}}$ bezeichnet. Der Referenzreaktor ($a = 1,0$) wird z.B. bei 28 % Leistung instabil, wenn der Heißdampfzustand konstant gehalten wird und die Gebläseturbinen parallel zur Hauptturbine geschaltet sind.

Eine grundsätzliche Vorbedingung für einen stabilen Kreislauf ist also ein stabiler Reaktorkern. Die Stabilitätsgrenze allein ist jedoch zur Kennzeichnung des dynamischen Verhaltens unzureichend. Wichtig für das Schwingungsverhalten nach einer Störung ist der Abstand von der Stabilitätsgrenze A_{krit} auf der jeweiligen Laststufe. Dieser Abstand kann z.B. durch das Verhältnis A_{krit}/A gekennzeichnet werden. Dieses Verhältnis kann aus Abb. 5 für jedes q/q_n und a entnommen werden. Den Verlauf von A_{krit}/A für den Referenzreaktor ($a = 1,0$) zeigt Abb. 6. Unterhalb der Linie $A_{\text{krit}}/A = 1$ liegt der instabile Bereich.

Abb. 6 zeigt außerdem den Einfluß der Kreislaufparameter T_t und c_{cycle} . Wird die Totzeit T_t verdoppelt (Reihenschaltung), so sinkt der Stabilitätsabstand erheblich wegen des doppelten Einflusses: T_u steigt und A_{krit} sinkt. Die Stabilitätsgrenze q_{krit} steigt jedoch nur geringfügig um 3 %, da in diesem Bereich der Stabilitätsabstand ohnehin steil gegen l abfällt. Durch eine Erhöhung von c_{cycle} (z.B. durch Vergrößerung des Wasserreservoirs im Verdampfer) wird die Stabilität zwar verbessert; das geht jedoch auf Kosten der Schnelligkeit der Kreislaufwirkung, wodurch der Reaktor träger wird und die entscheidenden Größen, wie Leistung und Temperaturen, stärker überschwingen. Diese Einflüsse können durch das statische Stabilitätskriterium nicht sichtbar gemacht werden.

Um einen einfachen Vergleich mit anderen Veröffentlichungen zu ermöglichen, sind in Abb. 8 die Stabilitätsgrenzen in der bekannten Form in der $\alpha_\rho - \alpha_D$ -Ebene eingetragen. Da die Stabilitätsgrenzen vom Koeffizientenverhältnis a abhängen, ergibt sich eine Gerade, welche die Abszisse an der Stelle $\alpha_{\rho B} + \alpha_D = 0$ schneiden, wenn man sich die Summe $\alpha_{\rho B} + \alpha_D$ aufgetragen denkt. Diese Darstellungsweise hat gegenüber den Diagrammen Abb. 5 und 6 den Vorteil, daß man ablesen kann, um wieviel sich die Reaktivitätskoeffizienten α_ρ und α_D verschlechtern dürfen, bis die Stabilitätsgrenze erreicht ist. Nachteilig ist jedoch, daß diese Aussage nur für den Vollastbetrieb gilt. Dieses Diagramm macht keine Aussage über den stabilen Teillastbereich, welcher andererseits aus Abb. 5 und 6 direkt ablesbar ist.

Beide Vorteile sind in Abb. 9 vereinigt. Dieses Diagramm zeigt die kritische Laststufe $(q/q_n)_{\text{krit}}$, abhängig vom relativen Koeffizientenverhältnis a . Es läßt sich direkt

ablesen, um wieviel sich der stabile Teillastbereich ändert bei einer Änderung von a . Wird z.B. gefordert, daß der Reaktor (bei Parallelschaltung) bis zu 50 % Teillast inhärent stabil sein soll, so darf a bis auf 83 % des Referenzwertes absinken. Bei Vollast ist die Stabilitätsgrenze bei 65 % des Referenzwertes erreicht. (Diese Aussage leistet auch Abb.8).

4. Teillast unter geänderten Betriebsbedingungen

Eingangs wurde angenommen, daß der Reaktor bei Teillast mit der gleichen Anzahl von Teilkreisläufen und der gleichen Heißdampfenthalpie wie bei Vollast betrieben wird. Es wird nun untersucht, wie sich Änderungen in diesen beiden Annahmen auswirken.

4.1 Abschaltung einzelner Teilkreisläufe

Werden ein oder mehrere Teilkreisläufe abgeschaltet, so muß in den übrigen Kreisläufen der Dampfstrom entsprechend erhöht werden, um die Austrittsenthalpie konstant zu halten. Dadurch werden die Tot- und die Verzögerungszeit, welche durch die Rohrleitungen verursacht werden, verkürzt. Dies bedeutet eine Verbesserung der Stabilität. Gleichzeitig wird jedoch durch das Abschalten von Verdampfern die Speicherkapazität verringert, sofern jeder Teilkreislauf seinen eigenen Verdampfer hat. Dieser Effekt überwiegt die Verkürzung der Verzugszeit, so daß insgesamt eine Verringerung des Stabilitätsabstandes A_{krit}/A resultiert. Da der Reaktor bei Teillast ohnehin näher an der Stabilitätsgrenze arbeitet als bei Vollast, ist das Abschalten von Teilkreisläufen nur dann sinnvoll, wenn alle Kreisläufe an einen gemeinsamen Verdampfer angeschlossen sind, so daß die Speicherkapazität durch das Abschalten einzelner Kreisläufe nicht beeinträchtigt wird. In diesem Falle bewirkt die Abschaltung eine Verbesserung der Stabilität infolge Verkürzung der Verzugszeit.

4.2 Reduzierung des Druckes und der Heißdampfenthalpie

Eine stärkere Verschiebung der Stabilitätsgrenze wird durch Senken des Druckes erreicht, s. Abb. 7, Reihenschaltung. Wird der Druck am Reaktoreintritt p_E um 10 at gesenkt, dann sinkt q_{krit} um 10 %. (Die Abhängigkeit des Dichtekoeffizienten α_ρ von der Dampfdichte ist dabei berücksichtigt).

