

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

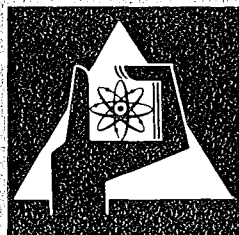
Mai 1974

KFK 1986

Institut für Kernverfahrenstechnik

**Das gasdynamische Betriebsverhalten und die
Kriterien der inhärenten Stabilität von
Trendüsenkaskaden zur U-235-Anreicherung**

R. Schütte



**GESELLSCHAFT
FÜR
KERNFORSCHUNG M.B.H.**

KARLSRUHE

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 1986

Institut für Kernverfahrenstechnik

Das gasdynamische Betriebsverhalten und die
Kriterien der inhärenten Stabilität von
Trenndüsenkaskaden zur U-235-Anreicherung

von

R. Schütte +)

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe

+) Habilitationsschrift Karlsruhe 1974

Zusammenfassung:

Das Betriebsverhalten von Trenndüsen-Kaskaden zur Anreicherung des leichten Uranisotops U-235 wurde mit einer 10-stufigen Pilot-Anlage experimentell untersucht. Daneben wurden Digitalrechner-Programme entwickelt, mit denen die Betriebseigenschaften dieser Pilot-Anlage hinreichend genau simuliert werden können und die die Vorausberechnung des Betriebsverhaltens industrieller Trenndüsen-Kaskaden mit entsprechenden Stufenzahlen und mit Komponenten erlauben, wie sie in einer Pilot-Anlage nicht realisiert werden können. Der Betrieb der Pilot-Anlage hat gezeigt, daß bei einem ausreichenden Maß an inhärenter gasdynamischer Stabilität in Trenndüsenkaskaden, die mit einem Verfahrensgasgemisch aus UF_6 und einem hohen Anteil eines leichten Zusatzgas arbeiten, ein problemloser Anreicherungsbetrieb möglich ist. Ihr gasdynamisches Verhalten ist im wesentlichen dadurch charakterisiert, daß lokale stationäre Störungen sich nur auf wenige Stufen in der Nachbarschaft der Störstelle auswirken und daß Übergänge zwischen stationären Betriebszuständen asymptotisch verlaufen.

Um die Stabilitätseigenschaften industrieller Trenndüsen-Kaskaden in einfacher Weise vorausplanen zu können, wurde als Ergänzung zu den Methoden der Digitalrechner-Simulation eine analytische Näherungs-Methode zur Berechnung des instationären Kaskadenverhaltens und zur Vorausberechnung der Stabilitätseigenschaften entwickelt. Damit ist es möglich, das Verhalten einer Trenndüsenkaskade nach beliebigen Störfällen in einem Betriebspunktdiagramm darzustellen, das den zeitlichen Verlauf von Druck p_0 und UF_6 -Molenbruch N_0 in den Stufen der Kaskade nach dem Auftreten oder nach dem Wegfall einer Störungsursache beschreibt. Die darauf aufbauend formulierten Kriterien der inhärenten Stabilität gestatten es, die gasdynamischen Eigenschaften der Anlagenkomponenten bezüglich ihrer Auswirkungen auf die Kaskadenstabilität einzeln zu analysieren. Damit ergibt sich die Möglichkeit einer gezielten Einflußnahme auf bestimmte Komponenteneigenschaften, wenn es sich darum handelt, ein gewünschtes Maß an inhärenter Stabilität in industriellen Anlagen zu erzielen. Als Anwendungsbeispiele werden die Komponenten der Pilot-Anlage und der z.Zt. in Betrieb befindlichen technischen Prototypstufen betrachtet.

GASDYNAMIC OPERATING CHARACTERISTICS AND
CRITERIA OF INHERENT STABILITY OF SEPARA-
TION NOZZLE CASCADES FOR U-235-ENRICHMENT

Abstract

The operating characteristic of separation nozzle cascades for the enrichment of U-235 has been investigated experimentally in a ten-stage separation nozzle pilot plant. Numerical computer programs have been established to simulate the operating characteristics of the pilot plant with sufficient accuracy. These computer programs are used for the advance calculation of industrial cascades involving large numbers of stages and technical components which cannot be implemented in a pilot plant. The operation of the pilot plant has shown that given a sufficient degree of inherent gasdynamic stability a troublefree enriching operation is assured in separation nozzle cascades which use a process gas mixture of uranium hexafluoride, UF_6 , with a high percentage of a additional light gas. Essentially the gasdynamical behaviour is characterized by local confinement of steady state disturbances which affect only a small number of adjoining stages, and by the fact that transients between steady state modes of operation follow an asymptotic course.

For simple forecasting of the stability qualities of industrial separation nozzle cascades the methods of digital computer simulation have been complemented by an approximate analytical method for the computation of gas dynamic cascade transients and for the calculation of stability properties. This approach allows the effects of arbitrary cascade disturbances to be described by means of an operations point diagramm showing the transient course of stage pressure p_0 and UF_6 concentration N_0 in the stages of a cascade following a steady state perturbation or the removal of the cause of the perturbation. On the basis of this method, the analytical formulation of the criteria of inherent stability allows a detailed analysis of single gas dynamic properties of the different cascade components to be performed with respect to their impact on the cascade stability. In this way it is possible to influence very specific properties of cascade components and thus obtain any desired degree of cascade stability. In this report the method has been applied by way of example to the components of the pilot plant and to the industrial prototype separation nozzle stages actually in operation.

Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
Einleitung und Überblick	1
I.) <u>Experimentelle Untersuchungen und Rechner-Simulation des gasdynamischen Betriebsverhaltens</u>	5
A.) Das Verfahrensschema der Trenndüsenkaskaden	7
B.) Die Einregelung und Überwachung der Betriebsgrößen einer Trenndüsenkaskade	10
C.) Die Auswirkungen von zeitlich konstanten Störungen oder Regeleingriffen auf den stationären Betriebszustand	11
D.) Das Übergangsverhalten und die Einflußbereiche periodischer Störungen	14
II.) <u>Die gasdynamische Stabilität von Trenndüsenkaskaden</u>	19
A.) Die Kriterien der inhärenten Stabilität des Kaskadenbetriebes	20
1.) Formulierung der Stabilitätskriterien	23
2.) Die Fortpflanzung von Inventarstörungen in der Kaskade	26
3.) Die Beschreibung von Betriebspunktänderungen im N_o - p_o -Diagramm	27
B.) Die näherungsweise Berechnung des Stabilitätsverhaltens	31
1.) Die Berechnung der Stabilitätskriterien und der Betriebspunktänderungen für kollektive Sollwertabweichungen	31
2.) Die differentiellen Stabilitätskriterien im Arbeitspunkt	34

	<u>Seite</u>
III.) <u>Stabilitätsanalysen von Trenndüsenkaskaden</u>	39
A.) Die Eigenschaften industrieller Trenndüsen-Stufen	39
1.) Die Kennlinien der Trennelemente	39
2.) Die Verdichter-Kennlinien	41
3.) Die Auswirkungen der Kennlinieneigenschaften auf das Stabilitätsverhalten	42
B.) Der Arbeitspunktbereich industrieller Trenndüsenkaskaden	46
1.) Die Einflüsse der Produktionsaufgabe	49
2.) Die Einflüsse von Laständerungen der Kaskade	50
IV.) <u>Maßnahmen zur Erzielung inhärenter Stabilität</u>	53
1.) Die Durchflußcharakteristik der Rückstauventile	53
2.) Eingriffe in die Kennlinien der Trenndüsen und der Stufenverdichter	57
V.) <u>Diskussion der Ergebnisse</u>	59
 <u>Literatur</u>	 62

Einleitung und Überblick

Wie bei den anderen Verfahren zur Anreicherung des leichten Uran-Isotops ^{235}U muß auch beim Trenndüsenverfahren der elementare Trenneffekt durch Hintereinanderschalten von Trennstufen in einer Trennkaskade vervielfacht werden [1,2]. Die erste Abbildung zeigt das Blockschaltdbild einer aus zwei Stufentypen aufgebauten Trenndüsenkaskade. Die Breite der Blöcke symbolisiert den Stufendurchsatz, ihre Höhe die Anzahl der in einem Kaskadenabschnitt in Serie geschalteten Trenndüsenstufen. Die Einspeisestelle für Natur-Uran liegt etwa in der Mitte des Basisabschnittes aus 270 großen Stufen, die Austragung von Produkt- und Abfalluran erfolgt aus den Kopf- bzw. Fußabschnitten mit zusammen etwa 180 kleinen Stufen mit etwa einem Drittel der Trennleistung der großen Stufen.

Die Trenndüsen werden mit einem Verfahrensgas-Gemisch aus Uranhexafluorid (UF_6) und einem leichten Zusatzgas, z.B. Wasserstoff oder Helium betrieben. Der optimale Anreicherungsbetrieb in der Kaskade verlangt, daß alle Stufen bei ihren vorgesehenen Betriebsbedingungen, beispielsweise mit einem Düsen vordruck zwischen 400 und 600 Torr und einer UF_6 -Konzentration von 5 Mol-% UF_6 im Ausgangsgas der Trenndüsen stationär betrieben werden. Neben der Isotopenentmischung findet in den Trenndüsen eine starke Trennung zwischen UF_6 und Zusatzgas statt, wodurch in der Kaskade ein Aufwärtstransport von leichtem Zusatzgas entsteht. Eine Anreicherung des Zusatzgases in den Kopfstufen der Kaskade wird dadurch verhindert, daß dieser Aufwärtstransport am Kaskadenkopf aus der leichten Fraktion der Kopfstufen (an der Kaskadenschulter aus der leichten Fraktion der oberen Stufen des Basisabschnitts) entnommen wird und an den Kaskadenfuß zurückgeführt wird. Damit wird sozusagen ein Kurzschluß in der Anreicherung von leichtem Zusatzgas hergestellt, und es wird die Gemischtrennung in der Kaskade unterbunden. Das in diesen Gasströmen enthaltene UF_6 muß jedoch in die Kopfstufen der betreffenden Kaskadenabschnitte zurückgespeist werden. Diese Aufgabe übernehmen die drei im

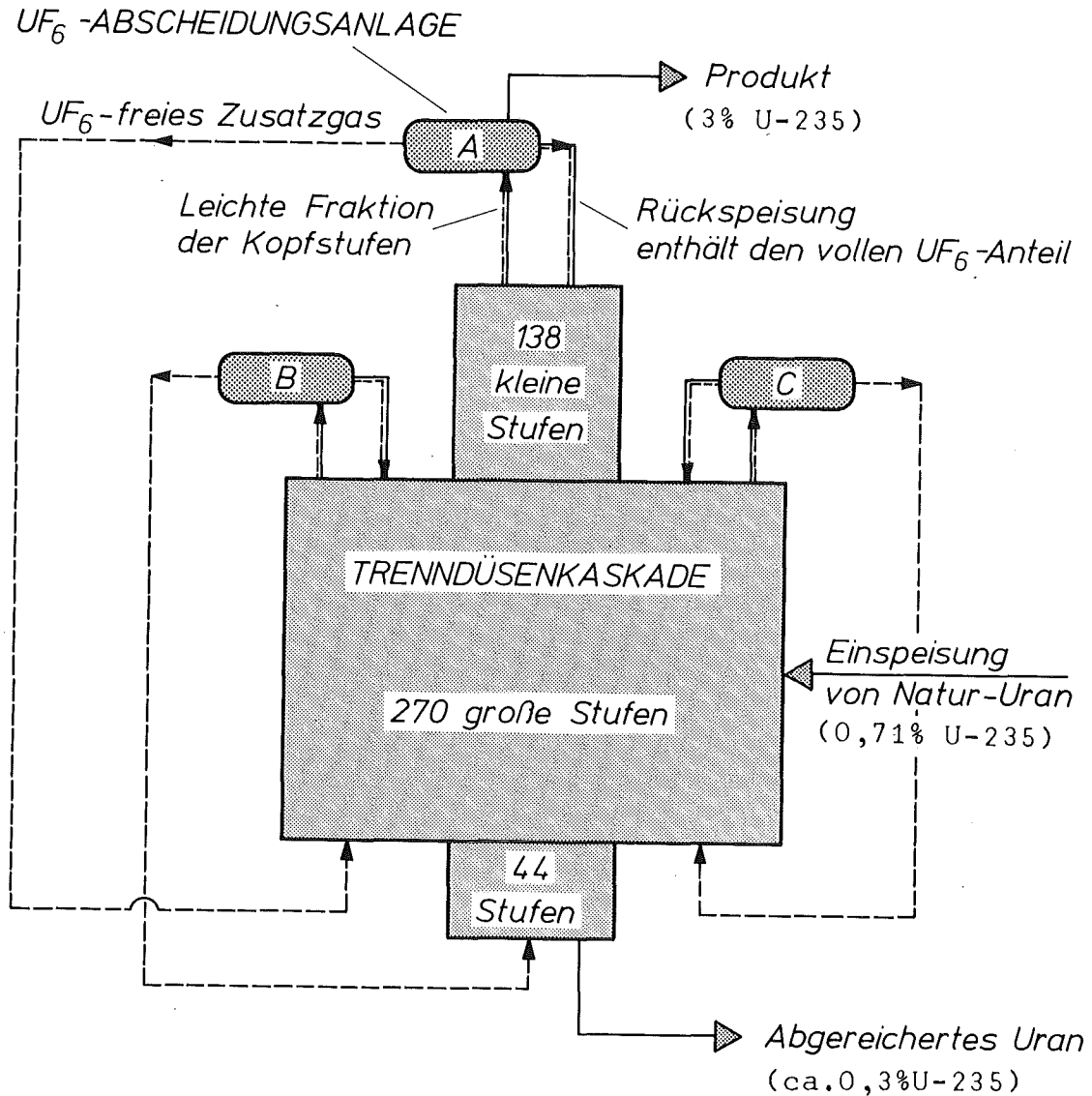


Abb. 1: Blockschaltbild einer industriellen Trenndüsenkaskade mit zwei Stufentypen und drei identischen UF_6 -Abscheidungsanlagen. Große und kleine Stufen unterscheiden sich in Durchsatz und Trennleistung um den Faktor 3. Bei Einsatz von Stufen mit den Trennleistungen der z.Zt. in der Erprobung befindlichen Prototypen (660 bzw. 2000 kg Uran Trennarbeit/Jahr) würde eine derartige Trenndüsenkaskade eine Trennleistung von ca. 600 to Uran Trennarbeit/Jahr erzeugen und die ständige Versorgung von Leichtwasser-Reaktoren mit einer installierten Leistung von mehr als 6000 MWe übernehmen können [16].

Fließbild eingezeichneten UF_6 -Abscheidungsanlagen [13].

In der vorliegenden Arbeit wird das Betriebsverhalten der aus identischen Trennstufen bestehenden Kaskadenabschnitte zusammen mit der zugehörigen UF_6 -Abscheidungsanlage betrachtet, d.h. das Betriebsverhalten einer sogenannten "Rechteck-Kaskade", das auch für die eine "abgestufte Kaskade", wie sie das Blockschaltbild zeigt, repräsentativ ist.

Experimentelle Untersuchungen: Zur experimentellen Untersuchung des Betriebsverhaltens wurde eine 10-stufige Trenndüsenkaskade, die sogenannte Pilot-Anlage gebaut [3-5], mit der die Steuerung einer derartigen Kaskade in den gewünschten Betriebszustand und ihre Überwachung im stationären Anreicherungsbetrieb untersucht wurden [6,7]. Die Messungen der instationären Vorgänge in der Pilot-Anlage zeigten, daß Übergänge zwischen beliebigen stationären Betriebszuständen im allgemeinen asymptotisch verlaufen. Gegenüber aufgeprägten periodischen Störungen reagiert die Kaskade wie ein extrem gedämpftes System, in welchem die Störungsauswirkungen mit wachsender Erregerfrequenz und mit wachsendem Abstand vom Ort der Störungseinleitung monoton abnehmen [8,9].

Digitalrechner-Simulation des Betriebsverhaltens: Daneben wurden numerische Berechnungsverfahren entwickelt [9-12], mit denen die Betriebseigenschaften der Trenndüsenkaskade mit ausreichender Genauigkeit simuliert werden können und die die Vorausberechnung des Betriebsverhaltens industrieller Trenndüsen-Kaskaden mit entsprechenden Stufenzahlen und mit Komponenten erlauben, wie sie in einer Pilot-Anlage nicht realisiert werden können.

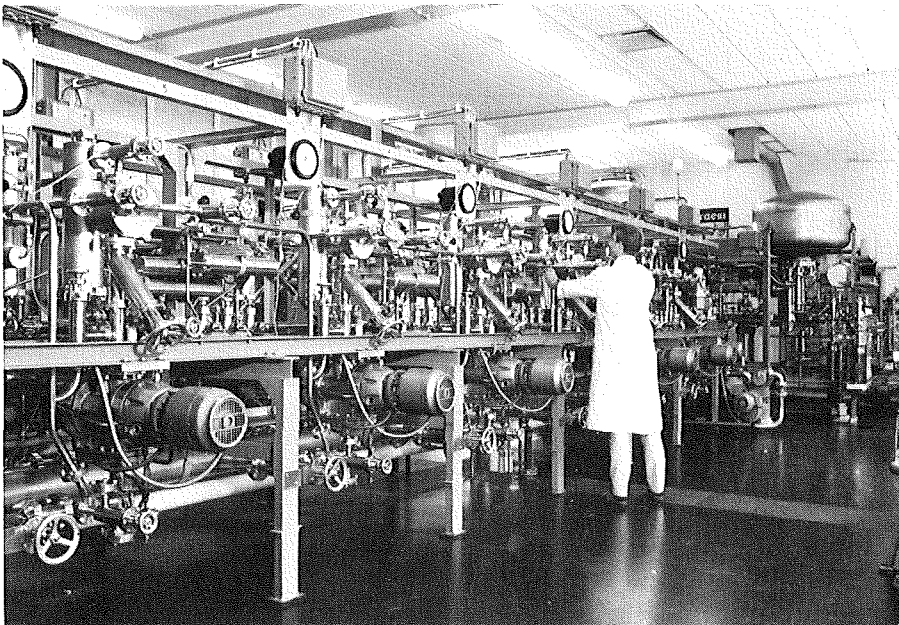
Inhärente Stabilität des gasdynamischen Verhaltens: Der Betrieb der Pilot-Anlage zeigte, daß bei einem ausreichenden Maß an inhärenter Stabilität ein problemloser Kaskadenbetrieb ohne Trennarbeitsverluste durch Materialfluktuationen möglich ist. Bei Kaskaden mit anderen Eigenschaften der Trenndüsen

oder der Verdichter, sowie bei Verwendung anderer Kaskadenschaltungen und geänderter Zusammensetzung des Verfahrensgasgemisches muß dies nicht notwendigerweise der Fall sein. Zweifellos läßt sich eine Kaskade auch bei fehlender inhärenter Stabilität mit geeigneten Regelungseinrichtungen betreiben. Man kann jedoch davon ausgehen, daß für industrielle Kaskaden ein inhärent stabiles Verhalten die günstigste Betriebsweise bedeutet.

Unter dieser Zielsetzung wurde neben den Methoden der Digitalrechner-Simulation des instationären Betriebsverhaltens [11,12] eine analytische Näherungs-Methode zur Vorausberechnung des Stabilitätsverhaltens entwickelt. Trotz vereinfachender Ansätze ergeben sich daraus hinreichend genaue Voraussagen der Stabilitätseigenschaften und zugleich eine übersichtliche Beschreibungsweise des Kaskadenverhaltens, deren Richtigkeit im Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen der 10-stufigen Pilot-Anlage und im Vergleich mit entsprechenden Simulationsrechnungen überprüft wurde. Dieses Vorgehen macht es möglich, die gasdynamischen Eigenschaften der Anlagenkomponenten bezüglich der Auswirkungen auf die inhärente Kaskadenstabilität einzeln zu analysieren und erlaubt somit eine gezielte Einflußnahme auf bestimmte Komponenteneigenschaften, wenn es sich darum handelt, ein gewünschtes Maß an inhärenter Stabilität in industriellen Anlagen zu erzielen.

I.) Experimentelle Untersuchungen und Rechner-Simulation des gasdynamischen Betriebsverhaltens

Im Institut für Kernverfahrenstechnik der Universität Karlsruhe und des Kernforschungszentrums ist seit etwa 5 Jahren eine 10-stufige Trenndüsen-Versuchskaskade in Betrieb [3-6]. Die mit dieser Pilot-Anlage erzielten Versuchsergebnisse wurden in vorausgegangenen Arbeiten [7-10] ausführlich dargestellt und werden hier soweit zusammengefaßt, als sie für die Beurteilung der im Abschnitt II beschriebenen Stabilitätsuntersuchungen von Bedeutung sind. Das gleiche gilt für die Ergebnisse der numerischen Simulationsrechnungen [7,9-12], durch deren Gegenüberstellung zu parallel durchgeführten Experimenten zunächst die Simulationstreue der angewandten Rechenverfahren aufgezeigt wird. Mit ihrer Hilfe können die in der folgenden analytischen Behandlung angewandten Näherungen auf ihre Zulässigkeit überprüft werden.



Zehnstufige Pilot-Anlage zur Untersuchung des Betriebsverhaltens von Trenndüsenkaskaden. Man erkennt die Rootsverdichter mit den darüber angeordneten Trennkammern, in denen 10 cm lange Trenndüsen eingebaut sind. Im Hintergrund sind Teile der UF_6 -Abscheidungsanlage zu sehen.

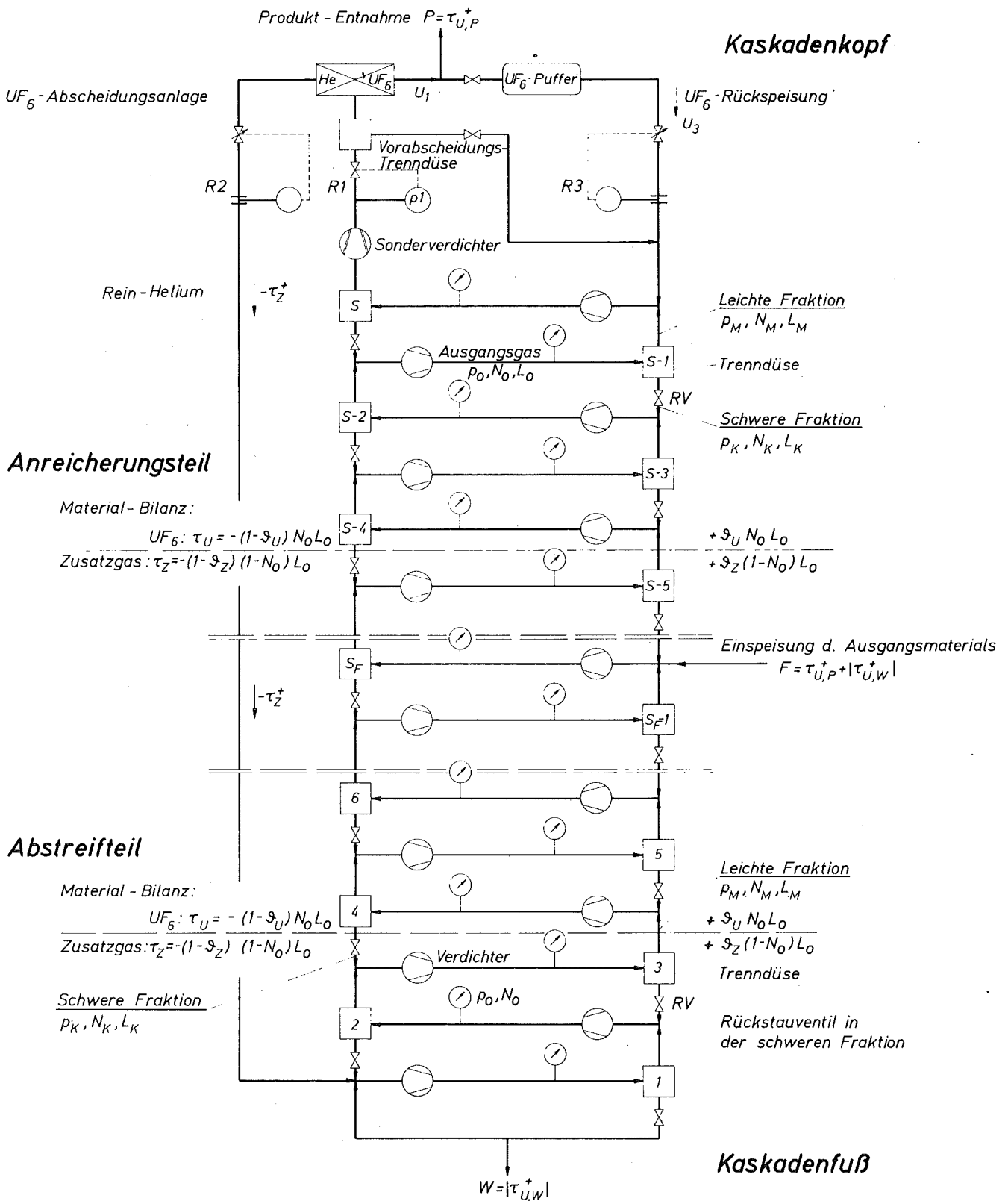


Abb. 2: Fließbild einer aus identischen Stufen bestehenden Trenndüsenkaskade für ein nominelles Uran-Abschälverhältnis $\vartheta_U^* = 1/2$. Rechteck-Kaskade mit UF_6 -Abscheidungsanlage aus Kaskadenkopf und Rückführung des Zusatzgas-Transports τ_Z an den Kaskadenfuß.

