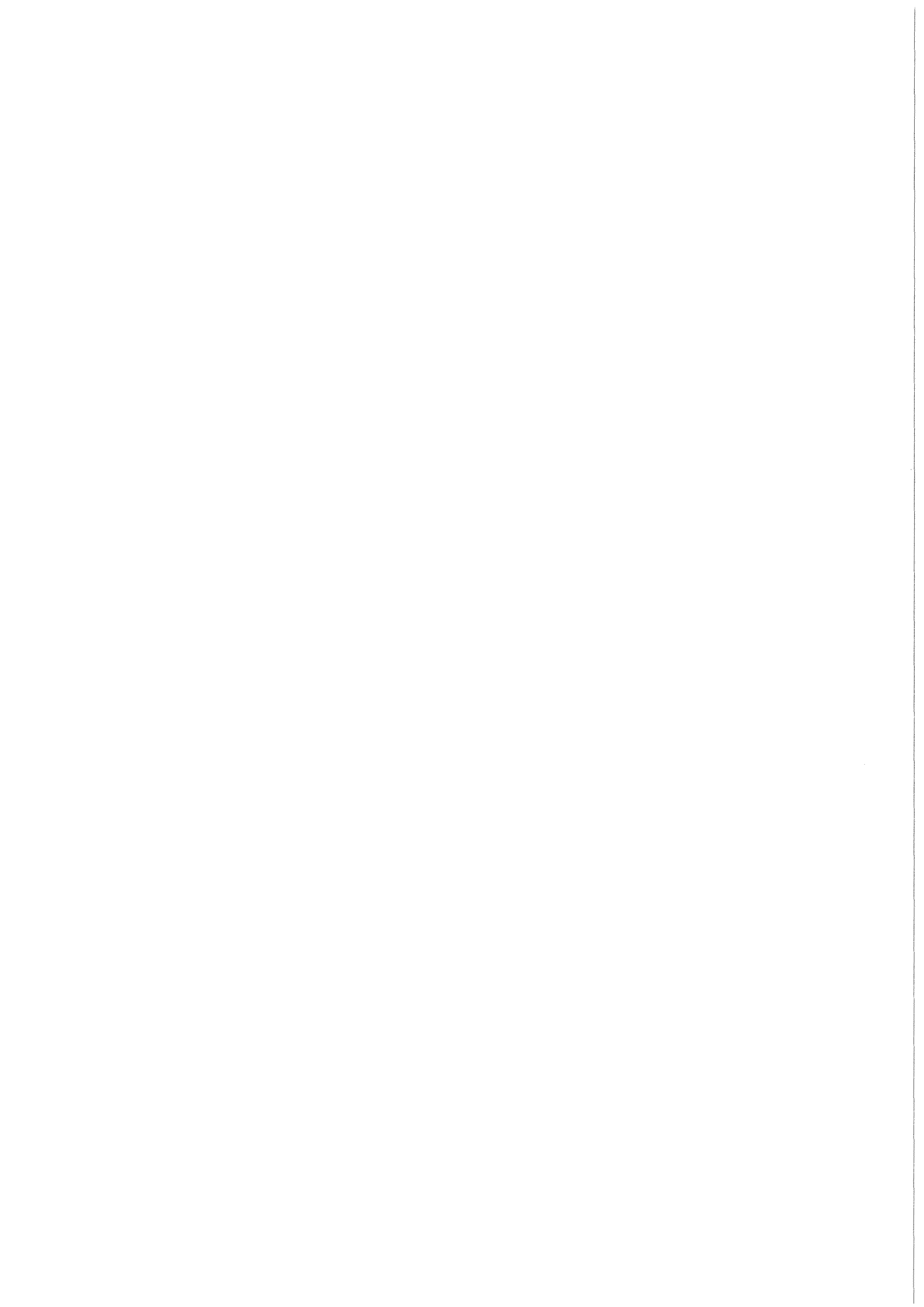


KfK 3662  
April 1984

# **Minimierung von Trennleistungsverlusten beim Betrieb einer Trenndüsenanlage mit Doppelumlenksystemen zur Anreicherung von Uran-235**

P. Bley, W. Ehrfeld, B. Maciejewski  
Institut für Kernverfahrenstechnik

**Kernforschungszentrum Karlsruhe**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE  
Institut für Kernverfahrenstechnik

KfK 3662

Minimierung von Trennleistungsverlusten beim Betrieb  
einer Trenndüsenanlage mit Doppelumlenkungen zur  
Anreicherung von Uran 235

P. Bley, W. Ehrfeld, B. Maciejewski \*)

\*) von der Fakultät für Maschinenbau der Universität  
Karlsruhe (T.H.)

genehmigte Dissertation

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

Als Manuskript vervielfältigt  
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH  
ISSN 0303-4003

## Zusammenfassung

Bei kommerziellen Trenndüsenanlagen zur Anreicherung von Uran 235 sollen Trenndüsenysteme mit doppelter Strahlumlenkung eingesetzt werden, bei denen neben der leichten und schweren eine mittlere Fraktion erzeugt wird. Durch Modellrechnungen und Eigenwertbetrachtungen wird zunächst gezeigt, daß die beabsichtigte Rückführung der mittleren Fraktion auf die Saugseite des Stufenverdichters lokale Störungen der  $UF_6$ -Verteilung einengt und die gasdynamische Stabilität der Kaskade weiter verbessert. Im vorgesehenen Arbeitspunkt werden die  $UF_6$ -Überschüsse zum Kaskadenfuß transportiert, wo sie durch gesteuerte Entnahme des Abfall-Urans entfernt werden können. Bei der Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas am Kaskadenkopf müssen größere Schwankungen der  $UF_6$ -Rückspeisung vermieden werden, da sie, wegen des Transports von  $UF_6$ -Überschüssen zum Kaskadenfuß, erhebliche Trennleistungsverluste zur Folge hätten. Es ist daher zweckmäßig, die bisher für die Feinabtrennung verwendeten Tieftemperaturabscheider durch verbesserte, mit Doppelumlenkungen arbeitende Trenndüsenstufen zu entlasten, oder ganz durch solche Stufen zu ersetzen. Es wird gezeigt, daß die Anforderungen an die Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas deutlich abnehmen, wenn die Isotopentrennung mit verhältnismäßig wenigen Stufen im Recycling-Betrieb durchgeführt wird. Eine Verminderung der Trennleistungsverluste kann dadurch erreicht werden, daß die Trennstufen in der Umgebung der Einspeisestelle des Ausgangs-Urans durch Verstellen der Rückstauventile mit einem effektiv höheren Urandurchsatz gefahren werden als die Stufen an den Kaskadenenden.

Minimization of Separative Power Losses of a Separation Nozzle Plant with Double Deflection Systems for Enrichment of Uranium-235 by Appropriate Operation

### Abstract

For commercial separation nozzle plants for uranium 235 enrichment the separation nozzle system with double jet deflection will be provided. This system produces an intermediate fraction in addition to the light and heavy fractions. Computer simulations and eigenvalue considerations demonstrate that the recycling of the intermediate fraction to the suction side of the compressor restricts local disturbances of the  $UF_6$  and improves the gas-dynamic stability of the cascade. At the specified working point a surplus of  $UF_6$  is transported to the waste end of the cascade where it can be eliminated by controlling the rate of waste withdrawal. Therefore, major fluctuations of the  $UF_6$ -feedback caused by separation of the  $UF_6$  and light auxiliary gas at the top of the cascade must be avoided with a view to the losses in separation power. It is reasonable to relieve the cryoseparators previously used for fine separation by improved separation nozzle stages with double deflection systems or to replace them by such stages. It is shown that the requirements imposed on the separation of  $UF_6$  and light auxiliary gas clearly decrease if isotope separation is accomplished by relatively few stages in so called recycling operation. A reduction of losses of separation power can be achieved when the  $UF_6$  throughput in stages near the feed point is increased compared to the stages at the top and waste end of the cascade. This can be realized by an appropriate adjustment of the valve in the heavy fraction pipe.

Inhaltsverzeichnis	Seite
<b>1. Einleitung und Überblick</b>	1
<b>2. Aufbau und Funktionsweise einer Trenndüsenkaskade</b>	8
2.1 Kenngrößen eines Trennelements	8
2.2 Beschreibung einer Trennstufe mit Doppelumlenksystemen	11
2.3 Aufbau und Leistungsdaten von Trenndüsenkaskaden	13
2.4 Trennung von UF <sub>6</sub> und Zusatzgas	17
<b>3. Rechenmodelle</b>	20
3.1 Vereinfachte Darstellung des Betriebsverhaltens einer Trennstufe	20
3.2 Berechnung der Isotopenverteilung in der Kaskade	25
<b>4. Betriebsverhalten einer Trenndüsenkaskade mit Doppelumlenksystemen bei Störungen</b>	29
4.1 Transport von UF <sub>6</sub> -Fehlinventar in der Kaskade	29
4.2 Einfluß von Änderungen der Komponentenparameter einer Trennstufe auf den Betriebszustand der Trenndüsenkaskade	33
4.3 Allgemeine Untersuchungen zur Stabilität von Trenndüsenkaskaden	36
<b>5. Trennleistungsverluste infolge von periodischen Schwankungen der externen UF<sub>6</sub>-Ströme am Kaskadenkopf</b>	38
5.1 Einfluß des Kopfpufferrückstroms auf den <sup>235</sup> U-Molenbruch der Entnahmeströme	39
5.2 Einfluß der Periodendauer der UF <sub>6</sub> -Fehlströme am Kaskadenkopf auf die Trennleistungsverluste	42
5.3 Einfluß der Größe der periodischen Änderung des Kopfpufferrückstroms und des Verhältnisses von Kopfpufferrückstrom zu Produktstrom auf die Trennleistungsverluste	44

<b>6. Auswirkungen von UF<sub>6</sub>-Restströmen im Zusatzgasrückstrom auf die Trennleistung einer Trenndüsenkaskade</b>	<b>47</b>
6.1 Einfluß der normierten Produktentnahme	47
6.2 Einfluß der Betriebsbedingungen der Kaskade	51
6.3 Vergleich verschiedener Trenndüsenkaskaden	56
<b>7. Einfluß von Änderungen der Betriebsbedingungen einzelner Trennstufen auf die Trennleistung der Kaskade</b>	<b>59</b>
7.1 Einfluß von Störungen auf die Trennleistung einzelner Trennstufen	59
7.2 Einfluß des Störorts auf die Trennleistung der Kaskade	63
7.3 Erhöhung der Trennleistung durch abschnittsweise Änderung der Betriebsbedingungen der identischen Trennstufen	65
<b>8. Zusammenfassung und Diskussion</b>	<b>68</b>
<b>9. Literaturverzeichnis</b>	<b>72</b>
<b>10. Nomenklatur</b>	<b>74</b>

## 1. Einleitung und Überblick

Das am Kernforschungszentrum Karlsruhe entwickelte Trenndüsenverfahren zur Anreicherung von Uran  $^{235}\text{U}$  nutzt zur Isotopenentmischung die Massenabhängigkeit der Zentrifugalkraft in einer gekrümmten Strömung aus  $\text{UF}_6$  und einem leichten Zusatzgas aus [1-3]. Es findet eine erste technische Anwendung in Brasilien, wo derzeit eine aus 24 Trennstufen bestehende Trenndüsenkaskade, die sogenannte 'Vorlaufkaskade' errichtet wird [4-6].

In der Vorlaufkaskade findet das in Abb.1 gezeigte Trenndüsen-System Verwendung [5]. Die für die Isotopenentmischung erforderlichen Zentrifugalkräfte werden hierbei durch Umlenkung des  $\text{UF}_6$ -Zusatzgasgemischs an einer gekrümmten Wand erzeugt. Am Ende der Umlenkung wird die Strömung durch einen Abschäler in eine leichte, an  $^{235}\text{UF}_6$  und Zusatzgas angereicherte Fraktion, und in eine schwere Fraktion, die an diesen Bestandteilen verarmt ist, aufgeteilt. Die relative Isotopenverschiebung zwischen leichter und schwerer Fraktion beträgt etwa 2%. Der elementare Trennvorgang muß deshalb, wie bei den anderen technischen Verfahren zur Urananreicherung, in einer Kaskade vielfach wiederholt werden, um aus Natururan mit 0.72 Mol-%  $^{235}\text{U}$  Brennstoff mit dem für Leichtwasserreaktoren erforderlichen  $^{235}\text{U}$ -Gehalt von etwa 3 Mol-% zu erzeugen.

In künftigen kommerziellen Anlagen soll anstelle des in Abb.1 gezeigten "Einfachumlenksystems" das sogenannte "Doppelumlenksystem" eingesetzt werden [5-7]. Wie aus Abb.2 hervorgeht, wird beim Doppelumlenksystem die schwere Fraktion einer ersten Trenndüse in einer direkt angeschlossenen zweiten Trenndüse einer weiteren Trennung unterzogen, so daß insgesamt drei Fraktionen entstehen.



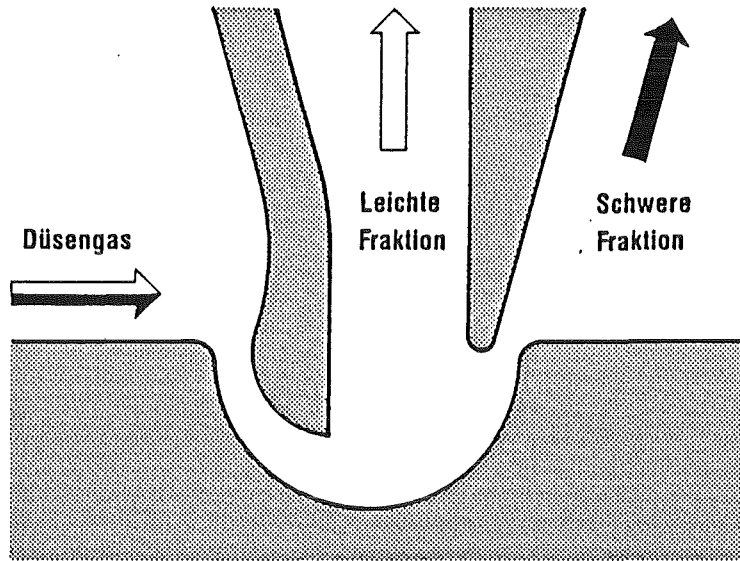


Abb.1 Prinzip des Trenndüsensystems mit einfacher Strahlumlenkung.

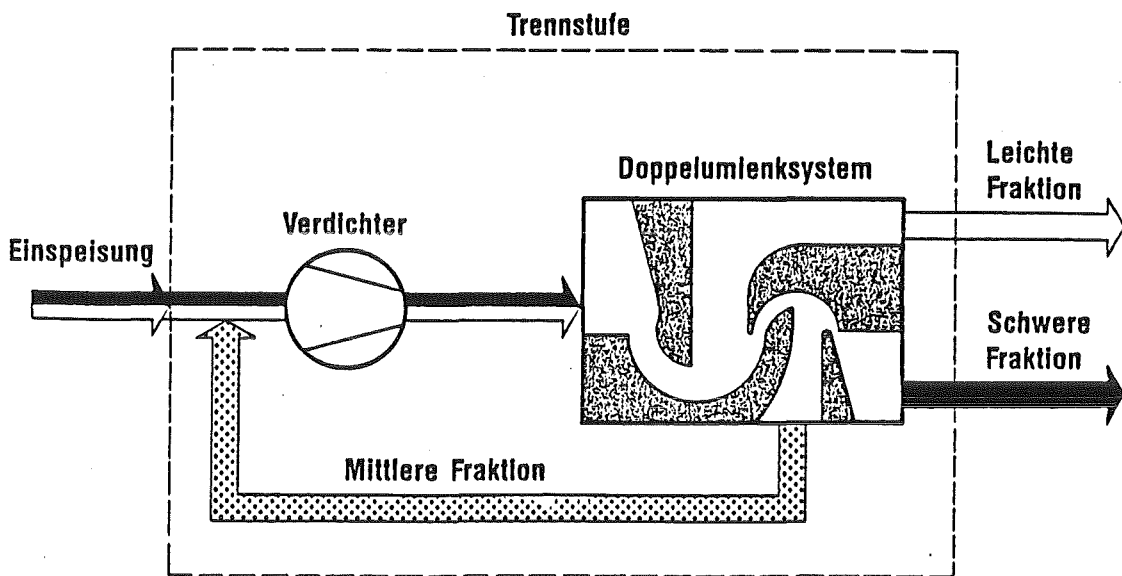


Abb.2 Prinzip des Trenndüsensystems mit doppelter Strahlumlenkung und Schema der zugehörigen Trennstufe.

Die mittlere Fraktion, deren Isotopenverhältnis etwa dem des in die erste Düse eingespeisten Gases entspricht, wird innerhalb der Trennstufe auf die Ansaugseite des Verdichters zurückgeleitet. Durch die Erzeugung und Rückführung der mittleren Fraktion werden sowohl der Isotopentrenneffekt als auch das optimale Abschälverhältnis verbessert, so daß die für einen vorgegebenen Anreicherungsfaktor benötigte Stufenzahl um etwa 40% reduziert wird.

Das Betriebsverhalten von Trenndüsenkaskaden mit Einfachumlenkssystemen wurde bereits in früheren Arbeiten theoretisch und experimentell untersucht [8-12]. Im Vordergrund dieser Untersuchungen stand das Problem der gasdynamischen Stabilität von Trenndüsenkaskaden, bei denen gewährleistet sein muß, daß trotz der massiven Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas in jeder Trennstufe ein stabiler Arbeitspunkt erhalten bleibt. Aus den früher gewonnenen Ergebnissen kann nicht unmittelbar auf das Betriebsverhalten von Trenndüsenkaskaden mit Doppelumlenkssystemen geschlossen werden, da hier bei Regeleingriffen oder Störungen an den Trennstufen die Rückkopplung über die mittlere Fraktion zusätzlich berücksichtigt werden muß.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit sollte zunächst der grundsätzliche Nachweis der gasdynamischen Stabilität von Trenndüsenkaskaden mit Doppelumlenkssystemen erbracht werden. Um den Betrieb einer Trenndüsenkaskade aufrechterhalten zu können, ist es notwendig zu wissen, wie mögliche Störungen einzelner Anlagenkomponenten das Betriebsverhalten der Kaskade beeinflussen, und durch welche Regeleingriffe die Wirkung solcher Störungen abgebaut werden kann. Im Hinblick auf eine technische Anwendung ist von besonderem Interesse, wie sich Störungen und die zur Aufrechterhaltung des Kaskadenbetriebs notwendigen Regeleingriffe auf die Trennleistung auswirken und wie eventuelle Verluste minimiert werden können.

Bei den Untersuchungen zum grundsätzlichen Nachweis der gasdynamischen Stabilität wurde von einem vereinfachten Trennstufenmodell ausgegangen. Hierbei wird der Betriebszustand einer Trennstufe durch nur eine Betriebsgröße gekennzeichnet, die durch Einführen einer zusätzlichen Randbedingung eindeutig mit den anderen Betriebsgrößen verknüpft wird.

In der vorliegenden Arbeit wird durch Modellrechnungen mit aufgeführten Störungen und anhand von Eigenwertbetrachtungen für das vereinfachte Differentialgleichungssystem von Trenndüsenkaskaden gezeigt, daß auch bei der Rückführung der mittleren Fraktion beim Doppelumlenksystem ein gasdynamisch stabiles Betriebsverhalten wie beim Einfachumlenksystem über einen breiten Variationsbereich der Betriebsbedingungen zu erwarten ist.

Aus diesen Betrachtungen können auch allgemeingültige Bedingungen für die Stabilität von Trenndüsenkaskaden abgeleitet werden. Durch Rechnungen mit Kaskadenmodellen, die das Betriebsverhalten von Trenndüsenstufen wesentlich detaillierter beschreiben [9], wurden die mit dem vereinfachten Modell gefundenen Sachverhalte voll bestätigt, so daß sich diese Arbeit auf das einfache Rechenmodell beschränken kann.

Aufgrund der Charakteristiken der Stufenkomponenten technischer Trenndüsenanlagen (Verdichter, Trennelemente und Rückstauventile) sowie der Wahl eines Betriebspunktes in der Nähe des Minimums des spezifischen Energieverbrauchs werden  $UF_6$ -Inventarstörungen, die auf Störungen in den Trennstufen oder der externen  $UF_6$ -Ströme zurückzuführen sind, zum Fuß der Trenndüsenkaskade transportiert. Das Betriebsverhalten technischer Anlagen unterscheidet sich somit vom Betriebsverhalten der früher untersuchten 10-stufigen Pilot-Anlage [8], bei welcher  $UF_6$ -Inventarstörungen zum Kaskadenkopf transportiert und dort durch die vorhandenen  $UF_6$ -Puffer abgebaut wurden. Störungen wirken sich daher verstärkt auf das  $UF_6$ -Inventar der Fußstufen aus, was bei fehlenden Gegenmaßnahmen relativ schnell zu einer Überschreitung des zulässigen Betriebsbereichs führen würde. Bei der Regelung der Kaskade ist zunächst die Aufrechterhaltung des Produktionsbetriebs und damit die Beseitigung der  $UF_6$ -Inventarstörung am Kaskadenfuß vorrangig. Die Untersuchungen haben gezeigt, daß dies durch eine Regelung des  $UF_6$ -Inventars der Fußstufe mit Hilfe des  $UF_6$ -Entnahmestroms am Kaskadenfuß (Waste-Entnahme) möglich ist, da bei einer produzierenden Kaskade der Stellbereich dieses Entnahmestroms ausreichend ist, um auch bei massiven Störungen die Fußstufen vor einer Überlastung zu schützen.

Neben der Isotopenentmischung findet in den Trenndüsen eine starke Entmischung zwischen  $UF_6$  und Zusatzgas statt, wodurch in der Kaskade ein Aufwärtstransport von leichtem Zusatzgas entsteht. Eine Anreicherung des Zusatzgases in den Kopfstufen wird verhindert, indem aus den leichten Fraktionen der Kopfstufen dieser Aufwärtstransport an Zusatzgas in einer Gemischtrennanlage entnommen und an den Kaskadenfuß zurückgespeist wird, während man das abgetrennte  $UF_6$  wieder in die oberste Kaskadenstufe zurückführt. Diese Gemischtrennanlage kann aus einer Kombination von einer sogenannten Trenndüsen-Vortrennung und einer nachgeschalteten Tieftemperaturanlage [13] oder aus einer Gemischtrennkaskade [5,6] bestehen, in welcher mehrere Trennstufen zur  $UF_6$ -Zusatzgastrennung hintereinander geschaltet sind. Die Trenndüsen-Vortrennung gibt einen großen Teil des im Zusatzgasstrom enthaltenen  $UF_6$ -Stroms kontinuierlich an den Kaskadenkopf zurück, während der restliche  $UF_6$ -Anteil, der in der Tieftemperaturanlage ausgefroren wird, über einen  $UF_6$ -Puffer zurückgespeist wird. Da Störungen dieser  $UF_6$ -Ströme am Kaskadenkopf fast vollständig zum Kaskadenfuß transportiert und dort zur Aufrechterhaltung des Produktionsbetriebs zunächst über den  $UF_6$ -Entnahmestrom abgebaut werden müssen, können innerhalb der Kaskade unerwünschte Fehltransporte auftreten.