Eine Senkung der Heißdampfenthalpie hat jedoch nur einen kleinen Einfluß auf q_{krit} . Dabei ist zu beachten, daß die Senkung der Heißdampfenthalpie durch die Kapazität der Dampfumwälzgebläse begrenzt ist; denn sie erfordert bei gleichbleibender Reaktorleistung eine erhöhte Gebläseleistung. Diese Maßnahme kann daher nur bei Teillast angewendet werden. Dies ist jedoch keine Einschränkung, da die Senkung von Dampfdruck und -temperatur ohnehin auf den Schwachlastbereich beschränkt sein sollen.

5. Diskussion

Die Untersuchung zeigt, daß der Stabilitätsabstand des dampfgekühlten Brutreaktors sich mit abnehmender Leistung verringert und daß der Reaktor bei konstanter Heißdampfenthalpie schließlich instabil wird. Stabilitätsuntersuchungen gehen daher zweckmäßigerweise von der niedrigsten geforderten Teillaststufe, anstatt vom Vollastbetrieb aus. Ist der Reaktor bei dieser Teillaststufe stabil, dann ist er bei höherer Leistung (im 'Teillastbereich') ebenfalls stabil, und es läßt sich eine Betriebsweise finden, bei der der Reaktor auch bei niedrigerer Leistung (im 'Anfahrbereich') kurzzeitig inhärent stabil betrieben werden kann.

Zur stabilitätsmäßig richtigen Auslegung dieses Reaktors müssen 2 Forderungen bekannt sein:

- a) die niedrigste Teillaststufe
- b) der Mindestabstand von der Stabilitätsgrenze des Kreislaufes, ausgedrückt durch $\frac{A_{krit}}{A}$

Welche Änderungen des Stabilitätsabstandes ergeben sich bei Abweichungen in den wesentlichen Parametern oder in der Betriebsweise bei Teillast?

- a) Stabileistung bei Vollast q_n

Wird der Reaktorkern für eine kleinere Stabileistung q_n ausgelegt, so verschiebt sich der Bezugspunkt $q/q_n = 1$, d.h. die obere Grenze des Teillastbereiches, in allen Diagrammen entsprechend nach unten, während die Kurven erhalten bleiben. Der mögliche Teillastbereich wird dadurch enger.

- b) spezifische Kreislaufkapazität c_{cycle}

Mit abnehmendem c_{cycle} nähert man sich der Stabilitätsgrenze. Der mögliche Teillastbereich wird enger, siehe Abb. 6.

c) Verzugszeit T_u

Die Verzugszeit T_u hat einen doppelten Einfluß auf die Stabilität: 1) Der Kennwert A ist proportional T_u ; insoweit wirkt T_u entgegengesetzt zu c_{cycle} . 2) Die Stabilitätsgrenze A_{krit} ist abhängig von der Zusammensetzung von T_u , wie Abb.4 zeigt. Wird die Verzögerungszeit zur Aufheizung des Strukturmaterials T_{Fe} klein gegenüber derjenigen für den Wärmetransport vom Brennstoff an das Kühlmittel T_B , was durch innere Isolation der Heißdampfleitung zum Verdampfer erreicht werden kann, so nähert sich A_{krit} der Kurve $n = 1$ in Abb.3, was vor allem bei kleinem Totzeitanteil eine erhebliche Erhöhung von A_{krit} bewirkt. Die Totzeit kann verkürzt werden durch Verkleinerung der Heißdampfvolumina (Austrittsplenum und Rohre). Diese beiden Maßnahmen zusammen können daher die Stabilität wirksam verbessern.

d) Koeffizientenverhältnis α_B/α_ρ

Wegen seiner Bedeutung und möglichen starken Änderung ist α_B/α_ρ in den Stabilitätsdiagrammen als Parameter geführt. Der Stabilitätsabstand reagiert sehr empfindlich schon auf kleine Änderungen in α_B/α_ρ . Diese Abhängigkeit wächst progressiv mit abnehmendem α_B/α_ρ .

Auch die relativen Änderungen des Stabilitätsabstandes innerhalb des Teillastbereiches sind umso größer, je kleiner α_B/α_ρ . Ein Reaktor mit kleinem α_B/α_ρ weist daher ein ganz unterschiedliches Betriebsverhalten bei verschiedenen Laststufen auf. Mit wachsendem α_B/α_ρ nimmt sein Einfluß jedoch schnell ab. Untersuchungen von E. Kiefhaber /4/ haben gezeigt, daß die Verwendung von Incoloy 800 anstatt Inconel 625 als Hüllmaterial bei gleicher Brennelementgeometrie eine Erhöhung von α_B/α_ρ um den Faktor 3 bewirkt. Ein 'pancake'-Kern bringt

eine Verbesserung um bis zu 1,4 ,während fast alle übrigen Änderungen, wie Änderung der Pu-Zusammensetzung oder des Wirkungsquerschnittsatzes und Verwendung von D_2O als Kühlmittel, eine Verminderung bewirken. Daher muß der Verwendung von Incoloy 800 vom Standpunkt der Stabilität aus erhebliche Bedeutung zugemessen werden.

e) Abschalten einiger Teilkreisläufe

Bei niedrigen Teillaststufen liegt es nahe, einen oder mehrere Teilkreisläufe außer Betrieb zu setzen. Wird dadurch auch die Verdampferkapazität verringert, so resultiert eine Verkürzung des Stabilitätsabstandes. Diese Methode ist daher nur dann zu empfehlen, wenn ein ausreichender Abstand im unteren Teillastbereich vorhanden ist, oder wenn alle Teilkreisläufe an einen gemeinsamen Verdampfer angeschlossen sind.

f) Reduzierung der Heißdampfenthalpie und des Druckes

Durch diese beiden Maßnahmen läßt sich eine Vergrößerung des Stabilitätsabstandes und eine Verschiebung der Stabilitätsgrenze nach unten erreichen, allerdings auf Kosten des thermischen Wirkungsgrades und, bei einer zu starken Senkung der Enthalpie, auf Kosten erhöhter Endnässe in der Turbine. Daraus ergibt sich folgende Anwendungsmöglichkeit im Anfahrbereich:

Durch gleichzeitige Senkung von Druck und Heißdampfenthalpie derart, daß die Endnässe in der Turbine nicht ansteigt, ist ein stabiler Schwachlastbetrieb bei verringertem thermischen Wirkungsgrad möglich. Eine Begrenzung der Leistung nach unten bildet nicht mehr die Stabilitätsgrenze, sondern der Wirkungsgrad.