A.) Das Verfahrensschema der Trenndüsen-Kaskade

Die Abb.2 zeigt das auch für die Pilotanlage zutreffende Fließbild einer aus identischen Trennstufen (Trenndüse und Stufenverdichter) aufgebauten Trenndüsen-Kaskade. In dieser Anordnung von Trennstufen wird die leichte Fraktion einer Stufe s zusammen mit der schweren Fraktion der übernächsten Stufe ($s+2$) vom Stufenverdichter angesaugt und als Ausgangsgas der nächsthöheren Stufe ($s+1$) zugeführt. Bei dieser Zusammenschaltung müssen die leichte und die schwere Fraktion der Trenndüsen gleich große UF_6 -Stromstärken enthalten, d.h. die Kaskade ist für ein nominelles Uran-Abschälverhältnis $\mathcal{D}_U^* = 1/2$ aufgebaut.

Für die Pilot-Anlage wurde dieser Kaskadenaufbau wegen der einfachen Schaltung gewählt, obwohl aufgrund der allgemeinen Leistungsdaten der Trenndüsen für industrielle Trenndüsenkaskaden eine Schaltung mit einem nominellen Uranabschälverhältnis $\mathcal{D}_U^* = 1/3^*)$ als günstiger anzusehen ist [1]. Sie ist mit zehn Trenndüsen von 10 cm Länge bestückt, deren Querschnitt in Abb. 3 gezeigt ist [4]. Im Sollbetriebszustand wird den Düsen ein aus 5 Mol-% Uranhexafluorid (UF_6) und 95 Mol-% Helium bestehendes Ausgangsgas (molare Gesamtstromstärke L_0 , Molenbruch des UF_6 bzw. des Urans: $N_0 = 0,05$) unter einem Druck $p_0 = 40$ Torr zugeführt. In der Düse expandiert das Gasgemisch bei einem Druckverhältnis 3,5:1 entlang der zylindrischen Umlenk wand und wird nach 180° Umlenkung durch eine Abschälerschneide in die an Helium und ^{235}U angereicherte leichte Fraktion mit der Stromstärke $L_M = \mathcal{D}_G L_0$ und in die nahe der Umlenk wand strömende schwere Fraktion $L_K = (1 - \mathcal{D}_G)L_0$ aufgeteilt.

) In einer Kaskade mit $\mathcal{D}_U^ = 1/3$ ist die Uranstromstärke in der schweren Fraktion doppelt so groß wie in der leichten Fraktion. Vom Stufenverdichter wird die leichte Fraktion der Stufe s zusammen mit der schweren Fraktion der Stufe ($s+3$) angesaugt und als Ausgangsgas in die Stufe ($s+2$) gefördert.

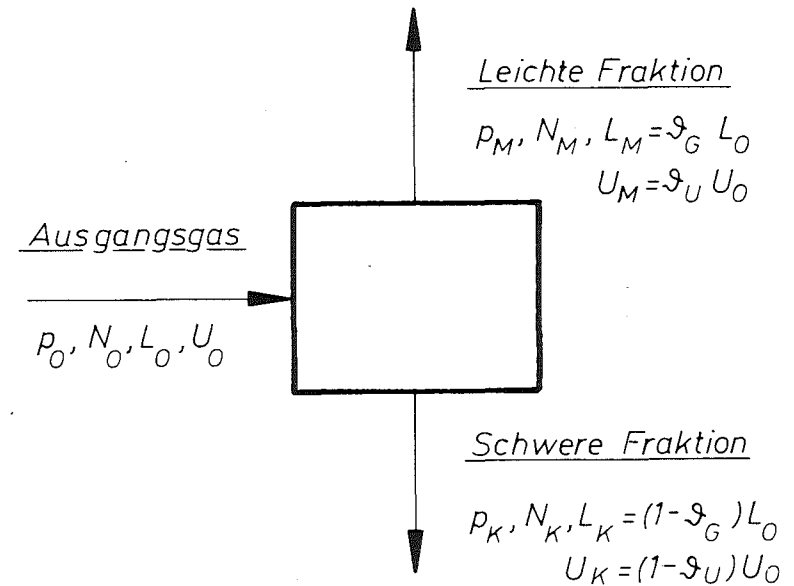
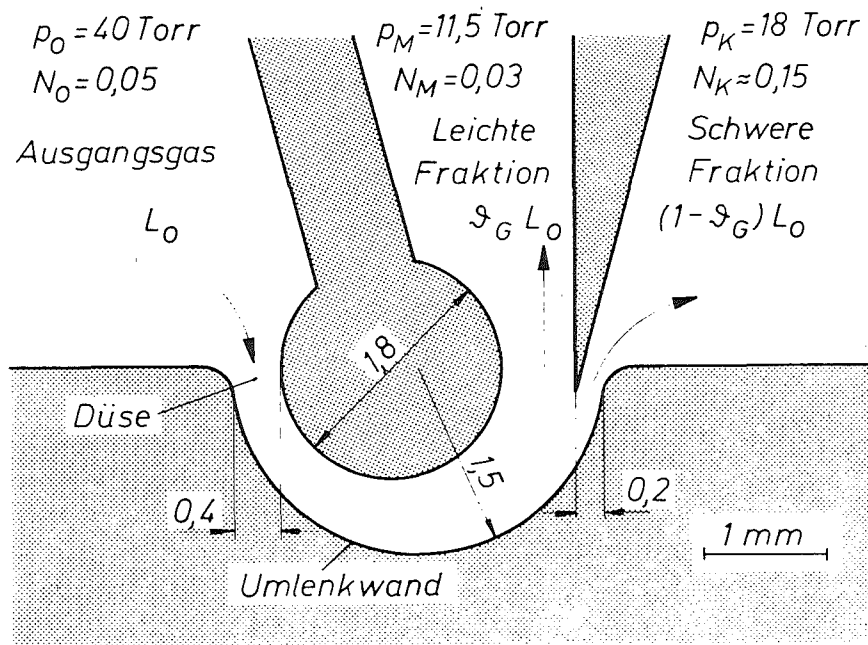


Abb. 3: links : Querschnitt einer Trenndüse mit den Sollbetriebsbedingungen der Pilot-Anlage; rechts: Ersatzschaltbild der Trenndüsen.

p: Absolutdrücke; N: UF_6 -Molenbrüche im Helium/ UF_6 -Gemisch; L: Gemischstromstärken; U: UF_6 -Stromstärken; \mathcal{S}_G : Gesamtabschälverhältnis, \mathcal{S}_U : UF_6 -Abschälverhältnis, \mathcal{S}_Z : Helium-Abschälverhältnis. Die Indizes 0, M, K kennzeichnen die Betriebsgrößen im Ausgangsgas und in der leichten bzw. schweren Fraktion; Maße in mm.

In einer Kaskadenschaltung für einen bestimmten Wert des nominalen Uranabschälverhältnisses ϑ_U^* (z.B. $\vartheta_U^* = 1/2, 1/3, 1/4$ etc.) ist im Sollbetriebszustand ein effektives Aufteilungsverhältnis für die Uran-Ströme, das UF_6 -Abschälverhältnis ϑ_U^+

$$\vartheta_U^+ = \vartheta_U^* \left(1 + \frac{\tau_U^+}{N_O^+ \cdot L_O^+} \right) \quad (1)$$

einzuhalten. Dabei bedeutet τ_U^+ den im stationären Betriebszustand von der Kaskade erzeugten Aufwärtstransport an Uran, der am Kaskadenkopf als Produktstrom P entnommen wird^{*)}. Im Abstreifeteil der Kaskade ist τ_U^+ negativ und wird als Abfallstrom W am Kaskadenfuß entnommen. Die äquivalente Menge an Ausgangs-Uran wird als Einspeisestromstärke F = P+W in der Kaskadenmitte eingespeist.

Da sich die zu diesem Wert ϑ_U^+ gehörende Position der Abschälerschneide bei der Herstellung der Trenndüsen nur mit einer gewissen Fehlergrenze einstellen läßt, und bei größeren Änderungen der Uranstromstärken P und W eine Nachregulierung zweckmäßig sein kann, erfolgt ein Feinabgleich der Abschälverhältnisse ϑ_U während des Betriebes durch Einstellung des Expansionsverhältnisses p_O/p_K in der schweren Fraktion mit Hilfe der in Abb. 2 eingezeichneten Rückstau-Ventile RV.

Unter den Auslegungsbedingungen der Pilot-Anlage, $p_O^* = 40$ Torr, $p_O^*/p_M^* = 3,5$ und $p_O^*/p_K^* = 2,22$ ergeben sich aufgrund der starken Entmischung von He und UF_6 (vgl. die in Abb. 3, links, angegebenen UF_6 -Molenbrüche N_M und N_K) ein Gesamtabschälverhältnis $\vartheta_G = (N_O - N_K)/(N_M - N_K) = 0,83$ und ein Helium-Abschälverhältnis $\vartheta_Z = \vartheta_G(1 - N_M)/(1 - N_O) = 0,85$. [3,4,7]. Wie man aus einer Stromstärkebilanz in Abb. 2 ersieht, hat die Gemischtrennung einen Nettotransport $\tau_Z = (1 - N_O)L_O(2\vartheta_Z - 1)$ an leichtem Zusatzgas zum Kaskadenkopf hin zur Folge, der in der UF_6 -Abscheidungsanlage aus der leichten Fraktion einer Vorabscheidungs-Trenndüse abgetrennt wird und an den Kaskadenfuß (Stufe 1) zurückgespeist wird [13].

*) Der Index⁺ kennzeichnet die Sollwerte in einem ausgewählten Arbeitspunkt, während mit * die Auslegungswerte bezeichnet werden.

B.) Die Einregelung und Überwachung der Betriebsgrößen einer Trenndüsen-Kaskade

Für eine verlustfreie Trennarbeitserzeugung in der Rechteck-Kaskade ist es wichtig, daß alle Trenndüsen mit den gleichen UF_6 -Stromstärken N_o^+ L_o^+ und den richtigen Abschälverhältnissen \mathcal{S}_U^+ unter den vorgeschriebenen Betriebsbedingungen arbeiten, nämlich dem Soll-Düsenvordruck p_o^+ , dem UF_6 -Molenbruch N_o^+ und dem optimalen Expansionsverhältnis (p_o^+/p_M^+) . Es zeigt sich, daß es für die Einstellung und Überwachung dieses "Sollzustandes" genügt, den UF_6 -Gehalt des Ausgangsgases $N_o(s)$ und dessen Druck $p_o(s)$ in allen Stufen (Stufen-Nummer s) auf die vorgeschriebenen Werte einzustellen, wenn das Uran-Abschälverhältnis in nur einer Stufe der Pilot-Anlage auf den richtigen Wert eingestellt ist *). In der Pilot-Anlage werden daher die Drucke $p_o(s)$ und die UF_6 -Molenbrüche $N_o(s)$ im Ausgangsgas aller Stufen sowie das Abschälverhältnis \mathcal{S}_U der Stufe 10 als interne Regelgrößen zur Betriebsüberwachung benutzt [7]. In industriellen Anlagen genügt bei ausreichender Identität der Trenndüsen und der Stufenverdichter die betriebsmäßige Feinregulierung der Abschälverhältnisse mit Hilfe der Kerngasrückstau-Ventile RV in jeder Stufe zur Einstellung des gewünschten Soll-Betriebszustandes.

In der Pilot-Anlage stellt sich aufgrund des inhärent stabilen Kaskadenverhaltens nach einmaliger Einregulierung der Stellglieder RV in der Trenndüsenkaskade stets der Sollbetriebszustand ein, sobald die äußeren Betriebsgrößen τ_U^+ , τ_Z^+ und p_1 der Kaskade ebenfalls ihre Sollwerte annehmen [7]. Zum Ausgleich zeitlicher Schwankungen aufgrund des teilweise diskontinuierlichen Betriebs der UF_6 -Abscheidungsanlage besitzt dieser Anlagenteil sowohl einen Puffer für UF_6 als auch für das Zusatzgas. Zur Regelung der äußeren Betriebsgrößen τ_U^+ , τ_Z^+ und p_1 werden die Regler R3, R2 bzw. R1 eingesetzt.

*) Im stationären Betriebszustand mit $N_o(s)=\text{konst}$, $p_o(s)=\text{konst}$ sind die Abschälverhältnisse aller geradzahligen Stufen, $\mathcal{S}_U(g)$, untereinander gleich, die der ungeradzahligen Stufen sind ebenfalls gleich und betragen $\mathcal{S}_U(ug)=1-\mathcal{S}_U(g)$. Siehe [7]. In Kaskaden mit größeren Stufenzahlen wird man dementsprechend die Abschälverhältnisse jeweils für eine Gruppe von 10-20 Stufen überwachen.

C.) Die Auswirkungen von zeitlich konstanten Störungen oder Regeleingriffen auf den stationären Betriebszustand

Einen guten Einblick in das Betriebsverhalten der Pilot-Anlage gewinnt man aus einer Betrachtung der stationären Sollwertabweichung des Düsendruckes p_o und des UF_6 -Molenbruches N_o , die in der Kaskade durch gezielt vorgenommenen, zeitlich konstante Regeleingriffe hervorgerufen werden. Die Abb. 4 zeigt in einem Vergleich zwischen Meßwerten (o) und den als Kurven eingezeichneten Ergebnissen der entsprechenden Simulationsrechnungen [10] einige Beispiele für Eingriffe in einer einzelnen Stufe (Stufe 8) und im Bereich der UF_6 -Abscheidung. Man erkennt, daß bei einem lokalen Eingriff (Abb. 4 a, b, d und e) die Störungseinflüsse mit wachsendem Abstand von der Eingriffsstelle rasch abklingen, so daß nur eine relativ kleine Anzahl von Stufen in der Nachbarschaft der Störstelle betroffen wird. Dieses Betriebsverhalten geht noch deutlicher aus den entsprechenden Darstellungen in Abb. 5 hervor, die die berechneten stationären Sollwertabweichungen in einem größeren Kaskadenabschnitt zeigen, der aus 101 identischen Stufen mit den Komponenteneigenschaften der Pilot-Anlage besteht.

Im Gegensatz hierzu werden jedoch die Betriebsgrößen aller Stufen der Kaskade praktisch im gleichen Ausmaß von Änderungen des Uran-Transportes τ_U und des Zusatzgas-Transportes τ_Z betroffen (Abb. 4c und Abb. 5). Man erkennt, daß auch massive Änderungen des Produktionsstromes $P = \tau_{U,P}^+$ nur geringfügige, gleichsinnige Änderungen des Druckes p_o und des UF_6 -Molenbruches N_o hervorrufen. Demgegenüber haben Änderungen des Zusatzgas-Transportes τ_Z eine relativ gleichstarke, aber gegensinnige Beeinflussung von Anlagendruck und UF_6 -Konzentration zur Folge. Diese letztere Eigenschaft kann in betriebstechnisch günstiger Weise zur Lastregelung von Trenndüsen-Kaskaden ausgenutzt werden [7].

Eingriffe am Kaskadenkopf

a) Kaskadenfüllung

Erniedrigung des Austragungsdruckes p_1 um 3,5%

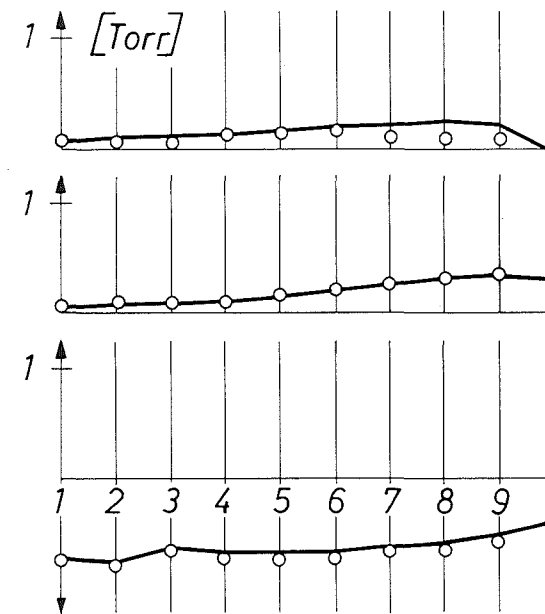
b) UF₆-Rückspeisung

Erhöhung von U_3 um 2,3%

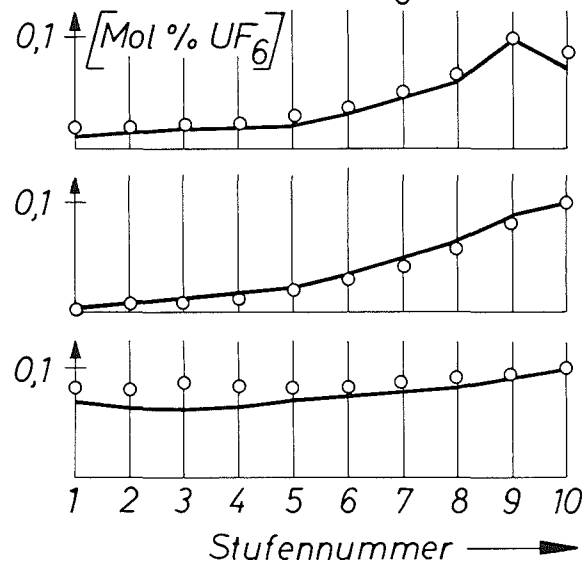
c) Helium-Rückführung

Erniedrigung von τ_Z^+ um 2,3%

Δp_0 Änderung des Düsendruckes



ΔN_0 Änderung der UF₆-Konz.



Eingriffe in einer Stufe

d) Kompressionsverhältnis

des Stufenverdichters in Stufe 8 um 3% erhöht

e) Kerngas-Rückstau

Erniedrigung des Verhältnisses p_K/p_0 in Stufe 8

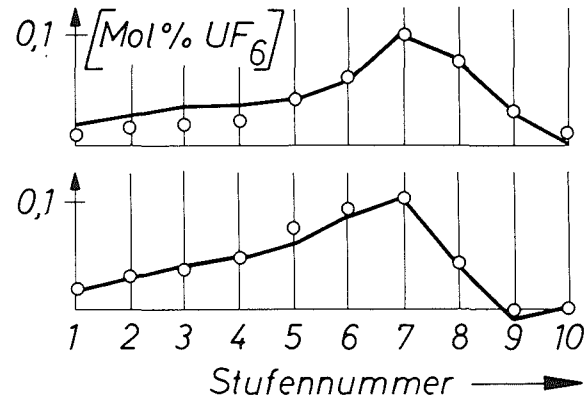
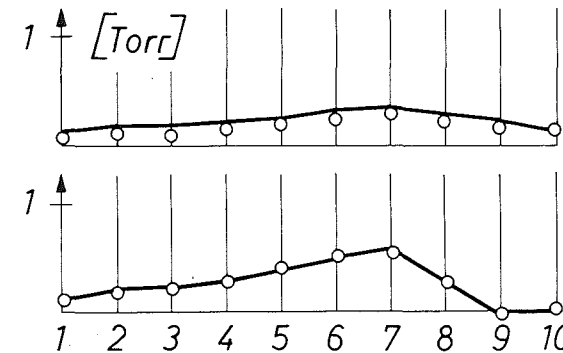


Abb. 4: Die stationären Sollwertabweichungen der Düsendrucke Δp_0 und der UF₆-Molenbrüche ΔN_0 in den Stufen der Pilot-Anlage als Antwort auf Regeleinriffe im Bereich der UF₆-Ab-scheidungsanlage am Kaskadenkopf und in der Stufe 8.
(o Meßergebnisse, — Simulationsrechnungen nach [10])

$\frac{\Delta p_0}{p_0}$ Rel. Änderung des Düsendruckes $\frac{\Delta N_0}{N_0}$ Rel. Änderung der UF_6 -Konz.

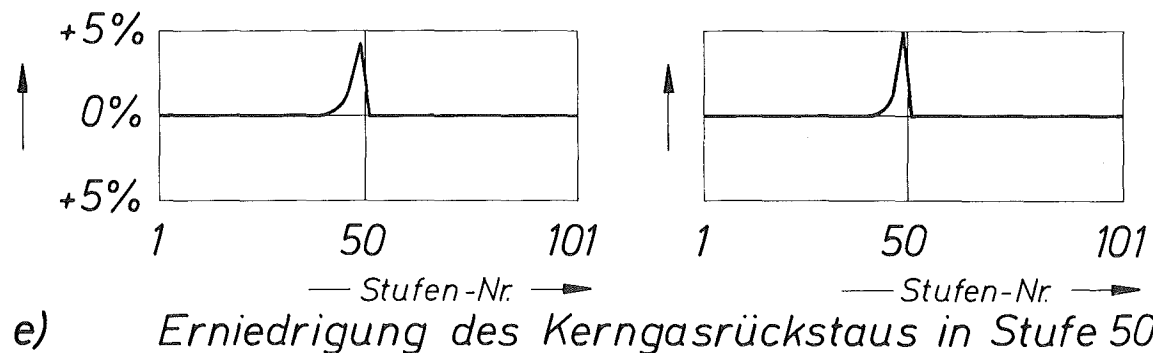
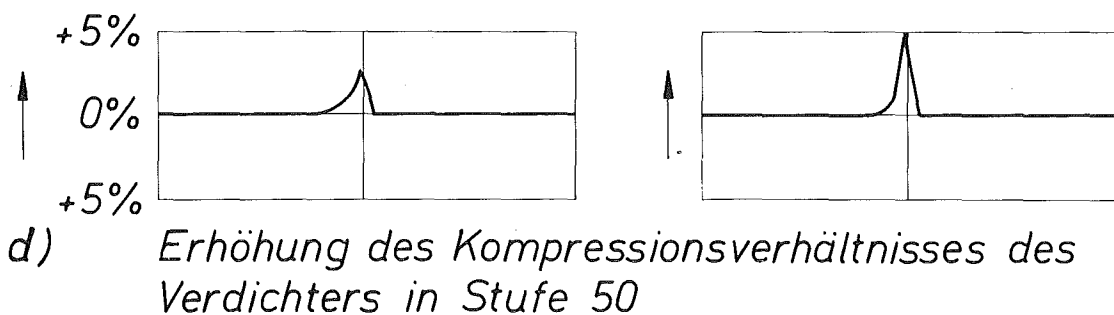
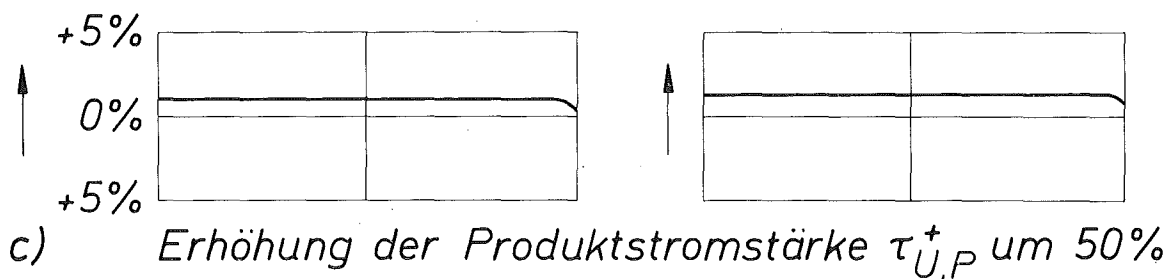
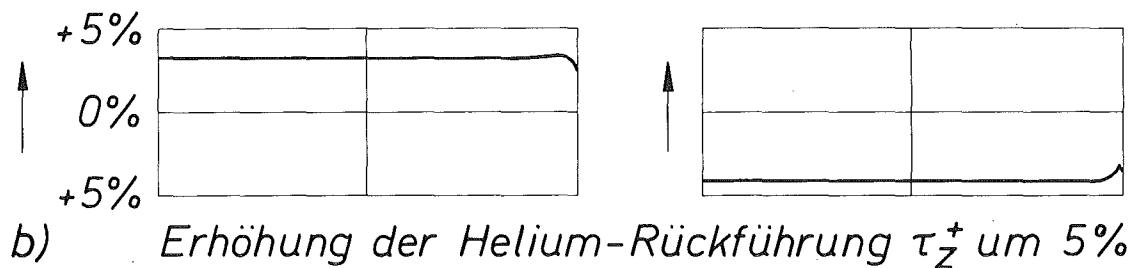
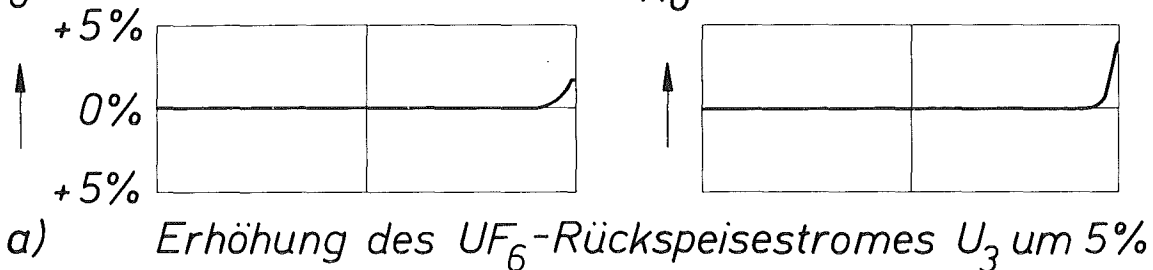


Abb. 5: Berechnete stationäre Sollwertabweichungen der Betriebsgrößen N_0 und p_0 in einer Trenndüsenkaskade aus 101 identischen Stufen mit den Komponenten-Eigenschaften der Pilot-Anlage infolge von Regeleingriffen am Kaskadenkopf, bzw. in der Stufe 50.