In dieser Arbeit wird gezeigt, daß die durch einen periodisch schwankenden  $UF_6$ -Fehlstrom am Kaskadenkopf bedingten Trennleistungsverluste etwa quadratisch mit dem Verhältnis der Amplitude des  $UF_6$ -Fehlstroms zum Produktstrom ansteigen. Es ist daher notwendig, die  $UF_6$ -Entnahmeströme am Kaskadenkopf soweit wie möglich zu reduzieren. Will man keine allzugroßen Anforderungen an die Meß- und Regelgenauigkeit dieser Ströme stellen, so sollten die  $UF_6$ -Pufferströme am Kaskadenkopf das 10 bis 20-fache des Produktstroms nicht übersteigen, was beim Einsatz eines Doppelumlenksystems als Vorabscheidungstrenndüse auch möglich ist.

Erfolgt die  $UF_6$ -Zusatzgastrennung in einer Gemischtrennkaskade aus Trenndüsenstufen, so wird am Kaskadenkopf alles  $UF_6$  kontinuierlich zurückgespeist, und die noch mit Schwankungen der Produktentnahme verbundenen Trennleistungsverluste können völlig vernachlässigt werden.

Aufgrund einer endlichen Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas am Kaskadenkopf können  $UF_6$ -Restströme im Zusatzgasrückstrom, der vom Kaskadenkopf zum Kaskadenfuß zurückgeführt wird, verbleiben. Die hierdurch bedingte Vermischung von  $UF_6$ -Strömen, die an  $^{235}U$  an- bzw. abgereichert sind, führen zu Trennleistungsverlusten, die linear mit dem Verhältnis von  $UF_6$ -Reststrom zu Produktentnahme ansteigen. Der  $UF_6$ -Reststrom im Zusatzgasrückstrom ist eine von der Produktionsaufgabe, d.h. von der Stufenzahl unabhängige Größe. Da mit steigender Stufenzahl die optimale Produktentnahme abnimmt, steigen die relativen Trennleistungsverluste mit zunehmender Stufenzahl an.

Trennleistungsverluste können auch durch Störungen in den Kaskadenstufen selbst entstehen. Führen solche Störungen oder bewußte Eingriffe nur zu einer Verschiebung des Betriebspunktes in den Trennstufen, so ändern sich selbst bei globalen Verschiebungen die spezifischen Trennarbeitskosten nur geringfügig, da der Auslegungspunkt so gewählt wurde, daß die Kaskade im Minimum der Trennarbeitskosten arbeitet.

Wie in dieser Arbeit gezeigt wird, kann eine solche Verschiebung des Arbeitspunktes einzelner Trennstufen beispielsweise durch eine Änderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils, über welche die  $UF_6$ -Abschälverhältnisse in den Trennstufen eingeregelt werden, erfolgen. Werden durch Vorgabe der externen  $UF_6$ -Ströme (Feed- und Produktstrom) die  $UF_6$ -Transporte in der Kaskade fest aufgeprägt, so wirken die Kaskadenstufen einem zunächst falsch eingestellten  $UF_6$ -Abschälverhältnis durch eine Änderung ihres Betriebspunktes entgegen.

Erfolgt in mehreren nebeneinanderliegenden Trennstufen dieselbe Verstellung des Rückstauventils, so wird sogar der ursprüngliche Wert für das  $UF_6$ -Abschälverhältnis wieder erreicht, die ganze Gruppe von Trennstufen arbeitet jedoch in einem anderen Betriebspunkt. Dabei erhöht diese Gruppe das  $UF_6$ -Inventar und auch den  $UF_6$ -Stufendurchsatz, falls das  $UF_6$ -Abschälverhältnis zunächst durch eine Verminderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils angehoben wurde. Hierdurch steigt sowohl die Trennleistung als auch der Energieverbrauch dieser Trennstufen an.

Die Änderung der Trennleistung der Kaskade ist jedoch noch davon abhängig, in welchem Teil der Kaskade die Anhebung des  $UF_6$ -Durchsatzes erfolgt. Während eine Vergrößerung des  $UF_6$ -Durchsatzes im Bereich der Feed-Stelle mit relativ großem Gewinn verbunden ist, hängt im Bereich der Kopf- und Fußstufen die Trennleistung der Kaskade kaum vom Stufendurchsatz ab. Diesen Sachverhalt kann man sich zur Steigerung des Kaskadenwirkungsgrades zunutze machen, indem man im Bereich der Feed-Stelle den Stufendurchsatz durch Verminderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils vergrößert, während man an den Kaskadenenden den Stufendurchsatz durch die entgegengesetzte Maßnahme absenkt. Besonders hohe Gewinne kann man hierdurch bei Rechteckkaskaden erzielen, da diese aufgrund der zum Teil starken Abweichung des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes von den Werten einer idealen Kaskade einen relativ schlechten Kaskadenwirkungsgrad besitzen.

## 2. Aufbau und Funktionsweise einer Trenndüsenkaskade

### 2.1 Kenngrößen eines Trennelements

Die zur Kennzeichnung eines Doppelumlenksystems wichtigsten Kenngrößen sind in der Abb.3 dargestellt. Der Strom  $L^I$  mit der  $UF_6$ -Konzentration  $N_0$  und dem Druck  $p_0$  wird der ersten Trenndüse (Düse I) des Doppelumlenksystems zugeführt. Die leichte Fraktion der ersten Trenndüse stellt gleichzeitig die leichte Fraktion des Gesamtsystems mit dem Absaugdruck  $p_L$  und der  $UF_6$ -Konzentration  $N_L$  dar. Die schwere Fraktion der ersten Trenndüse wird durch die direkt nachgeschaltete zweite Trenndüse (Düse II) in zwei weitere Fraktionen aufgeteilt. Die dabei entstehende leichte Fraktion der Düse II wird als mittlere Fraktion vor den Verdichter dieser Trennstufe zurückgespeist. Die schwere Fraktion von Düse II mit dem Absaugdruck  $p_S$  und der  $UF_6$ -Konzentration  $N_S$  stellt die schwere Fraktion des Gesamtsystems dar. Die sich bei dieser Verschaltung des Doppelumlenksystems ergebenden Kenngrößen einer Trennstufe werden in analoger Weise wie für die Einzeldüsen definiert und als Stufengrößen bezeichnet. Der Stufendurchsatz  $L^{St}$  ist um den innerhalb der Trennstufe zurückgeführten Strom geringer als der Strom  $L^I$ , der dem Trennelement zugeführt wird.

Als partielles Abschälverhältnis  $\vartheta_i^k$  der Komponente  $i$  und des Trennsystems  $k$  wird das Verhältnis des Molstroms der Komponente  $i$  in der leichten Fraktion des Trennsystems  $k$  zu dem Gesamtstrom dieser Komponente  $i$  durch dieses Trennsystem  $k$  bezeichnet:

$$(1) \quad \vartheta_i^k = \frac{\text{Molstrom der Komponente } i \text{ in der leichten Fraktion des Trennsystems } k}{\text{Gesamtstrom der Komponente } i \text{ durch das Trennsystem } k}$$

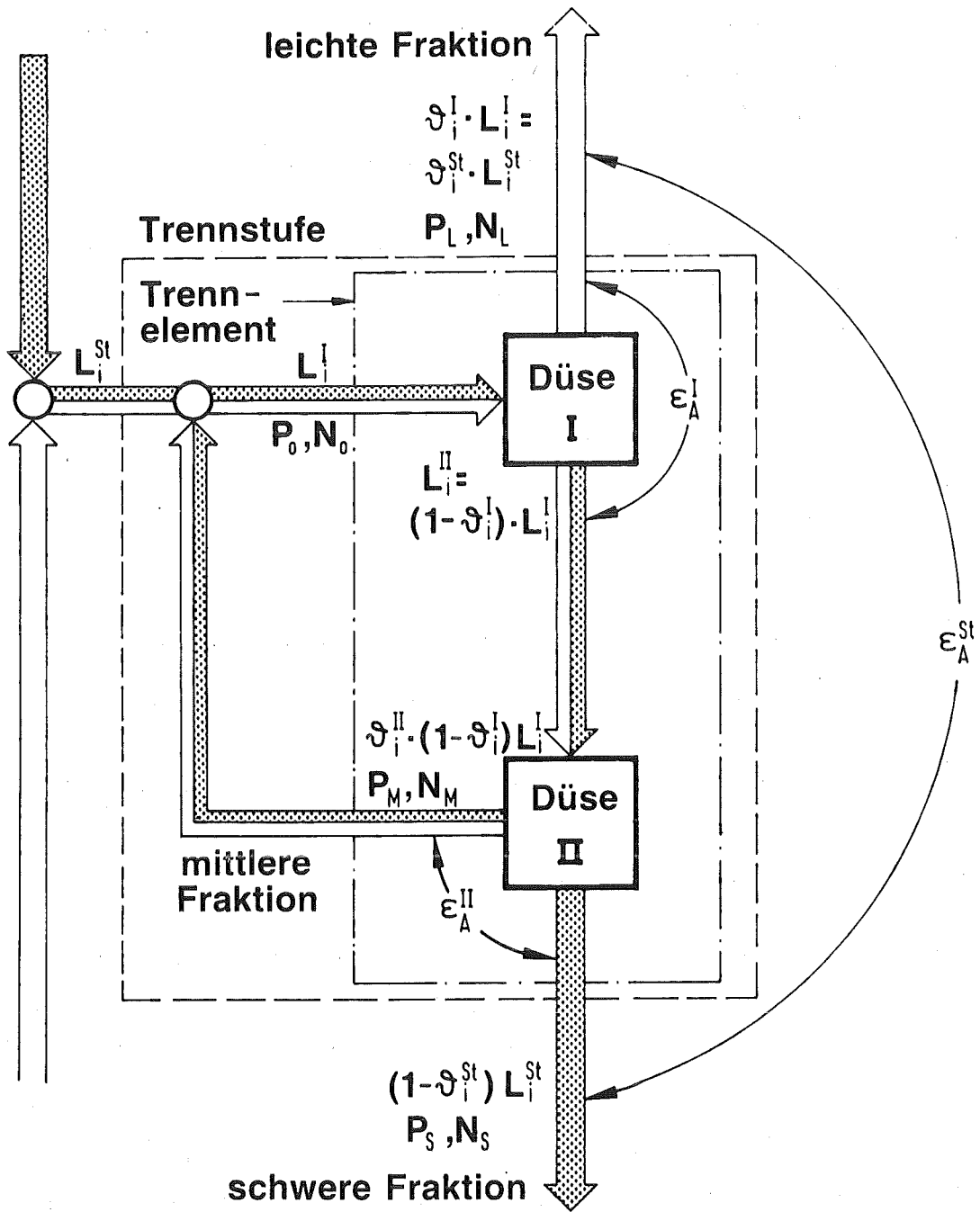


Abb.3 Ersatzschaltbild eines Doppelumlenksystems mit den wichtigsten Betriebsgrößen.



i = g, u, z für das Gemisch(g), für das  $UF_6(u)$  und für das Zusatzgas(z)

k = I: erste Düse des Doppelumlenksystems

II: zweite " " "

St: für die "Stufengrößen" des Gesamtsystems

Als Maß für die Entmischung im Doppelumlenksystem zwischen dem leichten Uranisotop  $^{235}U$  und dem schweren Uranisotop  $^{238}U$  wird der elementare Trenneffekt herangezogen:

$$(2) \quad \epsilon_A^k = \frac{n_L^k \cdot (1 - n_S^k)}{n_S^k \cdot (1 - n_L^k)} - 1, \quad k = I, II, St$$

$n_L^k$  =  $^{235}U$ -Molenbruch in der leichten Fraktion des Systems k

$n_S^k$  =  $^{235}U$ -Molenbruch in der schweren Fraktion des Systems k

Die Trennleistung  $\delta U$  einer Trennstufe berechnet sich für  $\epsilon_A^{St} \ll 1$  zu:

$$(3) \quad \delta U = 0.5 \cdot L_u^{St} \cdot (1 - \vartheta_u^{St}) \cdot \vartheta_u^{St} \cdot (\epsilon_A^{St})^2$$

Die Rechnungen werden für ein Doppelumlenksystem durchgeführt, das mit einem  $H_2/UF_6$ -Gemisch mit 3 Mol%  $UF_6$  und einem Expansionsverhältnis  $p_o/p_L$  von 2.1 betrieben wird. Das  $UF_6$ -Abschälverhältnis des ersten Teilsystems  $\vartheta_u^I$  beträgt 0.2 und das  $UF_6$ -Stufenabschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}$  wird auf 1/3 eingestellt. Der Elementareffekt der Isotopentrennung  $\epsilon_A^{St}$  beträgt bei diesen Betriebsbedingungen und dem hier zugrundeliegenden Trennelement 2.265% .

## 2.2 Beschreibung einer Trennstufe mit Doppelumlenkssystemen

Für den Einsatz in einer Trenndüsenanlage sind Trennstufen mit einem Verdichteransaugvolumen von 33000 m<sup>3</sup>/h, 100000 m<sup>3</sup>/h und 300000 m<sup>3</sup>/h vorgesehen [5,6]. Die Beschreibung einer mit Doppelumlenkssystemen ausgerüsteten Trennstufe erfolgt am Beispiel der Trennstufe mit einem Verdichteransaugvolumen von 33000 m<sup>3</sup>/h (SR33, Abb.4).

Das von links in die Trennstufe einströmende Ausgangsgas wird durch einen zweistufigen Radialverdichter mit Zwischen- und Endkühler komprimiert. Das Ausgangsgas wird dann von unten über einen Metallfilter in die Trennelementrohre geleitet. Diese sind mit Doppelumlenkssystemen und parallel zur Rohrachse verlaufenden Gasführungs Kanälen ausgerüstet. Die schweren Fraktionen, die am oberen Rand die Trennelementrohre verlassen, werden an der linken Seite der Trennstufe nach außen geführt. In dieser Leitung befindet sich ein Rückstauventil, mit dessen Hilfe das UF<sub>6</sub>-Abschälverhältnis der Stufe  $\vartheta_u^{St}$  eingeregelt werden kann. Die mittleren Fraktionen werden unterhalb der Trennelementrohre in einem Raum gesammelt und in die Ansaugleitung der Trennstufe eingespeist. Die leichten Fraktionen, welche die Trennröhre auf ihrer Gesamtlänge in waagerechter Richtung verlassen, werden an der rechten Seite der Trennstufe herausgeführt. Der Verdichter wird mit einem 50 Hz Asynchronmotor angetrieben, dem ein Getriebe nachgeschaltet ist.

Der zulässige Betriebsbereich einer Trennstufe wird bestimmt von der Pump- und Stopfgrenze des Verdichters und der maximalen Motorleistung.

Bei den Rechnungen wird von einem Ansaugdruck des Verdichters von 600 mbar ausgegangen. Damit ergibt sich für die kleinste Trennstufe mit den im vorangegangenen Kapitel angegebenen Kenndaten des Trennelements ein UF<sub>6</sub>-Stufendurchsatz von 28572 t Uran/a und eine Stufentrennleistung von 1.77 t SWU/a.

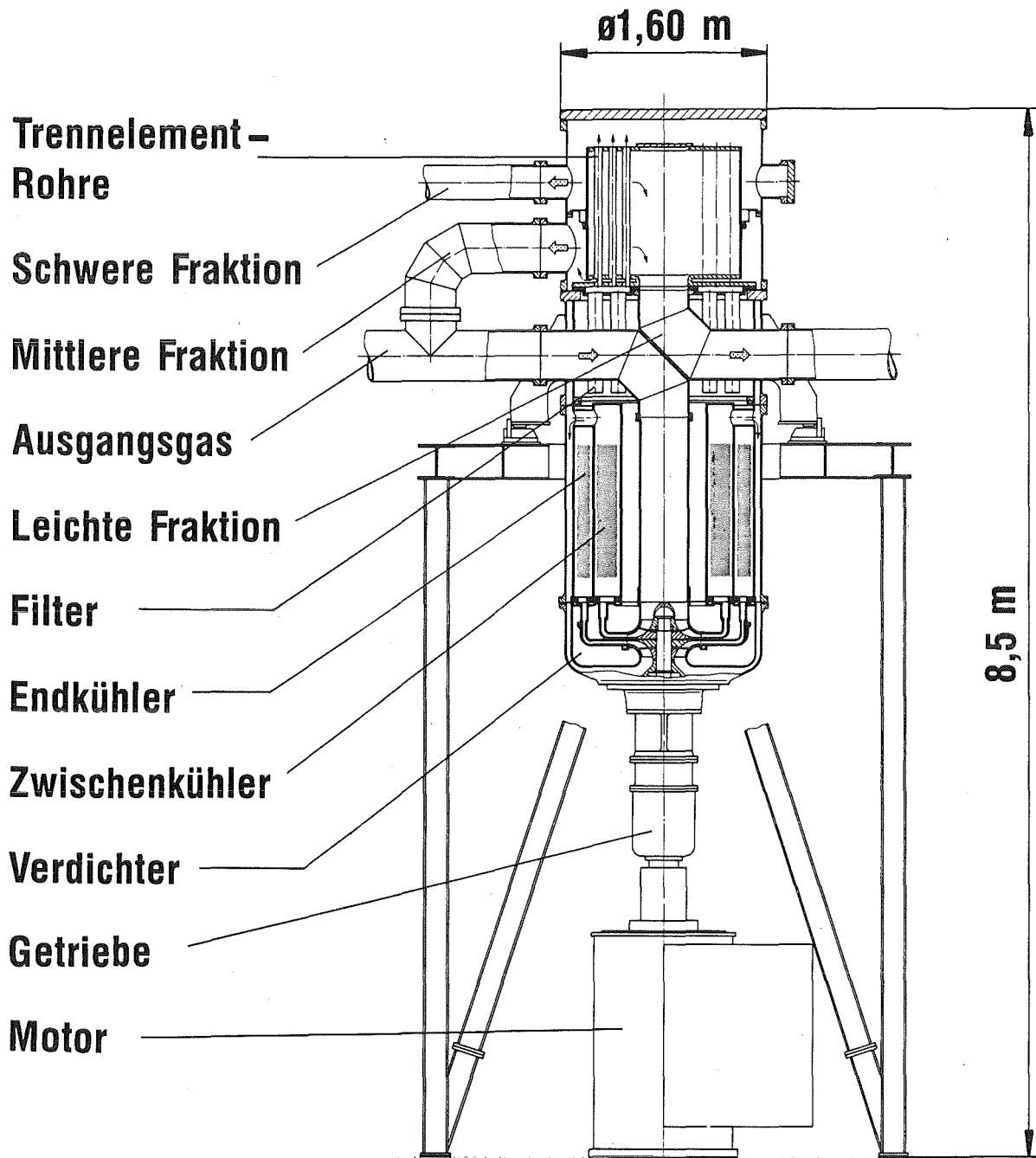


Abb.4 Querschnitt der Trennstufe SR33, die mit Doppelumlenksystemen ausgerüstet ist. Das Verdichteransaugvolumen beträgt  $33000 \text{ m}^3/\text{h}$ .

### 2.3 Aufbau und Leistungsdaten von Trenndüsenkaskaden

Abb.5 zeigt das Prinzipschaltbild eines Ausschnitts aus einer Trenndüsenkaskade, die mit Doppelumlenksystemen und einem  $UF_6$ -Stufenabschälverhältnis  $\vartheta_U^{St} = 1/3$  arbeitet. Bei dieser Kaskadenverschaltung wird die leichte Fraktion der Trennstufe  $j$  der übernächsten Trennstufe  $j+2$  zugeleitet, während die schwere Fraktion der Trennstufe  $j$  von der darunterliegenden Trennstufe  $j-1$  angesaugt wird. Die mittlere Fraktion wird stets vor den Verdichter derselben Trennstufe zurückgeführt.

Die Trennaufgabe wird durch den Feed-Strom  $F$ , den Produktstrom  $P$  und den Waste-Strom  $W$  sowie die dazugehörigen Molenbrüche des leichten Uranisotops  $n_F$ ,  $n_P$  und  $n_W$  charakterisiert. Aus diesen Größen läßt sich auch die effektive Trennleistung  $\Delta U$  der Trenndüsenkaskade berechnen:

$$(4) \quad \Delta U = P \cdot V(n_P, n_F) + W \cdot V(n_W, n_F)$$

$V(n, n_F)$  stellt dabei die Wertfunktion dar [14].

Der Kaskadenwirkungsgrad  $\eta_K$  ist definiert als das Verhältnis der Wert-erzeugung der Kaskade  $\Delta U$  zu der Summe der einzelnen Stufen-trennleistungen  $\delta U$ :

$$(5) \quad \eta_K = \frac{\Delta U}{\Sigma \delta U}$$

Wird eine Trenndüsenkaskade ausschließlich aus identischen Trennstufen aufgebaut, so spricht man von einer 'Rechteckkaskade'. Sind die Trennstufen nur abschnittsweise gleich groß, so spricht man von einer 'abgestuften Kaskade' (Abb.6).

Erfolgt die Anreicherung von Natururan auf Produktmaterial mit  $n_P = 3.2\%$  in einer Rechteckkaskade in einem Anreicherungsschritt, so läßt sich z.B. bei einer Abreicherung auf einen  $^{235}\text{U}$ -Molenbruch  $n_W$  von 0.35% ein maximaler Kaskadenwirkungsgrad  $\eta_K = 76\%$  erreichen (Tabelle 1,B).

### Doppelumlenksystem

$$\vartheta_U^{St} = 1/3$$

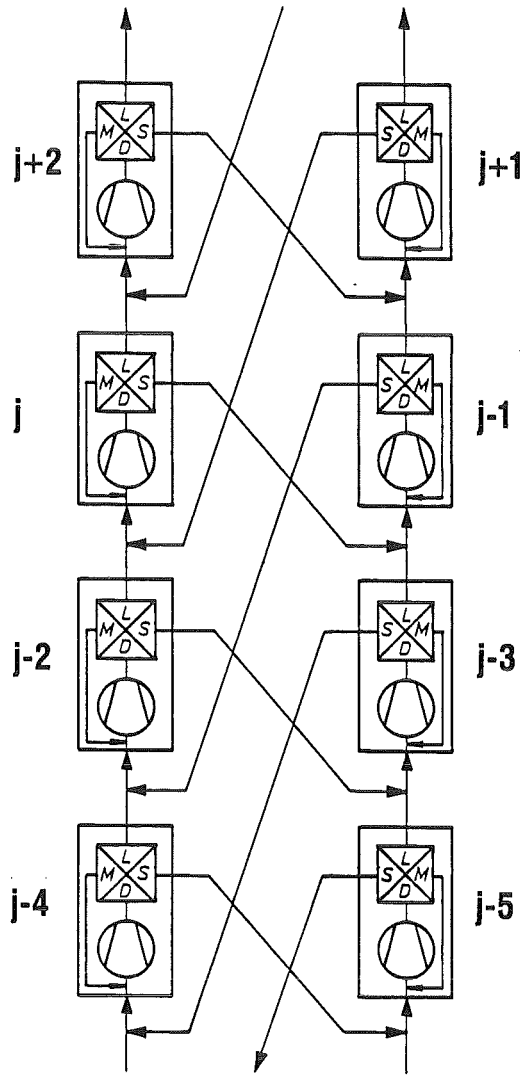


Abb.5 Verschaltungsschema einer Trenndüsenkaskade, die mit Doppelumlenk-  
systemen und einem Uranabschälverhältnis  $\vartheta_U^{St} = 1/3$  arbeitet.