6. Schlußbemerkung

Der Überblick über die Stabilitätsprobleme des dampfgekühlten schnellen Brutreaktors zeigt, daß es eine Reihe von Möglichkeiten gibt, die Stabilität zu beeinflussen und zu verbessern. Alle diese Möglichkeiten greifen erheblich in die Konzeption und Auslegung dieses Reaktors ein. Wenn ein inhärent stabiles Verhalten des Reaktors im Lastbereich verlangt wird, dann müssen angesichts des geringen vorhandenen Spielraumes alle diese Möglichkeiten geprüft und genutzt werden, d.h. dann muß die inhärente Stabilität ein Auslegungsprinzip werden.

Selbstverständlich bleibt als Alternative die Möglichkeit, die Stabilität durch ein Regelsystem zu erreichen, welches dann allerdings den erhöhten Anforderungen eines instabilen Reaktors (z.B. größere Schalthäufigkeit) gerecht werden muß.

7. Daten der Referenzanlage

thermische Reaktorleistung $Q_n = 2760 \text{ MW}$

Druck im Verdampfer $p = 150 \text{ at}$

Heißdampf­temperatur $t = 500 \text{ }^\circ\text{C}$

maximale nominelle Stab­leistung
(in Kernmitte, ohne Heiß­stel­
lenfaktoren) $\chi = 415 \text{ W/cm}$

Leistung des gemittelten Stabes $q_n = 40 \text{ kW}$

Dopplerkoeffizient $\alpha_{Dn} = -0,87 \cdot 10^{-5}/^\circ\text{C}$

Brennstoffdichtekoeffizient $\alpha_{\rho B} = -0,17 \cdot 10^{-5}/^\circ\text{C}$

Dampfdichtekoeffizient $\alpha_{\rho} = -0,35 \left(\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}\right)^{-1}$

Verzögerungszeit im Brennstab $T_B = 2 \text{ s}$

Verzögerungszeit des Struk­
turmaterials $T_{Fe,n} = 1,5 \text{ s}$

Totzeit $T_{tn} = 0,7 \text{ s}$

Kreislaufkapazität $C_n = 500 \frac{\text{MWs}}{\text{at}}$

Bezeichnungen

| | | |
|--------------------|--|--|
| A | - | Stabilitätskennwert |
| a | | relatives Koeffizientenverhältnis |
| c_{cycle} | $\frac{\text{s}}{\text{at}}$ | spezifische Kreislaufkapazität |
| c_p | $\frac{\text{W}}{\text{g}^\circ\text{C}}$ | spezifische Wärme des Dampfes (im Kern gemittelt) |
| K_p | at^{-1} | Druckverstärkung |
| \dot{m} | $\frac{\text{g}}{\text{s}}$ | Dampfdurchsatz je Brennstab mittl. Leistung |
| q | W | Leistung eines Brennstabes mittl. Leistung |
| Q | MW | Leistung des Reaktors (thermisch) |
| R | $\frac{^\circ\text{C}}{\text{W}}$ | Wärmewiderstand Brennstoff-Kühlmittel |
| T | s | Zeitkonstante |
| T_t | s | Totzeit |
| T_u | s | Gesamtverzugszeit |
| V | cm^3 | Volumen |
| α_B | $^\circ\text{C}^{-1}$ | Brennstoffkoeffizient |
| α_D | $^\circ\text{C}^{-1}$ | Dopplerkoeffizient |
| α_ρ | $\left(\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}\right)^{-1}$ | Dampfdichtekoeffizient |
| $\alpha_{\rho B}$ | $^\circ\text{C}^{-1}$ | Brennstoffdichtekoeffizient |
| ϑ | $^\circ\text{C}$ | gemittelte Dampftemperatur im Kern |
| ρ | $\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$ | gemittelte Dampfdichte im Kern |

Indices:

| | |
|------|-----------------------------------|
| krit | Stabilitätsgrenze des Kreislaufes |
| n | Nennleistung |
| R | Referenzreaktor |

Literatur

- /1/ F. Erbacher, W. Frisch, W. Hübschmann, L. Ritz,
G. Woite: 'The safety of steam-cooled
fast reactors as influenced by the
design and arrangement of their components.'
KFK 655, Juli 1967
- /2/ W. Frisch: 'Stabilitätsprobleme bei dampfgekühlten
schnellen Reaktoren.'
KFK 759, April 1968
- /3/ F. Erbacher, W. Frisch, W. Hübschmann, S. Malang,
L. Ritz, G. Woite: 'Parametric study of
the dynamic behaviour and stability of
a steam-cooled fast reactor with an
integrated cooling cycle.'
KFK 637, Oktober 1967
- /4/ E. Kiefhaber: 'Reactivity coefficients of steam
cooled fast breeders.'
KFK 629, Oct. 1967
- /5/ H. Vollmer: 'Stability of a steam cooled fast power
reactor, its transients due to moderate
perturbations and accidents.'
AE-321, May 1968
- /6/ L. Krebs: 'Die Stabilität von starr zurückgeführten
Regelstrecken ohne Ausgleich am Beispiel
eines dampfgekühlten Reaktors.'
KFK 656, Dezember 1967

Abbildungen

- 1 Schaltbild des Löffler-Kreislaufes
- 2 Druckverstärkung K_p
- 3 Zeitkonstanten und Kreislaufkapazität
- 4 Stabilitätsgrenze A_{krit}
- 5 Stabilitätskennwert A
- 6 Stabilitätsabstand A_{krit}/A bei veränderter Kapazität und Totzeit
- 7 Stabilitätsabstand A_{krit}/A bei Reduzierung des Druckes und der Heißdampfenthalpie
- 8 Stabilitätsgrenzen bei Vollast
- 9 Stabilitätsgrenzen bei Teillast