D.) Das Übergangsverhalten und die Einflußbereiche
periodischer Störungen

Die Übergänge zwischen beliebigen stationären Betriebszuständen verlaufen im allgemeinen asymptotisch, je nach Art der Änderung erfordern sie Einstellzeiten zwischen 0.5 und 10 min. Im Vergleich zu den stationären Werten in Abb. 4e zeigt Abb. 6 die gemessenen und die berechneten zeitlichen Änderungen der Düsendrucke p_o , in den zehn Stufen der Pilot-Anlage nach einer sprunghaften Änderung des Kerngasrückstaues in der Stufe 8 [11]. Dieses Beispiel verdeutlicht den allgemein asymptotischen Verlauf und zeigt die praktisch im Rahmen der Meßgenauigkeit liegende Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulationsrechnung bei Sprungantworten der Kaskade. Die Sprungantworten sind charakterisiert durch relativ schnell verlaufende Druckänderungen infolge von Änderungen des Zusatzgasinventars der Stufen, durch deutlich langsamer ablaufende Konzentrationsänderungen aufgrund von Verschiebung des UF_6 -Inventars zwischen benachbarten Stufen und noch wesentlich langsamer ablaufende Verschiebungen des UF_6 -Inventars zwischen Störstelle und UF_6 -Abscheidungsanlage. Man erkennt dies in der isometrischen Darstellung der berechneten relativen Sollwertabweichungen $\frac{\Delta N_o}{N_o}$ der UF_6 -Molenbrüche in den 33 Stufen eines kleineren Kaskadenabschnittes in Abb. 7. Der erhöhte UF_6 -Inhalt in den stationär gestörten Stufen 8 bis 15 wird bei vorübergehender Absenkung der UF_6 -Konzentration in den darüberliegenden Stufen innerhalb 25 sec fast voll aufgebaut. Das UF_6 -Defizit in den oberhalb der Störstelle liegenden Stufen macht sich als eine "Verdünnungswelle" bemerkbar, die zum Kaskadenkopf läuft, den sie nach etwa 1,5 min erreicht. Ihre Ausbreitung kennzeichnet die Fortpflanzungsgeschwindigkeit für Störungen des UF_6 -Inventars, die in diesem Fall etwa 20 Stufen/min beträgt. Nach etwa 5 min ist die Verdünnungswelle am Kaskadenkopf "absorbiert" worden; indem der UF_6 -Abscheidungsanlage die zur Auffüllung des UF_6 -Inventars benötigte UF_6 -Menge dadurch vorenthalten wurde, daß die UF_6 -Stromstärke U_1 vorübergehend unter Sollwert lag [9].

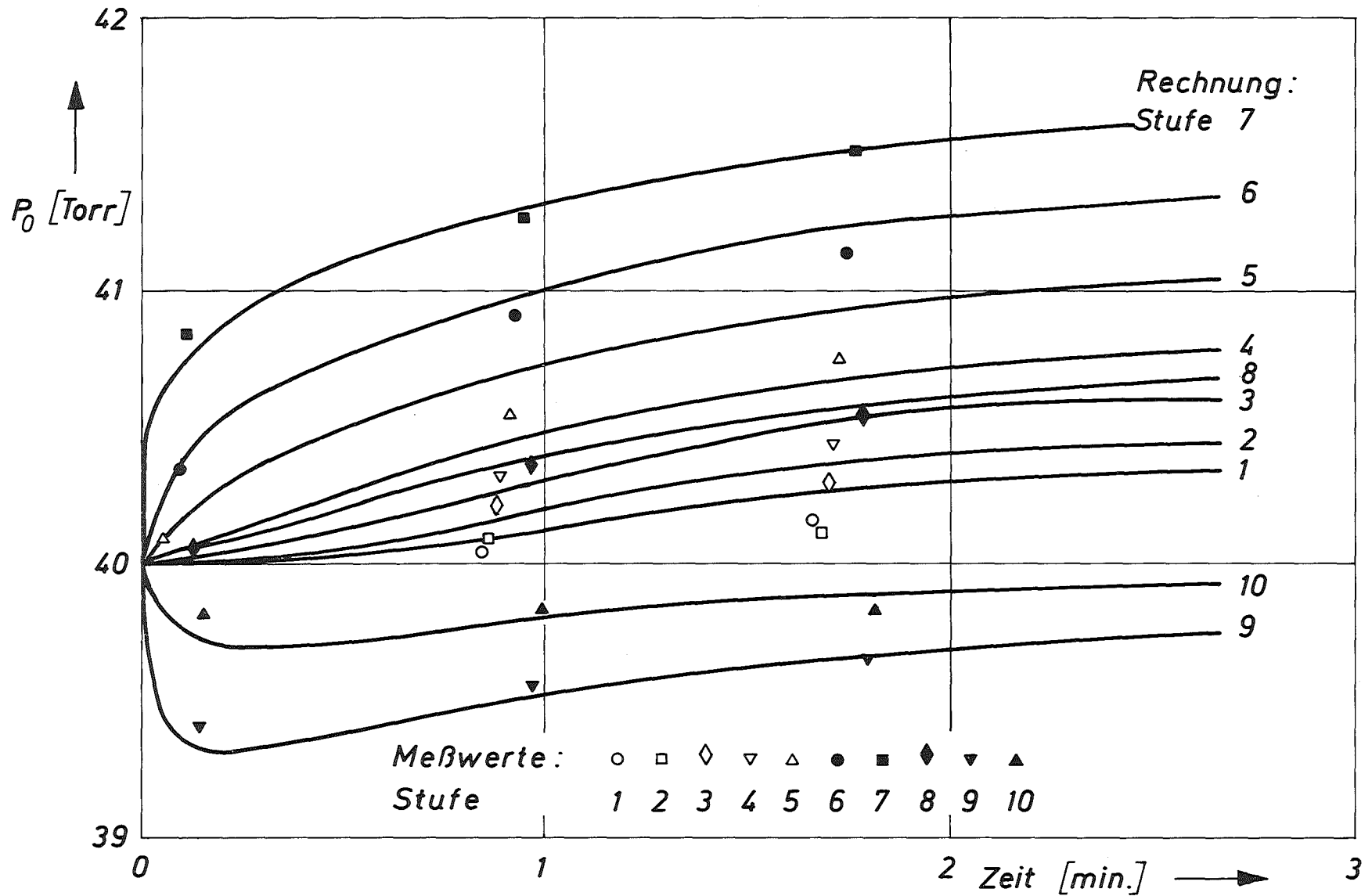


Abb. 6: Das Übergangsverhalten der Düsenvordrucke p_0 in den 10 Stufen der Pilot-Anlage nach sprunghaftem Öffnen des Kerngasrückstau-Ventils in Stufe 8 zum Zeitpunkt $t = 0$ um 20 %. Der berechnete Druckverlauf ist durch die Kurvenzüge wiedergegeben. Nach [11].

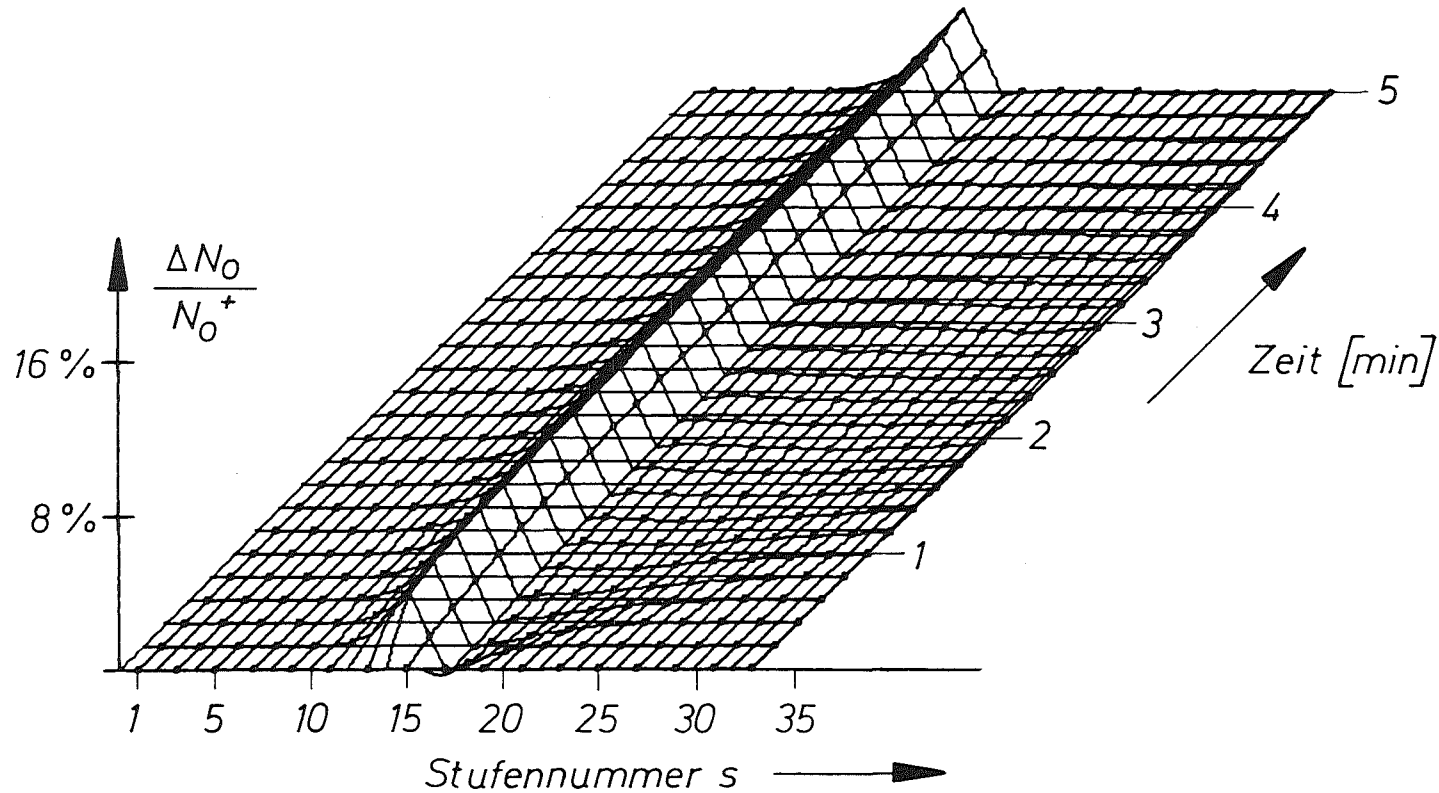


Abb. 7: Isometrische Darstellung der berechneten Sprungantwort der UF_6 -Molenbrücke $N_0(s)$ in einer 33-stufigen Kaskade (mit Schaltung und Komponenten der Pilot-Anlage) nach sprunghaftem Öffnen des Kerngasrückstau-Ventils RV13. Dadurch erfolgt eine Beeinflussung der Abschälverhältnisse in Stufe 15 im gleichen Ausmaß wie in Abb. 4 und 6 für die Stufe 8, bzw. wie in Abb. 5 für Stufe 50.

Hiermit weitgehend übereinstimmend ist das Übergangsverhalten für die Sprungantworten bei Erhöhung des Kompressionsverhältnisses eines Stufenverdichters. Bei Änderungen der UF_6 -Rückspeisestromstärke U_3 und des Austragungsdruckes p_1 ist der zeitliche Ablauf dadurch verkürzt, daß die Inventarverschiebungen durch ungestörte Kaskadenbereiche hindurch entfallen [8,9].

Bei Versuchen mit periodisch ausgeprägten Regeleingriffen in den Kerngasrückstau einer Stufe und auf das Kompressionsverhältnis eines Stufenverdichters sind bei Periodendauern unter 20 sec und vergleichbarer Störampplitude die maximalen Auswirkungen auf die Betriebsgrößen fast eine Größenordnung kleiner, als die stationären Werte. Materialverschiebungen finden nur noch zwischen einer begrenzten Anzahl von betroffenen Stufen statt, so daß die UF_6 -Abscheidung von der Störung nicht berührt wird. Bei Störungen in Stufe s mit Periodendauern von 4 sec waren Störeinflüsse nur noch in den Stufen $(s+2)$ und $(s-2)$ nachweisbar [8,9]. Im gleichen Sinne erfolgt bei periodischer Änderung der äußeren Regelgrößen τ_z , p_1 und U_3 mit zunehmender Frequenz der Störung eine monotone Abnahme der Störungsamplituden und damit eine verstärkte Lokalisierung des gestörten Bereiches im Vergleich zum stationären Verhalten. So werden von niederfrequenten Störungen des Heliumtransports τ_z erwartungsgemäß alle Stufen der Pilot-Anlage gleichstark beeinflusst. Wie Abb. 8 am Beispiel der relativen Druckamplituden $(\frac{\Delta p_o}{p_o})$ zeigt, nehmen mit wachsender Frequenz die Amplituden der Störungen und die Anzahl der betroffenen Stufen monoton ab, bis bei Periodendauern unter 12,5 sec auch für diesen Störungstyp der Einflußbereich auf wenige Stufen am Kaskadenfuß begrenzt bleibt [8,9].

Aus Simulationsrechnungen für das Übergangsverhalten von Trenndüsenkaskaden mit einer Schaltung für $\vartheta_U^* = 1/3$ geht hervor, daß deren Sprungantworten sowohl im zeitlichen Verlauf wie in der Verteilung der resultierenden stationären Sollwertabweichungen auf die Stufen in der Nachbarschaft der Eingriff-Stellen

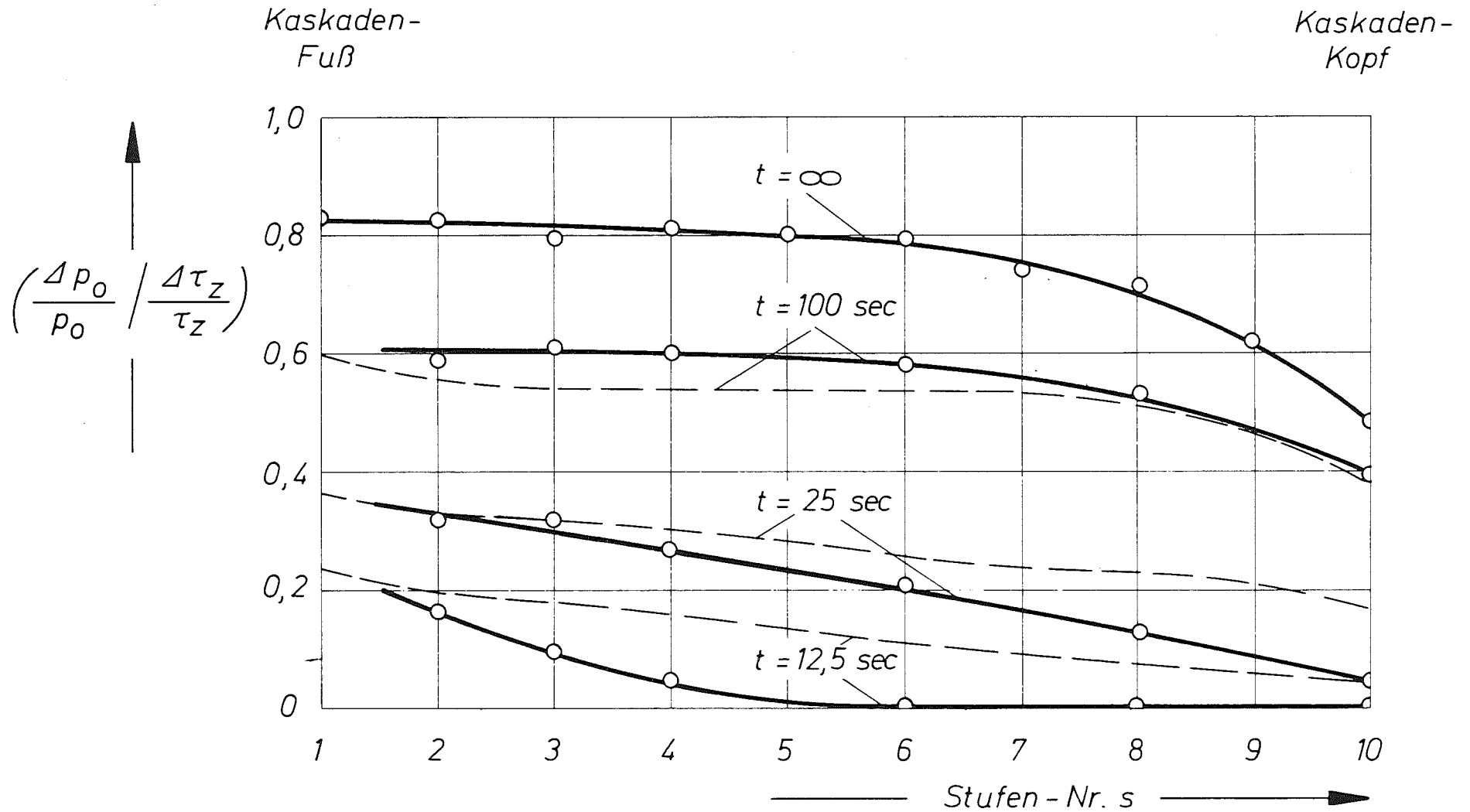


Abb. 8: Der Einfluß periodischer Störungen des Heliumtransportes τ_z auf die Düsendrucke $p_0(s)$ der Pilot-Anlage bei verschiedenen Periodendauern t . Über der Stufennummer s ist das auf die Störamplitude normierte Amplitudenverhältnis der Drucke $\Delta p_0(s)/p_0(s)$ aufgetragen. Die Ergebnisse der Simulationsrechnungen sind als gestrichelte Kurven eingezeichnet. Nach [8].

mit dem in der Pilot-Anlage mit $\mathcal{D}_U^* = 1/2$ beobachteten Verhalten bei nur geringfügigen Abweichungen übereinstimmen [12]. Obwohl entsprechende Rechnungen bei aufgeprägten periodischen Störungen bisher nicht ausgeführt wurden, kann man auch hier im wesentlichen das gleiche Verhalten erwarten. Daher läßt sich zusammenfassend feststellen, daß die Trenndüsenkaskade gegenüber Störungen wie ein über-aperiodisch gedämpftes System reagiert, wenn sie wie die Pilot-Anlage in einem inhärent stabilen Arbeitspunkt betrieben wird.

II. Die gasdynamische Stabilität von Trenndüsenkaskaden

Unter stabilem gasdynamischen Verhalten einer Trenndüsenkaskade soll verstanden sein, daß sich bei vorgegebenen stationären Randbedingungen mit Hilfe der Steuerorgane ein gewünschter Sollbetriebszustand (Arbeitspunkt) einstellen läßt und daß die Kaskade nach vorübergehenden Störungen der Randbedingungen oder nach vorübergehenden Abweichungen der Betriebsbedingungen in einzelnen Stufen wieder in diesen Sollzustand zurückkehrt. In ein derartiges stabiles Verhalten soll auch die Bedingung eingeschlossen sein, daß sich bei bleibenden Steuereingriffen in den Stufen oder bei technisch sinnvollen Änderungen der Randbedingungen ein neuer "stabiler" Betriebszustand einstellt. Bei den Experimenten mit der 10-stufigen Versuchskaskade ergab sich gasdynamische Stabilität ohne Zuhilfenahme irgendwelcher aktiven Regel- oder Steuereinrichtungen: Sie verhält sich inhärent stabil. Bei Kaskaden mit anderen Eigenschaften der Trenndüsen oder der Verdichter, sowie bei Verwendung anderer Kaskadenschaltungen und geänderter Zusammensetzung des Verfahrens-gas-Gemisches muß dies nicht notwendigerweise der Fall sein. Daher ist es einerseits das Ziel dieser Untersuchung, eine generelle Voraussage der Stabilitätseigenschaften von Trenndüsenkaskaden zu ermöglichen, und zweitens bei fehlender inhärenter Stabilität die günstigsten Maßnahmen aufzuzeigen, mit deren Hilfe ein stabiler Kaskadenbetrieb erzielt werden kann.

A) Die Kriterien der inhärenten Stabilität des Kaskadenbetriebes

Der Arbeitspunkt einer Trenndüsenkaskade (Sollbetriebszustand) ist gekennzeichnet durch vorgegebene Werte des Düsenvordrucks p_o^+ und der UF_6 -Konzentration N_o^+ im Ausgangsgas der Trenndüsen. Diese Werte sind für alle Trenndüsen eines "rechteckigen" Kaskadenabschnittes identisch. Ferner ist der Arbeitspunkt bestimmt durch die Sollwerte τ_U^+ des Uran-Transportes und τ_Z^+ des Zusatzgas-Transportes, die im stationären Betriebszustand von diesem Kaskadenabschnitt erzeugt werden. Die Einstellung dieses Arbeitspunktes bedingt eine entsprechende Einregelung der Abschälverhältnisse \mathcal{S}_U und \mathcal{S}_Z der Trenndüsen auf die Sollwerte \mathcal{S}_U^+ , \mathcal{S}_Z^+ die sich beim Solldurchsatz $L^+ = L(N_o^+, p_o^+)$ aus den nachstehenden Zusammenhängen ergeben

$$\text{Uran-Transport:} \quad \tau_U^+ = N_o^+ L^+ \left[\frac{\mathcal{S}_U^+}{\mathcal{S}_U^*} - 1 \right] \quad (2)$$

$$\text{Zusatzgas-Transport:} \quad \tau_Z^+ = (1-N_o^+) L^+ \left[\frac{\mathcal{S}_Z^+}{\mathcal{S}_U^*} - 1 \right], \quad (3)$$

wie man für den Wert des nominellen Uran-Abschälverhältnissen $\mathcal{S}_U^* = 1/2$ aus den Materialstrombilanzen im Fließbild (Abb. 2) ablesen kann. Die Summe dieser Teilstromstärken stellt den Gesamt-Transport $\tau = \tau_U + \tau_Z$ dar, mit dem pauschale Materialverschiebungen in der Kaskade beschrieben werden können.