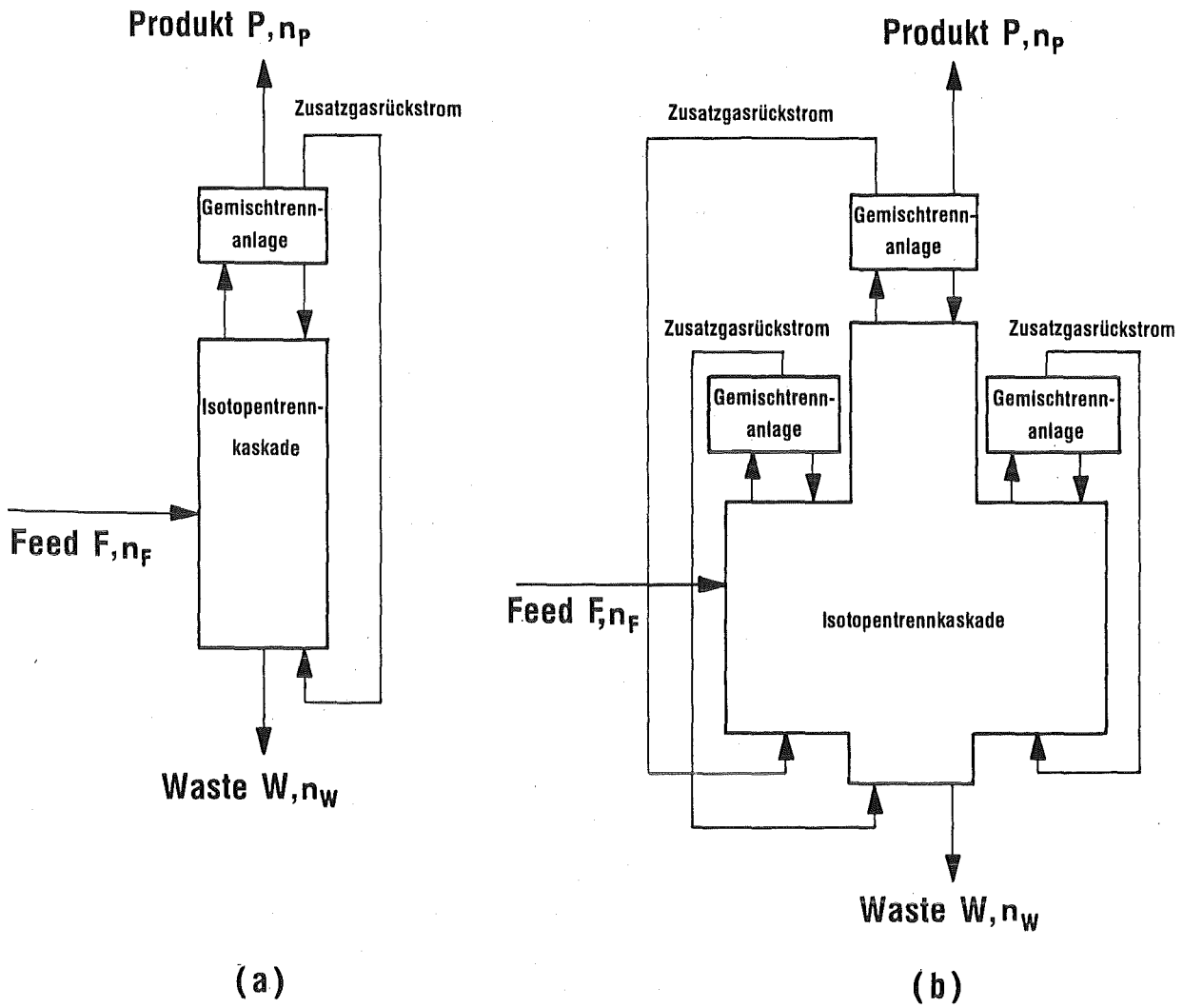


Abb.6 Schema einer Rechteckkaskade (a) und einer abgestuften Kaskade mit zwei Stufentypen (b).

Am Kaskadenkopf und an der Kaskadenschulter befinden sich Gemischtrennanlagen zur Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas.

Der Kaskadenwirkungsgrad einer Rechteckkaskade kann erhöht werden, indem die Differenz zwischen den  $^{235}\text{U}$ -Molenbrüchen des Produktstroms und Feed-Stroms,  $n_p$  und  $n_F$ , und damit auch die Stufenzahl im Anreicherungs- teil der Kaskade verringert wird. In diesem Fall können Kaskaden- wirkungsgrade bis etwa 83% erreicht werden. Zur Produktion von Reaktor- material mit  $n_p=3.2\%$  sind dann jedoch mehrere Schritte notwendig (Tabelle 1,A). Eine derartige Betriebsweise einer Kaskade wird als 'Recycling' bezeichnet.

Eine weitere Erhöhung des Kaskadenwirkungsgrades  $\eta_K$  kann durch eine Abstufung der Kaskade erfolgen. Eine einfach abgestufte Kaskade besteht aus 3 Bereichen mit zwei verschiedenen Trennstufengrößen und ermöglicht bei den oben angegebenen  $^{235}\text{U}$ -Molenbrüchen  $n_p$  und  $n_W$ , einen maximalen Kaskadenwirkungsgrad von 91% (Tabelle 1,C).

	Stufenzahl SR 33/SR 100	$^{235}\text{U}$ -Molenbruch %			Produkt- strom tU/a	Kaskaden- wirkungs- grad [%]	Trennleistung [t SW U/a]
		$n_W$	$n_F$	$n_p$			
A	120/—	0,35	0,72	1,0	707	82,9	162
		0,72	1,0	2,0	311	79,4	155
		1,0	2,0	3,2	412	79,2	155
B	240/—	0,35	0,72	3,2	86,1	75,9	297
C	120/160	0,35	0,72	3,2	258	90,2	888

Tabelle 1. Kenndaten verschiedener Trenndüsenkaskaden.

Verdichterdaten: Ansaugdruck 600 mbar, Ansaugvolumina  $33000 \text{ m}^3/\text{h}$  (SR33) und  $100000 \text{ m}^3/\text{h}$  (SR100).

Trennelementdaten:  $\text{UF}_6$ -Stufenabschälverhältnis  $\vartheta_{\text{U}}^{\text{St}}=1/3$ ,  $\text{UF}_6$ -Abschäl-  
verhältnis des ersten Teilsystems  $\vartheta_{\text{U}}^{\text{I}}=0.2$ , Ausgangskonzentration  
 $N_{\text{O}}=3\%$  und elementarer Trenneffekt  $\varepsilon_{\text{A}}^{\text{St}}=2.265\%$ .

## 2.4 Trennung von $UF_6$ und Zusatzgas

In der Trenndüse findet neben der Isotopenentmischung auch eine starke Trennung zwischen  $UF_6$  und Zusatzgas statt, wodurch ein Aufwärtstransport an Zusatzgas zum Kaskadenkopf entsteht. Um eine Anreicherung an Zusatzgas am Kaskadenkopf zu verhindern, wird dieser Aufwärtstransport aus den leichten Fraktionen der Kopfstufen entnommen und an den Kaskadenfuß zurückgeführt. Damit wird ein Kurzschluß in der Anreicherung von leichtem Zusatzgas hergestellt und somit die Gemischtrennung in der Trenndüsenkaskade unterbunden (Abb.6).

Das in den leichten Fraktionen der Kopfstufen enthaltene  $UF_6$  muß jedoch in einer Gemischtrennanlage abgetrennt und - bis auf die Produktentnahme - in die Kopfstufen wieder zurückgespeist werden. In analoger Weise muß bei abgestuften Trenndüsenkaskaden an den oberen Abstufungsstellen eine Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas und eine entsprechende Rückführung des Zusatzgases erfolgen (Abb.6b). Um hier zwei gleichgroße Gemischtrennanlagen wie am Kaskadenkopf einsetzen zu können, wird bei Trenndüsenkaskaden i.a. das Verhältnis der Trennstufendurchsätze wie 1:3 gewählt.

Um die Trennleistungsverluste durch Vermischung von an- und abgereichertem Material zu verhindern, muß der zurückgeführte Zusatzgasstrom möglichst  $UF_6$  frei sein. Die hierdurch notwendige Gemischtrennung kann mit Hilfe einer Tieftemperaturanlage (TTA) mit Trenndüsen-Vortrennung (VAT) oder mit einer Gemischtrennkaskade (GTK) aus Trenndüsenstufen erfolgen.

Die Trenndüsen-Vortrennung hat dabei die Aufgabe, möglichst viel  $UF_6$  kontinuierlich in die Isotopentrennkaskade zurückzuspeisen und die Tieftemperaturanlage zu entlasten. Da in der zyklisch arbeitenden Tieftemperaturanlage jedoch immer noch wesentlich mehr  $UF_6$  abgeschieden wird als dem Produktstrom entspricht, muß das zuviel abgeschiedene  $UF_6$  über einen Puffer in die Isotopentrennkaskade zurückgespeist werden (Abb.7a) [13]. Die am Kaskadenkopf auftretenden  $UF_6$ -Ströme  $L_{UTTA}$  und  $L_{URP}$  sind dabei umso geringer, je höher die Gemischtrennfaktoren bei der Trenndüsen-Vortrennung sind.



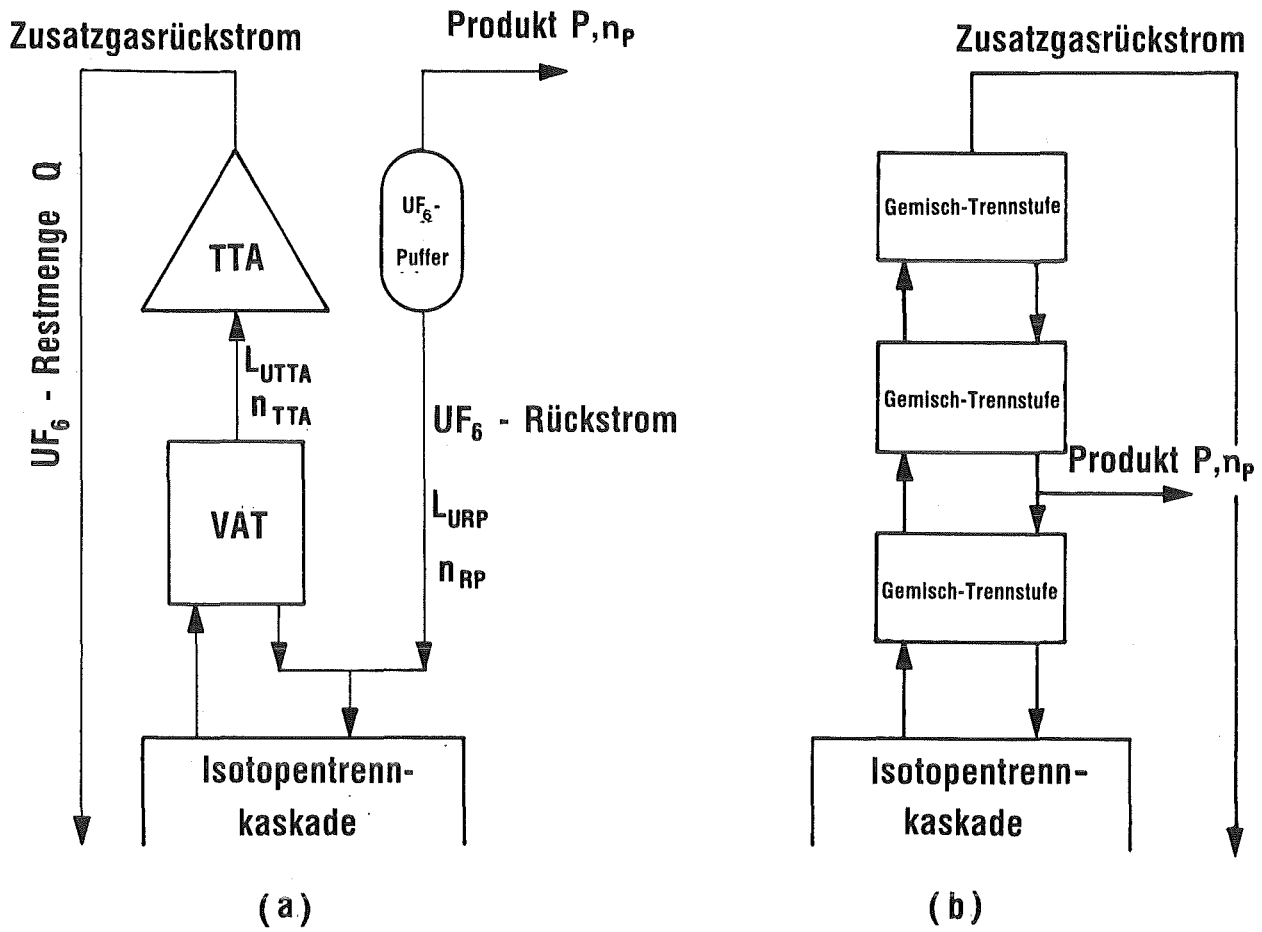


Abb.7 Schematische Darstellung der Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas mit Trenndüsen-Vortrennung (VAT) und nachgeschalteter Tieftemperaturanlage (TTA) (a) und mit einer aus drei Trennstufen bestehenden Gemisch-trennkaskade (b).

In einer Gemischtrennkaskade aus Trenndüsenstufen werden 3 bis 4 spezielle Trennstufen zur Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas hintereinandergeschaltet. Hierdurch ist es möglich, die  $UF_6$ -Konzentration des zurückgeführten Zusatzgasstroms auf unter 1 ppm abzusenken<sup>[5]</sup>. Beim Einsatz einer Gemischtrennkaskade wird bis auf den Produktstrom alles  $UF_6$ , das der Gemischtrennanlage zugeführt wird, kontinuierlich zurückgespeist, so daß hier - im Gegensatz zur Tieftemperaturanlage - keine  $UF_6$ -Puffer notwendig sind (Abb.7b).

### 3. Rechenmodelle

#### 3.1. Vereinfachte Darstellung des Betriebsverhaltens einer Trennstufe

Um den gasdynamischen Zustand einer Trennstufe zu beschreiben, sind Kennfelder erforderlich, die das Verhalten des Verdichters, des Trennelements und des Rückstauventils in Abhängigkeit von den Drücken und den  $UF_6$ -Konzentrationen wiedergeben. Zur Berechnung der zeitlichen Änderungen müssen auch die Volumina dieser Komponenten und der Rohrleitungen bekannt sein.

Für eine Kaskade mit Einfachumlenksystemen wurde früher unter der Randbedingung eines konstanten Zusatzgastransportes in der Kaskade gezeigt, daß sich eine eindeutige Kopplung zwischen den verschiedenen Drücken und  $UF_6$ -Konzentrationen in einer Trennstufe ergibt [12]. Aufgrund der hohen Transportgeschwindigkeit des Zusatzgases innerhalb der Trenndüsenkaskade ist diese Randbedingung bei den meisten auftretenden Störungen hinreichend gut erfüllt. Somit läßt sich der gasdynamische Zustand in einer Trennstufe durch nur eine Betriebsgröße beschreiben und der Trennstufe wird nur noch ein Volumen zugeordnet. Es hat sich als zweckmäßig erwiesen, als unabhängigen Betriebsparameter das  $UF_6$ -Inventar  $X$  der Trennstufe zu wählen:

$$(6) \quad X = \sum p_i \cdot N_i \cdot V_i / (R \cdot T)$$

$V_i$  = Volumenabschnitte gleichen Drucks  $p_i$  und gleicher  $UF_6$ -Konzentration  $N_i$  in einer Trennstufe,  $R$  = universelle Gaskonstante,  $T$  = Temperatur.

Für die zeitliche Änderung des  $UF_6$ -Inventars  $\dot{X}_j$  in einer Trennstufe  $j$  innerhalb der Kaskade, läßt sich für eine  $\nu_u^{St} = 1/3$ -Schaltung folgende Bilanzgleichung angeben (Abb.8):

$$(7) \quad \dot{X}_j(t) = L_{u,j-2}^L(X_{j-2}) + L_{u,j+1}^S(X_{j+1}) - L_{u,j}^{St}(X_j)$$

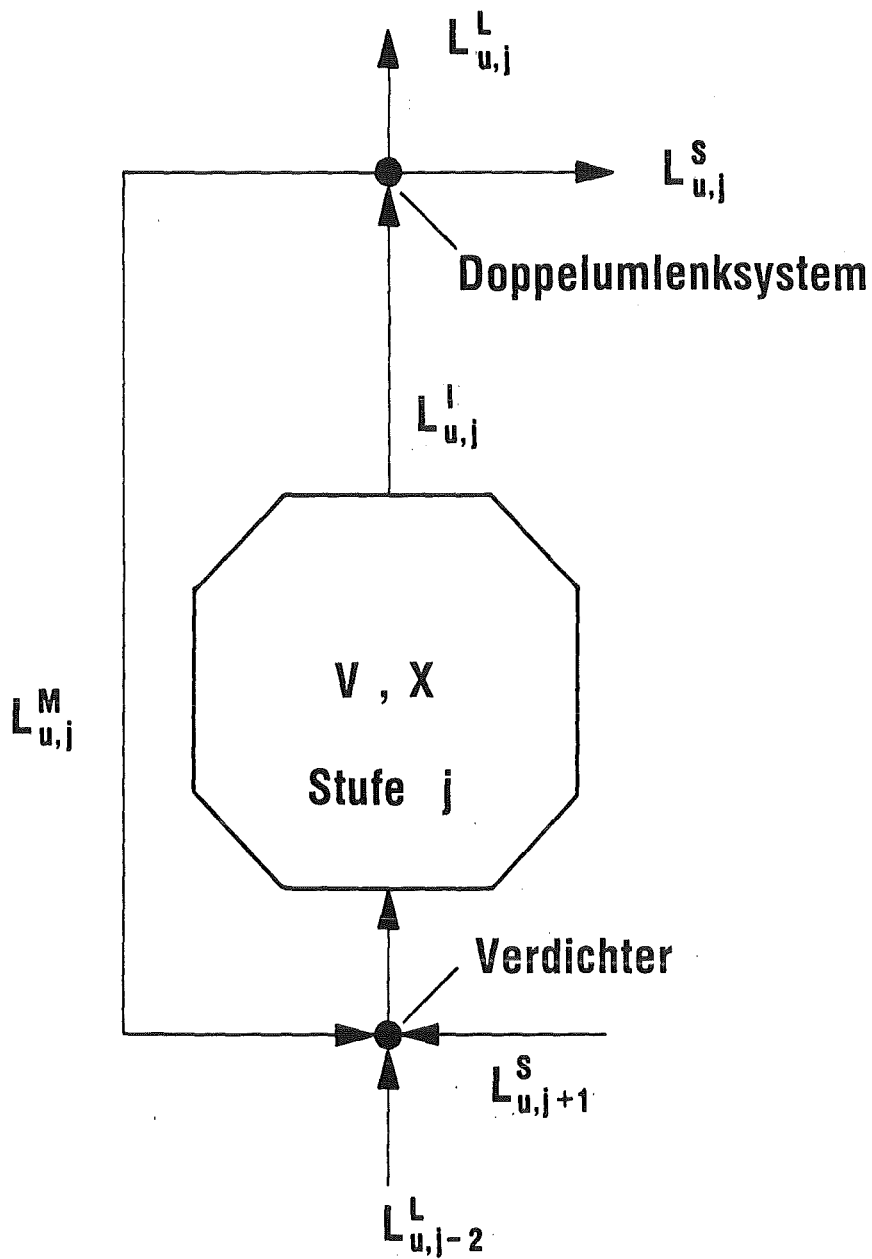


Abb.8 Prinzipschaltbild einer Trennstufe  $j$  mit einem Doppelumlenksystem für das vereinfachte mathematische Modell, welches nur eine Betriebsgröße ( $UF_6$ -Inventar  $X$ ) als Zustandsvariable besitzt. Der Trennstufe wird nur ein Volumen  $V$  zwischen Verdichter und Trennsystem zugeordnet, die übrigen Komponenten werden als volumenlos betrachtet.

Die  $UF_6$ -Ströme  $L_u^L$  bzw.  $L_u^S$  in der leichten und schweren Fraktion lassen sich aus dem  $UF_6$ -Stufendurchsatz  $L_u^{St}(X)$  und dem  $UF_6$ -Stufenabschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}(X)$  berechnen:

$$(8) \quad L_u^L(X) = L_u^{St}(X) \cdot \vartheta_u^{St}(X)$$

$$(9) \quad L_u^S(X) = L_u^{St}(X) \cdot (1 - \vartheta_u^{St}(X))$$

Der  $UF_6$ -Düsendurchsatz  $L_u^I$  ist die Summe aus dem  $UF_6$ -Stufendurchsatz  $L_u^{St}$  und dem  $UF_6$ -Strom in der mittleren Fraktion  $L_u^M$ :

$$(10) \quad L_u^I(X) = L_u^{St}(X) + L_u^M(X) = (\vartheta_u^{St}(X) / \vartheta_u^I(X)) \cdot L_u^{St}(X)$$

Bei einer Änderung des  $UF_6$ -Inventars  $X$  in einer Trennstufe ändern sich sämtliche Betriebsparameter des Verdichters und des Trennsystems, was schließlich zu einer eindeutigen Änderung des  $UF_6$ -Abschälverhältnisses  $\vartheta_u^{St}$  führt. Abb.9 zeigt diese Abhängigkeit, wie sie unter Zugrundelegung der Randbedingung eines konstanten Zusatzgastransportes aus den vollständigen Kennfeldern für den Verdichter, das Trennelement und das Rückstauventil berechnet wurde. Zweckmäßigerweise wird das  $UF_6$ -Inventar dabei auf den Sollwert  $X_{soll}$  und alle  $UF_6$ -Ströme auf den Sollwert des Stufendurchsatzes  $L_{usoll}^{St}$  bezogen:

$$(11) \quad x = X / X_{soll} \quad \begin{aligned} \gamma_u^{St} &= L_u^{St} / L_{usoll}^{St} \\ \gamma_u^L &= L_u^L / L_{usoll}^{St} \\ \gamma_u^S &= L_u^S / L_{usoll}^{St} \end{aligned}$$

Das Stufenabschälverhältnis kann in ausreichender Näherung durch eine Parabel beschrieben werden:

$$(12) \quad \vartheta_{unorm}^{St}(x) = \vartheta_u^{St}(x) / \vartheta_{usoll}^{St} = (1 - 0.6 \cdot (x-1) + 0.9 \cdot (x-1)^2)$$

$$(13) \quad \vartheta_{usoll}^{St} = 1/3.$$

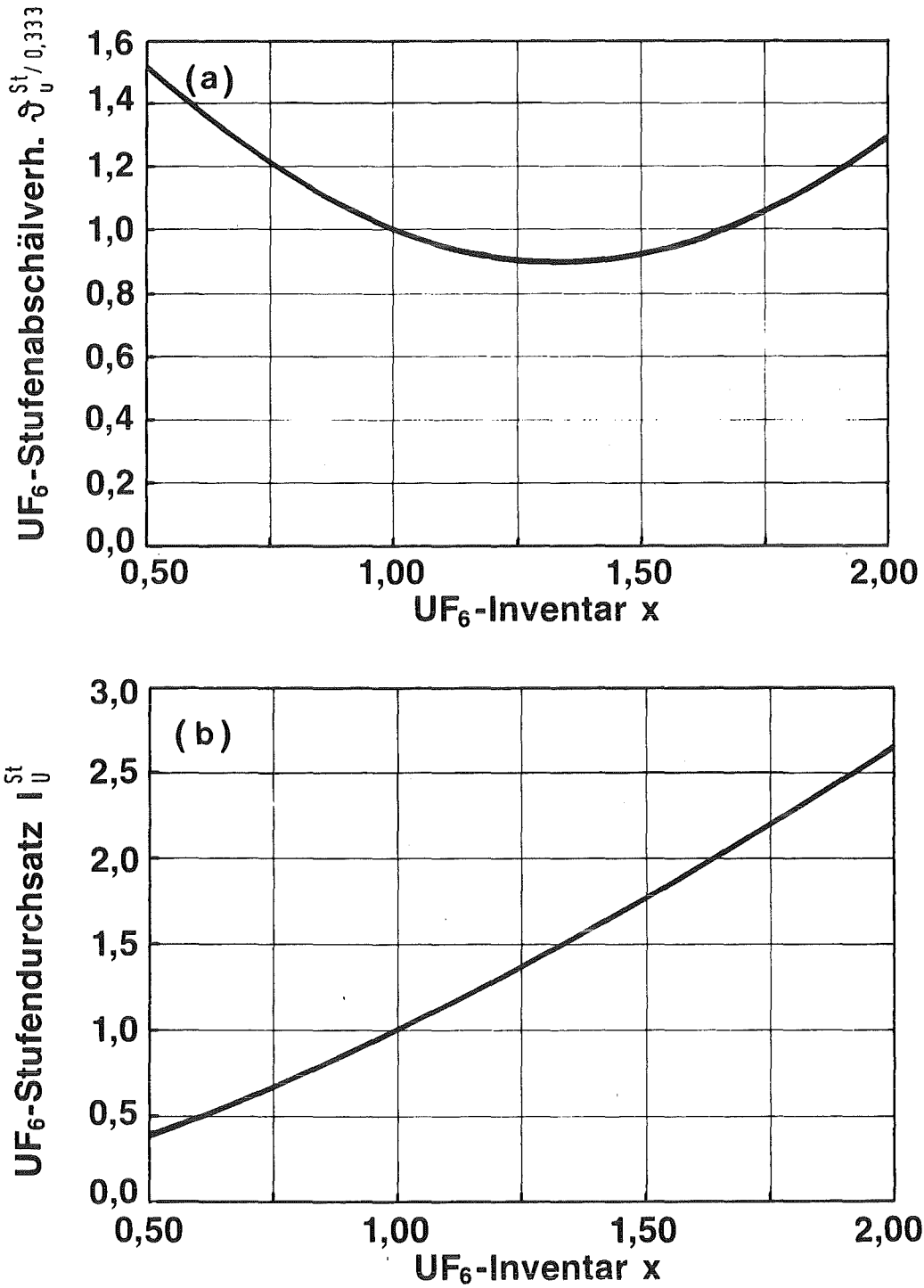


Abb.9 Einfluß des  $UF_6$ -Inventars  $x$  auf das  $UF_6$ -Stufenabschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}$  (a) und den  $UF_6$ -Stufendurchsatz  $I_u^{St}$  (b).  
Alle Größen werden dabei auf den Sollbetriebspunkt normiert.