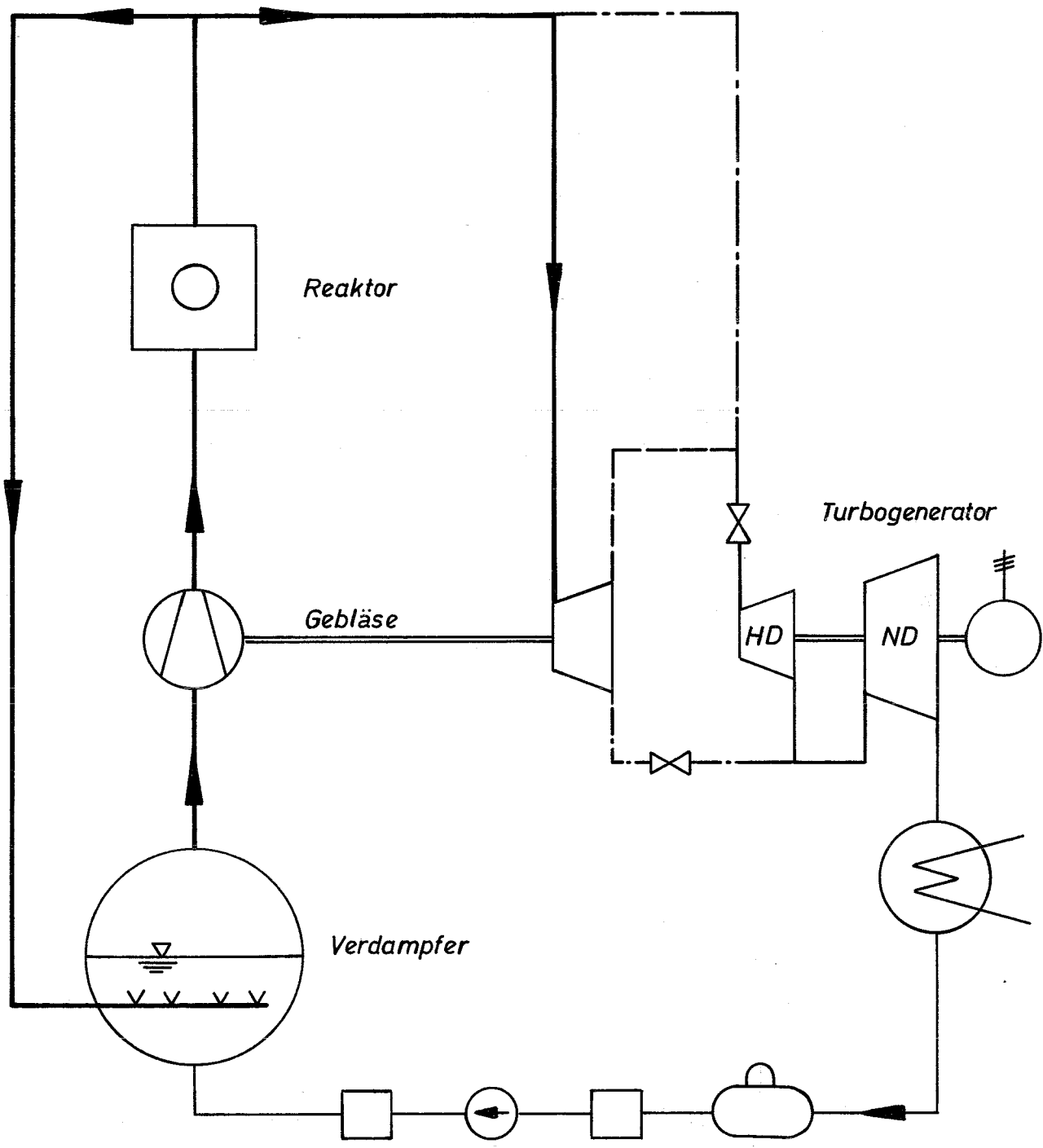


Abb. 1 *Schaltbild des Löffler - Kreislaufes*
 ----- *Reihenschaltung*
 - - - - - *Parallelschaltung*