Jede Trenndüsenstufe besitzt ein Material-Inventar J , das in Gleichung (4) mit den Auslegungswerten des Stufendurchsatzes L^* ,

$$\text{Material-Inventar } J = p_o \frac{L^* \cdot h^*}{p_o^*} \quad (4)$$

des Düsenvordruckes p_o^* und der (durch die Anlagenkonstruktion vorgegeben) mittleren Verweilzeit h^* definiert ist. Dieser Ma-

aterialinhalt setzt sich zusammen aus dem Uran-Inventar J_U und aus dem Zusatzgas J_Z :

$$\text{Uran-Inventar} \quad J_U = N_O p_O \frac{L^* h^*}{p^*} \quad (5)$$

$$\text{Zusatzgas-Inventar} \quad J_Z = (1-N_O) p_O \frac{L^* h^*}{p^*} \quad (6)$$

Ursachen für instabiles Arbeiten einer Trenndüsenkaskade liegen in der Möglichkeit, daß nach Anstoß durch Störungen, durch Fehlbedienungen oder, daß nach gewollten Steuerungseingriffen sich in einer oder in mehreren Stufen oder in einem gesamten Kaskadenabschnitt auf Grund der gasdynamischen Transportvorgänge der Materialinhalt J ändert, beispielsweise Verfahrensgas abgegeben wird, ($\Delta J = J - J^+ < 0$). Wird dieses Material in anderen Bereichen der Kaskade akkumuliert, so können unzulässige Unterschiede der Betriebsbedingungen zwischen verschiedenen Kaskadenbereichen auftreten. Diese mögen nicht nur den Anreicherungs Vorgang beeinträchtigen, sondern auch eine Gefährdung von Anlagenteilen mit sich bringen, beispielsweise durch eine Überlastung oder durch Überschreiten der Pumpgrenze der Stufenverdichter. Diese das Gesamt-Inventar $J(s) = p_O(s) \cdot J^+ / p^+$ der Stufen betreffenden Feststellungen gelten darüber hinaus und unabhängig im gleichen Ausmaß für die Inventaranteile $J_U(s)$ und $J_Z(s)$ des UF_6 und des Zusatzgases. Denn auch bei konstantem Gesamtinhalt $J(s)$ aller Stufen können durch Verschiebungen des UF_6 -Inhalts und des Zusatzgas-Inventars innerhalb der Kaskade Konzentrationsänderungen hervorgerufen werden, die die obigen negativen Auswirkungen mit sich bringen können.

Ein stabiles Verhalten der Kaskade gegenüber derartigen Störungen des Stufeninventars ist dann zu erwarten, wenn durch die Inventaränderungen selbst entsprechende Änderungen der Materialtransporte τ , τ_U , τ_Z in der Kaskade induziert werden, die der Störungsursache entgegenwirken. Für eine Kaskade gilt hier-

nach allgemein, daß die von einer lokalen oder bereichsweisen Inventarerniedrigung hervorgerufene Transportänderung $\Delta\tau$ so gerichtet sein muß, daß ein zusätzlicher Materialzufluß aus einem anderen Kaskadenbereich erzeugt wird, aus dem Material entnommen werden kann ohne daß dort eine stationäre Änderung der Betriebsbedingungen die Folge ist. Bei Inventarerhöhungen und dementsprechend entgegengesetzten Vorzeichen der Transportänderung muß umgekehrt der gleiche Kaskadenbereich in der Lage sein, überschüssiges Material störungsfrei aufzunehmen.

Da in einer ohne Entnahme betriebenen Trenndüsenkaskade der Zusatzgastransport τ_z^+ am Kaskadenfuß rückwirkungsfrei ausgeprägt wird und für den UF_6 -Transport dort (auch vorübergehend) exakt $\tau_U^+ = 0$ gilt, würden z.B. positive Transportänderungen $\Delta\tau = \tau - \tau^+ > 0$ (erhöhte Stromstärke kaskadenaufwärts) bei Inventarerniedrigungen, $\Delta J < 0$, (bzw. umgekehrt $\Delta\tau < 0$ bei $\Delta J > 0$) zu einer Verstärkung der Störung, d.h. zu Instabilität führen*).

Andererseits erlaubt die Funktionsweise der UF_6 -Abscheidungsanlage am Kaskadenkopf eine bzgl. der Betriebsbedingungen rückwirkungsfreie Reaktion auf geänderten Materialtransport. Steigt der Transport ($\Delta\tau > 0$) aufgrund von Inventarerhöhungen ($\Delta J > 0$), so kann reines Zusatzgas ($\Delta\tau_z > 0$) im Druckausgleichssystem der Abscheidungsanlage gespeichert werden und ebenso wird ein zusätzlicher UF_6 -Transport ($\Delta\tau_U > 0$) zwangsläufig abgeschieden, ohne daß die Betriebsgrößen τ_z^+ am Kaskadenfuß oder die UF_6 -Rückspeisestromstärke U_3 beeinflusst werden. Umgekehrt werden durch erniedrigten Transport ($\Delta\tau_U, \Delta\tau_z < 0$) infolge eines Inventardefizits ($\Delta J < 0$) die zum Ausgleich des Defizits benötigten Materialmengen der Abscheidungsanlage zwangsläufig entnommen. Genau gesagt: Sie werden ihr durch vorübergehende Stromstärkenabsenkungen rückwirkungsfrei vorenthalten (s. Abschnitt I.D).

*) Die Tatsache, daß in einer abgestuften Rechteck-Kaskade über die UF_6 -Abscheidungsanlagen an den Abstufungsstellen und in produzierenden Kaskaden über die Waste-Austragung ($W = -\tau_{U,W}^+$) die Möglichkeit der Pufferung des UF_6 -Inventars am Fuß eines Kaskadenabschnittes besteht, wird hier im einzelnen nicht betrachtet, da jeder Kaskadenabschnitt für sich in jeder Betriebsphase stabil arbeiten muß, d.h. auch in Betriebsperioden, in den keine Entnahmen stattfinden (Einstellvorgang oder Änderungen der Austragungskonzentration n_W).

1.) Formulierung der Stabilitätskriterien

Anhand der vorstehenden Betrachtungen lassen sich für Trenndüsenkaskaden mit UF_6 -Abscheidungsanlagen entsprechend dem Fließschema der Abb.2 die Bedingungen für Stabilität des Materialinhaltes und für die Stabilität des UF_6 -Molenbruchs N_o im Ausgangsgas der Trenndüsenstufen allgemein formulieren.

Stabilität des integralen Materialinhaltes:

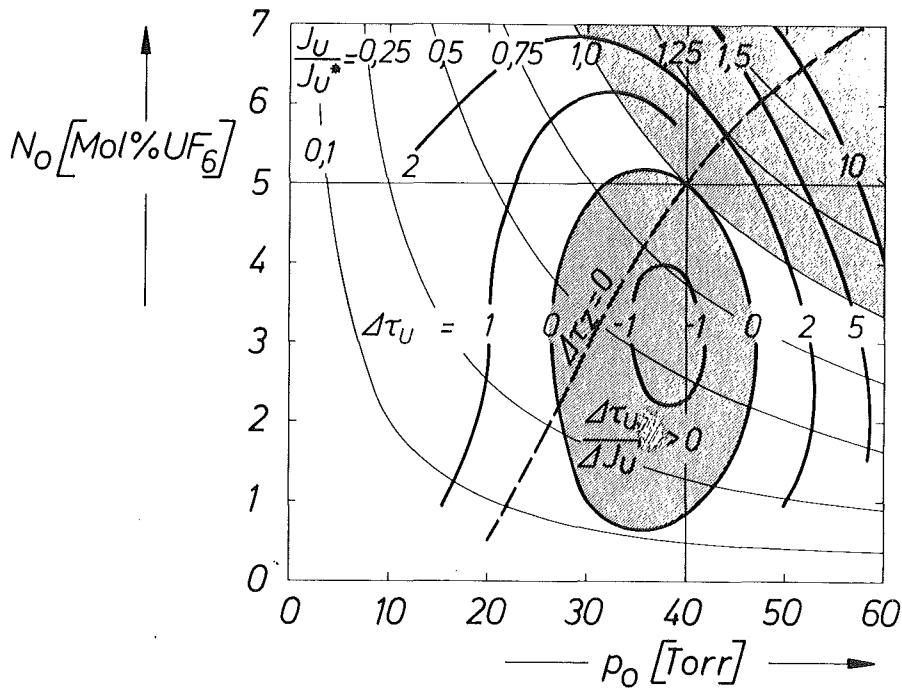
$$\frac{\Delta \tau}{\Delta J} = \frac{\Delta \tau_U + \Delta \tau_Z}{\Delta J_U + \Delta J_Z} > 0 \quad (7)$$

Stabilität des UF_6 -Molenbruchs N_o :

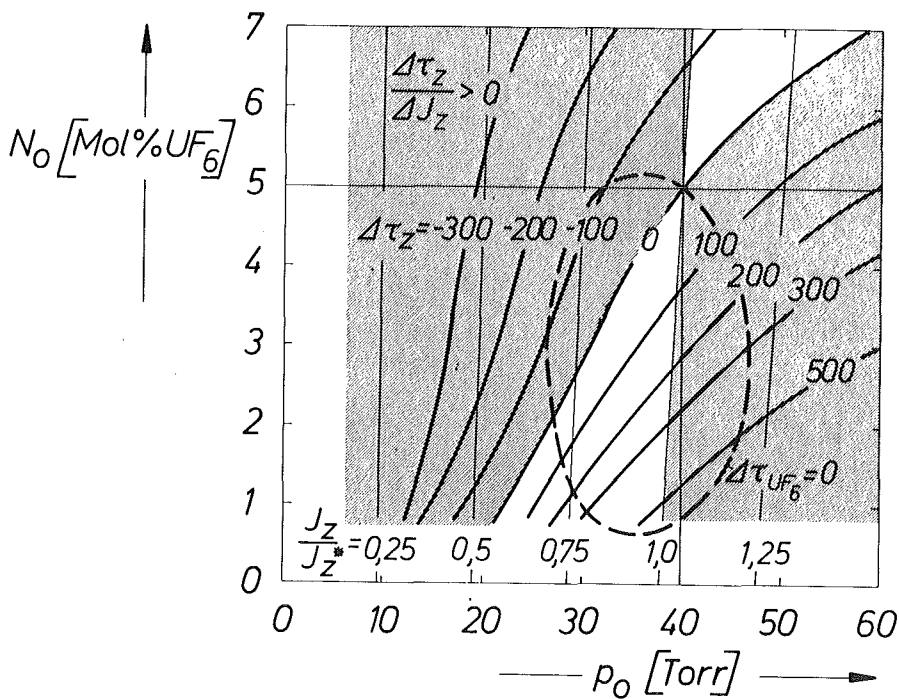
$$\frac{\Delta \tau_U}{\Delta J_U} > 0 ; \quad \frac{\Delta \tau_Z}{\Delta J_Z} > 0 \quad (8); (9)$$

Man erkennt, daß es im Prinzip genügt, wenn zwei der drei Stabilitätskriterien in der Umgebung eines jeden im Kaskadenbetrieb vorzusehenden Arbeitspunktes (p_o^+ , N_o^+) im Bereich der möglichen Abweichungen $\Delta p_o = p_o - p_o^+$; $\Delta N_o = N_o - N_o^+$ von den im Arbeitspunkt vorgesehenen Werten p_o^+ und N_o^+ für alle Stufen erfüllt sind. Denn dann werden über die wirkenden Transportmechanismen die Gesamtinventare J und eines der Teilinventare J_U , J_Z der Stufen oder beide Teilinventare J_U und J_Z auf die Sollwerte zurückgeführt, d.h. die Kaskade kehrt in den Arbeitspunkt zurück.

Die dabei im einzelnen anzustellenden Stabilitätsanalysen und die Darstellung der in der Kaskade ablaufenden Vorgänge verfolgt man zweckmäßigerweise in der p_o , N_o -Ebene der Betriebsbedingungen. Dabei zeigt sich unmittelbar, daß die Kriterien (7), (8), (9) einzeln oder gemeinsam nur in Ausnahmefällen in der gesamten Umgebung eines Arbeitspunktes erfüllt sein können,



a.) Stabilitätsbereich des UF_6 -Inventars J_U



b.) Stabilitätsbereich des Zusatzgas-Inventars J_Z

Abb. 9: Teilbereiche der Inventarstabilität in der Pilot-Anlage.

Die Rasterung bezeichnet die Bereiche in denen die Stabilitätsbedingungen (8) und (9) erfüllt sind. Die Parameterwerte für die Linien konstanter Transport-Änderungen $\Delta\tau$ sind in willkürlichen, aber gleichen Absolutstromstärken [Mol/Zeit] angegeben.

denn dazu müßten in der p_o, N_o -Ebene die Ortskurven $\Delta\tau(N_o, p_o) = 0$, auf denen die Transportänderungen ihre Vorzeichen wechseln, die Transporte also ihre Sollwerte besitzen, zusammenfallen mit den Ortskurven $\Delta J(N_o, p_o) = 0$, bei denen die Inventare ihre Sollwerte annehmen:

$$\begin{aligned} \Delta J &= 0 \quad \text{für:} \quad p_o = p_o^+ \\ \Delta J_U &= 0 \quad \text{für:} \quad N_o p_o = N_o^+ p_o^+ \\ \Delta J_Z &= 0 \quad \text{für:} \quad (1-N_o) p_o = (1-N_o^+) p_o^+ \end{aligned}$$

Dies ist im allgemeinen aber nicht zu erwarten und, wie die nicht schraffierten Bereiche in Abb. 9 zeigen, in der Pilot-Anlage keinesfalls erfüllt. Darüberhinaus erscheint es offenbar notwendig für den Stabilitätsnachweis, die Stabilitätskriterien aller Stufen in der näheren Nachbarschaft einer lokalen Störung in der Kaskade zu prüfen.

Im folgenden kann gezeigt werden, daß sich dieses Problem weitgehend einengen läßt und daß sich ein hinreichendes Stabilitätskriterium für Trenndüsenkaskaden folgendermaßen formulieren läßt:

"Eine Trenndüsenkaskade arbeitet stabil, wenn in der Umgebung des Arbeitspunktes

- 1.) der Differentialquotient $\left. \frac{\partial \tau_Z}{\partial J_Z} \right|_{J_u}$ auf der Ortskurve $\Delta\tau_Z=0$ positive Werte besitzt und
- 2.) die Ortskurve $\Delta\tau_Z = \Delta\tau_U$ in Bereichen verläuft, in denen das Stabilitätskriterium $\Delta\tau_U / \Delta J_U > 0$ für das Uraninventar erfüllt ist."

Die erste Bedingung bedeutet, daß im Bereich des Arbeitspunktes alle durch Inventaränderungen dJ_Z induzierten differentiellen Änderungen des Zusatzgas-Transportes $d\tau_Z$ dazu führen, daß die

Kaskade dem Betriebszustand $\Delta\tau_Z = 0$ zustrebt. Die zweite Bedingung setzt dieses Betriebsverhalten voraus unbeschadet der Tatsache, daß der Betriebszustand der Kaskade dabei zunächst auch Bereiche durchlaufen kann, in denen die Stabilität des Uraninventars (8) und des Zusatzgasinventars (9) nicht gewährleistet ist.

Zu dieser Entkopplung der Stabilitätskriterien gelangt man über eine detaillierte Betrachtung der in der Kaskade auftretenden Inventarverschiebungen. Der Ansatz hierzu liegt in den Einzelkriterien (7)-(9). Diese liefern nämlich über die durch das Vorzeichen gegebene Stabilitätsaussage hinaus in ihren Absolutbeträgen ein Maß für die Fortpflanzungsgeschwindigkeit von Inventaränderungen unterschiedlicher Natur in der Kaskade.

2.) Die Fortpflanzung von Inventarstörungen in der Kaskade

Wir definieren unter Benutzung von Gl. (4)-(6) bei Normierung mit der mittleren Verweilzeit $h^* = J^*/L^*$ [sec/Stufe] des Verfahrensgases in einer Stufe folgende normierte Ausbreitungsgeschwindigkeiten w der Inventarstörungen:

Ausbreitung von Änderungen des UF_6 -Inventars:

$$w_U = \frac{\Delta\tau_U}{\Delta J_U} \cdot h^* = \frac{p^*}{L^*} \frac{\Delta\tau_U}{N_{O}P_{O} - N_{O}^+ P_{O}^+} \quad (10)$$

Ausbreitung von Änderungen des Zusatzgas-Inventars:

$$w_Z = \frac{\Delta\tau_Z}{\Delta J_Z} \cdot h^* = \frac{p^*}{L^*} \frac{\Delta\tau_Z}{(1-N_{O})P_{O} - (1-N_{O}^+)P_{O}^+} \quad (11)$$

Ausbreitung von Änderungen des Gesamt-Inventars:

$$w = \frac{\Delta\tau}{\Delta J} \cdot h^* = \frac{p^*}{L^*} \frac{\Delta\tau_U + \Delta\tau_Z}{P_{O} - P_{O}^+} \quad (12)$$

Die so definierten Geschwindigkeiten w beschreiben die Fortpflanzung von Inventarstörungen innerhalb der Kaskade in Einheiten der reziproken Verweilzeit $1/h^*$ [Stufen/sec]*). Der erste Teil des allgemeinen Stabilitätskriteriums ergibt sich aus der Tatsache, daß in der Trenndüsenkaskade bei vergleichbaren Abweichungen im Uran-Inventar ΔJ_U und im Zusatzgas-Inventar ΔJ_Z , die induzierte Änderung des Uran-Transportes $\Delta \tau_U$ im allgemeinen um ein bis zwei Größenordnungen kleiner ist, als die Transportänderung $\Delta \tau_Z$ (siehe Abb. 9). Dies führt dazu, daß bei positivem w_Z zunächst das Zusatzgas-Inventar soweit korrigiert wird, bis $\Delta \tau_U = \Delta \tau_Z$ nahezu erreicht ist, während das Uran-Inventar zunächst praktisch unverändert bleibt und seine Sollwertabweichung ΔJ_U bei positivem w_U sozusagen erst in einer zweiten Phase abgebaut wird.

3.) Die Beschreibung von Betriebspunktänderungen im N_o-p_o -Diagramm

Für die Betrachtung dieser Vorgänge ist es zweckmäßig, die zeitliche Wanderung eines Betriebspunktes N_o, p_o der Kaskade oder einer ihrer Stufen in einem N_o-p_o -Diagramm zu verfolgen. Wir berechnen dazu die Änderungsgeschwindigkeiten dp_o/dt des Druckes und des UF_6 -Molenbruchs dN_o/dt in einer Einzelstufe, in der die Inventaränderungen $dJ/dt = -(\Delta \tau_U + \Delta \tau_Z)$ wirksam werden*):

Druckänderung in einer Einzelstufe:

$$dp_o/dt = - (\Delta \tau_U + \Delta \tau_Z) p_o^* / L^* h^* \quad (13)$$

Konzentrationsänderung in einer Einzelstufe:

$$dN_o/dt = (N_o \Delta \tau_Z - (1-N_o) \Delta \tau_U) p_o^* / p_o L^* h^* \quad (14)$$

) Ist beispielsweise eine positive Inventaränderung ($\Delta J, \Delta J_U, \Delta J_Z > 0$) gleichmäßig auf eine Gruppe von Trennstufen innerhalb einer sonst störungsfreien Kaskade verteilt, so erzeugen positive Transportänderungen in der ersten nicht gestörten Stufe kaskadenaufwärts einen Aufbau der entsprechenden Inventarstörung, während diese zugleich in der untersten betroffenen Stufe abgebaut wird. Die "Störungsfront" wandert mit der Geschwindigkeit w/h^ [Stufen/sec], bei positiven Vorzeichen im stabilisierenden Sinne kaskadenaufwärts.

Aus der Kombination der beiden Änderungsgeschwindigkeiten in Gl. (15) erhält man durch Integration die vom Betriebspunkt im N_o - p_o -Diagramm durchlaufenen Wegkurven.

Betriebspunktänderung der Stufen:

$$dN_o = \frac{(1-N_o) \Delta\tau_U - N_o \Delta\tau_Z}{\Delta\tau_U + \Delta\tau_Z} \frac{dp_o}{p_o} \quad (15)$$

Auf diesen Wegkurven läuft der Betriebspunkt mit einer Tangentialgeschwindigkeit v entsprechend Gl. (16)

$$v = \sqrt{\left(\frac{dp_o}{dt}\right)^2 + \left(\frac{dN_o}{dt}\right)^2} = \frac{p_o}{h^*L^*} \sqrt{(\Delta\tau_U + \Delta\tau_Z)^2 + \frac{1}{p_o} (N_o \Delta\tau_Z - (1-N_o) \Delta\tau_U)^2} \quad (16)$$

In Abb. 10 ist als Beispiel das nach Gl. (15) berechnete Betriebspunktendiagramm der Pilot-Anlage dargestellt, in dem der Arbeitspunkt durch die eingezeichneten Koordinaten $p_o^+ = 40$ Torr und $N_o^+ = 5$ Mol-% UF_6 markiert ist. Weiterhin sind zur Orientierung Kurven konstanten Uraninventars ($J_U = \text{const} \cdot p_o^+ \cdot N_o^+$) eingetragen. Die Geschwindigkeit der Betriebspunktänderung ist in diesem Diagramm durch die Länge der Pfeile dargestellt. Diese gibt den Weg an, den der Betriebspunkt während einer mittleren Verweilzeit h^* zurücklegt.

Im Hinblick auf den ersten Teil des Stabilitätskriteriums entnimmt man aus dieser Darstellung, daß Betriebspunkte in Bereichen, die weit von der Kurve $\Delta\tau_Z = 0$ entfernt liegen, zunächst den Kurven konstanten Uran-Inventars folgen, um in Gebieten mit $\Delta\tau_Z \approx \Delta\tau_U$ in die Richtung der Kurve $\Delta\tau_Z = 0$ einzuschwenken. Erfolgt diese Richtungsänderung in Bereichen, wo das Stabilitätskriterium (8) für das Uraninventar erfüllt ist (schraffierter Bereich in Abb. 9a), so ergibt sich stabiles Betriebsverhalten, der Betriebspunkt läuft in den Arbeitspunkt hinein.

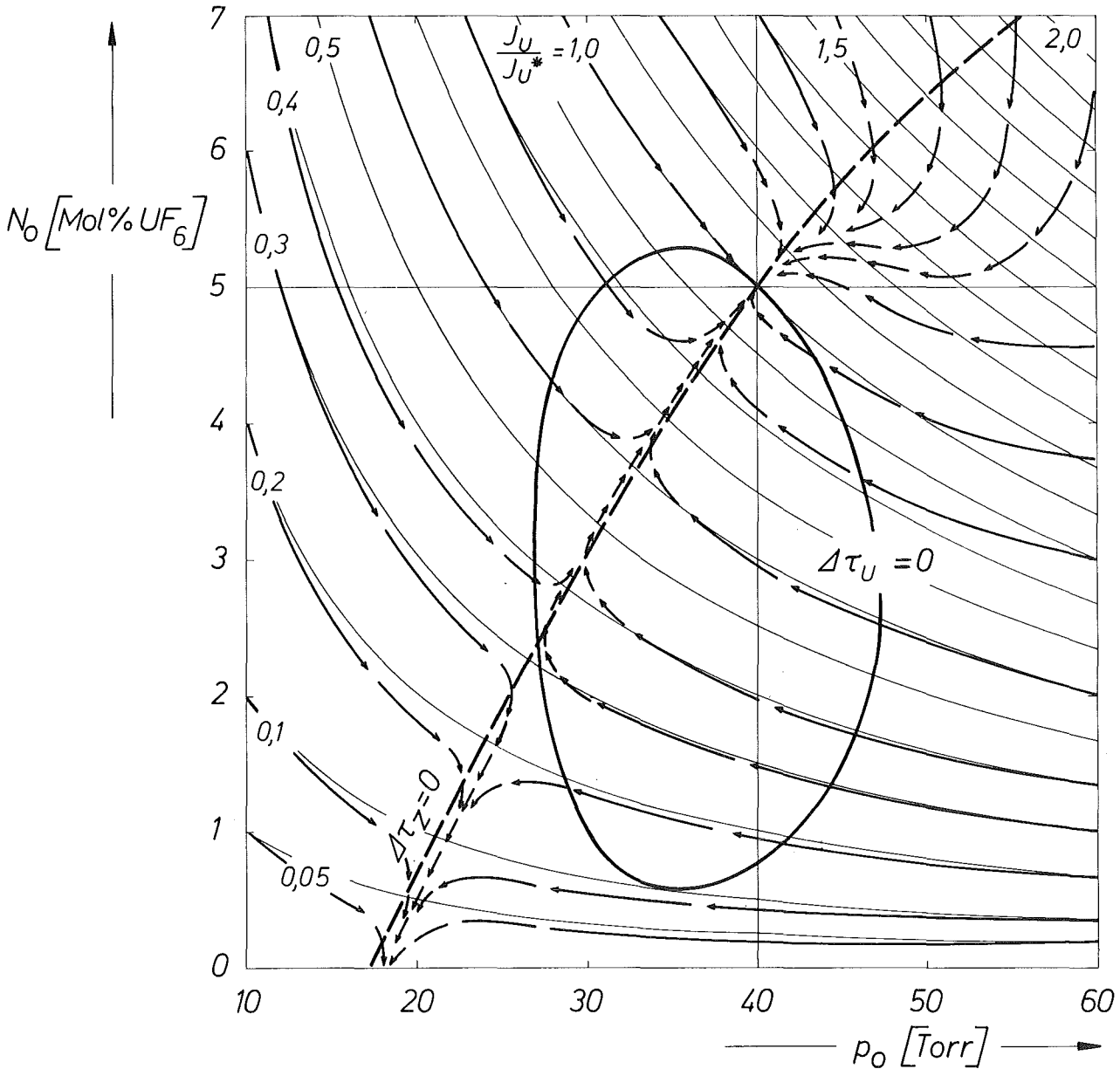


Abb. 10: Betriebspunktdiagramm der Pilot-Anlage im Auslegungspunkt $p_0^* = 40$ Torr, $N_0^* = 5$ Mol-% UF_6 . Berechnete Werte nach Gl.(15). Die Pfeile kennzeichnen den Verlauf des Druckes p_0 und der UF_6 -Konzentration N_0 in einer oder mehreren gestörten Stufen der Kaskade nach Wegfall der Störungsursache. Die Länge der Pfeile kennzeichnet den während einer mittleren Verweilzeit h^* des Gases in einer Stufe vom Betriebspunkt N_0, p_0 zurückgelegten Weg. Da der Arbeitspunkt asymptotisch erreicht wird, mußte in seiner näheren Umgebung auf maßstabgerechte Darstellung der Pfeillänge verzichtet werden. In der Pilot-Anlage beträgt die Verweilzeit $h^* = 1.6$ sec.