Analog zur Berechnung der Abschälverhältnisse läßt sich auch der  $UF_6$ -Stufendurchsatz  $L_u^{St}$  aus den Kennfeldern der Komponenten in Abhängigkeit des normierten  $UF_6$ -Inventars ermitteln (Abb.9b):

$$(14) \quad \gamma_u^{St} = x^{1.4}.$$

Wendet man (7) auf alle Trennstufen innerhalb der Kaskade an und berücksichtigt die an den Kaskadenenden abweichende Verschaltung sowie die  $UF_6$ -Einspeise- und Entnahmeströme, so ergibt sich ein nichtlineares Differentialgleichungssystem 1.Ordnung, welches das zeitliche Verhalten der  $UF_6$ -Stufeninventare und damit auch der übrigen Betriebsparameter beschreibt:

$$(15) \quad \dot{\vec{x}}(t) = \vec{A}(x(t)) \cdot \vec{x}(t) + \vec{a}(t)$$

Hierbei stellt  $\vec{x}$  den Vektor der  $UF_6$ -Stufeninventare,  $\vec{A}$  die von  $x$  abhängige nichtlineare Zustandsmatrix und  $\vec{a}$  den Vektor der  $UF_6$ -Ein- bzw. Ausspeiseströme dar. Dieses Differentialgleichungssystem kann mit Hilfe numerischer Integrationsverfahren gelöst werden.

### 3.2 Berechnung der Isotopenverteilung in der Kaskade

Die zeitliche Änderung des  $^{235}\text{U}$ -Molenbruchs  $n_o$  in der Trennstufe  $j$  läßt sich entsprechend (7) in normierter Form wie folgt darstellen:

$$(16) \quad \dot{n}_{o,j} = n_{L,j-2} \cdot l_{u,j-2}^L + n_{S,j+1} \cdot l_{u,j+1}^S - n_{o,j} \cdot l_{u,j}^{\text{St}}$$

$n_o = ^{235}\text{U}$ -Molenbruch in der Trennstufe vor dem Trennelement

Die  $^{235}\text{U}$ -Molenbrüche in der leichten und schweren Fraktion  $n_L$  und  $n_S$  berechnen sich für  $\varepsilon_A^{\text{St}} \ll 1$  wie folgt:

$$(17) \quad \begin{aligned} n_L &= n_o + (1 - \nu_U^{\text{St}}) \cdot \varepsilon_A^{\text{St}} \cdot n_o \cdot (1 - n_o) \\ n_S &= n_o - \nu_U^{\text{St}} \cdot \varepsilon_A^{\text{St}} \cdot n_o \cdot (1 - n_o) \end{aligned}$$

Um das zeitliche und stationäre Betriebsverhalten der Isotopenverteilung in allen Trennstufen einer Kaskade bestimmen zu können, wird (16) zu einem Differentialgleichungssystem - entsprechend (15) - erweitert. Mit diesen beiden Differentialgleichungssystemen lassen sich z.B. die Anfahrvorgänge oder das Antwortverhalten auf Störungen beschreiben. Hierbei ist zu berücksichtigen, daß der elementare Trenneffekt  $\varepsilon_A^{\text{St}}$  von den Betriebsbedingungen der Trennstufe abhängt. Legt man wieder konstanten Zusatzgastransport in der Kaskade zugrunde, so ergibt sich ein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem normierten  $\text{UF}_6$ -Inventar  $x$  und dem elementaren Trenneffekt  $\varepsilon_A^{\text{St}}$  der Trennstufe (Abb.10).

Aufgrund der relativ langen Einstellzeit der Isotopenverteilung im Vergleich zum  $\text{UF}_6$ -Inventar erfordern Untersuchungen des zeitlichen Verhaltens des  $^{235}\text{U}$ -Molenbruchs sehr lange Rechenzeiten. In vielen Fällen interessiert jedoch nur die stationäre Isotopenverteilung in der Kaskade, die sich bei Kenntnis der stationären  $\text{UF}_6$ -Inventarverteilung in der Kaskade einfacher bestimmen läßt.



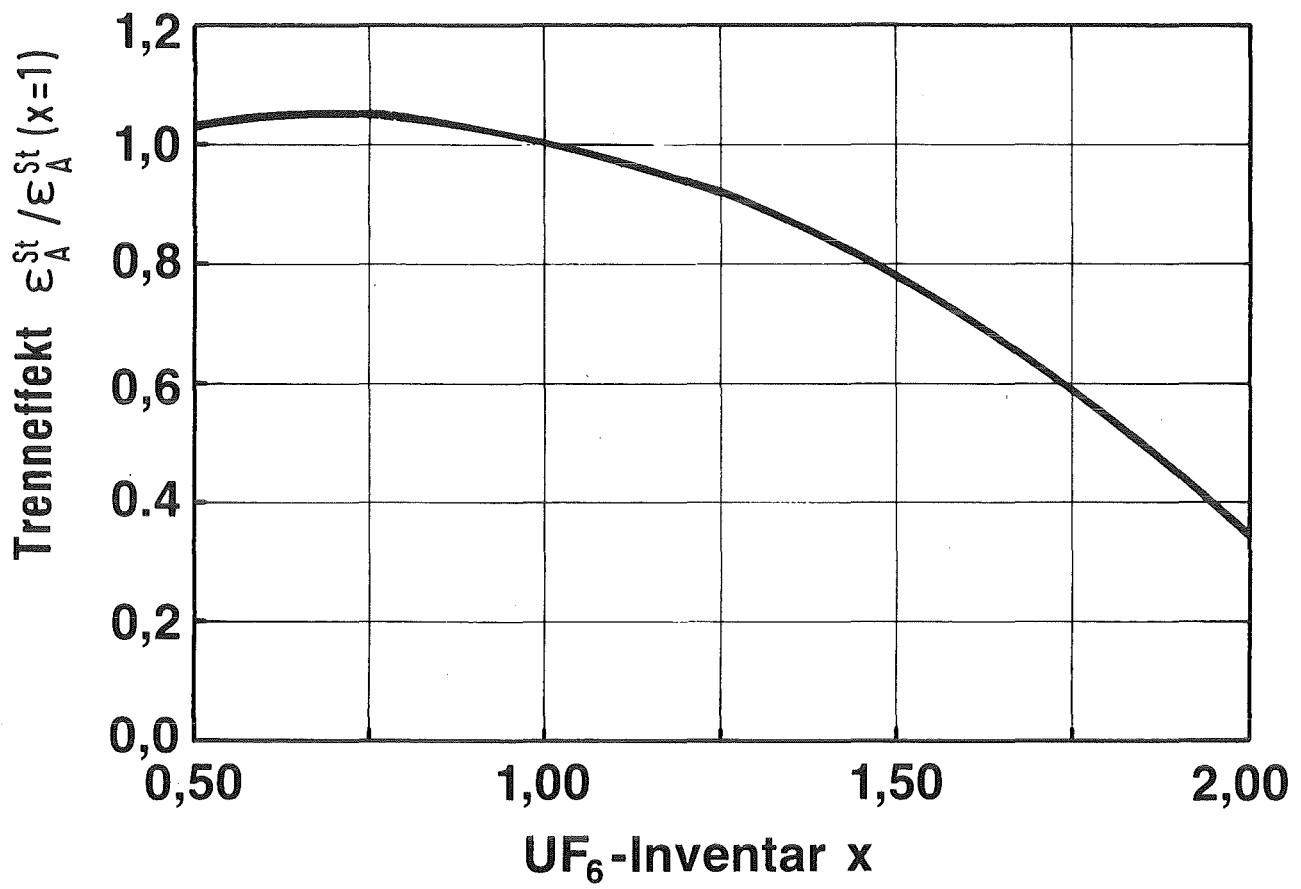


Abb.10 Einfluß des UF<sub>6</sub>-Inventars x auf den elementaren Trenneffekt  $\epsilon_A^{St}$ .  
Alle Größen werden auf den Sollbetriebspunkt normiert.

Arbeiten die Trennstufen unter identischen Betriebsbedingungen und wird ein konstanter  $UF_6$ -Strom  $L_{URP}$  mit dem  $^{235}U$ -Molenbruch  $n_{RP}$  eingespeist, so lassen sich die  $^{235}U$ -Molenbrüche der Entnahmeströme der Kaskade analytisch bestimmen. Die Bilanz- und Transportgleichungen lauten wie folgt (Abb.6 und Abb.7):

$$(18) \quad F + L_{URP} = L_{UTTA} + W$$

$$(19) \quad n_F \cdot F + L_{URP} \cdot n_{RP} = L_{UTTA} \cdot n_{TTA} + W \cdot n_W$$

$L_{UTTA}$  =  $UF_6$ -Einstrom in die Tieftemperaturanlage

$n_{TTA}$  =  $^{235}U$ -Molenbruch des  $UF_6$ -Stroms  $L_{UTTA}$

$L_{URP}$  =  $UF_6$ -Kopfufferrückstrom

$L_{UTTA} - L_{URP} = P$

$$(20) \quad (dn_o/ds) = 2 \cdot \vartheta_u^{St} \cdot \varepsilon_A^{St} \cdot (n_o \cdot (1 - n_o) - \psi_p \cdot (n_{TTA} - n_o) - \psi_p \cdot (L_{URP}/P) \cdot (n_{TTA} - n_{RP}))$$

$$(21) \quad \psi_p = P / ((1 - \vartheta_u^{St}) \cdot \varepsilon_A^{St} \cdot L_u^{St})$$

Durch Integration der Transportgleichung (20), welche die Verschiebung des  $^{235}U$ -Molenbruchs pro Stufe  $dn_o/ds$  beschreibt, erhält man für die Stufenzahl  $S_{an}$  im Anreicherungssteil einer Rechteckkaskade folgenden Zusammenhang:

$$(22) \quad S_{an} = (1 / (\vartheta_u^{St} \cdot \varepsilon_A^{St} \cdot \Delta\psi_p)) \cdot \tanh^{-1}(Z/N)$$

$$Z = (n_{TTA} - n_F) \cdot \Delta\psi_p$$

$$N = (n_{TTA} + n_F) \cdot (1 + \psi_p) - 2 \cdot n_{TTA} \cdot n_F - 2 \cdot \psi_p \cdot n_{TTA} - 2 \cdot \psi_p \cdot (L_{URP}/P) \cdot (n_{TTA} - n_{RP})$$

$$\Delta\psi_p = (\psi_p^2 + 2 \cdot \psi_p \cdot (1 - 2 \cdot n_{TTA}) + 1 - 4 \cdot \psi_p \cdot (L_{URP}/P) \cdot (n_{TTA} - n_{RP}))^{0.5}$$

Unterschiede zwischen dem  $^{235}\text{U}$ -Molenbruch  $n_{\text{TTA}}$  und  $n_{\text{RP}}$  am Kaskadenkopf treten z.B. während des Anfahrvorgangs einer Kaskade oder bei Störungen, die zu einer Änderung der effektiven Produktentnahme führen, auf. Für den Fall, daß sich das Gesamtsystem aus Kaskade und  $\text{UF}_6$ -Puffer im stationären Zustand befindet und der  $^{235}\text{U}$ -Molenbruch  $n_{\text{TTA}}$  in der Tieftemperaturanlage gleich dem  $^{235}\text{U}$ -Molenbruch  $n_{\text{RP}}$  des Kopfpufferrückstroms ist, geht (22) in die in |14| angegebene Gleichung über, ebenso für eine Kaskade, bei der die Trennung von  $\text{UF}_6$  und Zusatzgas in einer Gemischtrennkaskade erfolgt ( $L_{\text{URP}}=0$ ).

Verbleibt ein  $\text{UF}_6$ -Reststrom im Zusatzgasrückstrom von der Gemischtrennanlage am Kaskadenkopf zum Kaskadenfuß (Abb.6), so ergibt sich für die Stufenzahl  $S_{\text{ab}}$  einer Rechteckkaskade im Abstreifteil:

$$(23) \quad S_{\text{ab}} = (1/(\vartheta_u^{\text{St}} \cdot \varepsilon_A^{\text{St}} \cdot \Delta\Psi_W)) \cdot \tanh^{-1}(Z/N)$$

$Q$  =  $\text{UF}_6$ -Reststrom im Zusatzgasrückstrom

$$\Psi_W = -(W-Q)/((1-\vartheta_u^{\text{St}}) \cdot \varepsilon_A^{\text{St}} \cdot L_u^{\text{St}})$$

$$Z = (n_F - n_W) \cdot \Delta\Psi_W$$

$$N = (n_F + n_W) \cdot (1 + \Psi_W) - 2 \cdot n_F \cdot n_W - 2 \cdot \Psi_W \cdot n_W - 2 \cdot \Psi_W \cdot (-Q/(W-Q)) \cdot (n_{\text{TTA}} - n_W)$$

$$\Delta\Psi_W = (\Psi_W^2 + 2 \cdot \Psi_W \cdot (1 - 2 \cdot n_W) + 1 - 4 \cdot \Psi_W \cdot (-Q/(W-Q)) \cdot (n_{\text{TTA}} - n_W))^{0.5}$$

Auch hier geht (23) in die in |14| angegebene Gleichung über, falls die  $\text{UF}_6$ -Reststrom  $Q$  gegen Null strebt.

#### 4. Betriebsverhalten einer Trenndüsenkaskade mit Doppelumlenksystemen bei Störungen

##### 4.1 Transport von $UF_6$ -Fehlinventaren in der Kaskade

Das  $UF_6$ -Abschälverhältnis einer Trennstufe in Abhängigkeit vom  $UF_6$ -Inventar stellt bei allen bisher untersuchten Trenndüsenstufen einen näherungsweise parabelförmigen Verlauf dar, wie er in Abb.9a gezeigt wird. Bei den heute für eine Trenndüsenkaskade gewählten Betriebsbedingungen, die in der Nähe des Minimums des spezifischen Energieverbrauchs liegen, ergibt sich im Auslegungspunkt eine negative Steigung der "Stufenkennlinie"  $\vartheta_u^{St}(x)$ . Bei einem zu hohen  $UF_6$ -Inventar in einer Trennstufe liegt somit das  $UF_6$ -Abschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}$  unter seinem Sollwert und es gelangt relativ mehr  $UF_6$  in die schwere Fraktion als in die leichte Fraktion.  $UF_6$ -Fehlinventar wird daher schwerpunktmäßig zum Kaskadenfuß transportiert und muß dort mit dem Waste-Strom ausgetragen werden. Hierzu wird das  $UF_6$ -Inventar der Fußstufe mit Hilfe der Waste-Entnahme auf seinen Sollwert geregelt.

Für eine kurzfristige Störung zeigt Abb.11 das Betriebsverhalten einer Kaskade, bei welcher das  $UF_6$ -Inventar in einer Trennstufe erhöht wurde. Man erkennt, daß die Störung relativ schnell zerfließt und das  $UF_6$ -Fehlinventar schwerpunktmäßig zum Kaskadenfuß läuft.

Abb.12. zeigt als Beispiel für eine permanente Störung das Betriebsverhalten einer Kaskade, bei der die Produktentnahme um 50% reduziert wurde. Man erkennt, daß am Kaskadenkopf sich das  $UF_6$ -Inventar der Trennstufen nur geringfügig ändert, da das  $UF_6$ -Fehlinventar relativ rasch jeweils zur kaskadenabwärts gelegenen Trennstufe weitergegeben wird. Wird am Kaskadenfuß das  $UF_6$ -Fehlinventar nicht - wie in den ersten 6 Minuten der Modellrechnung - mit der Waste-Entnahme ausgetragen, so steigt hier das  $UF_6$ -Inventar der Trennstufe steil an.

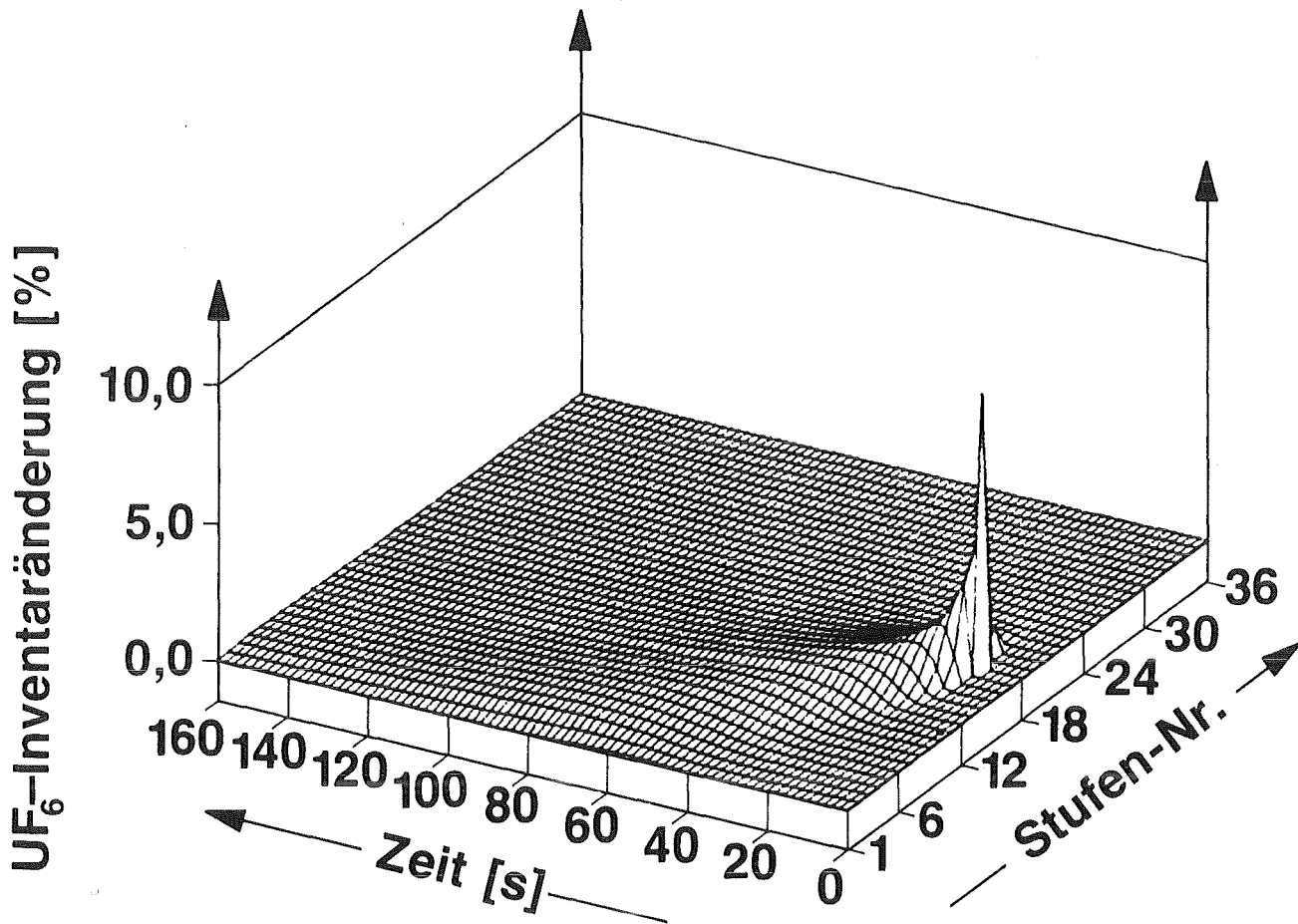


Abb.11 Betriebsverhalten einer Kaskade bei kurzzeitiger UF<sub>6</sub>-Inventarstörung.

Die Abbildung zeigt das dynamische Verhalten der UF<sub>6</sub>-Stufeninventare einer 36-stufigen Kaskade nach einer Erhöhung des UF<sub>6</sub>-Inventars der Trennstufe 18 um 10% .

Die Stufe Nr.1 stellt die Fußstufe und die Stufe Nr.36 die Kopfstufe dar.