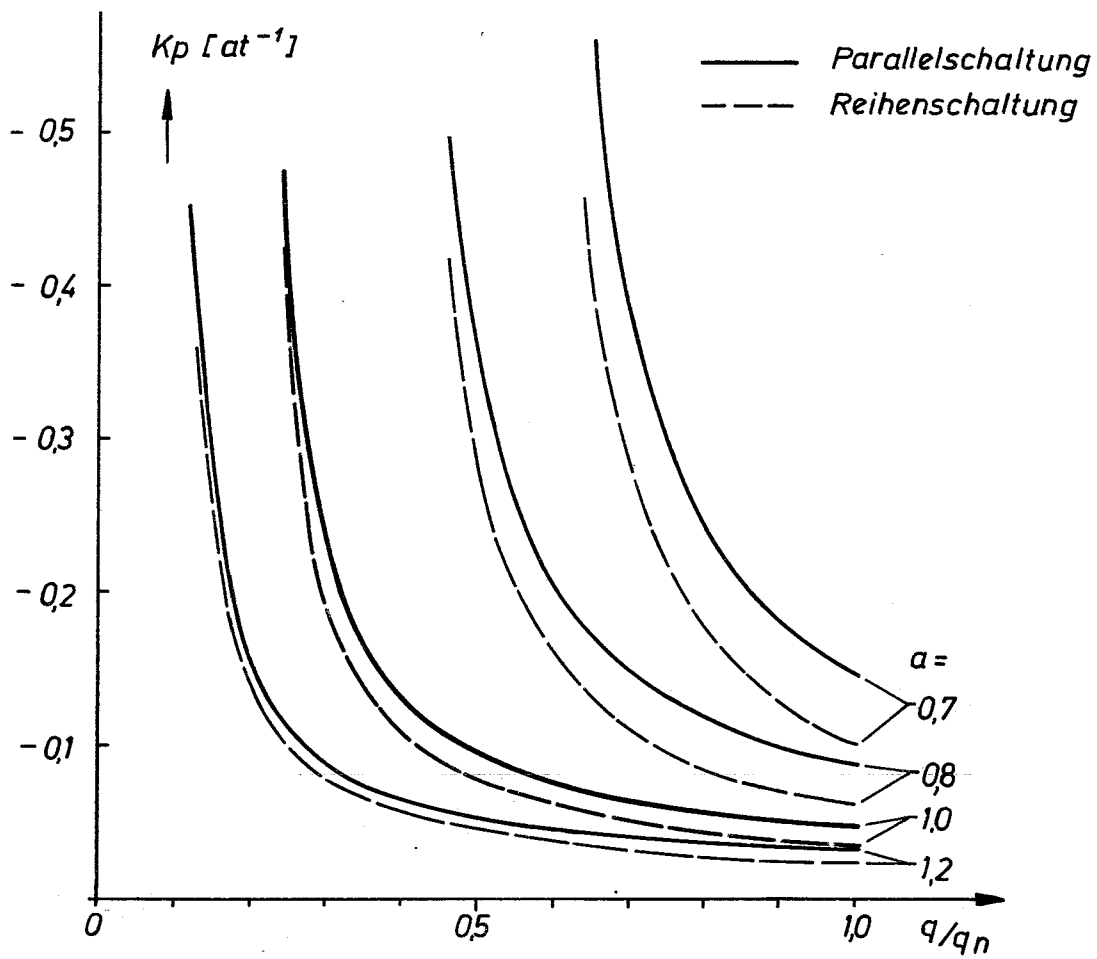


Abb. 2 Druckverstärkung K_p

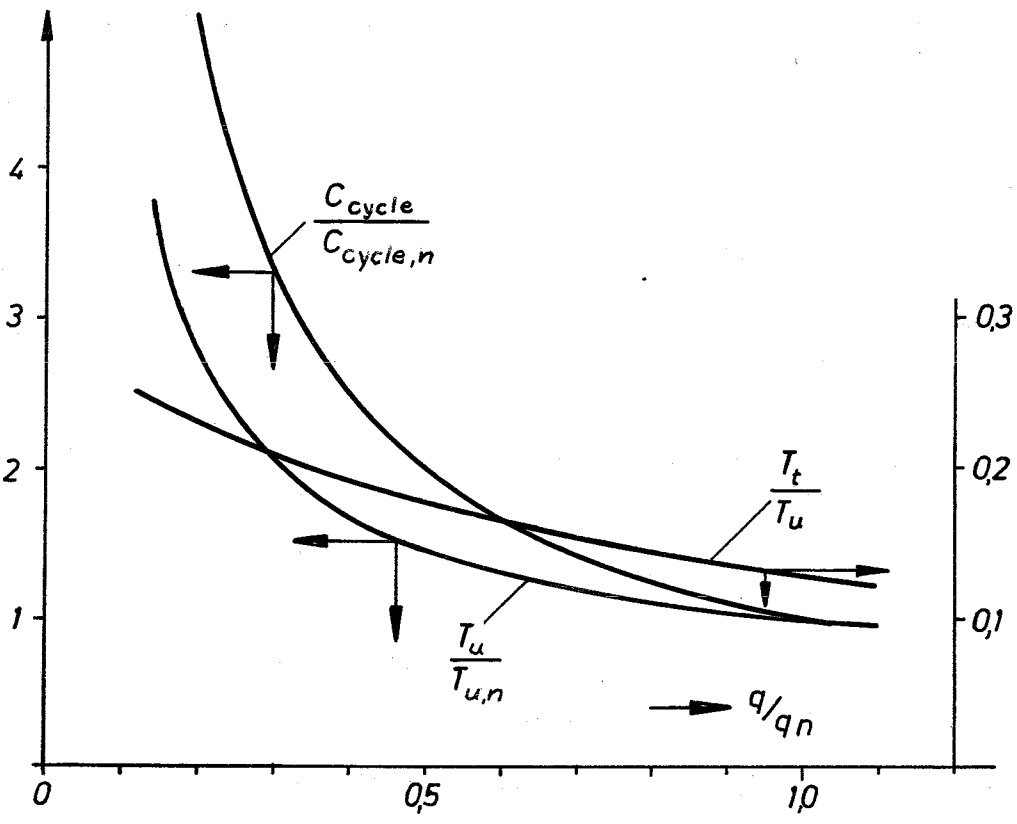


Abb. 3 Zeitkonstanten und Kreislaufkapazität

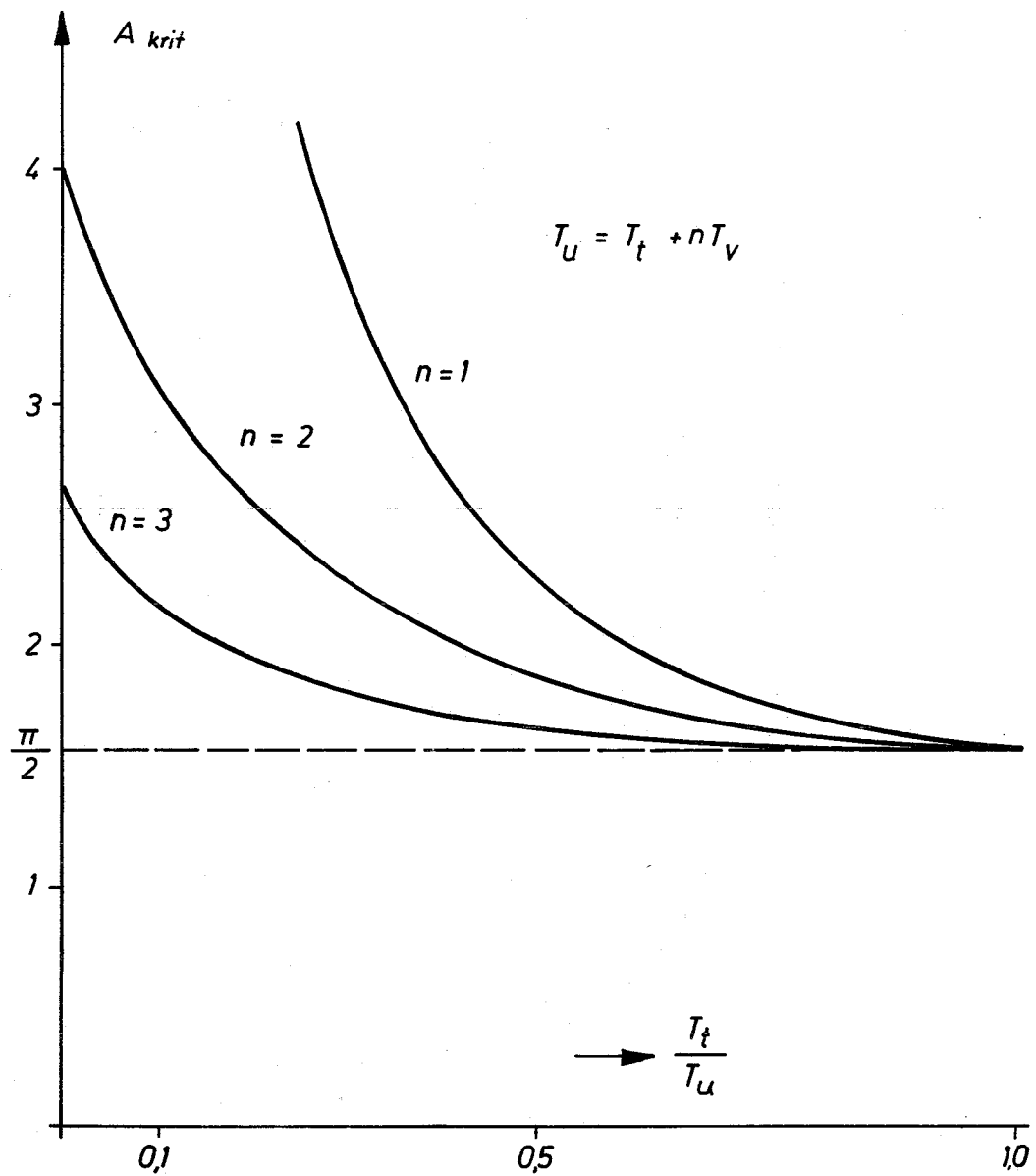


Abb. 4 Stabilitätsgrenze A_{krit} eines Systems mit n gleichen Verzögerungszeiten T_v abhängig vom Totzeitanteil T_t/T_u