Man ersieht aus diesem Diagramm, daß im Falle der Pilot-Anlage ein sehr großer Stabilitätsbereich gewährleistet ist; der im linken unteren Quadranten liegende Bereich instabilen Verhaltens ist bei allen bisher ausgeführten Untersuchungen nicht in Erscheinung getreten.

Bei der Interpretation dieser Diagramme ist davon auszugehen, daß ein zum Zeitpunkt $t = 0$ betrachteter Betriebspunkt (Ausgangspunkt) zwar durch beliebige Maßnahmen realisiert werden kann (z.B. Verstellung von Stellgliedern, Änderungen von Randbedingungen oder Einspeisung von UF_6 und/oder Zusatzgas). Während des gesamten zu betrachtenden Verlaufs entsprechen aber sämtliche Stellgrößen und Randbedingungen den Sollbedingungen des Arbeitspunktes p^+_0, N^+_0 , d.h. für die Betriebspunktverlagerung ist allein die aus seinen Koordinaten erkennbare Inventarstörung gegenüber dem Arbeitspunkt maßgebend. Ein Beispiel hierfür wäre, daß durch eine Sollwertverstellung des Kerngas-Rückstauventils einer Stufe zunächst eine stationäre Druck- und Konzentrationserhöhung gegenüber den Sollwerten entsprechend den Abbildungen 4e oder 5e erzeugt wird. Dann beschreibt das Betriebspunkt-Diagramm, auf welchem Wege der Betriebszustand nach Wegfall der Sollwertverstellung in den ursprünglichen Arbeitspunkt zurückkehrt. Will man also Übergänge von einem Arbeitspunkt zu einem anderen Arbeitspunkt beschreiben, so muß das Betriebspunkt-Diagramm mit den Sollwerten des neuen Arbeitspunktes berechnet werden. In diesem stellt der alte Arbeitspunkt sozusagen eine Betriebspunktabweichung dar.

B) Die näherungsweise Berechnung des Stabilitätsverhaltens

Ebenso wie für die Berechnungen des allgemeinen Anlagenverhaltens erscheint es bei der Ermittlung des Stabilitätsverhaltens gegenüber lokalen Störungen aussichtslos, auf analytischem Wege zu exakten Lösungen zu gelangen. Während bei den früher beschriebenen Methoden der Digitalrechner-Simulation [7,9-12] numerische Näherungsverfahren angewandt wurden, können hier durch Einführung einiger Vereinfachungen die analytischen Ansätze durchgeführt werden.

1.) Die Berechnung der Stabilitätskriterien und der Betriebspunktänderungen für kollektive Sollwertabweichungen

Zunächst läßt sich das Problem der Feststellung der Stabilitätskriterien bzw. der Ausbreitungsgeschwindigkeiten dadurch vereinfachen, daß das Betriebsverhalten einer ausreichend großen Gruppe von Trenndüsenstufen bei identischen, aber von den Sollwerten abweichenden Betriebsbedingungen betrachtet wird. Eine solche Gruppe von Stufen mit gleichgroßen Sollwertabweichungen der Betriebsbedingungen ist als die einfachste Darstellung einer "Störungsfront" im Kaskadeninventar zu betrachten. Die innerhalb eines derartigen, "homogen" gestörten Bereiches wirkenden Transporte τ_U , τ_Z können nach den Gleichungen (2,3) berechnet werden, für deren Formulierung gleiche Düsendurchsätze und Abschälverhältnisse in benachbarten Stufen vorausgesetzt werden müssen. Diese Voraussetzung ist bei diesem Ansatz erfüllt. Aus der Differenz $\Delta\tau$ zwischen den im Innern der Störungsfront herrschenden Transportstromstärken und den in der ungestörten Kaskade wirksamen Transporten folgt dann je nach Vorzeichen und Absolutwert in den Endstufen ein entsprechender Aufbau bzw. Abbau des Stufeninventars.

Die nach den Gl. (13)-(15) berechneten Änderungen des Druckes p_0 und der UF_6 -Konzentration N_0 gelten daher für die Stufe mit der jeweils niedrigsten Stufennummer innerhalb der Gruppe, d.h. im Rücken der Störungsfront bei stabilem Anlagenverhalten (wenn die Störungsfront also zum Kaskadenkopf hin wandert) bzw. am Anfang der Störungsfront bei instabilem Verhalten. Wie die folgenden Vergleiche mit Experimenten und

mit Simulationsrechnungen zeigen, liefert dieser Ansatz trotz der vereinfachenden Annahmen quantitativ richtige Ergebnisse auch in Fällen, wo die Störungsfront kompliziertere Profile besitzt und wo die sekundären Effekte der Amplituden-abhängigen Ausbreitungsgeschwindigkeiten nicht berücksichtigt sind.

Mit diesem Ansatz läßt sich die analytisch nicht durchführbare Betrachtung lokaler (stationärer wie instationärer) Störungen umgehen. Die Berechnungen vereinfachen sich deswegen, weil keine Rückwirkungen zwischen benachbarten Stufen zu berücksichtigen sind, es genügt die Abhängigkeiten $\tau_U(J_U, Z_U)$ und $\tau_Z(J_U, J_Z)$ bzw. $\tau_U(N_O, p_O)$ und $\tau_Z(N_O, p_O)$ für kollektive Betriebsgrößenänderungen N_O, p_O in der störungsfreien Kaskade zu kennen. Im einzelnen werden dazu die experimentell ermittelten Abhängigkeiten der Abschälverhältnisse $\mathfrak{D}_U(N_O, p_O, \Pi, \Pi_K)$ und $\mathfrak{D}_Z(N_O, p_O, \Pi, \Pi_K)$, sowie des Düsendurchsatzes $L(N_O, p_O, \Pi)$ in analytischer Darstellung benötigt. Hierin bedeuten $\Pi = p_O/p_M$ das Expansionsverhältnis der Düsen, das durch das Kompressionsverhältnis der Verdichter $\Pi(L, N_O, p_O)$ vorgegeben ist, und $\Pi_K(N_O, p_O, \mathfrak{D}_U, \mathfrak{D}_Z, L, \Pi) = p_O/p_K$ das Kerngasexpansionsverhältnis der Düsen, das sich nach Maßgabe der Durchflußkennlinie und der Ventilstellungen um den Druckabfall $p_K - p_M$ in den Kerngasrückstauventilen vom Expansionsverhältnis Π unterscheidet. Die Darstellung dieser Abhängigkeiten werden im folgenden als die "Kennlinien" der Trenndüsen, der Verdichter und der Kerngas-Rückstauventile bezeichnet *).

Im Betriebspunktdiagramm Abb. 11 ist als Ausschnitt aus Abb. 10 der in der Praxis interessierende Nahbereich in der Umgebung des Arbeitspunktes der Pilot-Anlage dargestellt. Zum Vergleich mit den in dieser Darstellung näherungsweise berechneten Betriebs-

*) Die analytischen Darstellungen der in dieser Arbeit benutzten Kennlinien wurde von Dr. W. Fritz und Dipl.-Ing. R. Schäfer erarbeitet. Der wesentliche Teil der zugrunde gelegten Meßergebnisse findet sich in [2]; [10]; [14]; [15].

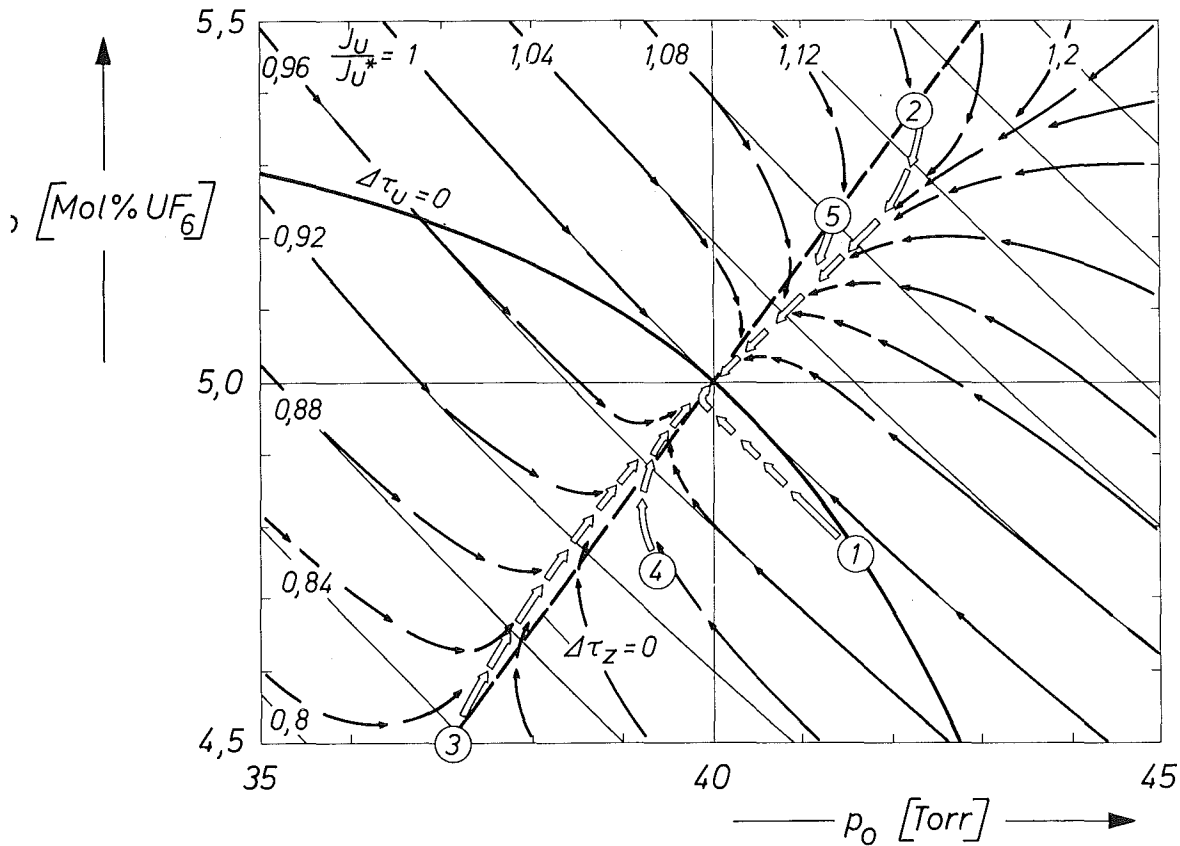


Abb. 11: Betriebspunkt-Diagramm der Pilot-Anlage in der Umgebung des Auslegungspunktes $N_o^* = 5 \text{ Mol-\% UF}_6$, $p_o^* = 40 \text{ Torr}$. Als Doppelpfeile sind die aus Simulationsrechnungen erhaltenen Betriebspunktänderungen eingetragen, deren Ausgangspunkte durch die folgenden stationären Eingriffe erzeugt wurden:

- ① Zusatzgastransport 5 % zu hoch: $\tau_Z = 1.05 \tau_Z^*$
- ② Urantransport τ_U 50 % zu hoch: $\tau_U = 1.5 \tau_U^*$
- ③ Urantransport τ_U 50 % zu niedrig: $\tau_U = 0.5 \tau_U^*$
- ④ Kompressionsverhältnis eines Verdichters zu niedrig
- ⑤ Kerngasrückstau in einer Stufe zu niedrig

punktverläufen sind die Ergebnisse der Simulationsrechnungen*) für fünf instationäre Vorgänge eingezeichnet. Diese sind in diesem Bild durch ihre Ausgangspunkte gekennzeichnet, die mit Ausnahme von Beispiel ③ mit den in den Abb. 4-7 gezeigten Endzuständen übereinstimmen. Man sieht, daß die Rückkehr aus diesen stationären "Störungszuständen" in den Arbeitspunkt im Rahmen der Darstellungsgenauigkeit durch das Betriebspunktdiagramm richtig beschrieben wird. Dabei ist bemerkenswert, daß nicht nur -wie zu erwarten war- die von vornherein durch ihren kollektiven Charakter gekennzeichneten Änderungen der aufgeprägten Transporte τ_U und τ_Z richtig beschrieben werden, sondern auch die durch ein ausgeprägtes lokales Inventarprofil gekennzeichneten Störungen im Kerngasrückstau und des Kompressionsverhältnisses in einer Stufe.

2.) Die differentiellen Stabilitätskriterien im Arbeitspunkt

Wie die Betrachtungen im vorstehenden Abschnitt A zeigen, ist es notwendig und bei monotonem Verlauf der Quotienten $\Delta\tau_Z/\Delta J_Z$ und $\Delta\tau_U/\Delta J_U$ für stabiles Verhalten auch hinreichend, daß die Differentiale

$$\left. \frac{\partial \tau_Z}{\partial J_Z} \right|_{J_U = J_U^+} > 0 \quad (17); \quad \left. \frac{d\tau_U}{dJ_U} \right|_{\tau_Z = \tau_Z^+} > 0 \quad (18)$$

im Arbeitspunkt p_O^+ , N_O^+ positive Werte besitzen**). Ist der monotone Verlauf nicht überall gewährleistet, so ist die Frage nach der Größe des Stabilitätsbereiches mit Hilfe der generellen Analyse nach Gl. (7)-(15) zu beantworten.

*) Die Simulationsrechnungen wurden von Dipl.-Ing. R. Schäfer für eine 33-stufige Kaskade mit den Komponenteneigenschaften der Pilot-Anlage ausgeführt.

***) Der Differentiationsweg in (18) ergibt sich aus der Tatsache, daß wegen des größenordnungsmäßigen Unterschiedes von $\Delta\tau_Z$ und $\Delta\tau_U$ die Ortskurve $\Delta\tau_U = \Delta\tau_Z$ im Arbeitspunkt praktisch tangential in die Kurve $\Delta\tau_Z = 0$ einmündet.

Die differentiellen Kriterien erlauben eine verhältnismäßig einfache Beurteilung der für das Stabilitätsverhalten wesentlichen Komponenteneigenschaften. Dabei richtet sich das Interesse vornehmlich auf die Stabilitätsbedingung (18) für das Uran-Inventar, da die Bedingung (17) für das Zusatzgas-Inventar bei allen bisher untersuchten Kaskaden nicht nur in den interessierenden Arbeitspunkten, sondern im gesamten in Frage kommenden Bereich der Drucke und UF_6 -Konzentrationen erfüllt ist. Für die Pilot-Anlage wird dieser Sachverhalt aus Abb. 9 ersichtlich.

Ausgehend von den Gleichungen (2) und (5) läßt sich die Bedingung (18) folgendermaßen formulieren:

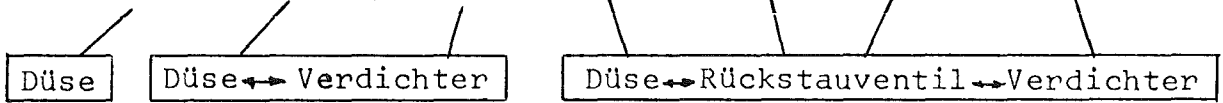
$$\frac{d\tau_U}{dJ_U} \Big|_{\tau_Z = \tau_Z^+} = \frac{p_o^* L^+}{h^* p_o^+ L^*} \frac{1/\vartheta_U^*}{(1+C)} \left\{ c N_o^+ \frac{\partial \vartheta_U}{\partial N_o} \Big|_{p_o} + p_o^+ \frac{\partial \vartheta_U}{\partial p_o} \Big|_{N_o} + \tau_U^+ \vartheta_U^* \left[\frac{c}{L^+ N_o^+} + \frac{c}{L^{+2}} \frac{\partial L}{\partial N_o} + \frac{p_o^+}{N_o^+ L^{+2}} \frac{\partial L}{\partial p_o} \right] \right\} \quad (19)$$

Während die beiden ersten Terme in (19), die den Einfluß von Konzentrationsänderungen und Druckänderungen getrennt beschreiben, stets wirksam sind, verschwindet der dritte Term, der die Abhängigkeit vom Düsendurchsatz beschreibt, für Kaskaden ohne Entnahme ($\tau_U^+ = 0$). Innerhalb des in Frage kommenden Bereiches für die Arbeitspunkte der zur Zeit untersuchten Trenndüsen können alle drei Terme gleiche Größenordnung und unterschiedliche Vorzeichen besitzen, so daß hier die volle Konkurrenz aller Einflußgrößen auf das Stabilitätsverhalten gegeben ist. Die Tatsache, daß in den Differentialen der Abschälverhältnisse die Abhängigkeiten vom Kompressionsverhältnis Π und vom Kerngasrückstauverhältnis Π_K explizit

zu berücksichtigen sind (Gl. 20 und 21), erlaubt den unmittel-

$$\left. \frac{\partial \vartheta_U}{\partial N_o} \right|_{p_o} = \left. \frac{\partial \vartheta_U}{\partial N_o} \right|_{p_o, \pi, \pi_K} + \left. \frac{\partial \vartheta_U}{\partial \pi} \right|_{p_o, N_o, \pi_K} \cdot \left. \frac{\partial \pi}{\partial N_o} \right|_{p_o} + \left. \frac{\partial \vartheta_U}{\partial \pi_K} \right|_{p_o, N_o, \pi} \cdot \left(\left. \frac{\partial \pi_K}{\partial N_o} \right|_{p_o, \pi} + \left. \frac{\partial \pi_K}{\partial \pi} \right|_{p_o, N_o} \cdot \left. \frac{\partial \pi}{\partial N_o} \right|_{p_o} \right) \quad (20)$$

$$\left. \frac{\partial \vartheta_U}{\partial p_o} \right|_{N_o} = \left. \frac{\partial \vartheta_U}{\partial p_o} \right|_{N_o, \pi, \pi_K} + \left. \frac{\partial \vartheta_U}{\partial \pi} \right|_{N_o, p_o, \pi_K} \cdot \left. \frac{\partial \pi}{\partial p_o} \right|_{N_o} + \left. \frac{\partial \vartheta_U}{\partial \pi_K} \right|_{N_o, p_o, \pi} \cdot \left(\left. \frac{\partial \pi_K}{\partial p_o} \right|_{N_o, \pi} + \left. \frac{\partial \pi_K}{\partial \pi} \right|_{N_o, p_o} \cdot \left. \frac{\partial \pi}{\partial p_o} \right|_{N_o} \right) \quad (21)$$



baren Einblick in die Auswirkungen der hier deutlich separiert einfließenden Eigenschaften der Trenndüsen $\left(\frac{\partial \vartheta_U}{\partial N_o}, \frac{\partial \vartheta_U}{\partial p_o}, \frac{\partial \vartheta_U}{\partial \pi}, \frac{\partial \vartheta_U}{\partial \pi_K} \right)$, der Verdichter $\left(\frac{\partial \pi}{\partial N_o}, \frac{\partial \pi}{\partial p_o} \right)$ und der Kerngasrückstau-Ventile $\left(\frac{\partial \pi_K}{\partial N_o}, \frac{\partial \pi_K}{\partial p_o}, \frac{\partial \pi_K}{\partial \pi} \right)$.

In Gleichung (19) bedeutet C die normierte Steigung $p_o \cdot dN_o / N_o dp_o$ des Differentiationsweges $\tau_Z = \tau_Z^+$ im N_o - p_o -Diagramm.

$$C = \frac{p_o^+}{N_o^+} \left. \frac{dN_o}{dp_o} \right|_{\tau_Z = \tau_Z^+} = \frac{p_o^+}{N_o^+} \frac{\frac{1}{L^+} \left. \frac{\partial L}{\partial p_o} \right|_{N_o} + \frac{1}{\vartheta_Z^+ - \vartheta_U^*} \left. \frac{\partial \vartheta_Z}{\partial p_o} \right|_{N_o}}{\frac{1}{1 - N_o^+} - \frac{1}{L^+} \left. \frac{\partial L}{\partial N_o} \right|_{p_o} - \frac{1}{\vartheta_Z^+ - \vartheta_U^*} \left. \frac{\partial \vartheta_Z}{\partial N_o} \right|_{p_o}} \quad (22)$$

Je nach Wahl des Arbeitspunktes nimmt C für die Pilot-Anlage Werte zwischen + 0,5 und + 3 an.

Der Quotient $p_o^* L^+ / p_o^+ L^*$ liegt für alle in Frage kommenden Arbeitspunkte im Bereich zwischen 0,9 und 1,1; für $N_o^+ = N_o^*$ beträgt sein Wert 1,0.

Um die Aussagen über das Stabilitätsverhalten leichter vergleichbar zu machen, wird im Folgenden der mit $100 h^*$ multiplizierte Ausdruck (19) als

$$\text{Stabilitätsparameter } \sigma_U = 100 \cdot h^* \left. \frac{d\tau_U}{dJ_U} \right|_{\tau_Z = \tau_Z^+} \quad (23)$$

bezeichnet. Bei positivem Vorzeichen gibt der Wert von σ_U an, um welchen Prozentsatz eine vorhandene Uran-Inventarstörung im Nahbereich des Arbeitspunktes während einer mittleren Verweilzeit h^* abgebaut wird. Das Diagramm in Abb. 12 gibt ein Beispiel für die Größe der einzelnen Beiträge zum Stabilitätsparameter σ_U . Der praktisch lineare Verlauf der Kurven zeigt, daß die Variation der Entnahmestromstärke $P = \tau_U^+$ in der Pilot-Anlage nur geringfügige Verschiebungen des Arbeitspunktes im Kennlinienfeld bewirkt, bei denen sich die Differentialquotienten nur wenig und praktisch linear mit der Entnahmestromstärke ändern. Der Beitrag des Düsendurchsatzes beträgt in diesem Bereich $\sigma_{U,L} \approx 0,8 \tau_U^+ / N_O L^+$.

Hierzu ganz entsprechend ergibt sich aus Gl. (17) der Stabilitätsparameter σ_Z für das Zusatzgas-Inventar.

$$\sigma_Z = \frac{100 p_o^* L^+ (1 - N_o^+)}{p_o^+ L^* \tau_U^*} \left\{ p_o^+ \frac{\partial \tau_Z}{\partial p_o} - N_o^+ \frac{\partial \tau_Z}{\partial N_o} + \frac{\tau_Z^+ - \tau_U^*}{L^+} \left[p_o^+ \frac{\partial L}{\partial p_o} - N_o^+ \frac{\partial L}{\partial N_o} - \frac{N_o^+ L^+}{1 - N_o^+} \right] \right\} \quad (24)$$

Die Werte dieses Parameters liegen für die Pilot-Anlage in der Umgebung von $\sigma_Z = 100$, für die später zu besprechenden technischen Trenndüsenstufen liegen sie bei 200. Derartige Werte lassen ein sehr großes Maß an inhärenter Stabilität in Bezug auf das Zusatzgas erkennen und sagen aus, daß Störungen des Zusatzgasinventars in der Umgebung des Arbeitspunktes mit Zeitkonstanten von der Größe der mittleren Verweilzeit (ca. 1,5 sec) und weniger abgebaut werden.