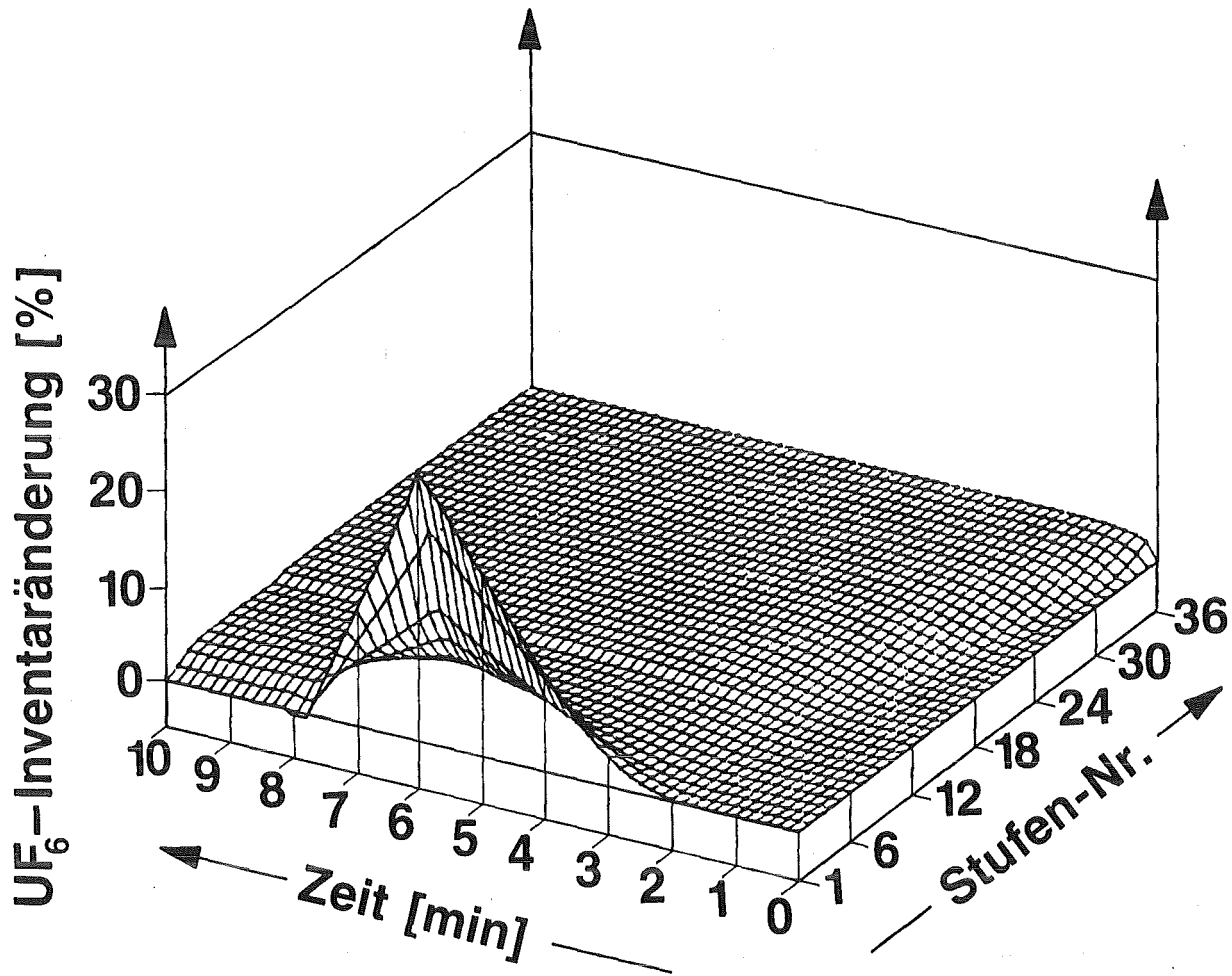


Abb.12 Betriebsverhalten einer Kaskade bei einer permanenten Störung.

Die Abbildung zeigt die zeitliche Änderung der UF<sub>6</sub>-Stufeninventare einer 36-stufigen Kaskade nach einer Senkung der Produktentnahme um 50% . Dabei wurde in den ersten 6 Minuten die Waste-Entnahme konstant gehalten und anschließend das UF<sub>6</sub>-Inventar der Fußstufe (Nr.1) mit Hilfe der Waste-Entnahme auf seinen Sollwert geregelt. (Der Feed-Strom wurde bei den Rechnungen als konstant angenommen).

Wird dagegen - wie ab  $t > 6$  Minuten - das  $UF_6$ -Inventar der Fußstufe mit Hilfe der Waste-Entnahme geregelt, so wird die Störung schnell abgebaut, und im stationären Zustand ( $t > 9$  Minuten) weichen alle Kaskadenstufen in ihren  $UF_6$ -Inventaren trotz der starken Störung nur geringfügig von ihren Sollwerten ab.

Bei früheren Untersuchungen zum Betriebsverhalten von Trenndüsenkaskaden [11] war ein Auslegungspunkt bei relativ hohem  $UF_6$ -Inventar in der Gegend des Minimums der spezifischen Investitionskosten zugrundegelegt worden. Hier hatte die "Stufenkennlinie" eine positive Steigung im Auslegungspunkt und  $UF_6$ -Inventarstörungen wurden zum Kaskadenkopf transportiert, wo sie ohne zusätzliche Regelung in dem dort vorhandenen  $UF_6$ -Puffer der Gemischtrennanlage abgebaut wurden.

Die hier durchgeführten Rechnungen zeigen, daß bei negativen Gradienten der "Stufenkennlinie" durch eine einfache Regelung des  $UF_6$ -Inventars der Fußstufe die Stabilität des  $UF_6$ -Materialinhalts einer Trenndüsenkaskade gewährleistet wird. Fehler in den externen  $UF_6$ -Strömen (z.B. des  $UF_6$ -Pufferausstroms  $U_{RP}$  am Kaskadenkopf) werden über die oben genannte Regelung so ausgeglichen, daß das  $UF_6$ -Inventar der gesamten Kaskade nahezu konstant bleibt. Die Auswirkung solcher  $UF_6$ -Fehltransporte auf die Trennleistung der Kaskade wird im Kap.5 ausführlich untersucht.

#### 4.2 Einfluß von Änderungen der Komponentenparameter einer Trennstufe auf den Betriebszustand der Trenndüsenkaskade

Weichen Komponenten einer Trennstufe von ihren Auslegungswerten ab, so führt dies i. a. zu einer Änderung des  $UF_6$ -Stufenabschälverhältnisses  $\vartheta_u^{St}$  und des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes  $L_u^{St}$ . Als Störungen können dabei z.B. Änderungen des Kompressionsverhältnisses des Verdichters, Veränderungen der kritischen Dimensionen eines Trennsystems (Düsenweite, Abschälerweite) oder Änderungen der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils betrachtet werden.

Als Beispiel wird hier eine Änderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils betrachtet, mit welchem das  $UF_6$ -Abschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}$  eingeregelt wird. Eine Verringerung der Querschnittsfläche des Rückstauventils führt zunächst zu einer Erniedrigung des Stroms in der schweren Fraktion und zu einem Anstieg des innerhalb der Trennstufe zirkulierenden Stroms der mittleren Fraktion. Hierdurch wird das  $UF_6$ -Stufenabschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}$  erhöht und der  $UF_6$ -Stufendurchsatz  $L_u^{St}$  erniedrigt. Diese Störungen beeinflussen auch die Nachbarstufen, die wiederum auf die ursprünglich gestörte Trennstufe zurückwirken.

Abb.13 zeigt den sich stationär einstellenden Betriebszustand nach einer Verminderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils, die zunächst zu einer Erhöhung von  $\vartheta_u^{St}$  um 10% und eine entsprechende Absenkung von  $L_u^{St}$  um 10% führt. Man erkennt, daß die Auswirkung der Störung in ihrer Amplitude und in ihrer lokalen Ausdehnung begrenzt bleibt. Durch die Verminderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils zirkuliert mehr  $UF_6$  in der betroffenen Trennstufe, die dadurch ihr  $UF_6$ -Inventar stark erhöht (Abb.13a). Diese  $UF_6$ -Inventarerhöhung wirkt aufgrund der negativen Steigung der "Stufenkennlinie" der ursprünglichen Störung entgegen, so daß die anfängliche Erhöhung des  $UF_6$ -Stufenabschälverhältnisses von +10% sich stationär auf +5% reduziert (Abb.13b) und die anfängliche Absenkung des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes von -10% auf +2.6% angehoben wird (Abb.13c).



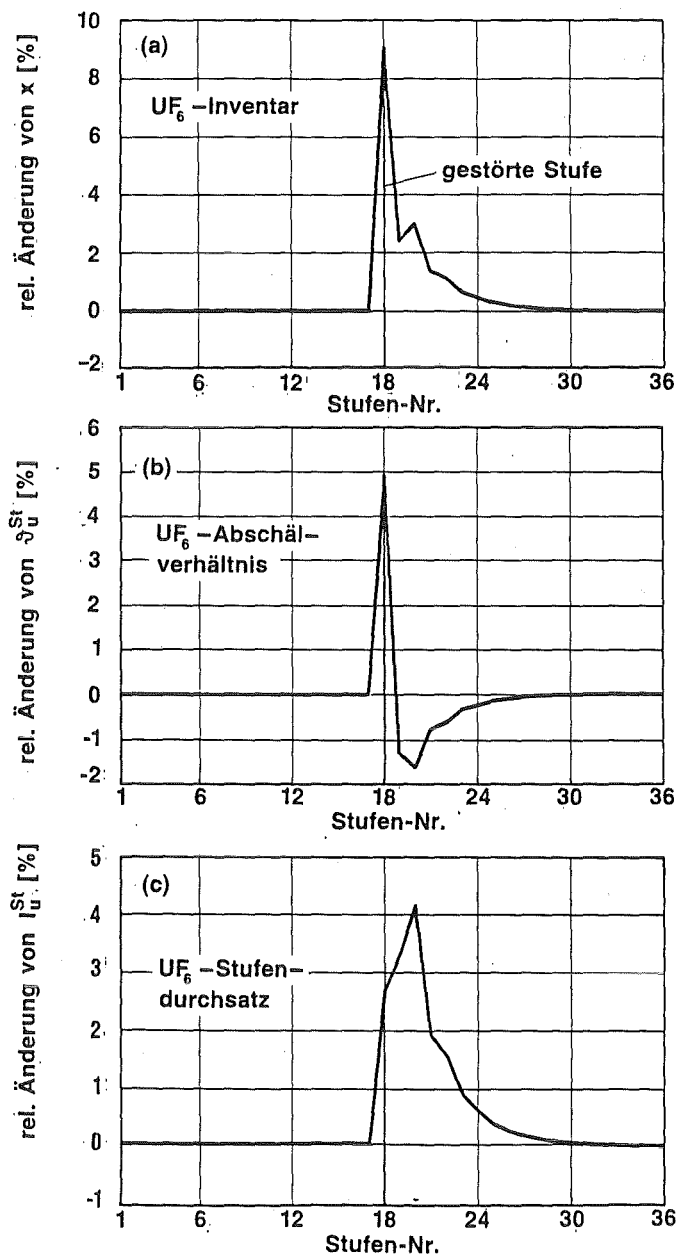


Abb.13 Einfluß einer Verminderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils auf die UF<sub>6</sub>-Inventare (a), die UF<sub>6</sub>-Abschälverhältnisse (b) und die UF<sub>6</sub>-Stufendurchsätze (c) einer 36-stufigen Kaskade. Aufgetragen sind die jeweiligen Abweichungen im stationären Zustand.

Als Störung wurde in der Trennstufe 18 die freie Querschnittsfläche so vermindert, daß sich zunächst das UF<sub>6</sub>-Abschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}$  dieser Trennstufe um 10% erhöhte und der UF<sub>6</sub>-Stufendurchsatz  $l_u^{St}$  sich um 10% erniedrigte.

Der  $UF_6$ -Strom in der schweren Fraktion der gestörten Trennstufe erreicht näherungsweise wieder seinen Sollwert, so daß die kaskadenabwärts liegenden Trennstufen von der hier betrachteten Störung kaum betroffen werden. Die Trennstufen oberhalb der Störstelle erhöhen ihr  $UF_6$ -Inventar  $x$  (Abb.13a) und entsprechend ihren  $UF_6$ -Stufendurchsatz  $1_u^{St}$  (Abb.13c), während das  $UF_6$ -Stufenabschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}$  abfällt (Abb.13b). Im stationären Kaskadenzustand erreichen die durch die Produktionsaufgabe aufgeprägten  $UF_6$ -Transporte für jeden Bilanzschnitt innerhalb der Kaskade wieder ihren Sollwert.

Neben der Verstellung des Rückstauventils wurden auch verschiedene Störungen des Verdichters und der Trennelemente untersucht. Alle durchgeführten Rechnungen zeigten, daß die Störauswirkungen lokal begrenzt bleiben und mit zunehmender Entfernung von der Störstelle abnehmen. Die Trenndüsenkaskade zeigt somit stets das erwartete stabile Betriebsverhalten.

Die Auswirkung einer Verstellung des Rückstauventils auf die Trennleistung wird im Kap.7 ausführlich behandelt.

#### 4.3 Allgemeine Untersuchungen zur Stabilität von Trenndüsenkaskaden

Neben den zahlreichen Modellrechnungen zur Simulation verschiedener Störungen in der Kaskade wurde die Stabilität einer Trenndüsenkaskade auch in einer allgemeinen Form untersucht. Hierzu wurde wie für Kaskaden mit Einfachumlenksystemen [12], das Differentialgleichungssystem (7) linearisiert und die Eigenwerte im jeweiligen Betriebspunkt bestimmt.

Die Untersuchungen zeigten, daß die Kaskade mit Doppelumlenksystemen sicher dann stabil ist, falls die Steilheit der "Stufenkennlinie" im Arbeitspunkt einen vorgegebenen Wert nicht übersteigt. Als hinreichende Stabilitätsbedingung konnte abgeleitet werden:

$$(24) \quad -\alpha \leq G \leq (1/\vartheta_u^{St} - 1) \cdot \alpha$$
$$G = (1/\vartheta_u^{St}) \cdot (\partial \vartheta_u^{St} / \partial x)$$
$$\alpha = (1/\vartheta_u^{St}) \cdot (\partial \vartheta_u^{St} / \partial x)$$

Diese Bedingung ist gleichbedeutend mit der Forderung, daß sich bei einer Erhöhung des  $UF_6$ -Inventars in einer Trennstufe der  $UF_6$ -Strom sowohl in der leichten als auch in der schweren Fraktion erhöhen muß. Ist diese Bedingung erfüllt, so "zerfließt" eine anfängliche  $UF_6$ -Inventarstörung (Abb.11), eine Verstärkung der Störung ist ausgeschlossen. Bei den bisher untersuchten Kaskaden wurde stets in einem großen Bereich um den Auslegungspunkt ein "Zerfließen" von  $UF_6$ -Inventarstörungen festgestellt.

Als eine weitere Bedingung wurde abgeleitet, daß die Steigung der "Stufenkennlinie" einen von Null verschiedenen Betrag besitzen muß. Der Arbeitspunkt der Kaskade darf somit nicht im Scheitelpunkt der Parabel  $\vartheta_u^{St}(x)$  oder in seiner unmittelbaren Umgebung liegen:

$$(25) \quad |G| > 0$$

Die Erfüllung dieser Bedingung stellt sicher, daß bei kleinen lokalen oder globalen Störungen in den Kaskadenstufen sich die durch die Produktionsaufgabe aufgeprägten  $UF_6$ -Transporte allein durch eine nicht zu große Änderung des  $UF_6$ -Inventars in den Trennstufen wieder einstellen, ohne daß hierzu Regeleingriffe in den einzelnen Trennstufen notwendig sind.

Um die Stabilität des  $UF_6$ -Inhalts einer Trenndüsenkaskade zu gewährleisten<sup>\*)</sup>, muß an dem Kaskadenende, zu welchem die  $UF_6$ -Fehlinventare transportiert werden, ein  $UF_6$ -Strom geregelt entnommen werden, oder es muß durch entsprechend aufgeprägte Pufferströme die Möglichkeit gegeben sein, daß  $UF_6$ -Fehlinventare schnell abgebaut werden können.

---

\*) Sind die in [11] angegebenen Stabilitätsbedingungen erfüllt, so werden  $UF_6$ -Fehlinventare zum Kaskadenkopf transportiert, wo sie ohne aktive Regelung über den vom  $UF_6$ -Inventar der Kopfstufe abhängigen  $UF_6$ -Einstrom in die Tieftemperaturanlage abgebaut werden.

## 5. Trennleistungsverluste infolge von periodischen Schwankungen der externen $UF_6$ -Ströme am Kaskadenkopf

Am Kaskadenkopf einer Trenndüsenkaskade ist eine Gemischtrennanlage zur Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas notwendig (siehe Kap.2.3). Erfolgt diese Trennung durch eine Kombination von Vorabscheidertrenndüse und Tieftemperaturabscheidung (Abb.7a), so beträgt der  $UF_6$ -Einstrom in die Tieftemperaturabscheidungsanlage  $L_{UTTA}$  ein Vielfaches des Produktstroms  $P$ . Das zuviel abgeschiedene  $UF_6$  wird in den Aufwärmphasen der zyklisch arbeitenden Abscheider als Kopfpufferrückstrom  $L_{URP}$  zurückgespeist. Weichen diese externen  $UF_6$ -Ströme von ihren Sollwerten ab, so ergibt sich ein  $UF_6$ -Fehltransport innerhalb der Kaskade zum Kaskadenfuß und die Fehlbilanz am Kaskadenkopf wird durch die Regelung des  $UF_6$ -Inventars der Fußstufe ausgeglichen (siehe Kap.4.1). Ist der Kopfpufferrückstrom  $L_{URP}$  und damit auch der  $UF_6$ -Einstrom in die Tieftemperaturanlage  $L_{UTTA}$  groß gegenüber dem Produktstrom  $P$ , so können selbst relativ kleine Abweichungen dieser Ströme zu einer relativ starken Änderung des Produktstroms

$$(26) \quad P = L_{UTTA} - L_{URP}$$

führen.

Weicht die Produktentnahme  $P$  vom Sollwert ab, so ändert sich die Isotopenverteilung in der Kaskade. Werden die Änderungen in den  $^{235}U$ -Molenbrüchen der Entnahmeströme erst mit einer zeitlichen Verzögerung detektiert und korrigiert, so treten periodische Schwankungen der effektiven  $UF_6$ -Entnahme und ihrer  $^{235}U$ -Molenbrüche auf. Der Einfluß solcher Schwankungen auf die Trennleistung der Kaskade soll im folgenden Kapitel untersucht werden.

### 5.1 Einfluß des Kopfpufferrückstroms auf den $^{235}\text{U}$ -Molenbruch der Entnahmeströme

Das Ergebnis einer Modellrechnung, bei der zum Zeitpunkt  $t=0$  als Störung der Kopfpufferrückstrom um 8.5% erhöht wurde, ist in der Abb.14 dargestellt. Der  $^{235}\text{U}$ -Molenbruch des Kopfpufferrückstroms  $n_{\text{RP}}$  wurde als konstant angenommen (Abb.14b), d.h. die Zeit zwischen den Wechseln zweier  $\text{UF}_6$ -Puffer am Kaskadenkopf ist groß gegenüber den hier betrachteten charakteristischen Zeiten. In diesem Beispiel betrug der Kopfpufferrückstrom  $L_{\text{URP}}$  das 5-fache des Produktstroms  $P$ . Da sich der  $\text{UF}_6$ -Einstrom in die Tieftemperaturanlage,  $L_{\text{UTTA}}$ , nur geringfügig ändert (Abb.14a), entspricht die hier angenommene Störung etwa einer Reduktion der effektiven  $\text{UF}_6$ -Entnahme  $P$  um 40%. Da der Feed-Strom konstant ist, wird die Reduktion der  $\text{UF}_6$ -Entnahme am Kaskadenkopf durch eine Erhöhung der Waste-Entnahme kompensiert (Abb.14c). Die damit verbundenen Änderungen der  $\text{UF}_6$ -Transporte innerhalb der Kaskade führen zu einer Erhöhung des  $^{235}\text{U}$ -Molenbruchs des  $\text{UF}_6$ -Einstroms in die Tieftemperaturanlage am Kaskadenkopf,  $n_{\text{TTA}}$ , (Abb.14b) und des  $^{235}\text{U}$ -Molenbruchs des Waste-Materials,  $n_{\text{W}}$ , am Kaskadenfuß (Abb.14d). Da nach einer Störung die  $\text{UF}_6$ -Inventare in den Trennstufen wesentlich schneller ihren neuen stationären Endwert erreichen als die Isotopenverteilung, ist die Übergangszeit<sup>\*)</sup>  $t_{\text{eu}}$  für die  $\text{UF}_6$ -Entnahmeströme auch wesentlich geringer als die Übergangszeit<sup>\*)</sup>  $t_{\text{ei}}$  für die  $^{235}\text{U}$ -Molenbrüche dieser  $\text{UF}_6$ -Entnahmeströme.

Für die Übergangszeit  $t_{\text{eu}}$  ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$(27) \quad t_{\text{eu}} \approx h \cdot S$$

$h =$  mittlere Verweilzeit des  $\text{UF}_6$ -Inventars  
in einer Trennstufe ( $h = X/L \frac{St}{u}$ )  
 $S =$  Gesamtstufenzahl

---

\*) Unter der Übergangszeit  $t_e$  wird die Zeit verstanden, die nach Aufprägung einer Störung vergeht, bis die  $\text{UF}_6$ -Entnahmeströme bzw. deren  $^{235}\text{U}$ -Molenbrüche ihren neuen stationären Endwert bis auf den Faktor  $(1/e)$  erreicht haben.

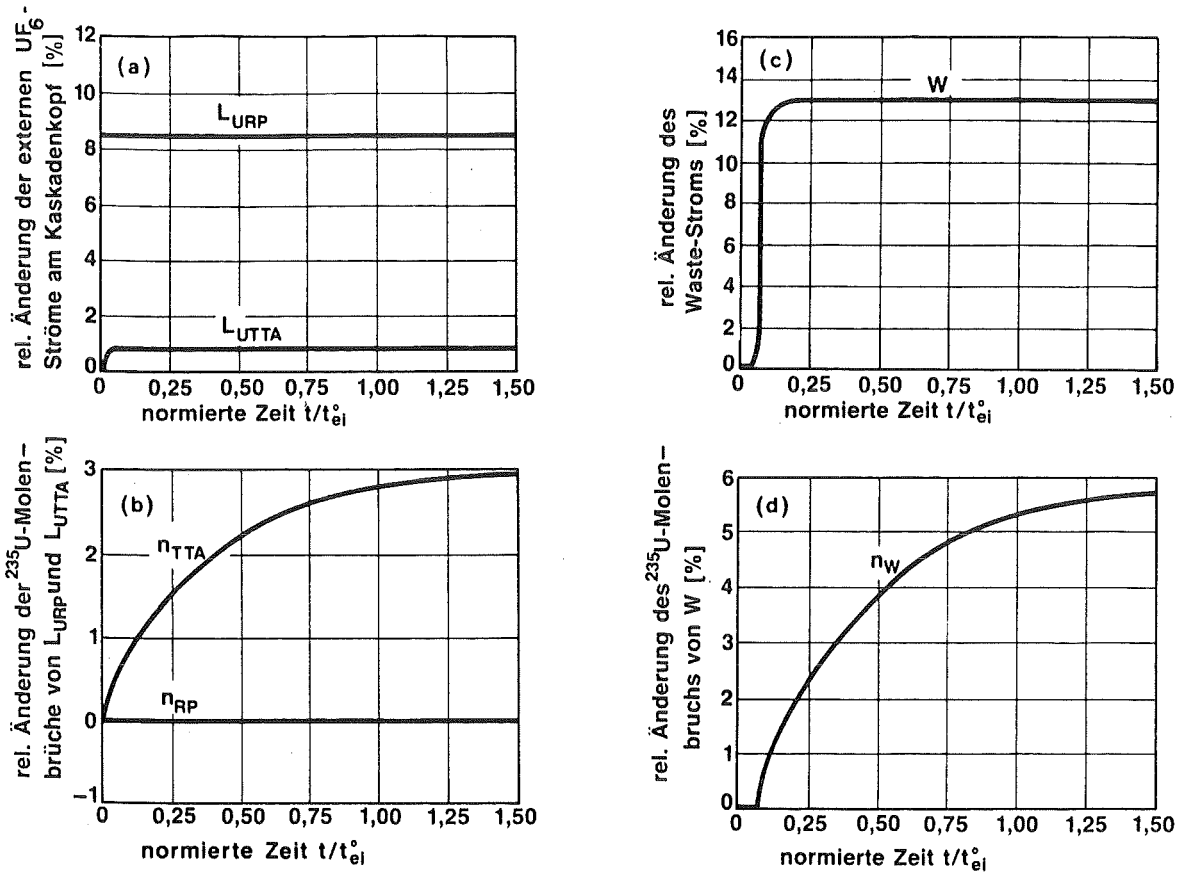


Abb.14 Zeitlicher Verlauf der externen  $UF_6$ -Ströme und deren  $^{235}U$ -Molenbrüche nach Erhöhung des Kopfpufferrückstroms  $L_{URP}$  um 8.5% .