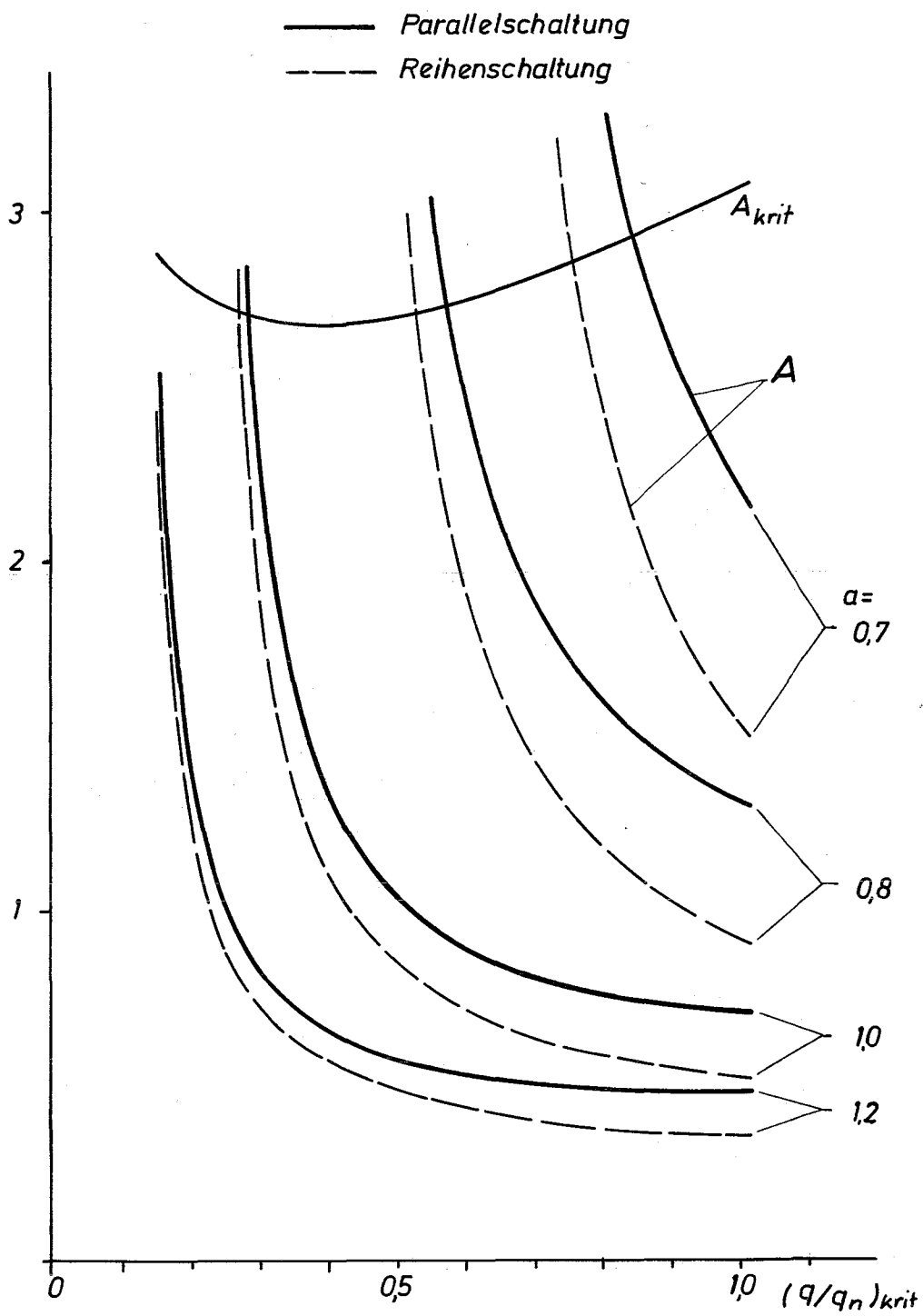


Abb. 5

Stabilitätskennwert A

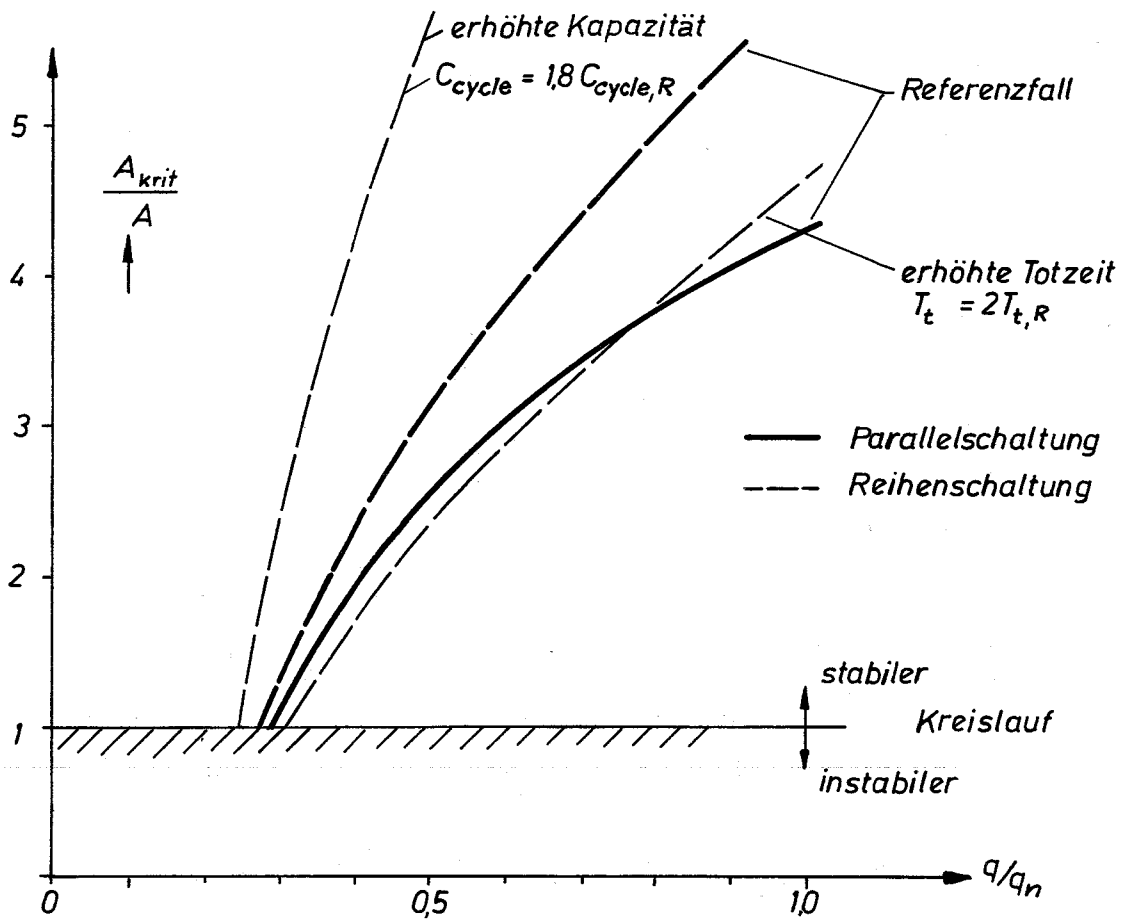


Abb. 6 Stabilitätsabstand A_{krit}/A bei veränderter