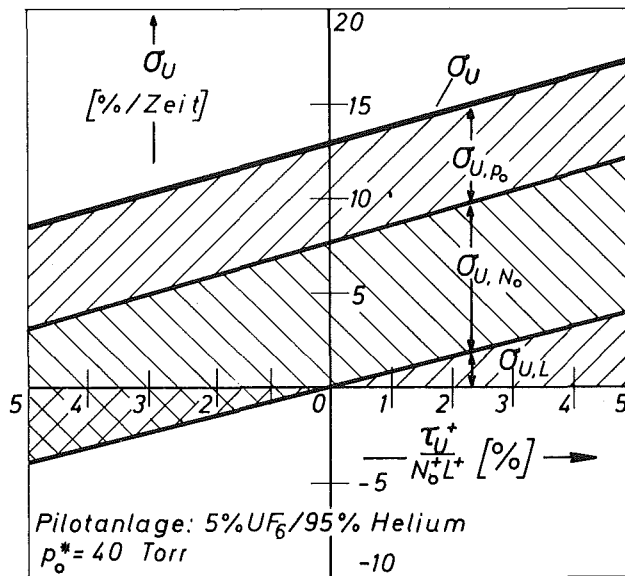


Abb. 12: Der differentielle Stabilitätsparameter σ_U des Uran-Inventars der Pilot-Anlage in Abhängigkeit von der auf den Urandurchsatz $N_o^+L^+$ bezogenen Entnahmestromstärke τ_U^+ . Das Diagramm zeigt die Aufteilung auf die Beiträge, die von den Einflüssen des Düsendurchsatzes ($\sigma_{U,L}$), des Düsen-vordruckes (σ_{U,p_o}) und des UF_6 -Mölenbruches (σ_{U,N_o}) herrühren.

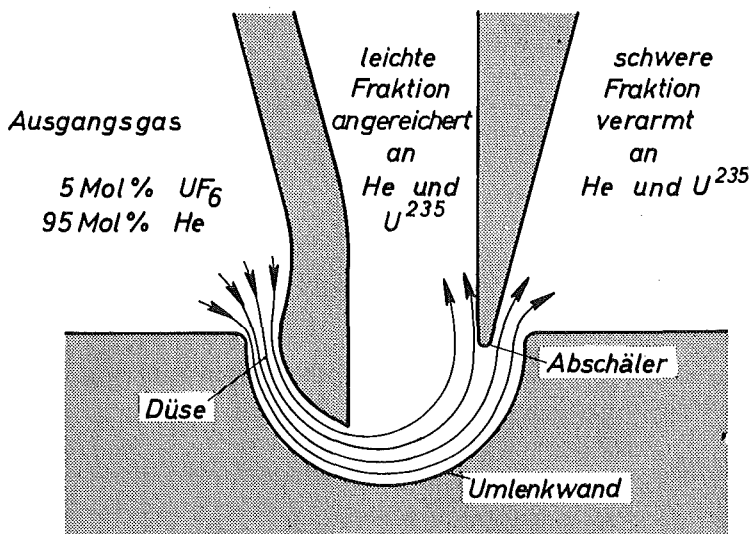


Abb. 14: Querschnitt durch eine industrielle Ausführungsform der Trenndüsen, wie sie in den technischen Prototyp-Stufen eingesetzt sind.

III.) Stabilitätsanalysen von Trenndüsenkaskaden

Die Aussagemöglichkeiten der analytischen Stabilitätsuntersuchungen sollen anhand eines Anwendungsbeispiels aufgezeigt werden, bei dem eine Rechteckkaskade aus Trenndüsenstufen betrachtet wird, die eine für den industriellen Einsatz interessante Trennarbeitsleistung besitzen. Es werden hierfür die Komponenteneigenschaften einer Prototyp-Trenndüsenstufe (Abb. 13) zugrunde gelegt, deren Eigenschaften seit etwa 2 Jahren im Kernforschungszentrum Karlsruhe untersucht werden. Ein rechteckiger Kaskadenabschnitt mit etwa 300 Stufen dieser Größe könnte den sogenannten Basisabschnitt einer als Demonstrationsanlage gedachten Trenndüsenkaskade bilden [16]. Um charakteristische Abhängigkeiten zu verdeutlichen, wird auf die in den vorstehenden Abschnitten erläuterten Eigenschaften der Pilot-Anlage zurückgegriffen. Dabei ist es für die Beurteilung des praktischen Betriebsverhaltens von Interesse, daß in den Stufen der Pilot-Anlage etwa das gleiche Verhältnis von Materialinhalt zu Stufendurchsatz realisiert ist, wie in den technischen Trenndüsenstufen, d.h. die mittlere Verweilzeit h^* beträgt für beide etwa 1,5 sec/Stufe.

A. Die Eigenschaften industrieller Trenndüsen-Stufen

1.) Die Kennlinien der Trennelemente

Die mit einem Helium-UF₆-Gemisch betriebenen Trennelemente dieser Trenndüsenstufen unterscheiden sich in der Ausführungsform des Düsenkanals von den in der Pilot-Anlage verwendeten Düsen (vgl. Abb. 3 und Abb. 14). Sie arbeiten im Auslegungspunkt mit einem Expansionsverhältnis $\Pi = p_o/p_M = 4$ und einem Uranabschälverhältnis $\mathcal{S}_U = 1/3$. Ihre Trenneigenschaften wurden an Laborelementen mit einem Radius der Umlenk wand R von ebenfalls 1,5 mm ausführlich gemessen [14,15].

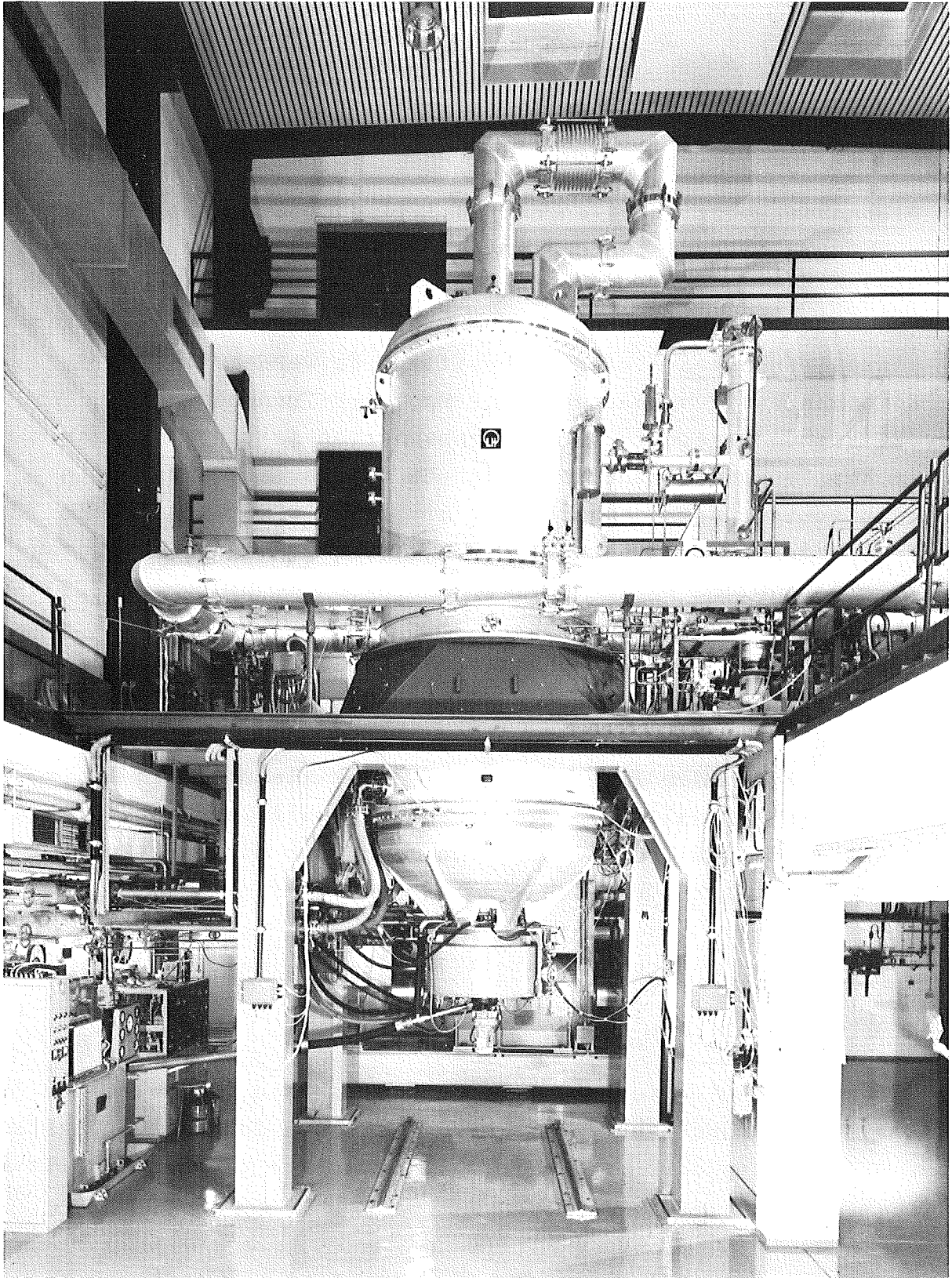


Abb.13: Prototyp einer industriellen Trenndüsenstufe mit einer Trennarbeitsleistung von 2000 kg Uran Trennarbeit/Jahr auf dem Versuchsstand. Im Oberteil der als apparatebauliche Einheit aufgebauten Trennstufe sind rund achtzig 2 m lange Trennelementrohre mit insgesamt ca. 1,5 km Trenndüsen Schlitz entsprechend Abb. 14 eingebaut. Das in den Düsen expandierte Verfahrensgas wird von dem unten eingebauten zwei-stufigen Radialverdichter mit Zwischen- und Endkühler auf den Ausgangsdruck p_0 verdichtet. Die Kühler liegen im Mittelteil der Stufe, unten ist der Antriebsmotor des Verdichters angeflanscht [16].

Ihre Kennlinien weisen in der Umgebung des Auslegungspunktes nur geringfügige prinzipielle Unterschiede gegenüber den Trennelementen der Pilot-Anlage auf.

Da die wesentlichen Abmessungen der technischen Trennelemente nur ein Fünftel der bei den Laboruntersuchungen benutzten Düsen betragen ($R = 0,1 \text{ mm}$) und als Betriebstemperatur 40°C gewählt wird, werden sie bei etwa 17 Mal höheren Drucken betrieben^{*)}. Für die folgenden Stabilitätsuntersuchungen wurden die Kennlinien der Laborelemente [14] mit entsprechend vergrößertem Druckmaßstab verwendet.

2.) Die Verdichter-Kennlinien

Wesentliche Unterschiede bestehen demgegenüber zwischen den Kennlinien der in der Pilot-Anlage verwendeten Rootsverdichter und der Strömungsverdichter, die in industriellen Trenndüsenstufen zum Einsatz gelangen werden. Der obere Teil von Abb. 15 zeigt einen Vergleich der von den Rootsverdichtern der Pilot-Anlage erzeugten Kompressionsverhältnisse $\Pi = p_o/p_M$ in Abhängigkeit vom Düsenvordruck p_o der nachgeschalteten Trenndüsen und vom UF_6 -Gehalt N_o des Verfahrensgases mit dem Kompressionsverhältnis des zweistufigen Radialverdichters der Prototyp-trennstufe, dessen Leistungsdaten an anderer Stelle ausführlich beschrieben sind [17]. Bei dieser Zusammenschaltung der Verdichter mit einer Last wie den Trenndüsen, deren Volumendurchsatz nahezu unabhängig vom Absolutdruck p_o , aber proportional zur Schallgeschwindigkeit des Verfahrensgases ist, besitzt der Strömungsverdichter eine starke Abhängigkeit des Kompressionsverhältnisses Π vom Molekulargewicht des geförderten Mediums und zeigt erwartungsgemäß eine nur sehr schwache Druckabhängig-

*) Der Bereich der für die Isotopentrennung wirtschaftlichsten Betriebsbedingungen wird hinsichtlich des Druckniveaus durch einen Wert der KNUDSEN-Zahl von 1:50 bis 1:150 in der Düsenströmung gekennzeichnet. Dies bedeutet, daß sich die Betriebsdrucke umgekehrt proportional zu den charakteristischen Abmessungen der Trenndüsen verhalten [2]. Der Einfluß der Betriebstemperatur bewirkt eine Verlagerung des Betriebsdruckes p_o proportional zum Quadrat der absoluten Temperatur.

keit [17]. Dagegen überstreicht der Rootsverdichter bei deutlich geringerem Molekulargewichtseinfluß infolge seiner sehr ausgeprägten Gegendruckabhängigkeit einen noch etwas größeren Bereich des Kompressionsverhältnisses [4].

3.) Die Auswirkungen der Kennlinieneigenschaften auf das Stabilitätsverhalten

Die wichtigsten Auswirkungen dieses unterschiedlichen Verhaltens sind im unteren Teil der Abb. 15 an den für das Stabilitätsverhalten des Uraninventars entscheidenden Kennlinien $\mathcal{D}_U(N_O, p_O, \Pi, \Pi_K)$ zu erkennen, in denen die gleichzeitigen Einflüsse des Kompressionsverhältnisses bzw. Expansionsverhältnisses im Mantelgas $\Pi = p_O/p_M$ und des ebenfalls im oberen Teil aufgetragenen Expansionsverhältnisses $\Pi_K = p_O/p_K$ in der schweren Fraktion berücksichtigt sind, d.h. diese Kennlinien geben das effektive Verhalten des Uranabschälverhältnisses \mathcal{D}_U in den Stufen einer Kaskade wieder. Die Variation von Π_K wird dabei von der Durchflußcharakteristik des Kerngasrückstauventils bestimmt, dessen Ventilstellung im Auslegungspunkt auf den gewünschten Rückstauwert ($\Pi_K \approx 2.3$) fest eingestellt wird (s. Abschnitt I.A) und dessen Druckabfall nach Maßgabe von Gasmenge und Gaszusammensetzung im Kerngas der Trenndüsen variiert.

Pilot-Anlage: Eine Betrachtung der für die Pilot-Anlage geltenden durchgezogenen \mathcal{D}_U -Kurven im linken Teil von Abb. 15 zeigt, daß die Stufen im gesamten Bereich auf eine Erhöhung des Uraninventars durch Erhöhung von N_O bei konstantem Druck p_O mit einer Erhöhung des Uranabschälverhältnisses \mathcal{D}_U reagieren. Das gleiche gilt im Druckbereich oberhalb 35 Torr für jede Inventarerhöhung bei konstantem UF_6 -Molenbruch N_O infolge Druckerhöhung. D.h. hier scheinen die allgemeinen Stabilitätsbedingungen (8,9) überall erfüllt zu sein. Die Auswertung in Abb. 9a zeigte aber bereits, welche Einschränkungen hierbei zu machen sind. Da die Kennlinienschar durch Variation des Kerngasrückstaus mit nur unwesentlicher Verformung in Richtung der Ordinatenachse verschoben werden kann, ist aus

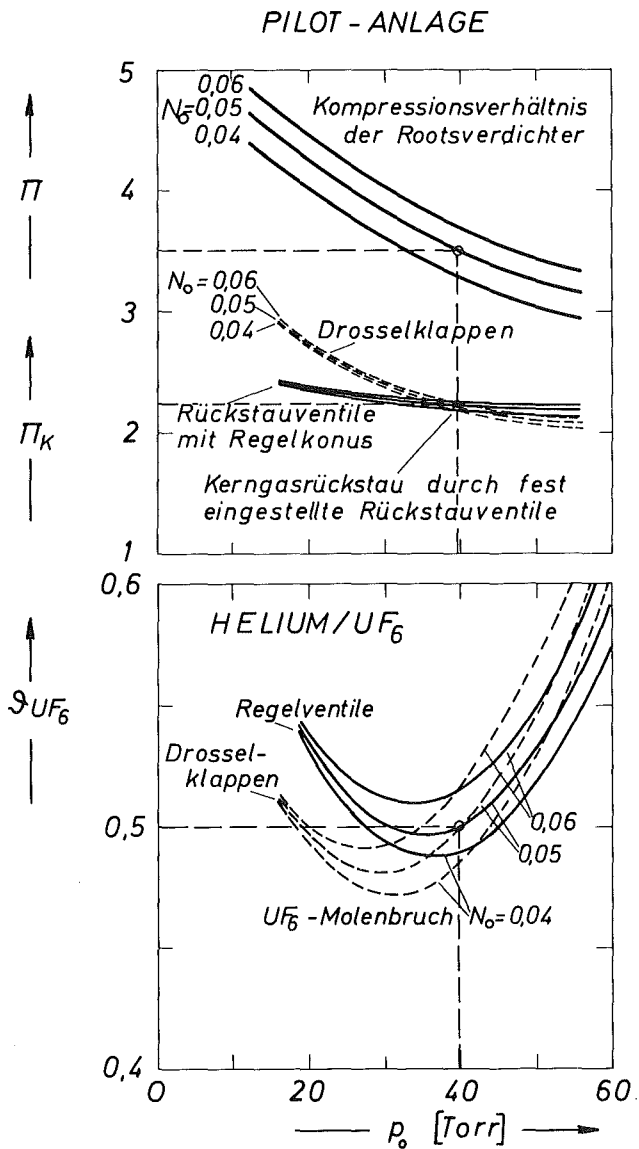


Abb. 15a

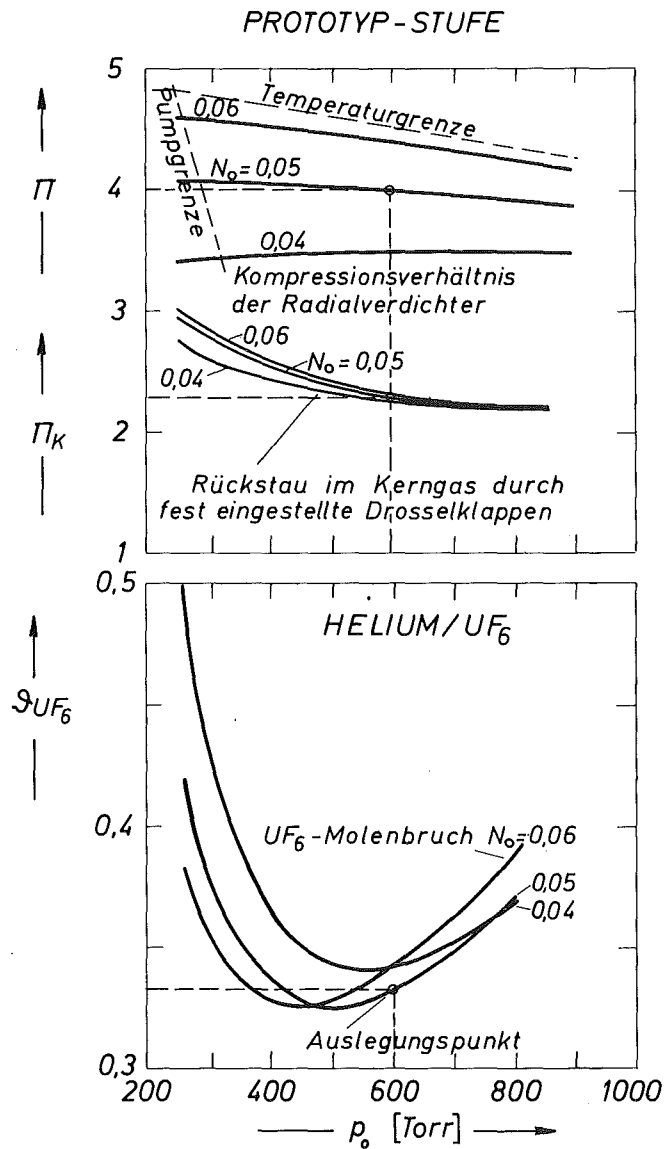


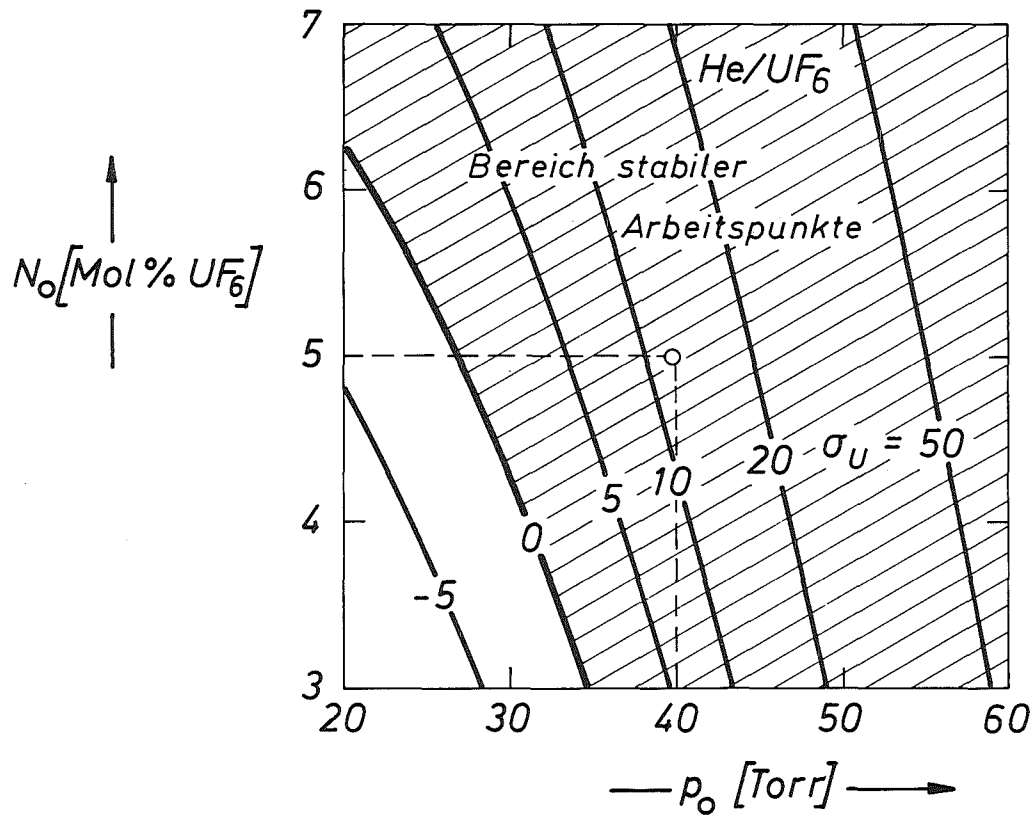
Abb. 15b

Abb. 15: Gegenüberstellung der wichtigsten Kennlinien für das Zusammenwirken der Komponenten in der Pilot-Anlage und in einer industriellen Prototyp-Stufe. In beiden Fällen ist der Auslegungspunkt für minimale Investition betrachtet. Die gestrichelten Kurven in den Diagrammen der Pilot-Anlage wurden für den Fall errechnet, daß die dort benutzten Regelventile durch Drosselklappen ersetzt würden.