Die Zeit  $t$  wurde auf die Einstellzeit einer Rechteckkaskade ohne Pufferstrom,  $t_{ei}^0$ , normiert [14].

Die Modellrechnungen wurden für die 120-stufige Kaskade (Tabelle 1, A zweiter Anreicherungs-schritt) durchgeführt. Das  $UF_6$ -Abschälverhältnis der Vorabscheidertrenndüse wurde mit 0.1 angenommen. Damit beträgt der Kopfpufferrückstrom  $L_{URP}$  das 5-fache des Produktstroms, und die Störung bewirkt eine Reduktion der effektiven Produktentnahme um 40% .

Umfangreiche Störungsrechnungen zeigten, daß mit steigendem Verhältnis von Kopfpufferrückstrom zu Produktstrom sowohl die Änderung des  $^{235}\text{U}$ -Molenbruchs des Entnahmestroms  $n_{\text{TTA}}$  als auch die Übergangszeit  $t_{ei}$  abnimmt. Dies ist darauf zurückzuführen, daß der  $^{235}\text{U}$ -Molenbruch der Kopfstufe immer stärker durch den  $\text{UF}_6$ -Rückstrom  $L_{\text{URP}}$  aus dem Kopfpuffer bestimmt wird. Bei einem Kopfpufferrückstrom, der z.B. das 15-fache des Produktstroms beträgt, ist die Übergangszeit für die Isotopenverteilung in der Kaskade und die Änderung des  $^{235}\text{U}$ -Molenbruchs des Entnahmestroms am Kaskadenkopf um den Faktor 2 geringer als bei einer Kaskade mit einem Kopfpufferrückstrom, der nur das 5-fache des Produktstroms beträgt. Für die Übergangszeit  $t_{ei}$  wurde bei großen  $\text{UF}_6$ -Pufferströmen am Kaskadenkopf folgender Zusammenhang gefunden:

$$(28) \quad t_{ei} \approx 0.6 \cdot t_{ei}^0 \cdot (P / (L_{\text{URP}} + P))^{0.6} \quad \text{für } L_{\text{URP}} \gg P$$

$t_{ei}^0$  stellt dabei die in [14] definierte Einstellzeit einer Rechteckkaskade ohne  $\text{UF}_6$ -Pufferströme am Kaskadenkopf ( $L_{\text{URP}}=0$ ) dar, d.h. die Zeit, die nach Inbetriebnahme der Kaskade bis zum Produktionsbetrieb vergeht.



## 5.2 Einfluß der Periodendauer der $UF_6$ -Fehlströme am Kaskadenkopf auf die Trennleistungsverluste

Als Beispiel wird ein periodisch um seinen Sollwert schwankender Kopfpufferrückstrom  $L_{URP}$  mit konstantem  $^{235}U$ -Molenbruch  $n_{RP}$  angenommen. Die Änderungen um  $\pm \Delta L_{URP}$  erfolgen rechteckförmig mit der Periodendauer  $t_p$ . Durch Modellrechnungen mit dem dynamischen Rechenprogramm (7),(15) und (16) wurde untersucht, wie sich eine Variation der Periodendauer  $t_p$  des  $UF_6$ -Fehlstroms  $\Delta L_{URP}$  auf die Trennleistung der Kaskade auswirkt. Es wird davon ausgegangen, daß die Entnahmeströme  $L_{UTTA}$  und  $W$  in ihren Sammelbehältern über viele Periodendauern  $t_p$  aufgesammelt werden und die Trennleistung der Kaskade  $\Delta U$  durch die sich dabei ergebenden Mittelwerte bestimmt wird:

$$(29) \quad \Delta U = \overline{L_{UTTA}} \cdot V(\overline{n_{TTA}}, n_F) + \overline{W} \cdot V(\overline{n_W}, n_F) - \overline{L_{URP}} \cdot V(n_{RP}, n_F)$$

Die Trennleistungsverluste  $VT$  werden definiert als die relative Änderung der Trennleistung  $\Delta U$  gegenüber dem ungestörten Fall  $\Delta U_{soll}$ :

$$(30) \quad VT = (1 - \Delta U / \Delta U_{soll})$$

Abb.15 zeigt, daß die Trennleistungsverluste  $VT$  mit zunehmender Periodendauer  $t_p$  erwartungsgemäß zunächst rasch ansteigen und dann einem maximalen Grenzwert asymptotisch zustreben. Im Bereich sehr kleiner Periodendauern ergibt sich für die Trennleistungsverluste folgende Beziehung [14]:

$$(31) \quad VT \sim (t_p / t_{ei})^{1.5} \quad t_p \ll t_{ei}$$

Die  $^{235}U$ -Molenbrüche der Entnahmeströme am Kaskadenkopf und Kaskadenfuß,  $n_{TTA}$  und  $n_W$ , lassen sich für große Periodendauern,  $t_p \gg t_{ei}$ , mit den in Kap.3.2 angegebenen Gleichungen berechnen und brauchen somit nicht durch rechenzeitintensive Lösung der zeitabhängigen Differentialgleichungen bestimmt werden.

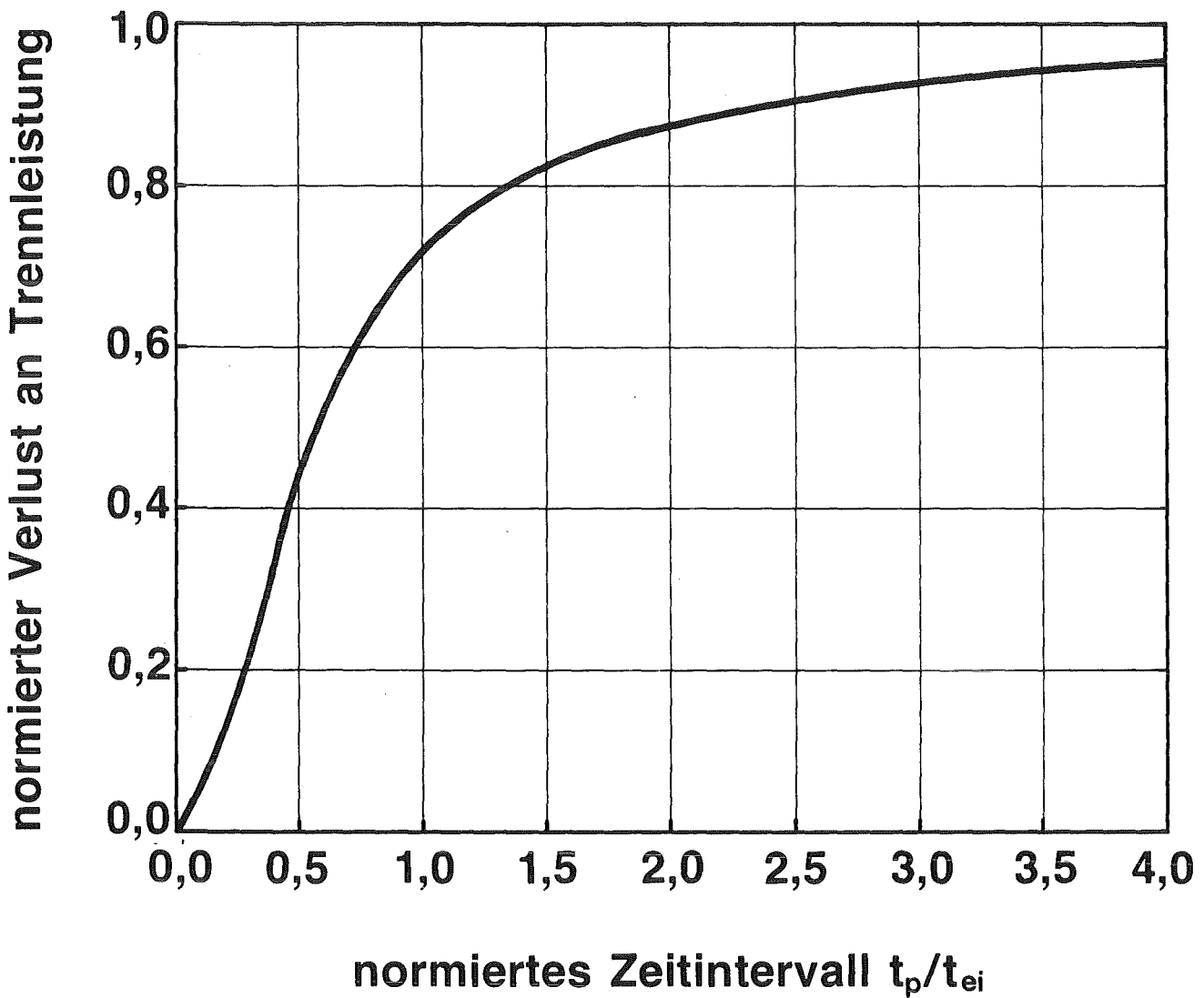


Abb.15 Einfluß der Periodendauer  $t_p$  des sich um  $\pm\Delta L_{URP}$  ändernden Kopfpuffer-  
rückstroms  $L_{URP}$  auf die Trennleistungsverluste.

Die Periodendauer  $t_p$  wurde dabei auf die Übergangszeit  $t_{ei}$  des  $^{235}\text{U}$ -  
Molenbruchs normiert und die Trennleistungsverluste auf diejenigen  
Trennleistungsverluste, die sich für  $t_p \gg t_{ei}$  ergeben.

### 5.3 Einfluß der Größe der periodischen Änderung des Kopfpufferrückstroms und des Verhältnisses von Kopfpufferrückstrom zu Produktstrom auf die Trennleistungsverluste

Die sich für große Periodendauern  $t_p$  ( $t_p \gg t_{ei}$ ) ergebenden Trennleistungsverluste VT wurden in Abhängigkeit des Verhältnisses von Kopfpufferrückstrom zu Produktstrom ( $L_{URP}/P$ ) und des periodischen  $UF_6$ -Fehlstroms  $\pm \Delta L_{URP}$  für verschiedene Kaskaden und Produktionsaufgaben berechnet. Hierbei konnte folgender Einfluß dieser Größen auf die Trennleistungsverluste festgestellt werden:

Bei konstanten Betriebsbedingungen der Kaskade und Gemischtrennanlage nehmen die Trennleistungsverluste mit steigender Amplitude des periodischen  $UF_6$ -Fehlstroms  $\pm \Delta L_{URP}$  quadratisch zu

$$(32) \quad VT \sim (\Delta L_{URP})^2.$$

Geht man bei unterschiedlichen Trenndüsenanlagen von einer Konstanz der relativen Meß- und Regelgenauigkeit für den Kopfpufferrückstrom aus ( $\Delta L_{URP}/L_{URP} = \text{const.}$ ), so steigen die Trennleistungsverluste mit zunehmender Größe des Verhältnisses von Kopfpufferrückstrom  $L_{URP}$  zu Produktstrom P ähnlich steil an

$$(33) \quad VT \sim (L_{URP}/P)^{1.96}.$$

Für Schwankungen des  $UF_6$ -Einstroms in die Tieftemperaturanlage ergeben sich für  $L_{UTTA} \gg P$  die gleichen Abhängigkeiten, da für das Antwortverhalten der Kaskade im wesentlichen nur die Änderung der effektiven  $UF_6$ -Entnahme P von Bedeutung ist.

Am Beispiel einer 240-stufigen Rechteckkaskade, die auf 3.2% anreichert und auf 0.35% abstreift, werden in Abb.16 die Trennleistungsverluste VT in Abhängigkeit der relativen Schwankungen des Kopfpufferrückstroms und des  $UF_6$ -Einstroms in die Tieftemperaturanlage gezeigt.

Es wird hierbei vom ungünstigsten Fall einer antizyklischen Schwankung dieser beiden  $UF_6$ -Ströme ausgegangen. Die Trennleistungsverluste werden für drei verschiedene Gemischtrennanlagen mit unterschiedlichen Kopfpufferrückströmen  $L_{URP}$  angegeben.

Der Wert  $L_{URP}/P=40$  repräsentiert eine Trenndüsen-Vortrennung mit einer relativ schlechten Trennung von  $UF_6$ - und Zusatzgas, während  $L_{URP}/P=10$  bei einer relativ guten Trenndüsen-Vortrennung erreicht wird<sup>\*)</sup>. Zum Vergleich gibt der Wert  $L_{URP}=0$  die Verluste beim Einsatz einer Gemischtrennkaskade, bei welcher der Kopfpufferrückstrom entfällt und nur noch Schwankungen der  $UF_6$ -Entnahme, auftreten können. Man erkennt den steilen, etwa quadratischen Anstieg der Trennleistungsverluste mit zunehmender relativer Schwankung ( $\pm\Delta L_{URP}$ ) und Größe ( $L_{URP}$ ) des Kopfpufferrückstroms.

Sollen die Trennleistungsverluste unter 1% gehalten werden, so ist bei einer schlechten Trenndüsen-Vortrennung ( $L_{URP}/P=40$ ) ein hoher Aufwand für die Meß- und Regelgenauigkeit der externen  $UF_6$ -Ströme am Kaskadenkopf notwendig. Beim Einsatz eines Doppelumlenksystems als Trenndüsen-Vortrennung kann die Trennung von  $UF_6$ - und Zusatzgas so gesteigert werden, daß Werte für  $L_{URP}/P=10$  erreicht werden. In diesem Fall ist eine Meßgenauigkeit der externen  $UF_6$ -Ströme von  $\pm 3\%$  ausreichend ( $VT < 1\%$ ).

Bei einer Gemischtrennkaskade aus Trenndüsenstufen, wie sie für künftige Trenndüsenanlagen vorgesehen ist [5,6], führen selbst relativ hohe Schwankungen der  $UF_6$ -Entnahme nur zu minimalen Trennleistungsverlusten.

---

<sup>\*)</sup> Bei Kaskaden mit  $UF_6$ -Puffer am Kaskadenkopf wird bei sehr hohen Schwankungen der externen  $UF_6$ -Ströme zeitweise mehr  $UF_6$  aus dem Kopfpuffer in die Kaskade eingespeist als in der TTA abgeschieden. Damit ist es möglich, daß mehr zuvor erzeugte Trennleistung aus dem Puffer entnommen als von der Kaskade erzeugt wird und so die Trennleistungsverluste 100% übersteigen.

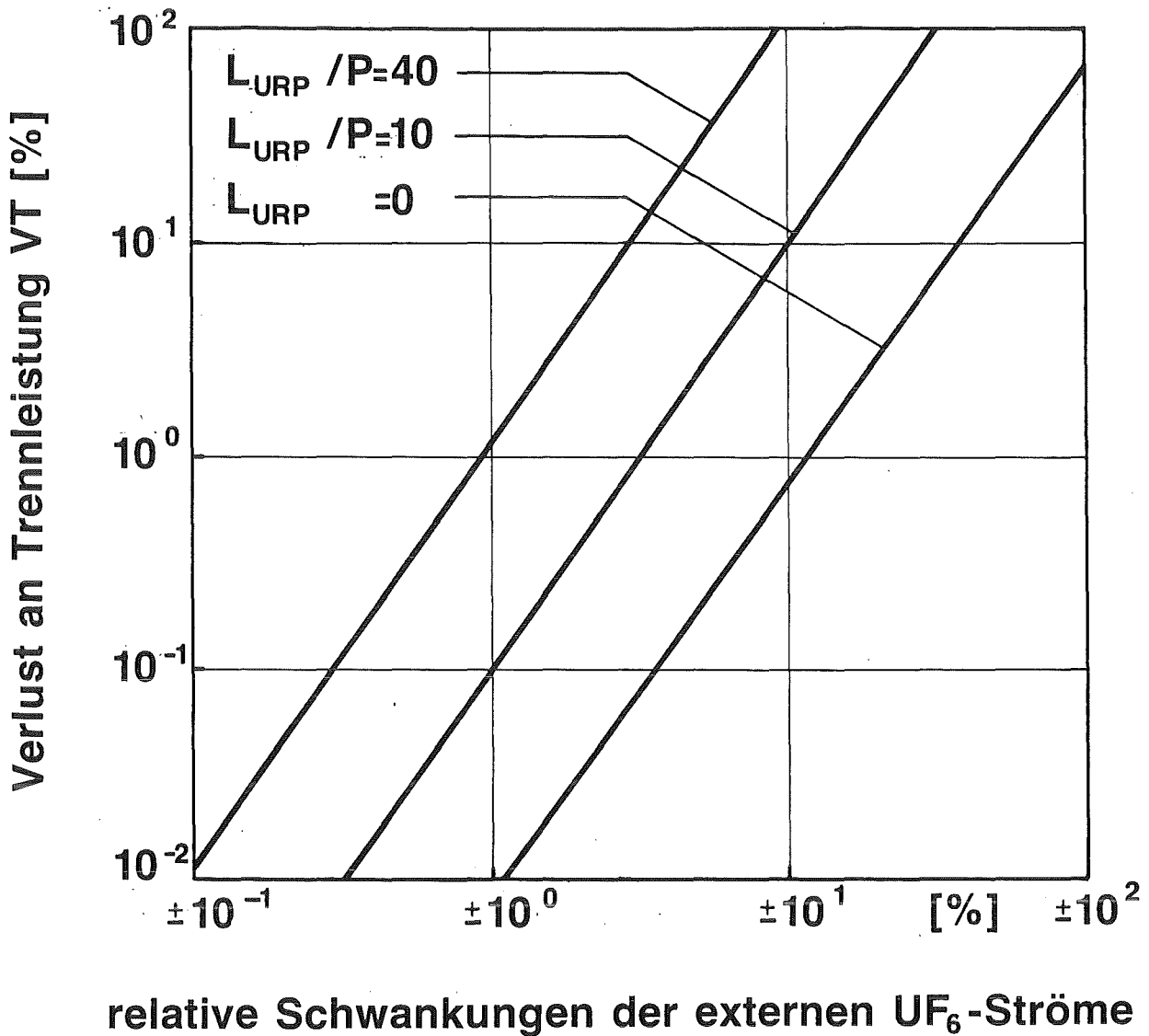


Abb.16 Einfluß von periodischen Schwankungen der externen  $UF_6$ -Ströme am Kaskadenkopf auf die Trennleistungsverluste.

Für drei verschiedene Stromstärken des Kopfpufferrückstroms,  $L_{URP}$ , sind die Trennleistungsverluste,  $VT$ , einer 240-stufigen Kaskade gegenüber der relativen Schwankung der externen  $UF_6$ -Ströme aufgetragen. Der Kopfpufferrückstrom,  $L_{URP}$ , und der  $UF_6$ -Einstrom in die Tieftemperaturanlage,  $L_{UTTA}$ , schwanken dabei antizyklisch mit einer Periodendauer, die groß gegenüber der Übergangszeit der Kaskade ist.

## 6. Auswirkung von $UF_6$ -Restströmen im Zusatzgasrückstrom auf die Trennleistung einer Trenndüsenkaskade

Aufgrund einer unvollständigen Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas in den Gemischtrennanlagen am Kaskadenkopf bzw. an den oberen Abstufungsstellen (Abb.6) können  $UF_6$ -Restströme im Zusatzgasrückstrom verbleiben. Da dieser Zusatzgasrückstrom an den Fuß der Kaskade bzw. an die unteren Abstufungsstellen zurückgeführt wird, kommt es zu einer Vermischung von an- und abgereichertem Material, was zwangsläufig mit Trennleistungsverlusten verbunden ist. Die Abhängigkeit dieser Trennleistungsverluste vom Betriebspunkt der Kaskade soll im folgenden untersucht werden.

### 6.1 Einfluß der normierten Produktentnahme

Würde man im Fall einer Rechteckkaskade den  $UF_6$ -Reststrom  $Q$  im Zusatzgasrückstrom direkt mit dem Waste-Material vermischen, so könnten die hiermit verbundenen Trennleistungsverluste  $VT^m$  direkt aus der Abnahme des Produktstroms  $P$  und der Zunahme des Waste-Stroms  $W$  sowie aus dem sich von  $n_W$  auf  $n_W^m$  erhöhten  $^{235}U$ -Molenbruch des Waste-Materials berechnet werden:

$$(34) \quad n_W^m = (Q \cdot n_P + W \cdot n_W) / (Q + W)$$

$$(35) \quad VT^m = \frac{(P - Q) \cdot V(n_P, n_F) + (Q + W) \cdot V(n_W^m, n_F)}{P \cdot V(n_P, n_F) + W \cdot V(n_W, n_F)} - 1$$

Da der Zusatzgasrückstrom jedoch in die untersten Kaskadenstufen eingespeist wird, steigt nicht nur im Waste-Strom, sondern auch in der gesamten Kaskade, also auch im Produktstrom, der  $^{235}U$ -Molenbruch zunächst an. Da die Kaskade auf konstanten  $^{235}U$ -Molenbruch des Produkts geregelt wird, kann nun mehr Produkt entnommen werden. Die Verluste an Produkt sind also geringer als der  $UF_6$ -Reststrom  $Q$  und damit sind auch die Trennleistungsverluste geringer als die oben abgeschätzten Werte  $VT^m$ .

Zur genauen Berechnung der Trennleistungsverluste VT durch UF<sub>6</sub>-Rückströme Q werden die in Kap.3.2 angegebenen Gleichungen herangezogen. Der Feed-Strom F wird als konstant angenommen, so daß der <sup>235</sup>U-Molenbruch des Waste-Materials n<sub>W</sub><sup>+</sup> über dem Sollwert n<sub>W</sub> und die Produktentnahme P<sup>-</sup> aufgrund der Regelung auf konstanten <sup>235</sup>U-Molenbruch n<sub>P</sub> innerhalb des Bereichs (P-Q) ≤ P<sup>-</sup> ≤ P liegt:

$$(36) \quad VT = \frac{P^- \cdot V(n_P, n_F) + (W + P - P^-) \cdot V(n_W^+, n_F)}{P \cdot (V n_P, n_F) + W \cdot V(n_W, n_F)} - 1$$

Soll trotz des UF<sub>6</sub>-Reststroms Q der ursprüngliche Sollwert für den <sup>235</sup>U-Molenbruch des Waste-Materials wieder erreicht werden, so ist dies durch eine Reduktion des Feed-Stroms möglich, was jedoch mit einer weiteren Abnahme des Produktstroms verbunden ist. Bei der Regelung auf konstanten <sup>235</sup>U-Molenbruch des Waste-Materials ist das Verhältnis von Produktstrom zu Feed-Strom unabhängig vom UF<sub>6</sub>-Reststrom Q und die relativen Trennleistungsverluste sind dann identisch mit dem relativen Verlust an Produktmaterial.

Wird die Kaskade im Maximum des Kaskadenwirkungsgrades betrieben, so sind die durch den UF<sub>6</sub>-Reststrom Q bedingten Trennleistungsverluste unabhängig von der speziellen Regelung der Kaskade, so daß im folgenden nur die Regelung auf konstanten Feed-Strom betrachtet werden kann.