Kapazität und Totzeit

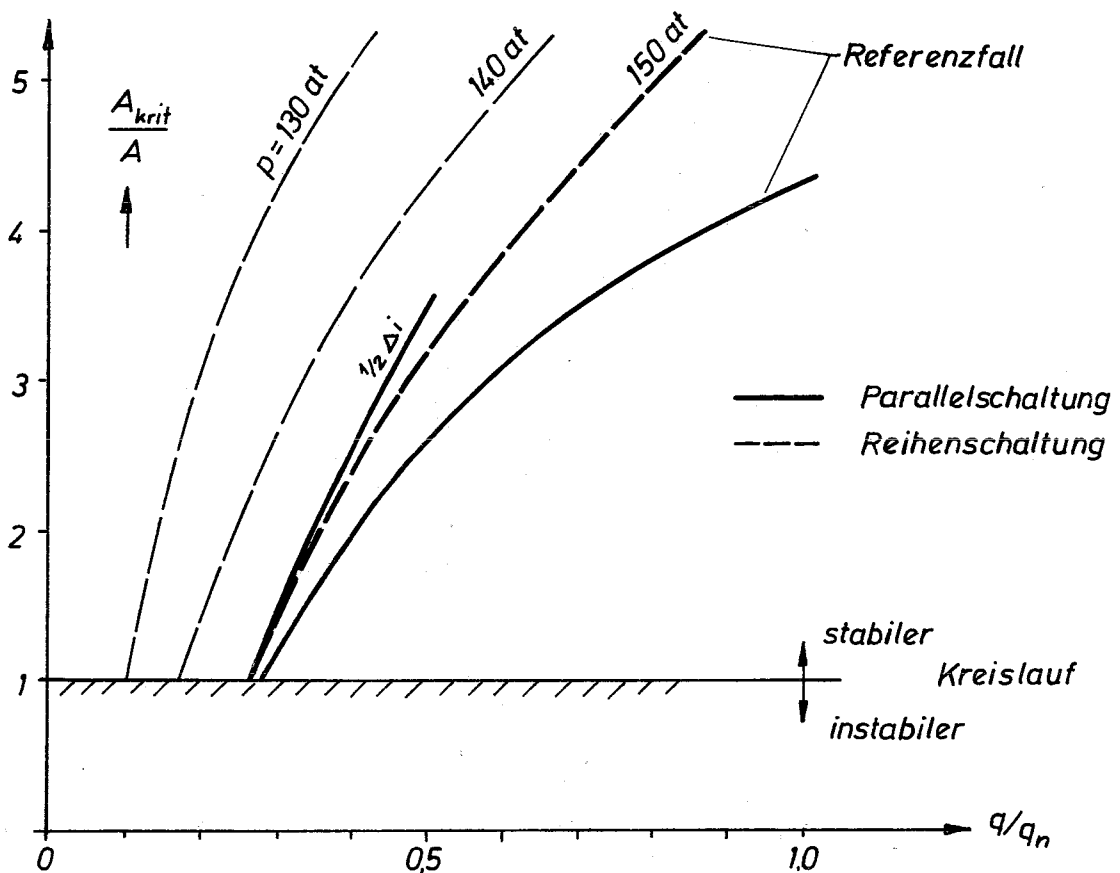


Abb. 7 Stabilitätsabstand A_{krit}/A bei Reduzierung des Druckes und der Heissdampfenthalpie