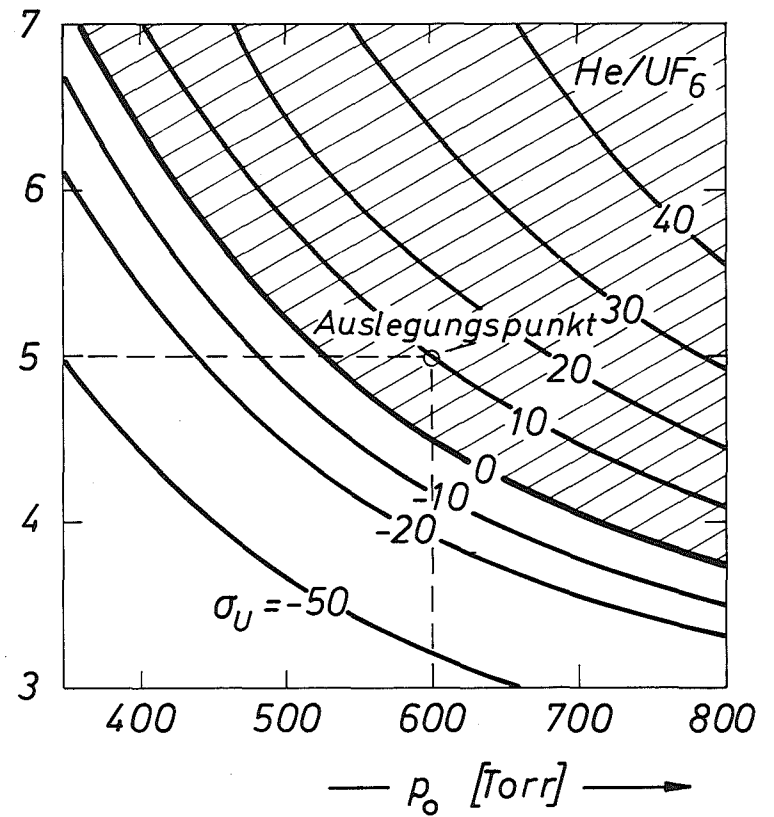
dieser Darstellung jedoch zu entnehmen, daß in der Umgebung des Auslegungspunktes und oberhalb $p_o \approx 35$ Torr ein Bereich stabiler Arbeitspunkte existiert^{*)}, für die ein ähnliches Stabilitätsverhalten wie im Auslegungspunkt erwartet werden kann. Dieser Schluß wird durch das in Abb. 16a wiedergegebene Ergebnis der differentiellen Stabilitätsanalyse (Gl. 19) für Arbeitspunkte ohne Produktentnahme (gekennzeichnet durch N_o^+ , p_o^+ , $\tau_U^+ = 0$) in der Umgebung des Auslegungspunktes bestätigt. Man sieht wie der Stabilitätsparameter σ_U mit abnehmenden Drucken und UF_6 -Konzentrationen der Arbeitspunkte monoton abnimmt und schließlich im Bereich von 25 Torr bei 5 % UF_6 -Gehalt sein Vorzeichen wechselt; d.h. erst bei einer Einstellung der Stufen auf Arbeitspunkte, die sehr weit im linken unteren Quadranten des Bereiches liegen, würde das inhärent stabile Kaskadenverhalten nicht mehr gewährleistet sein. Im allgemeinen werden jedoch soweit vom Auslegungspunkt entfernte Arbeitspunkte nicht benötigt.

Industrielle Trenndüsen-Stufen: Bei den mit zweistufigen Radialverdichtern ausgerüsteten Prototyp-Trennstufen zeigt die gleiche Betrachtung im rechten Teil der Abb. 15 einen deutlich veränderten Sachverhalt: Bei konstantem Düsendruck und bei konstantem Expansionsverhältnis der Trenndüsen würde die Erhöhung des UF_6 -Molenbruchs N_o für sich allein eine Verschlechterung der Gemischtrennung (infolge verringerter Strömungsgeschwindigkeit) und also ein erhöhtes Uranabschälverhältnis bewirken. Dieser Einfluß ist aber in Bereichen unterhalb 800 Torr dadurch überkompensiert, daß die mit der Konzentrationserhöhung einhergehende Steigerung des Kompressionsverhältnisses im Verdichter eine relativ stärkere Verbesserung der Gemischtrennung mit entsprechender Absenkung von \mathcal{D}_U zur Folge hat. So bewirkt im Auslegungspunkt ($N_o^* = 5$ %; $p_o^* = 600$ Torr) jede Konzentrationsänderung eine Erhöhung von \mathcal{D}_U , die

+) Diese Feststellung ist weder der Darstellung Abb. 9a noch den Betriebspunktogrammen Abb. 10 und 11 eindeutig zu entnehmen, da dort zunächst nur Aussagen über die Qualität des Auslegungspunktes als Arbeitspunkt gemacht werden.



a.) PILOT-ANLAGE



b.) PROTOTYP-STUFE mit Drosselklappe

Abb. 16: Vergleich der differentiellen Stabilitätsparameter σ_U des Uraninventars für die Arbeitspunkte (N_0^+, p_0^+) der Pilot-Anlage und einer industriellen Prototyp-Stufe. (Auslegungspunkte für minimale Investitionen). Der Stabilitätsparameter σ_U [%/Zeit] gibt den Bruchteil einer Uraninventar-Störung an, der während einer mittleren Verweilzeit h^* [Zeit/Stufe] in einer Stufe abgebaut wird. Für die Pilot-Anlage und die hier betrachteten Prototyp-Stufen beträgt die Verweilzeit h^* etwa 1,5 sec.

wegen des geringen Durchsatzeinflusses auch eine Erhöhung des Urantransports τ_U nach sich zieht. Hier scheint also inhärente Stabilität gegen Erniedrigung des Uraninventars zu fehlen, da die Uranentnahme durch Erhöhung des Transports τ_U noch verstärkt würde. Wie das Betriebspunktdiagramm Abb. 17 für dieses ausgewählte Beispiel zeigt, wird diese Instabilitätseigenschaft jedoch durch die Wirkung des Zusatzgastransports abgefangen. Die gleichzeitige Erhöhung des Zusatzgastransportes ist relativ so viel größer, daß bei geringfügiger Druckabsenkung ein sofortiger Konzentrationsanstieg einsetzt, der den Betriebspunkt in den stabilen Bereich des Uraninventars bringt, von wo er in den Auslegungspunkt zurückkehrt.

Ein Vergleich zwischen Abb. 17 und Abb. 10 zeigt aber auch, daß der Bereich der Betriebszustände, aus dem die Prototypstufen in den Arbeitspunkt zurückkehren, gegenüber der Pilotanlage reduziert ist. Ebenso zeigt Abb. 16, daß der Bereich inhärent stabiler Arbeitspunkte bei dieser Wahl der Stufenauslegung, die durch minimale Verdichterbaugröße gekennzeichnet ist, nach unten hin auf ca. 85 % des Auslegungsdrucks und auf 90 % der Auslegungskonzentration begrenzt ist.

Wie im folgenden Abschnitt gezeigt wird, ist mit diesen Kaskadeneigenschaften ein industrieller Anreicherungsbetrieb mit einer großen Variationsbreite von Lastzuständen und Produktionsaufgaben möglich. Andererseits deutet sich hier bereits die Aufgabe an, den Bereich des inhärent stabilen Betriebsverhalten gegebenenfalls zu erweitern oder in besonders ungünstigen Fällen das gewünschte Betriebsverhalten durch gezielte Maßnahmen überhaupt erst herbeizuführen.

B.) Der Arbeitspunktbereich industrieller Trenndüsenkaskaden

Der Betriebszustand, für den die Trenndüsen, die Verdichter und die Steuerorgane aufgrund einer übergeordneten Kostenoptimierung ausgelegt werden, wird wie üblich als Auslegungspunkt bezeichnet.

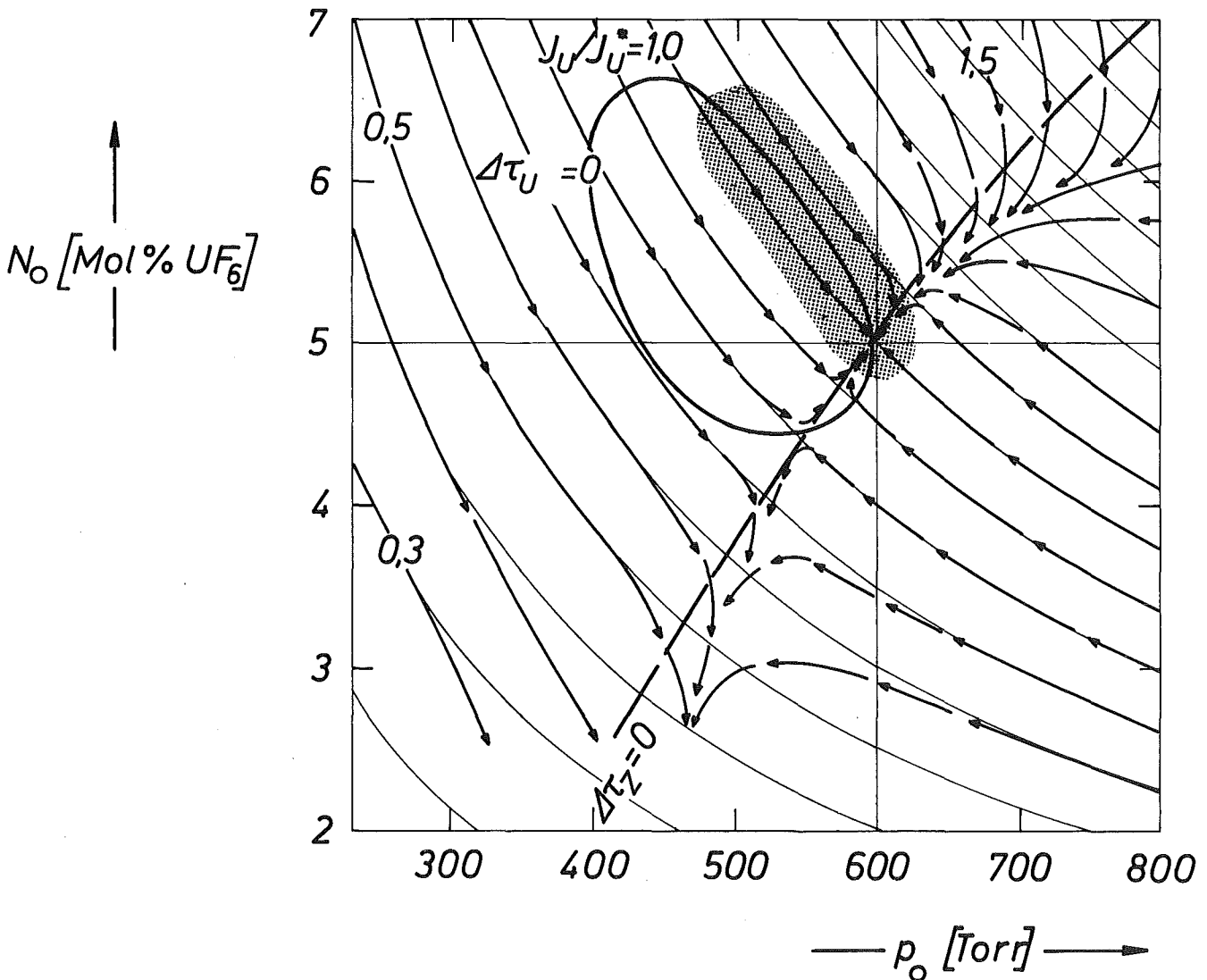


Abb. 17: Betriebspunktdiagramm einer mit Prototyp-Stufen ausgerüsteten Trenndüsenkaskade, bei denen der Rückstau in der schweren Fraktion durch Drosselklappen fest eingestellt ist (Auslegungspunkt für minimale Verdichtergröße, Kennlinien nach Abb. 15b). Die Rasterung zeigt den Bereich der Betriebspunkte, die für Lastsenkungen und unterschiedliche Produktionsaufgaben durch Änderungen des Urantransports τ_U und des Zusatzgastransports τ_Z infrage kommen.

In dem vorstehenden Beispiel wurde als Grenzfall ein "Auslegungspunkt" betrachtet, bei dem spezifische Ansaugvolumen, d.h. das Verhältnis von Ansaugleistung der Stufenverdichter zur Stufentrennleistung minimal ist. Er ist durch einen Düsenvordruck von 600 Torr bei 5 % UF_6 -Gehalt im Verfahrensgas charakterisiert und führt zu einer Anreicherungskaskade mit den kleinsten spezifischen Investitionen. Bei weiteren Stabilitätsanalysen wurde auch der entgegengesetzte Grenzfall des "Auslegungspunktes" für minimalen spezifischen Energieverbrauch betrachtet, der bei einem verhältnismäßig niedrigen Druck von ca. 430 Torr liegt. Aufgrund der Kostenstruktur von Trenndüsenkaskaden [18] mit einem Energiekostenanteil von mehr als 50 % liegt der zu minimalen Trennarbeitskosten führende, tatsächliche Auslegungspunkt bei einem mittleren Druck $p_0 = 515$ Torr.

Für die hier angestellten, vergleichenden Betrachtungen wurde davon ausgegangen, daß der Verfahrensverdichter im jeweiligen Auslegungspunkt in Bezug auf seinen isothermen Wirkungsgrad optimal ist. Für eine nach diesen Gesichtspunkten ausgelegte Trenndüsenkaskade ergeben sich je nach Produktionsaufgabe (n_p, n_w, P) und Lastzustand unterschiedliche Arbeitspunkte der Trennstufen, deren zu berücksichtigende Abweichungen vom Auslegungspunkt in den beiden folgenden Abschnitten abgeschätzt werden.

Im Prinzip sind die Arbeitspunkte aller Stufen in einer Rechteck-Kaskade untereinander gleich, wenn ein vom Auslegungspunkt abweichender Betriebszustand unter Benutzung der Kerngasrückstauventile eingeregelt wird. Wird die Änderung des Betriebszustandes allein durch Änderungen des Uran-Transports τ_U und/oder des Zusatzgas-Transports τ_Z bewirkt, so sind nach den Ausführungen des Abschnittes I die neuen Arbeitspunkte der Stufen mit Ausnahme weniger Kopfstufen ebenfalls untereinander gleich. Diese unbedeutenden Abweichungen können individuell ausgeregelt werden oder bleiben bei vorübergehenden Änderungen unberücksichtigt.

1.) Die Einflüsse der Produktionsaufgabe

Soll die betrachtete Rechteck-Kaskade im Auslegungspunkt (Stufendurchsatz L^* ; N_O^* ; p_O^*) einen Produktstrom P^* oder einen Abfall-Strom W^* erzeugen (Sollwert des UF_6 -Transports $\tau_U^* = P^*$ bzw. $-W^*$), so wird für den Auslegungspunkt die Abschälerweite

bei der Trenndüsenherstellung so einjustiert, daß sich beim Soll-Rückstauverhältnis $\pi_K^* = p_O^*/p_K^*$ das UF_6 -Abschälverhältnis gemäß Gl. (1)

$$\mathcal{S}_U^+ = \mathcal{S}_U^* \left(1 + \frac{P^*}{N_O^* L^*}\right) \text{ bzw. } = \mathcal{S}_U^* \left(1 - \frac{W^*}{N_O^* L^*}\right)$$

ergibt.

Im Auslegungspunkt einer abgestuften Rechteck-Kaskade mit einer U-235-Konzentration $n_P^* = 3\%$ im Produkt und mit einer Abstreifkonzentration $n_W^* = 0,3\%$ U-235 nehmen die Verhältnisse $P^*/N_O^* L^*$ Werte zwischen $2 \cdot 10^{-3}$ und 10^{-2} ein, die Verhältnisse $W^*/N_O^* L^*$ liegen zwischen 10^{-2} und $5 \cdot 10^{-2}$, je nachdem die Trenndüsenstufen in den Kopf- bzw. Fußabschnitten oder in den Basisabschnitten der Kaskade betrachtet werden. Aus dem Anreicherungsverhalten einer industriellen Trenndüsenkaskade ergibt sich ferner, daß bei wechselnden ökonomischen Randbedingungen eine Variation der Produktstromstärke P im Bereich $0,5 P^* < P < 3P^*$ wirtschaftlich sinnvoll sein kann, wenn die Produktkonzentration n_P zwischen $n_P = 2\%$ U-235 und $n_P = 4\%$ U-235 liegen. Dabei variieren unter Anpassung der Abstreifkonzentration n_W die Abfallstromstärken W in einem nahezu gleichgroßen Bereich: $0,5 W^* < W < 2W^*$. Somit ergibt sich für die Kopf- bzw. Fußstufen einer industriellen Trenndüsenkaskade ein Variationsbereich des relativen Urantransportes $P/N_O L$ zwischen den Werten 0 (Einstellvorgänge), + 3% (maximale Produkt-Stromstärke) und -10% (maximale Abfallstromstärke).

Derartige Variationen des Urantransportes wird man der Kaskade im praktischen Betrieb zunächst durch zeitlich koordinierte Änderungen der Entnahmestromstärken P und W , sowie der Einspei-

sestromstärke F aufprägen. Entsprechend der Darstellung in Abb. 5c wird die Kaskade hierauf mit einer gleichsinnigen Reaktion von UF_6 -Molenbruch N_0 und Düsendruck p_0 in allen Stufen der Kaskade antworten. Der hierbei benötigte Variationsbereich der Arbeitspunkte bestimmt die Breite des in Abb. 17 durch Rasterung hervorgehobenen, erforderlichen Arbeitsbereich.

Bei Nachregulierung der Betriebsbedingungen mit Hilfe der Kerngasventile auf die Auslegungswerte p_0^* ; N_0^* treten die aus Abbildung 12 ersichtlichen Änderungen des Stabilitätsparameters δ_U ein, die für industrielle Kaskaden nahezu die gleichen Werte besitzen, wie in der Pilot-Anlage^{*)}. Während sie im Anreicherungsteil der Kaskade zu erhöhter Stabilität mit entsprechend verkürzten Zeitkonstanten für die Verschiebungen des Uraninventars führen, tritt im Abstreifteil der Kaskade das Gegenteil ein. Hier tritt bei Übergang zu negativen Werten von δ_U jedoch kein Verlust der inhärenten Stabilität ein, da mit der Ursache für diesen Effekt (negativer Urantransport $\tau_U = -W$) zugleich auch die Pufferungsmöglichkeit für kaskadenabwärtswandernde Störungen des Uraninventars in den entsprechenden Entnahmestellen für das Abfallmaterial eingeschaltet wird^{**)}.

2.) Die Einflüsse von Laständerungen der Kaskade

Aus Gründen der Anpassung an einen Energieengpaß im elektrischen Verteilernetz oder bei reduzierter Auftragslage kann es für eine Trenndüsenanlage günstig sein, den Betrieb nicht völlig zu unterbrechen - was durchaus möglich wäre - sondern auf einen Teillastbetrieb überzugehen.

*) Wie aus Gleichung (19) ersichtlich ist, hat bei gleicher Düsendurchflußfunktion allein die unterschiedliche Steigung C des Differentiationsweges hierauf einen Einfluß.

***) vgl. Fußnote auf Seite 22

Für die Ausführung derartiger Laständerungen sollen hier zwei Möglichkeiten betrachtet werden, die sich hinsichtlich ihrer Kostenauswirkungen, aber auch im Zeitbedarf für ihre Durchführung und in den resultierenden Stabilitätseigenschaften unterscheiden.

a) Durchführung kurzzeitiger Laständerungen durch Änderungen des Zusatzgastransports τ_z .

Wie aus Abb. 5b ersichtlich ist, treten bei bleibenden Änderungen des Zusatzgastransportes τ_z in allen Stufen einer Rechteck-Kaskade etwa gleich große, aber gegensinnige Änderungen des Düsenvordruckes p_0 und der UF_6 -Konzentration N_0 auf. Dieses Anlagenverhalten erlaubt eine gleichmäßige Lastabsenkung in allen Stufen einer Kaskade allein durch Reduzieren des von außen aufgeprägten Zusatzgasstromes. Da hierbei keine Eingriffe in den einzelnen Stufen notwendig sind, können mit dieser Maßnahme, falls erforderlich, auch rasche Lastabsenkungen und Lastanhebungen durchgeführt werden.

Die bei diesen Maßnahmen im Prinzip zu erwartenden Kostenauswirkungen wurden im Bereich der Lastfaktoren zwischen 0.8 und 1.1*) an einen speziellen Beispiel ausführlich dargestellt [7]. Ganz allgemein läßt sich sagen, daß die vom Auslegungspunkt ausgehenden Druckabsenkungen in Bereiche geringeren spezifischen Energieverbrauchs führen. D.h. die Trennleistung der Anlage sinkt weniger stark ab als die elektrische Leistungsaufnahme, solange der zum Minimum des spezifischen Energieverbrauchs gehörende Druck nicht unterschritten wird. Dieser günstige Bereich ist im Betriebspunkt-Diagramm Abb. 17 durch die Länge des gerasterten Arbeitsbereiches gekennzeichnet. Wegen des Anstiegs der Kompressionsverhältnisse und wegen der Abnahme der Verdichterwirkungsgrade mit zunehmender UF_6 -Konzentration ist der zugängliche Bereich jedoch durch die Temperaturerhöhung im Verfahrensgas beschränkt (Temperaturgrenze in Abb. 15b) [17] und außerdem sind die resultierenden Lastabsenkungen deutlich geringer als die

*) Für Lasterhöhungen über den Auslegungspunkt hinaus müssen entsprechende Reserven in den Antriebsleistungen der Verdichter und im Kühlsystem zur Verfügung stehen.

als die Druckabsenkungen. Daher ist für größere Lastabsenkungen die folgende Methode von der Kostenseite günstiger.

b) Änderung des Betriebsdruckes p_0 bei Auslegungskonzentration N_0^*

Der bei dieser Maßnahme überstreichbare Lastbereich mit Lastfaktoren zwischen 0.6 und 1.2 wurde im Hinblick auf die Kostenauswirkungen bereits ausführlich untersucht [19]. Bei gleichbleibender Temperatur am Verdichtereintritt und bei konstanter UF_6 -Konzentration N_0^* ist das Kompressionsverhältnis praktisch konstant (s. Abb. 15b), so daß die Leistungsaufnahme der Kaskade dem Düsenvordruck p_0 proportional ist.

Für die Durchführung einer derartigen Lastabsenkung müssen die Abschälverhältnisse in allen Stufen mit Hilfe der Rückstauventile neu eingestellt werden, d.h. diese Maßnahme kann eine länger dauernde Steuerungsprozedur erfordern, wenn hierfür nicht ein besonderes Steuerungssystem vorgesehen wird. Der erwünschte Endzustand ist ein inhärent stabiler Arbeitspunkt der Kaskade, der auf der Geraden $N_0^* = \text{konst.}$ durch den Auslegungspunkt liegt. In Abb. 16 wird erkennbar, daß in der Pilot-Anlage ein Lastfaktor 0,6 erreichbar ist, während sich für die dort betrachteten Prototypstufen aus Stabilitätsgründen eine untere Grenze bei einem Lastfaktor 0.9 abzeichnet.

Ein prinzipieller unterer Grenzwert für den Lastfaktor resultiert aus dem Erreichen der Pumpgrenze der Verdichter bei niedrigen Betriebsdrucken der Stufen, d.h. aus der Wechselwirkung zwischen der Verdichter-Kennlinie und der Durchflußfunktion der Düsen [17,19]. Wie Abb. 15b zeigt, liegt diese für die Prototypstufen jedoch bei Lastfaktoren von etwa 0.6. Weiterhin läßt sich in Abb. 15b erkennen, bis zu welchen Drucken hinab eine Erhöhung des Uran-Abschälverhältnisses auf den Sollwert $\mathcal{D}_u^* = 0.33$ durch Verstärkung des Rückstaus in der schweren Fraktion möglich ist. Die Größe dieses Bereiches kann durch Wahl der Abschälerstellung bei der Herstellung der Trenn-

düsen im Prinzip frei gewählt werden, jedoch müssen die Auswirkungen eines zu starken Kerngasrückstaus auf die Trennleistung dabei Berücksichtigung finden. Bei diesem Sachverhalt kann sich aus der Planung des Kaskadenbetriebes u.U. die Aufgabe ergeben, den Bereich inhärent stabiler Arbeitspunkte bei Auslegungskonzentration N_o^* zu niedrigeren Betriebsdrücken p_o^+ hin zu erweitern.

IV. Maßnahmen zur Erzielung inhärenter Stabilität

Einen guten Überblick über die zweckmäßigsten Einwirkungsmöglichkeiten erhält man aus einer Aufschlüsselung der einzelnen Beiträge zum Stabilitätsparameter σ_U entsprechend den einzelnen Termen in den Gleichungen (19-21). Für eine Reihe von Beispielen ist in der Graphik Abb. 18 dargestellt, wie sich die positiven oder negativen Beiträge der Druckabhängigkeiten und der Konzentrationsabhängigkeiten zu dem resultierenden Wert des Stabilitätsparameters σ_U zusammenfügen.

1.) Die Durchflußcharakteristik der Rückstauventile

Wenn man zur Verstärkung oder zur Erzielung inhärenter Stabilität von Eingriffen in die Kennlinien der Trenndüsen und Verdichter zunächst absehen will, liegt ein erster Ansatzpunkt in der Wirkung der Kerngasrückstauventile. Wie die Abb. 18 zeigt, leistet der Kerngasrückstau insgesamt einen positiven Beitrag, der durch die Auswahl der Durchflußcharakteristik deutlich beeinflusst werden kann.

Als Beispiel hierfür wurden in Abb. 15 für die Pilot-Anlage die gestrichelten Kurven eingezeichnet, die zeigen, wie sich der Verlauf des Kerngasrückstauverhältnisses π_K ändert, wenn man die dort verwendeten Regelventile mit Regelkonus durch Drosselklappen ersetzen würde und wie dadurch der Bereich positiver Differentialquotienten $\partial \sigma_U / \partial p_o$ zu niedrigeren Drücken hin erweitert wird. Man erkennt ebenfalls, wie beispielsweise im Auslegungspunkt die Steigung der Kurven zugenommen hat, was sich in Abb. 18 in einem vergrößerten positiven Beitrag des druckabhängigen Anteils des Terms R widerspiegelt.