Die Untersuchungen zeigen, daß der Unterschied zwischen den Trennleistungsverlusten VT und dem oben abgeschätzten Grenzwert VT<sup>m</sup> im wesentlichen von der normierten Produktentnahme Ψ<sub>P</sub> (21) abhängt und umso größer ist, je kleiner Ψ<sub>P</sub> ist. Dies zeigt Abb.17, in welcher das Verhältnis der Trennleistungsverluste VT/VT<sup>m</sup> über dem Verhältnis der normierten Produktentnahmen Ψ<sub>P</sub>/Ψ<sub>P</sub><sup>max</sup> aufgetragen ist. Die maximale normierte Produktentnahme ist wie folgt definiert:

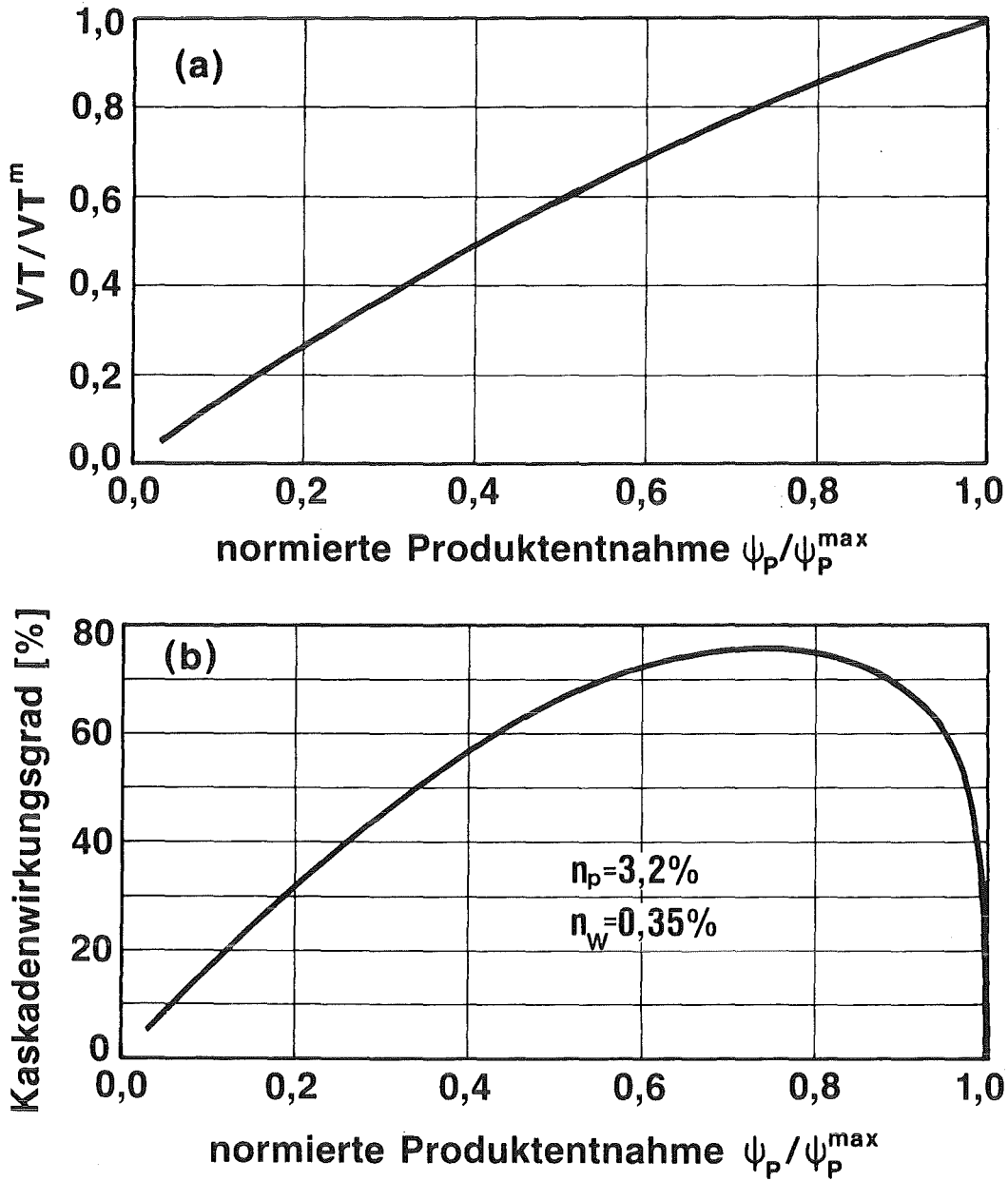


Abb.17 Einfluß der normierten Produktentnahmen  $\psi_p/\psi_p^{max}$  auf das Verhältnis der durch  $UF_6$ -Restströme im Zusatzgasrückstrom verursachten Trennleistungsverluste  $VT/VT^m$  (a) und auf den Kaskadenwirkungsgrad im ungestörten Fall ( $Q=0$ , b).



$$(37) \quad \Psi_p^{\max} = (n_F \cdot (1 - n_F)) / (n_P - n_F)$$

Der Grenzfall maximaler Produktentnahme ( $\Psi_p = \Psi_p^{\max}$ ) entspricht einer "unendlich langen" Kaskade, bei welcher die relative Isotopendifferenz zwischen zwei Trennstufen in der Umgebung der Feed-Stelle gegen Null strebt. Hier ergeben sich gerade die maximalen Trennleistungsverluste  $VT^m$ , da der  $^{235}\text{U}$ -Molenbruch des Produktmaterials durch die Einspeisung von angereichertem Material am Kaskadenfuß nicht mehr beeinflußt wird.

Mit abnehmender normierter Produktentnahme  $\Psi_p$  wird der Stufendurchsatz größer und die Produktentnahme kann immer mehr gesteigert und an den ursprünglichen Sollwert  $P$  angenähert werden, ohne daß sich der  $^{235}\text{U}$ -Molenbruch des Produkts verändert. Daher wird auch das Verhältnis der Trennleistungsverluste  $VT$  zu den maximalen Trennleistungsverlusten  $VT^m$ , bei welchen der Produktstrom um den ganzen  $\text{UF}_6$ -Reststrom  $Q$  reduziert ist, immer geringer.

Arbeitet die Kaskade im Maximum des Kaskadenwirkungsgrades  $\Psi_p / \Psi_p^{\max} = 0.7$ , so betragen die Trennleistungsverluste  $VT$  etwa 80% des Maximalwertes  $VT^m$ .

## 6.2 Einfluß der Betriebsbedingungen der Kaskade

Die Trennleistungsverluste nehmen bei vorgegebenem  $^{235}\text{U}$ -Molenbruch von Produkt- und Waste-Material linear mit dem Verhältnis des  $\text{UF}_6$ -Reststroms Q zu Produktstrom P zu :

$$(38) \quad VT \sim Q/P$$

Abb.18 zeigt als Beispiel den Verlauf der Trennleistungsverluste in Abhängigkeit des Verhältnisses von Q/P für die 240-stufige Rechteckkaskade.

Der Abbildung kann entnommen werden, daß die relativen Trennleistungsverluste, VT, um den Faktor 1.4 größer sind, als das Verhältnis von  $\text{UF}_6$ -Reststrom Q zu Produktstrom P. Dieser Faktor hängt vom Verhältnis der Stufenzahlen im Ab- und Anreicherungsteil  $S_{ab}/S_{an}$  ab, variiert jedoch für die in Betracht kommenden Kaskaden nur etwa zwischen 1 und 2. Die Abhängigkeit vom überbrückten Molenbruchverhältnis  $n_p/n_w$  bzw. der Gesamtstufenzahl ist relativ gering. Dies kann Abb.19 entnommen werden, in welcher für ein Verhältnis von  $Q/P=1\%$  die prozentualen Trennleistungsverluste für eine 120- bzw. 240-stufige optimale Rechteckkaskade in Abhängigkeit des Verhältnisses der Stufenzahlen  $S_{ab}/S_{an}$  dargestellt sind.

Für beide Kaskaden nehmen, bei konstantem Verhältnis Q/P, die Trennleistungsverluste mit dem Verhältnis  $S_{ab}/S_{an}$  linear zu. Dabei liegen bei demselben Verhältnis von  $S_{ab}/S_{an}$  die relativen Trennleistungsverluste der 240-stufigen Kaskade nur um relativ 20% über den Trennleistungsverlusten der 120-stufigen Kaskade; das überbrückte Isotopenverhältnis  $n_p/n_w$  ist dagegen, entsprechend der vergrößerten Stufenzahl, um etwa einen Faktor 2 größer.

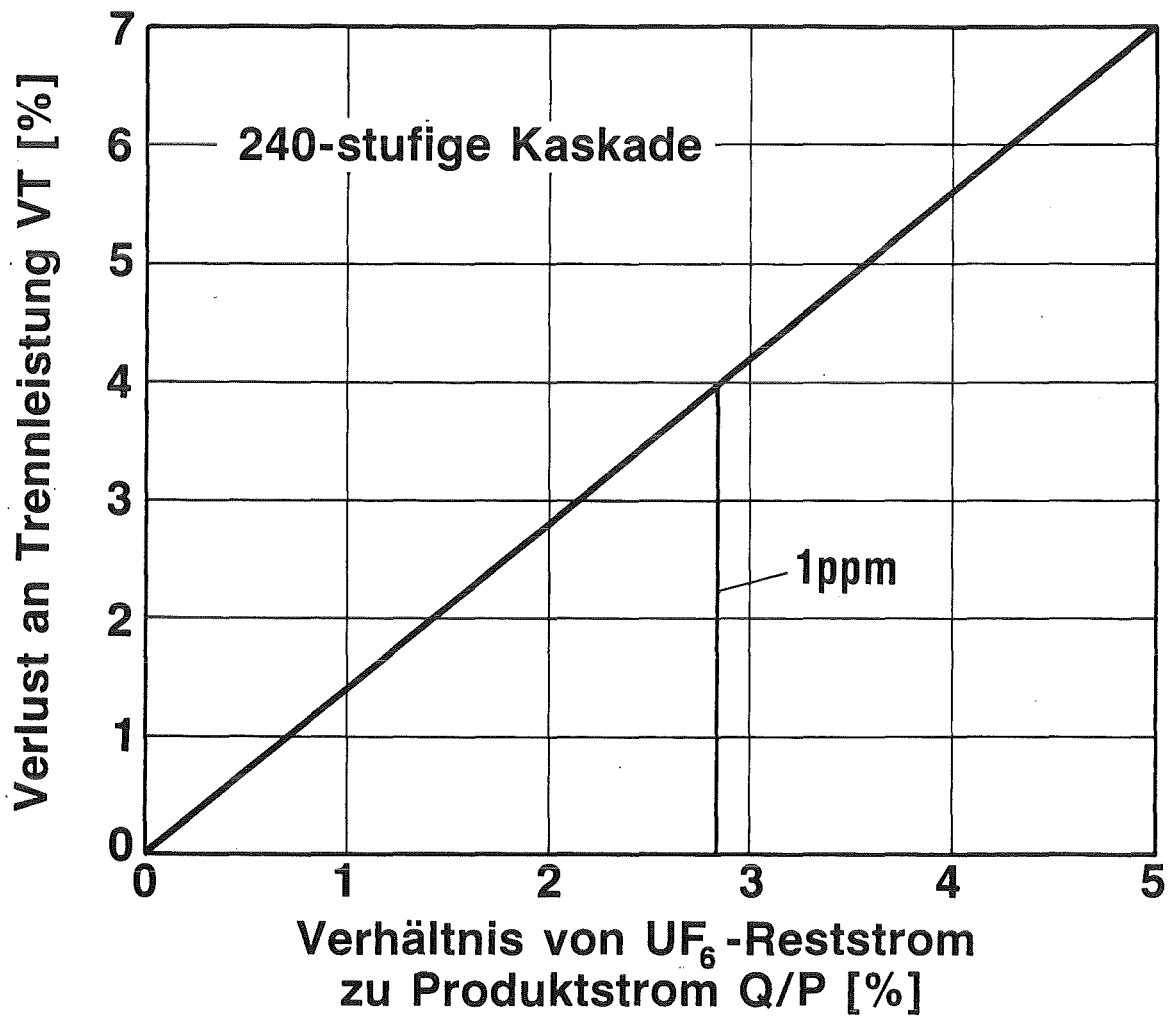


Abb.18 Einfluß des Verhältnisses von UF<sub>6</sub>-Reststrom Q zu Produktstrom P auf die Trennleistungsverluste einer 240-stufigen Kaskade mit einem <sup>235</sup>U-Molenbruch des Produktmaterials  $n_p=3.2\%$ , mit einem <sup>235</sup>U-Molenbruch des Waste-Materials im ungestörten Fall  $n_w=0.35\%$  .

Das Verhältnis von Produktstrom zu UF<sub>6</sub>-Stufendurchsatz  $P/L_u^{St}$  beträgt 0.003.

$Q/P=2.83$  entspricht 1 ppm UF<sub>6</sub> im Zusatzgasrückstrom.

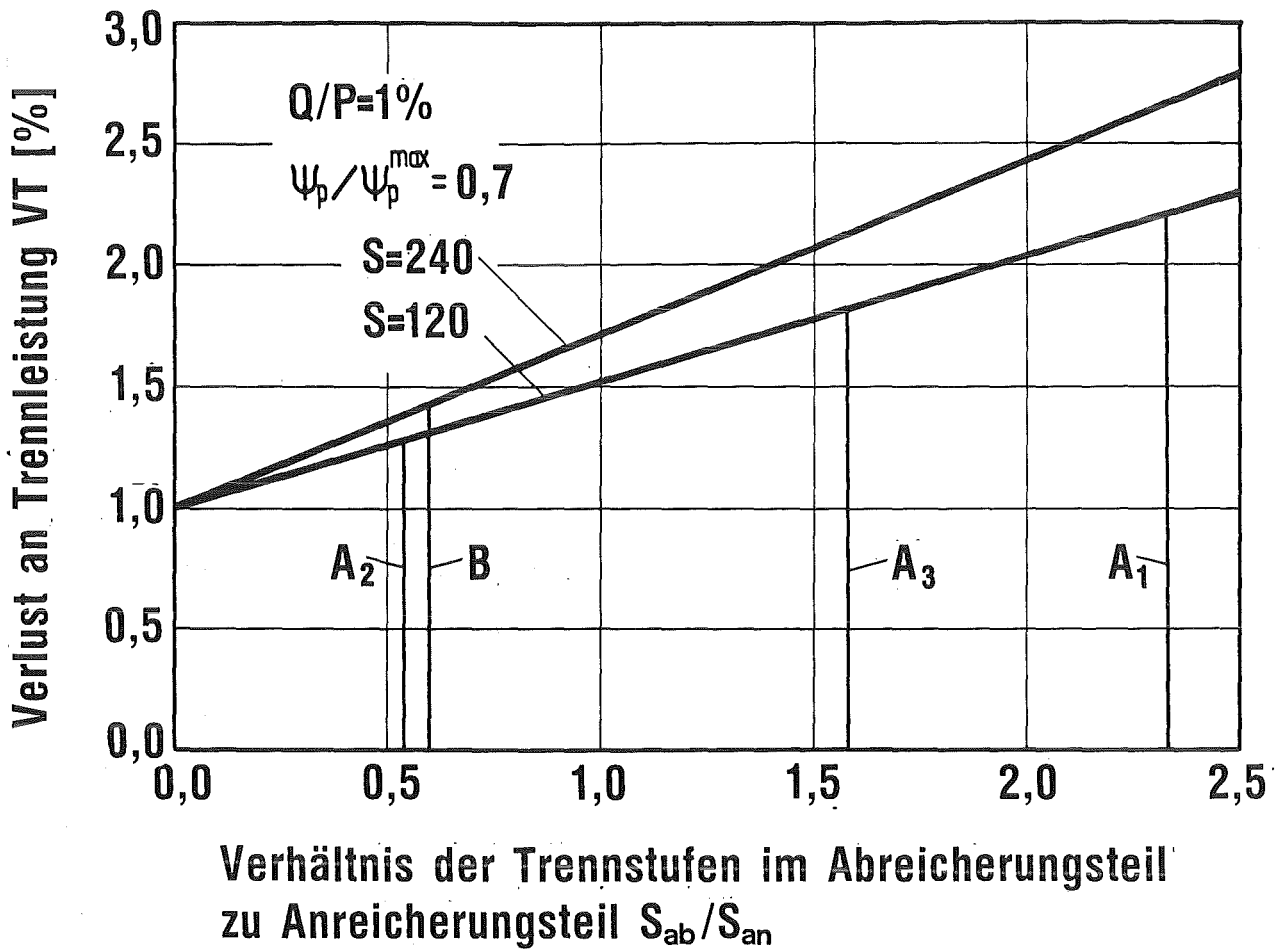


Abb.19 Einfluß des Verhältnisses der Stufenzahlen im Ab- und Anreicherungs- teil  $S_{ab}/S_{an}$  auf die Trennleistungsverluste einer 240-stufigen und einer 120-stufigen Kaskade.

Das Verhältnis von normierter Produktentnahme zur maximalen Produktentnahme  $\psi_p/\psi_p^{\max}$  beträgt 0.7, d.h. die Kaskade wird jeweils im Maximum des Kaskadenwirkungsgrades betrieben.

Der  $UF_6$ -Reststrom Q beträgt jeweils 1% des Produktstroms P.

$A_1, A_2, A_3$  und B beziehen sich auf die in Tabelle 1 angegebenen Kaskaden.

Der Anstieg der Trennleistungsverluste mit zunehmendem Verhältnis  $S_{ab}/S_{an}$  kann damit erklärt werden, daß das Verhältnis von  $UF_6$ -Reststrom  $Q$  zu Waste-Strom  $W$  stark ansteigt, da einerseits der Waste-Strom mit zunehmender Stufenzahl im Abreicherungssteil verringert wird und andererseits mit abnehmender Stufenzahl im Anreicherungssteil der optimale Produktstrom und damit auch der  $UF_6$ -Reststrom  $Q$  ( $Q/P=const.$ ) vergrößert wird.

Der  $UF_6$ -Reststrom  $Q$  im Zusatzgasrückstrom hängt von dem in der Gemischtrennanlage erreichten Gemischtrennfaktor für  $UF_6$  und Zusatzgas und der Stromstärke des Zusatzgasrückstroms ab. Beim Vergleich der Trennleistungsverluste verschiedener Trenndüsenkaskaden, die aus gleichen Trennstufen aufgebaut sind und dieselbe Gemischtrennanlage besitzen, muß also das Verhältnis  $Q/L_u^{St}$  als konstant angesehen werden. Geht man von einer Restkonzentration von 1ppm  $UF_6$  im Zusatzgas aus [5], so entspricht dies einem Verhältnis von  $Q/L_u^{St} = 8.6 \cdot 10^{-5}$ . Betrachtet man verschiedene, jedoch aus gleichen Trennstufen aufgebaute Rechteckkaskaden mit unterschiedlichen  $^{235}U$ -Molenbrüchen des Produktmaterials und betreibt diese jeweils im Maximum des Kaskadenwirkungsgrades, so nimmt mit zunehmendem  $^{235}U$ -Molenbruch des Produktmaterials  $n_p$  der optimale Produktstrom  $P$  ab (Abb.20a). Da nun bei konstantem  $UF_6$ -Reststrom  $Q$  das Verhältnis  $Q/P$  zunimmt, steigen unter diesen Randbedingungen die Trennleistungsverluste mit zunehmendem  $^{235}U$ -Molenbruch des Produktmaterials deutlich an (Abb.20b).

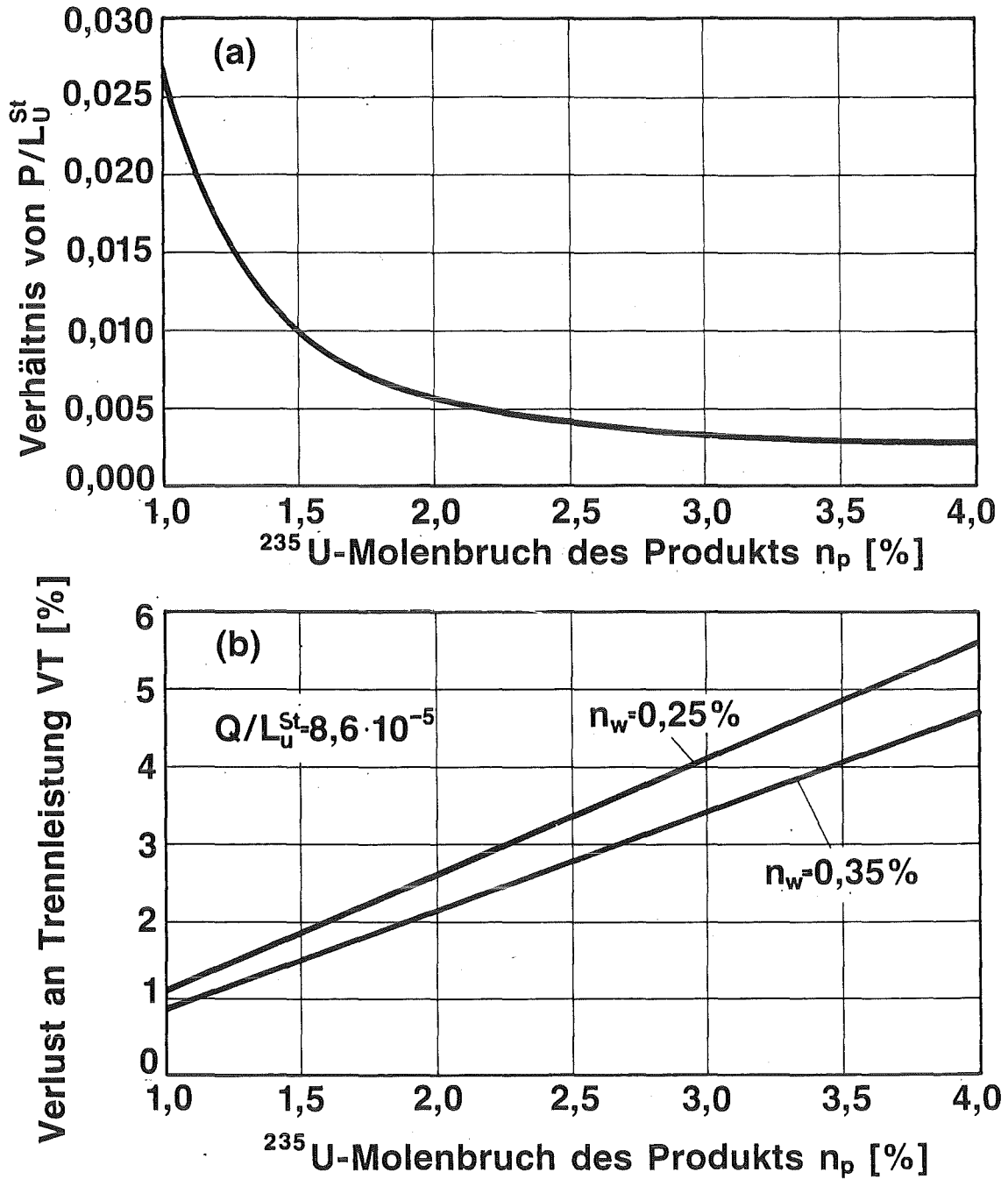


Abb.20 Einfluß des  $^{235}\text{U}$ -Molenbruchs des Produktmaterials  $n_p$  auf die optimale Produktentnahme  $P$ , die zu maximalem Kaskadenwirkungsgrad führt (a) und auf die durch den  $\text{UF}_6$ -Reststrom  $Q$  im Zusatzgasrückstrom bedingten Trennleistungsverluste  $VT$  (b).  
 Der  $^{235}\text{U}$ -Molenbruch des Feed-Materials ist konstant und beträgt 0,72% .  
 Der Absolutbetrag des zurückgeführten  $\text{UF}_6$ -Reststroms  $Q$  ist konstant  $Q/L_U^{St} = 8,6 \cdot 10^{-5}$  entspricht 1ppm  $\text{UF}_6$  im Zusatzgasrückstrom.