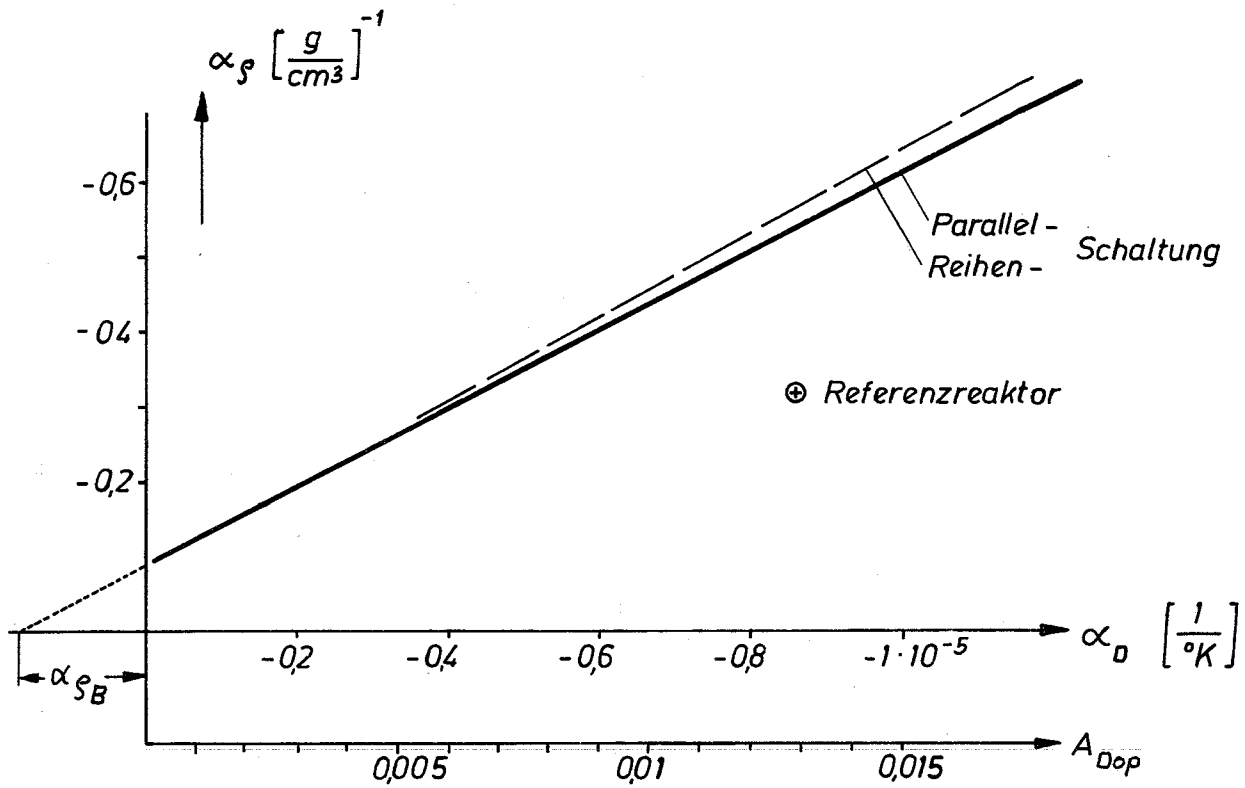


Abb. 8 Stabilitätsgrenzen bei Vollast

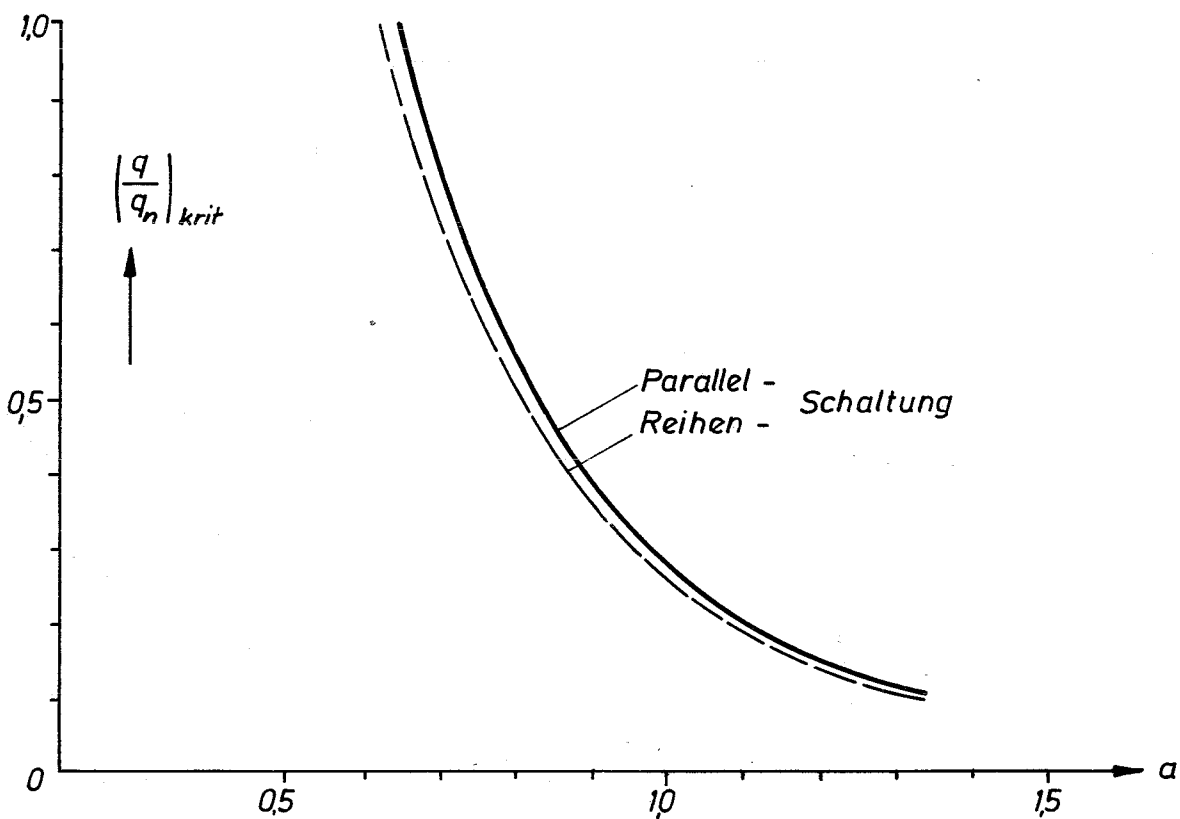


Abb. 9 Stabilitätsgrenzen bei Teillast