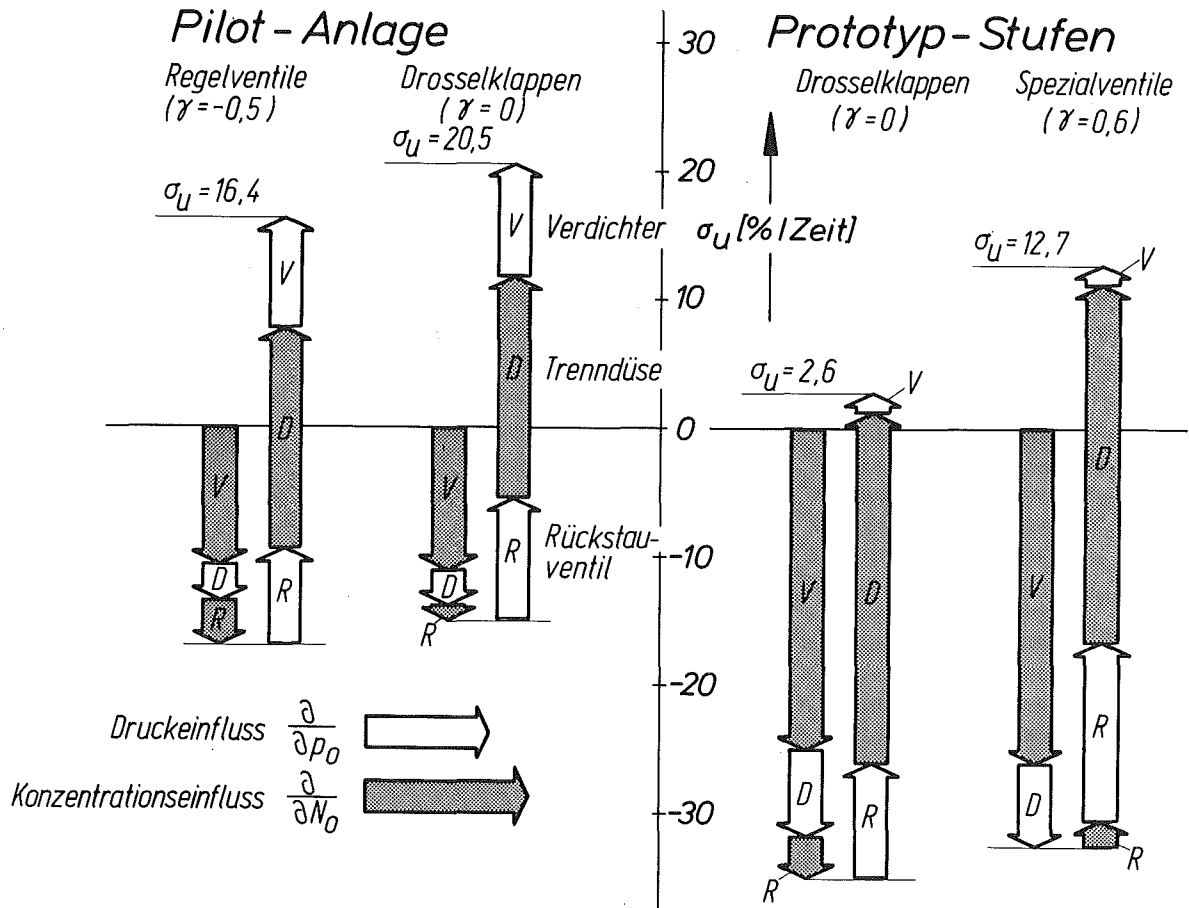


Abb. 18: Aufschlüsselung der verschiedenen Beiträge zum Stabilitätsparameter σ_U des Uraninventars für die Pilot-Anlage und für technische Prototyp-Trenndüsenstufen bei Betrieb mit He/UF₆-Gemischen im Auslegungspunkt ohne Produktstrom. Die unterschiedlichen Strömungseigenschaften der verglichenen Rückstauventile in der schweren Fraktion sind durch den Exponenten γ in der Widerstandszahl $\zeta \sim Re^\gamma$ charakterisiert.

Dieses Beispiel zeigt, wie durch den Übergang von den Regelventilen der Pilot-Anlage mit nahezu Laminarströmungscharakteristik^{*)} (Widerstandszahl $\xi \sim Re^{-0,5}$) zu Drosselklappen oder Durchflußblenden mit voll ausgebildeter turbulenter Strömung ($\xi = \text{konst}$) der stabilisierende Effekt des Kerngasrückstaus stärker ausgenutzt werden kann. Diese Wirkung kann weiter verstärkt werden, wenn man Strömungswiderstände für den Rückstau einsetzt, deren Widerstandszahl $\xi \sim Re^\gamma$ mit wachsender Reynolds-Zahl Re zunimmt ($\gamma > 0$). Hierfür kommen beispielsweise Strömungen im Bereich mittlerer Reynolds-Zahlen in Betracht, in denen sich die Widerstandszahl proportional zu $Re^{0,1} \dots Re^{0,6}$ ändert^{**)}. Die stabilitätsverbessernden Eigenschaften einer solchen Rückstausteuerung werden aus dem Vergleich auf der rechten Seite der Abbildung 18 deutlich erkennbar, der für die Prototypstufe im Auslegungspunkt ($p_o^* = 525 \text{ Torr}$) gemacht wurde.

Die zu diesem Auslegungspunkt gehörenden Betriebspunktdiagramme in der oberen Reihe von Abb. 19 machen einerseits deutlich, daß sich mit dem Übergang zu Spezialventilen mit $\gamma = 0,6$ der Betriebspunktbereich erheblich vergrößert, aus dem die Kaskade in den Auslegungspunkt zurückkehrt. Eine derartige Maßnahme ist also in zweifacher Hinsicht als günstig anzusehen, da nicht nur die Stabilität gegenüber differentiellen Störungen erzielt bzw. erhöht wird, sondern ebenso der Bereich inhärent stabiler Reaktion der Kaskade gegenüber massiven Störfällen und sprungartigen Änderungen des Betriebszustandes vergrößert wird. Da dies nicht immer der Fall zu sein braucht, liefert das Betriebspunktdiagramm die ergänzenden Aussagen zu den Diagrammen in der unteren Reihe von Abb. 19, aus denen hervorgeht, wie mit der Erhöhung des Stabilitätsparameters σ_U im Auslegungspunkt zugleich auch der Bereich inhärent stabiler Arbeitspunkte zu niedrigeren

*) vgl. [10]

***) In industriellen Anlagen könnten derartige Strömungswiderstände nach der Art sogen. Laminargitter realisiert werden. Dabei läßt sich durch gezielte Einflußnahme auf die Wandrauigkeit der günstigste Arbeitsbereich auswählen.

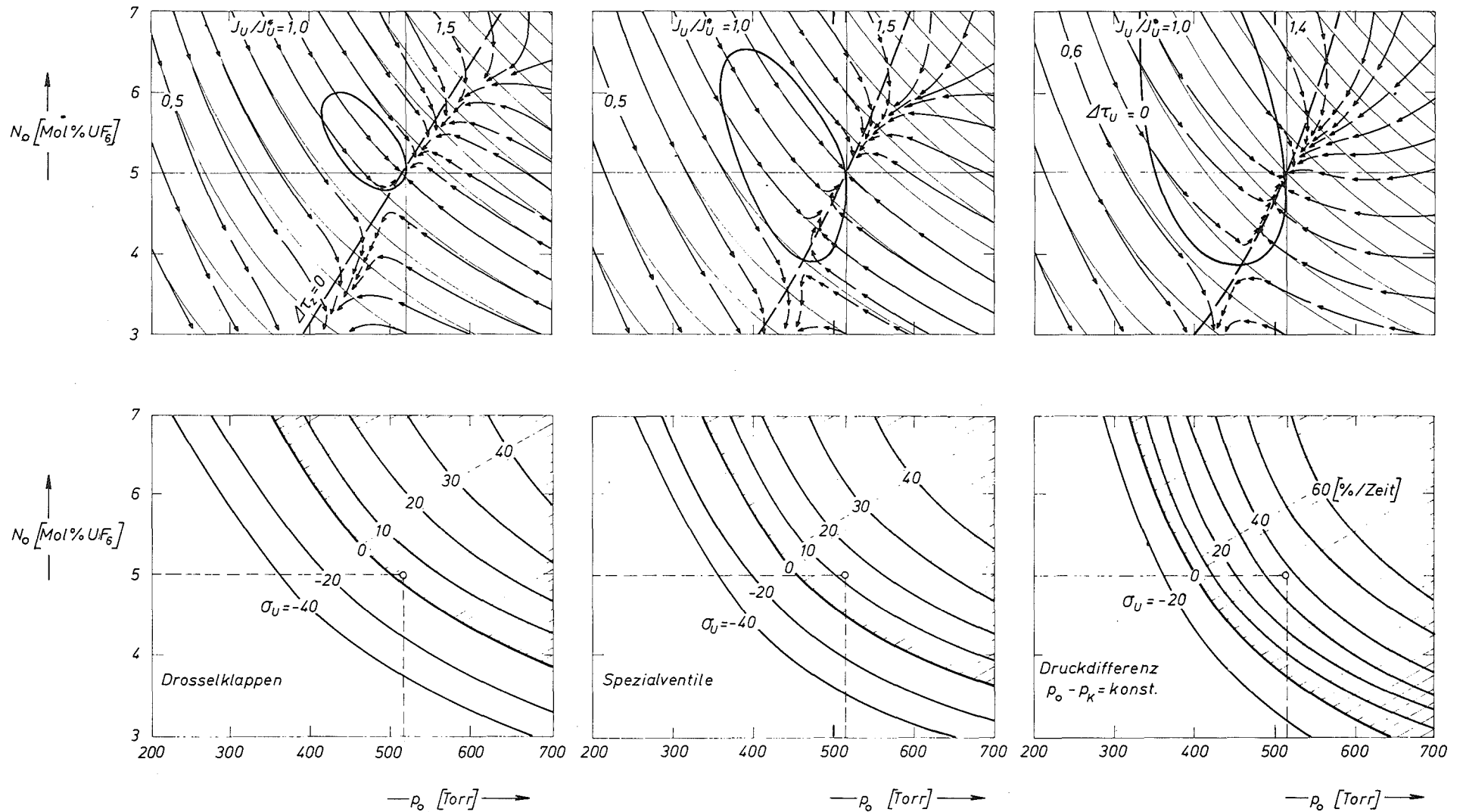


Abb. 19: Die Auswirkungen verschiedener Rückstau-Steuerungen auf die Stabilitätsbereiche technischer Prototyp-Stufen bei Betrieb mit UF_6/He -Gemischen. Die obere Reihe zeigt die Betriebspunktdiagramme des Auslegungspunktes. In der unteren Reihe sind die Werte des Stabilitätsparameters σ_U des Uraninventars für den gesamten Arbeitspunktbereich angegeben. Die Schraffur kennzeichnet den Bereich inhärent stabiler Arbeitspunkte.

Drucken hin erweitert wird. Ein dritter Anwendungsfall in Abb. 19 zeigt schließlich, wie durch den Einsatz eines hilfsenergiefreien Differenzdruckventils, das die Druckdifferenz $p_o - p_K$ konstant hält, die Stabilitätsbereiche ebenfalls vergrößert werden können.

Diese Beispiele zeigen, daß bei fehlender inhärenter Stabilität oder bei unzureichender Größe des Stabilitätsbereiches einfache technische Mittel als Stabilisierungsmaßnahmen zur Verfügung stehen und daß die Wirksamkeit unterschiedlicher Maßnahmen mit den hier erläuterten Methoden in übersichtlicher Form verglichen werden kann.

2.) Eingriffe in die Kennlinien der Trenndüsen und der Stufenverdichter

Bei nicht befriedigenden inhärenten Stabilitätseigenschaften würde man vor einem Rückgriff auf äußere Regulationsmaßnahmen zunächst die Stabilisierungsmöglichkeiten ausschöpfen, die durch evtl. geringfügige Änderungen der Verdichter-Kennlinien und schließlich auch der Kennfelder der Trenndüsen selbst herbeigeführt werden können. Die Ansatzpunkte lassen sich am deutlichsten wieder in Abb. 18 und mit Hilfe der Gl. (19) erkennen.

Für das Zusammenwirken von Strömungsverdichtern und Trenndüsen in den technischen Prototyp-Stufen (Komponente V in Abb. 18) sind wesentliche Beiträge des druckabhängigen Terms von V in der multiplikativen Verknüpfung $\frac{\partial \dot{m}_U}{\partial \pi} \cdot \frac{\partial \pi}{\partial p_o}$ nur zu erwarten, wenn so deutliche Unterschiede zwischen der Druckabhängigkeit der Volumendurchsätze von Verdichter und Trenndüsen bestehen, wie in der Pilot-Anlage^{*)}. Bei Verwendung von Radial- oder

) Beim Vergleich der einzelnen Beiträge in Abb. 18 ist zu berücksichtigen, daß für die Prototypstufen mit der Kaskadenschaltung für $\sigma_U^+ = 1/3$ wegen des Faktors $1/\sigma_U^$ in Gleichung (19) auch bei gleichen Kennlinien um 50 % höhere Absolutwerte in den entsprechenden Termen auftreten gegenüber den Werten für die Pilot-Anlage mit $\sigma_U^* = 1/2$.

Axialverdichtern mit hohem Wirkungsgrad und für die in dieser Arbeit betrachteten Trenndüsen ist dies nicht gegeben.

Die günstigere Stabilisierungsmöglichkeit liegt hier in einer Verringerung des von der UF_6 -Konzentration abhängigen, destabilisierenden Einflusses des Expansionsverhältnisses $\bar{\pi}$ auf das Uranabschälverhältnis der Trenndüsen. Aus einem Vergleich der Trenneigenschaften der Trenndüsen entsprechend Abb. 3 und Abb. 14 geht beispielsweise hervor, daß wegen der unterschiedlichen Form des Absaugkanals für die leichte Fraktion, die Abhängigkeit $\left. \frac{\partial \eta_u}{\partial \bar{\pi}} \right|_{P_o, N_o, \pi_K}$ für die Trenndüsen der Pilot-Anlage (Abb. 3) um etwa 40 Prozent geringer ist als für die der technischen Trennelemente nach Abb. 14, ohne daß im Auslegungspunkt beim Expansionsverhältnis $\bar{\pi} = 4$ ein wesentlicher Unterschied der Trennleistungen auftritt.* In dem Beispiel der Abbildung 18 für die Prototypstufe mit Drosselklappen würde sich aus der hier erkennbaren Reduktion des negativen Konzentrationseinflusses V der Wechselwirkung Verdichter \leftrightarrow Düse eine etwa ebensogroße Verbesserung des Stabilitätsparameters ergeben, wie durch Einsatz der Spezialventile. Durch die Formgebung des Absaugkanals kann also die differentielle Abhängigkeit $\partial \eta_u / \partial \bar{\pi}$ vom Expansionsverhältnis beeinflusst werden, während die Leistungswerte im Auslegungspunkt nur wenig oder überhaupt nicht beeinträchtigt werden. Hier bieten sich entsprechende Möglichkeiten für äquivalente oder ergänzende Beeinflussungen des Verdichterkennfeldes an, die im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht untersucht wurden.

*) W. Bier, G. Heeschen; Interne Berichte des Instituts für Kernverfahrenstechnik (1970). Vgl. auch Abb. 8 und 15 in [2].

V.) Diskussion der Ergebnisse

Die auf den experimentellen Untersuchungen an der 10-stufigen Pilot-Anlage aufbauende Digitalrechner-Simulation des zu erwartenden Betriebsverhaltens zukünftiger, industrieller Trenndüsenkaskaden stellt zusammen mit der aufgezeigten Behandlung der Stabilitätsprobleme eine der Maßnahmen dar, die dazu dienen, das beim Übergang aus der Entwicklungsphase in die industrielle Anwendung verbleibende Restrisiko auf ein übliches und vertretbares Maß zu reduzieren. In diesem Zusammenhang ist die inhärente gasdynamische Stabilität der Trenndüsenkaskade als ein wesentlicher Beitrag sowohl zu einer einfachen Anlagentechnik als auch zu einem risikofreien Übergang in den industriellen Anlagenbetrieb anzusehen.

Die hier durchgeführten Untersuchungen des Betriebsverhaltens industrieller Anlagen basieren auf den Verfahreigenschaften, wie sie für die z.Zt. erprobten technischen Prototypen bei Verwendung eines Verfahrensgasgemisches aus 5 % UF_6 und 95 % Helium gültig sind. Es konnte gezeigt werden, daß Trenndüsenkaskaden dieser Technik in Auslegungspunkt inhärent stabil arbeiten, wenn die Stufen mit Drosselklappen als Rückstauventilen in der schweren Fraktion bestückt sind. Sie werden in einem ausreichend großen Variationsbereich der Betriebszustände inhärent stabil arbeiten, wenn entweder geringfügige Kennlinienkorrekturen der Trenndüsen oder der Verdichter vorgenommen werden oder wenn für den Rückstau Spezialventile mit entsprechend angepaßter Durchflußcharakteristik benutzt werden.

Das instationäre Betriebsverhalten dieser Anlagen läßt sich zusammenfassend charakterisieren durch Fortpflanzungsgeschwindigkeiten des Zusatzgas-Inventars mit Geschwindigkeiten von 0.5... 1 Stufen/sec und damit verbundene schnelle Änderungen der Düsendrucke p_0 und der UF_6 -Konzentrationen N_0 mit Zeitkonstanten in der Größenordnung der mittleren Verweilzeit des Gases in den Stufen (ca. 1...2sec). Für Änderungen des Betriebszustandes aufgrund von Änderungen des UF_6 -Inventars liegen die Zeitkon-

stanten um ein bis zwei Größenordnungen höher (10...100 sec) entsprechend einer sehr viel kleineren Wanderungsgeschwindigkeit des UF_6 -Inventars. Dieses Zeitverhalten einer Trenndüsenkaskade läßt sich in einfacher Weise aus den Betriebspunkt-diagrammen der betrachteten Arbeitspunkte entnehmen.

Mit der laufenden Weiterentwicklung des Verfahrens, auch durch Verwendung von Wasserstoff als leichtes Zusatzgas ergeben sich jedoch geänderte gasdynamische Eigenschaften der Trenndüsen und für den Einsatz in größeren industriellen Anlagen wird zudem der Einsatz von Axialverdichtern erforderlich sein. Für eine exakte Vorausberechnung des dabei zu erwartenden Anlagenverhaltens stehen die experimentellen Unterlagen noch nicht im erforderlichen Ausmaß zur Verfügung. Die bisher ausgeführten orientierenden Rechnungen lassen erkennen, daß nur mit geringen quantitativen Unterschieden zu rechnen ist, so daß bisher keine Anzeichen für den Einsatz automatischer Regler in den einzelnen Stufen der Kaskade sprechen.

Sollten mit fortschreitender Technik Kombinationen von Trenndüsen und Verdichtern zum Einsatz kommen, in denen auch durch wirtschaftlich vertretbare Korrekturen an ihren gasdynamischen Eigenschaften die inhärente Anlagenstabilität nicht gewährleistet werden kann, so wird man mit Hilfe der hier aufgezeigten Eingriffsmöglichkeiten eine möglichst enge Annäherung an diesen Idealzustand herbeiführen und damit die günstigsten Voraussetzungen für aktive Regelungsmaßnahmen schaffen. Daß hierfür keine aufwendige Technik erforderlich sein muß, wurde an einem Berechnungsbeispiel deutlich. Es läßt erkennen, wie durch Steuerung des Rückstaudruckes in der schweren Fraktion der Trenndüsen bei fehlender oder unzureichender inhärenter Stabilität mit Hilfe eines hilfsenergiefreien Druckminderer-ventils ein stabiler Kaskadenbetrieb in einem für die industrielle Anwendung voll ausreichenden Arbeitsbereich erzielt wird.

Die Vorgänge der Isotopenanreicherung, die mit den gasdynamischen Vorgängen gekoppelt in der Kaskade ablaufen, sind gewissermaßen in das gasdynamische Verhalten eingebettet, ohne es zu beeinflussen. Bei den Digitalrechner-Simulationen des Kaskadenverhaltens [7,9-12] werden sie mitberechnet und bilden das Kriterium für die optimale Steuerung des Anlagenbetriebes. Die damit zusammenhängenden Probleme werden im Anschluß an die hier beschriebenen Arbeiten und darauf aufbauend zu behandeln sein.

Ich danke den zahlreichen Mitarbeitern des Instituts für Kernverfahrenstechnik, die bei den experimentellen Untersuchungen mit der Pilot-Anlage mitgewirkt haben. Für die Ausführung der begleitenden Simulations-Rechnungen habe ich Herrn Dipl.-Ing. R. Schäfer und Herrn Dr. W. Fritz zu danken, der auch zur Formulierung der differentiellen Stabilitätskriterien beigetragen hat. Herrn Prof. Dr. E.W. Becker danke ich für sein Interesse und für die stete Förderung dieser Arbeit.

Literatur

- [1] E.W. Becker, W. Bier, G. Frey, R. Schütte, Z. Atomwirtschaft 14, 249 (1969).
- [2] Eine zusammenfassende Darstellung des Trenndüseneffektes mit einer Aufstellung der früheren Veröffentlichungen findet sich in: E.W. Becker, K. Bier, W. Bier, R. Schütte, D. Seidel, Angew. Chem., Internat. Edit. 6, 507 (1967).
- [3] E.W. Becker, G. Frey, R. Schütte, D. Seidel, Z. Atomwirtschaft 13, 359 (1968).
- [4] R. Schütte, D. Seidel, Chemie-Ing.-Techn. 39, 80 (1967).
D. Seidel, Dissertation TH Karlsruhe (1966).
- [5] E.W. Becker, G. Frey, R. Schütte: Planung und Bau einer 10-stufigen Pilot-Anlage für das Trenndüsenverfahren, KFK-Bericht 702, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1968).
G. Frey, Dissertation TH Karlsruhe (1967)
- [6] E.W. Becker, G. Frey, R. Schütte, D. Seidel; Operation of a 10 Stage Separation Nozzle Pilot-Plant. KFK 854 (1968).
- [7] R. Schütte, D. Seidel, W. Fritz, D. Plesch, G. Linder, H.J. Fritsch, Chemie-Ing.-Techn. 44, 1099 (1972).
- [8] G. Linder, R. Schütte; Experimentelle Untersuchungen des Stabilitätsverhaltens einer 10-stufigen Trenndüsenkaskade bei periodischen Störungen der Betriebsbedingungen; KFK 1647 (1972); G. Linder, Dissertation Karlsruhe (1972).
- [9] W. Fritz, P. Hoch, G. Linder, R. Schäfer, R. Schütte, Chemie-Ing.-Techn. 45 570 (1973).
- [10] W. Fritz, Dissertation, Karlsruhe 1970.
- [11] P. Hoch, Diplomarbeit Karlsruhe (1970)
- [12] F. Kronenberger, Diplomarbeit Karlsruhe (1971)
- [13] H.J. Fritsch, R. Schütte; Trennung von UF_6 und Zusatzgas bei Trenndüsenanlagen mit einer Kombination von Vorabscheidungstrenndüse und Tieftemperatur-Feinabscheidung. KFK 1437 (1971); H.J. Fritsch, Dissertation Karlsruhe (1971).

- [14] F. Weis, Dissertation Karlsruhe (1971)
- [15] G. Heeschen, Dissertation Karlsruhe (1972)
- [16] E.W. Becker et al; The Separation Nozzle Process for Enrichment of Uranium-235, VI. UN-Conf. Peaceful Uses of Atomic Energie; A/Conf. 49/P/383; Genf (1971)
- [17] D. Seidel, U. Sieber; Die Betriebsgrenzen einer technischen Trenndüsen-Stufe zur Anreicherung von Uran-235; KFK 1801 (1973)
U. Sieber, Dissertation Karlsruhe (1972)
- [18] R. Schütte; Die Trennarbeitskosten der U²³⁵-Anreicherung in industriellen Trenndüsen-Kaskaden, KFK 1431 (1971)
- [19] K. Schubert: Abhängigkeit der Trennarbeitskosten einer Trenndüsenanlage zur U-235-Anreicherung vom Lastzustand; KFK 1439 (1971)