### 6.3 Vergleich verschiedener Trenndüsenkaskaden

Beim Trenndüsenverfahren werden die Trennleistungsverluste durch  $UF_6$ -Restströme im Zusatzgasrückstrom dann besonders groß sein, falls die Kaskade mit einer relativ kleinen Produktentnahme  $P/L_u^{St}$  betrieben wird, also z.B. in einer Rechteckkaskade, die einen relativ hohen  $^{235}U$ -Molenbruch des Produktmaterials in einem Schritt erzeugt. Wird dagegen die gleiche Anreicherung in mehreren Schritten durchgeführt (Recycling), so ergeben sich aufgrund der hohen optimalen Produktströme (Abb.20a) deutlich geringere Trennleistungsverluste (Abb.21). Geht man beispielsweise von einer Restkonzentration von 1ppm aus, so betragen für einen  $^{235}U$ -Molenbruch des Produkt- und Waste-Materials  $n_p=3.2\%$  und  $n_w=0.35\%$  die Trennleistungsverluste bei der 240-stufigen Kaskade 4,0% , bei der 120- stufigen Kaskade mit Recycling-Betrieb mit drei Schritten, im Mittel nur 0.9% .

Bei einer abgestuften Kaskade führen neben dem  $UF_6$ -Reststrom im Zusatzgasrückstrom vom Kaskadenkopf auch die  $UF_6$ -Restströme in den Zusatzgasrückströmen von den oberen Abstufungsstellen zu Trennleistungsverlusten. Hierbei überwiegt jedoch der Beitrag des  $UF_6$ -Reststroms im Zusatzgasrückstrom vom Kaskadenkopf, da dieser die größte Isotopendifferenz überbrückt (Abb.22). Die Trennleistungsverluste durch den  $UF_6$ -Reststrom vom Kaskadenkopf sind dabei sogar fast doppelt so groß wie die Verluste durch die beiden Teilströme von den Abstufungsstellen zusammen. Die sich insgesamt ergebenden Trennleistungsverluste liegen zwischen den Verlusten bei der 240-stufigen und der 120-stufigen Kaskade und betragen bei 1ppm  $UF_6$  in allen drei Zusatzgasrückströmen 1.8% .

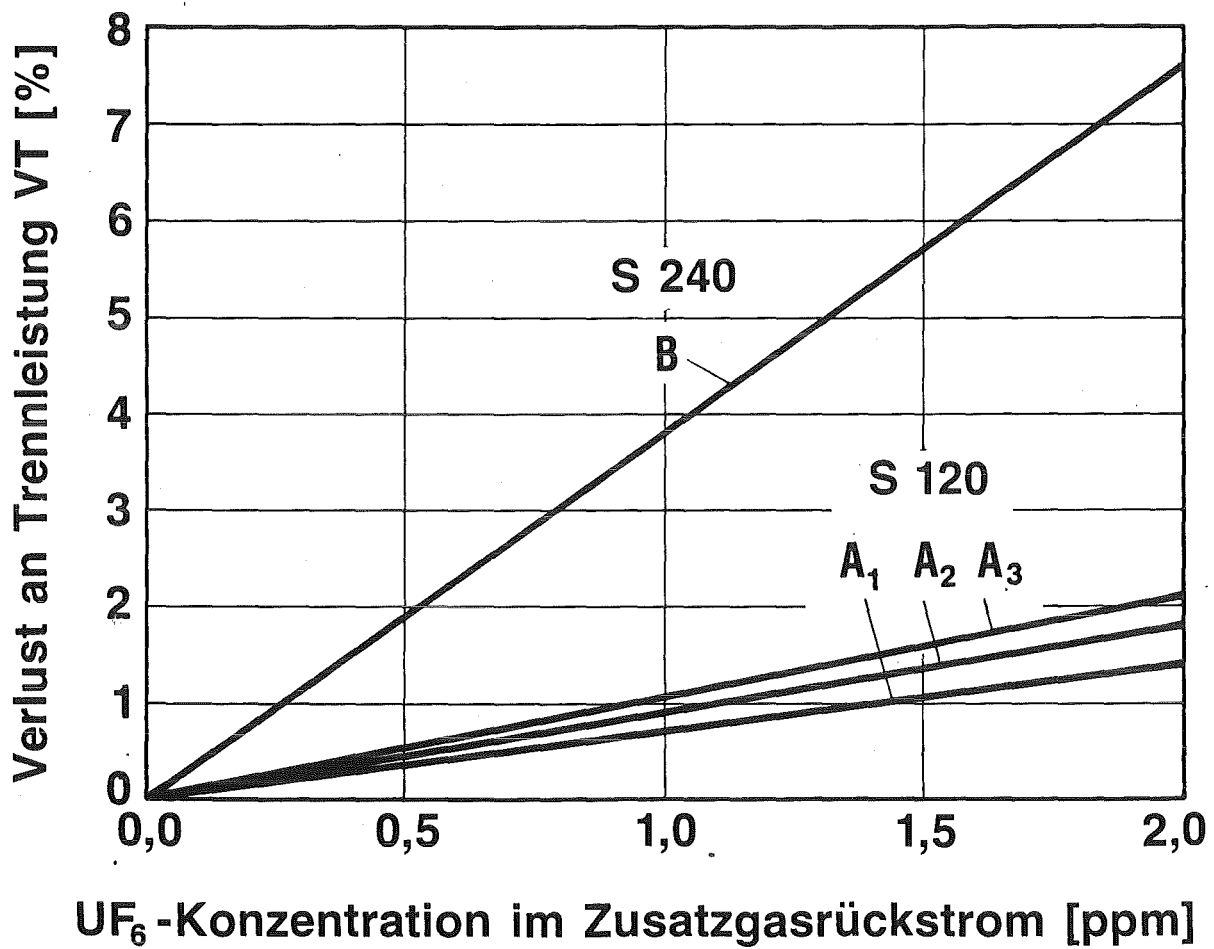


Abb.21 Einfluß der UF<sub>6</sub>-Konzentration im Zusatzgasrückstrom auf die Trennleistungsverluste VT einer 240-stufigen Kaskaden und einer 120-stufigen Kaskade im Recycling-Betrieb mit drei Anreicherungs-schritten. A<sub>1</sub>, A<sub>2</sub>, A<sub>3</sub> und B beziehen sich auf die in Tabelle 1 angegebenen Kaskaden.



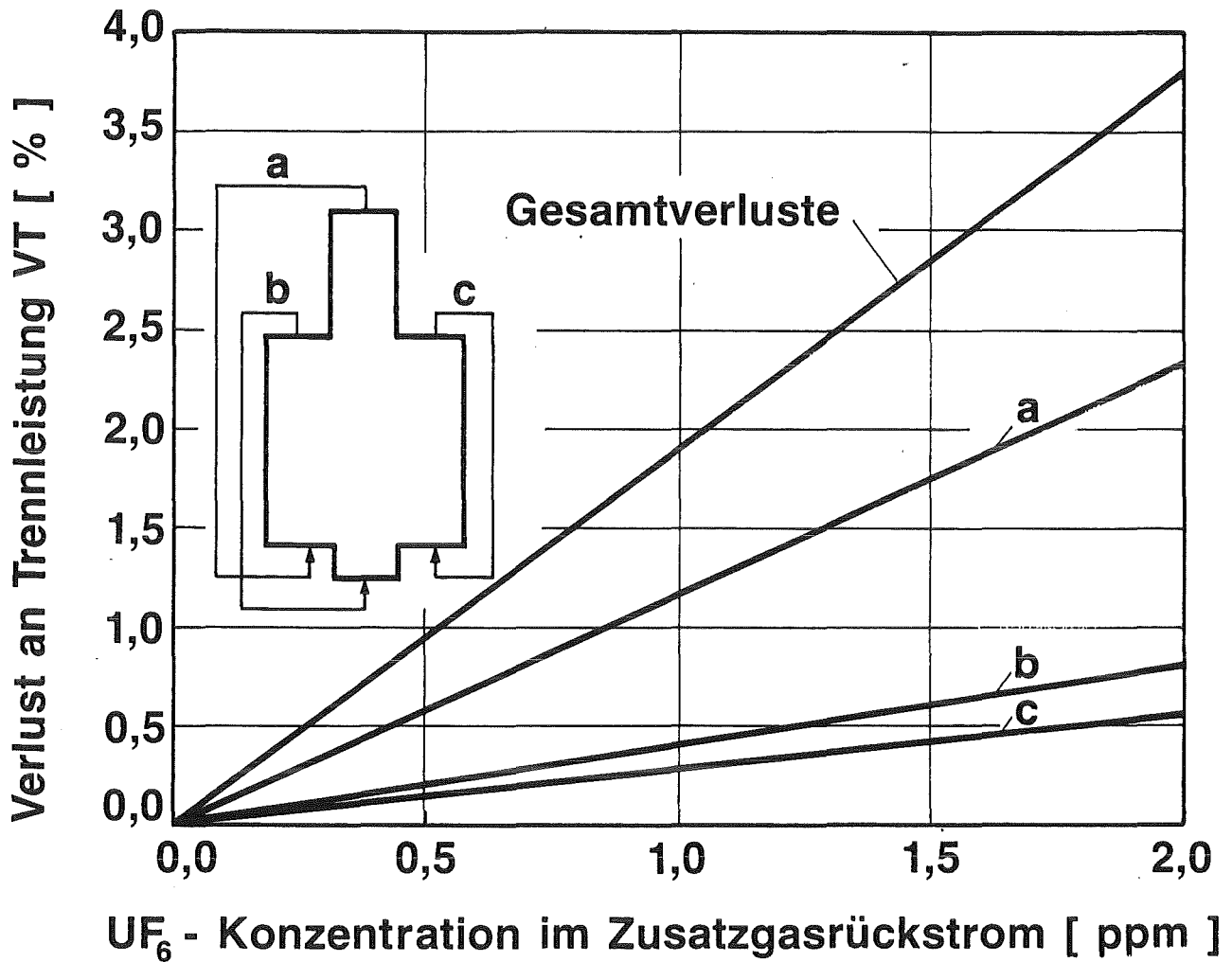


Abb.22 Einfluß der  $UF_6$ -Konzentration im Zusatzgasrückstrom auf die Trennleistungsverluste einer einfach abgestuften Kaskade.  
Die gesamten Trennleistungsverluste setzen sich aus den Beiträgen der drei Zusatzgasrückströme a, b und c zusammen.

## 7. Einfluß von Änderungen der Betriebsbedingungen einzelner Trennstufen auf die Trennleistung der Kaskade

Die bisherigen Untersuchungen der Trennleistungsverluste einer Trenndüsenkaskade befaßten sich mit dem Einfluß von Änderungen der externen  $UF_6$ -Ströme. Im folgenden soll nun untersucht werden, wie sich Abweichungen einzelner Kaskadenstufen von ihrem Sollzustand auf die Trennleistung einer Kaskade auswirken. Weichen einzelne oder mehrere Trennstufen von den Sollbetriebsbedingungen ab, so kann sich hierdurch die Trennleistung der Kaskade nicht nur vermindern, sondern auch erhöhen. Dies ist darauf zurückzuführen, daß die Trenndüsenstufen nicht im Maximum der Trennleistung betrieben werden, da in diesem Betriebspunkt der spezifische Energieverbrauch weit außerhalb seines Minimums liegt [15]. Eine Erhöhung der Trennleistung durch eine globale Abweichung vom Sollarbeitspunkt ist daher stets auch mit einer starken Erhöhung des spezifischen Energieverbrauchs verbunden.

Wie im folgenden gezeigt wird, ist die Änderung der Trennleistung der Kaskade auch von der Lage der gestörten Trennstufe innerhalb der Kaskade abhängig. Diesen Sachverhalt kann man benutzen, um durch entgegengesetzte Änderungen der Betriebsbedingungen an den Kaskadenenden und in der Kaskadenmitte die Trennleistung einer vorgegebenen Kaskade bei konstantem Energieverbrauch zu steigern.

### 7.1 Einfluß von Störungen auf die Trennleistung einzelner Trennstufen

Abweichungen der Betriebsbedingungen einer Trennstufe resultieren sowohl in einer Änderung des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes  $L_u^{St}$ , des  $UF_6$ -Abschälverhältnisses  $\vartheta_u^{St}$  als auch des elementaren Trenneffekts  $\varepsilon_A^{St}$  (vergl. Kap.4). Die Auswirkung lokaler Störungen auf die Trennleistung der Kaskade wird mit dem vereinfachten mathematischen Modell (siehe Kap.3.1) berechnet.

Als Beispiel für eine Störung soll wieder die Änderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils betrachtet werden, mit welchem das  $UF_6$ -Abschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}$  eingeregelt wird. Betrachtet man eine isolierte Kaskadenstufe, so nimmt mit abnehmender Querschnittsfläche des Rückstauventils, bzw. mit zunehmendem  $UF_6$ -Abschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}$ , der elementare Trenneffekt zu, während der  $UF_6$ -Stufendurchsatz  $L_u^{St}$  abnimmt (Abb.23). Bei der Berechnung der Trennleistung der Kaskade ist zu berücksichtigen, daß aufgrund der Rückstauventilverstellung sowohl die gestörte Trennstufe als auch die Nachbarstufen ihr  $UF_6$ -Inventar und damit auch die übrigen Kenngrößen ändern. Abb.24 zeigt (ergänzend zu Abb.13) die sich in der Kaskade stationär einstellenden Werte für den Trenneffekt  $\varepsilon_A^{St}$ , die Trennleistung  $\delta U$  und den Energieverbrauch  $E$ , die durch eine ursprüngliche Erhöhung von  $\vartheta_u^{St}$  um 10% hervorgerufen wurden. Da im Bereich der Störstelle das  $UF_6$ -Inventar bzw. der  $UF_6$ -Stufendurchsatz ansteigt, ergibt sich trotz der resultierenden Abnahme des Trenneffekts  $\varepsilon_A^{St}$  eine Erhöhung der Stufentrennleistungen, die jedoch auch mit einer erhöhten Energieaufnahme verbunden ist.

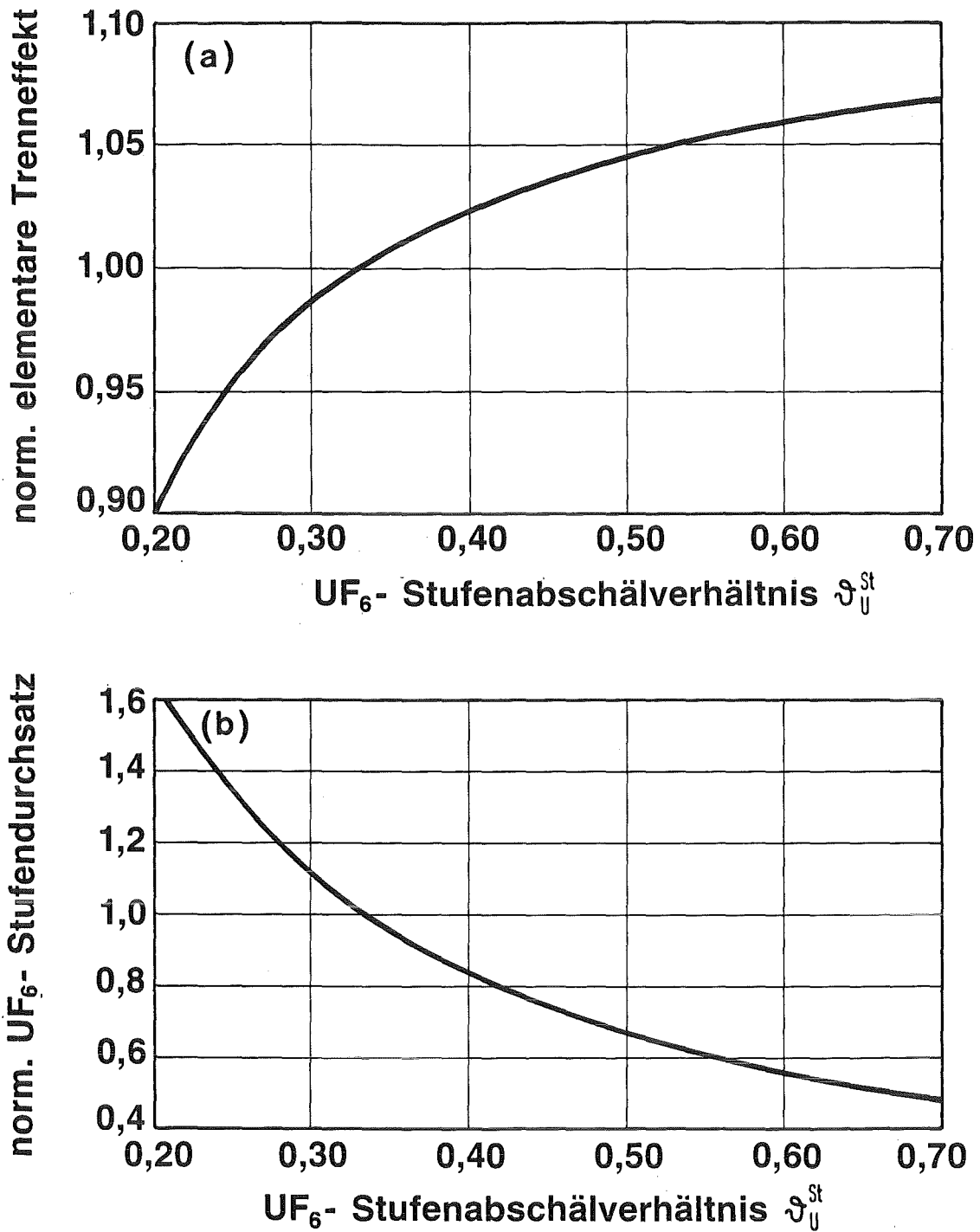


Abb.23 Einfluß des durch Verstellung des Rückstauventils veränderten UF<sub>6</sub>-Abschälverhältnisses  $\vartheta_U^{St}$  einer isolierten Trennstufe auf den elementaren Trenneffekt und den Stufendurchsatz. Die Normierung erfolgte auf die Werte bei  $\vartheta_U^{St}=1/3$ . Die sonstigen Betriebsparameter der Trennstufe (Düsenvordruck, UF<sub>6</sub>-Konzentration, Expansionsverhältnis und auch das UF<sub>6</sub>-Abschälverhältnis der ersten Trennstufe) bleiben unverändert.

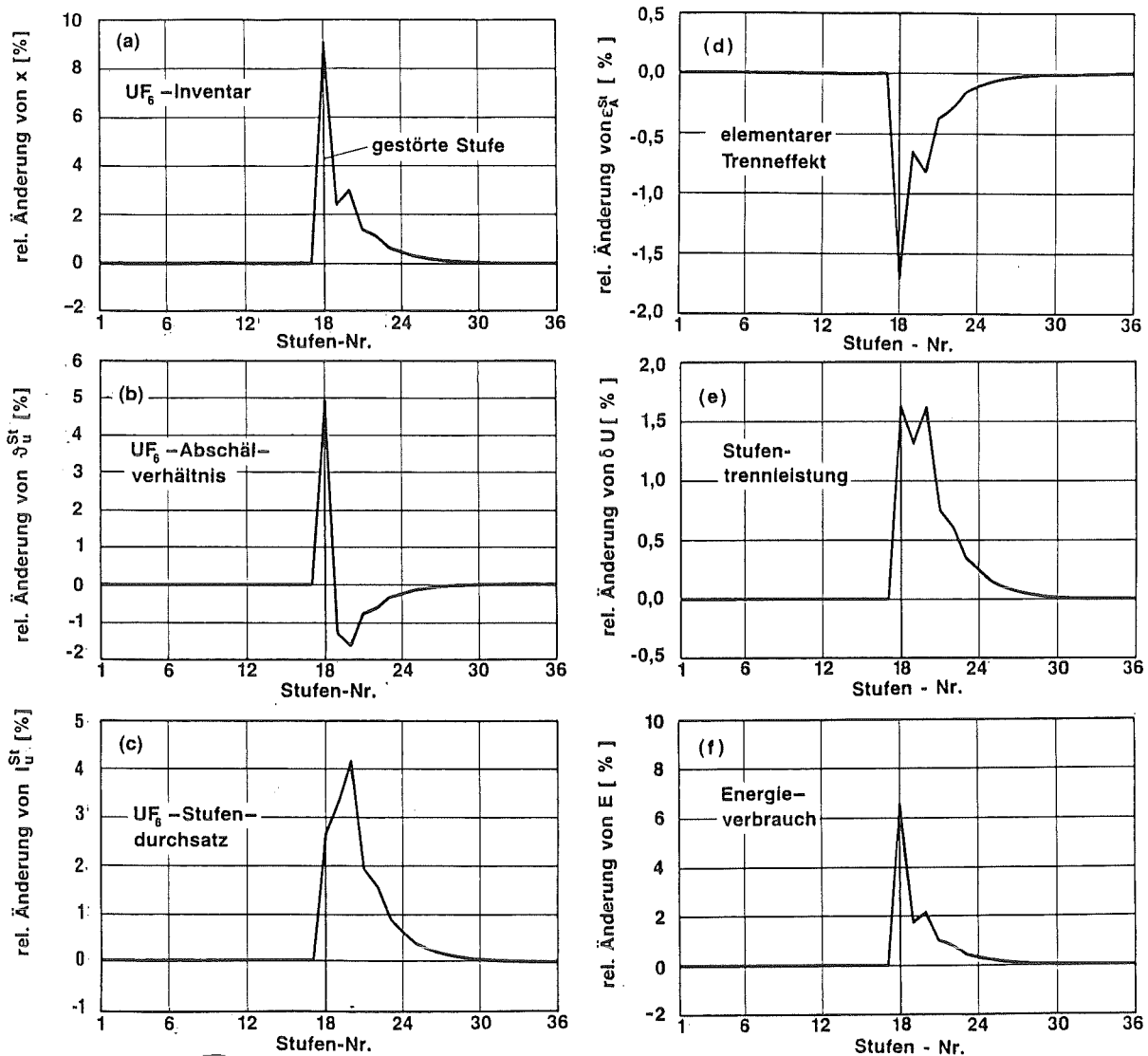


Abb.24 Auswirkung einer Verminderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils in der Trennstufe 18 auf die relativen Änderungen der Betriebsparameter einer 36-stufigen Kaskade.

Aufgetragen sind die jeweiligen Abweichungen im stationären Zustand für das  $UF_6$ -Inventar  $x$  (a), das  $UF_6$ -Stufenabschälverhältnis  $\vartheta_u^{St}$  (b), den  $UF_6$ -Stufendurchsatz  $l_u^{St}$  (c), den elementaren Trenneffekt  $\varepsilon_A^{St}$  (d), die Stufentrennleistung  $\delta U$  (e) und den Energieverbrauch  $E$  (f).

Durch die Verminderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils wurde in der Trennstufe 18 zunächst  $\vartheta_u^{St}$  um 10% erhöht und  $l_u^{St}$  um 10% abgesenkt.

## 7.2 Einfluß des Störorts auf die Trennleistung der Kaskade

Betrachtet man eine Rechteckkaskade, so ist die relative Isotopendifferenz  $\Delta n / (n \cdot (1-n))$  zwischen zwei benachbarten Trennstufen von der Lage der Trennstufe innerhalb der Kaskade abhängig. Daher wird auch die Auswirkung von Störungen einzelner Trennstufen nicht nur von der Art und Größe der Störung, sondern auch von der Lage der gestörten Trennstufe innerhalb der Kaskade abhängig sein. Als Beispiel wurde wieder eine Verringerung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils in einer Trennstufe gewählt, welche zunächst zu einer Anhebung des  $UF_6$ -Abschälverhältnisses  $\psi_u^{St}$  um 10% führt. Da diese Änderung nur in einer von 120 Trennstufen vorgenommen wurde und die Auswirkung lokal begrenzt ist (Abb.24), bleibt absolut gesehen die Änderung der Trennleistung der Kaskade gering und beträgt maximal 0.2% .

Die Änderung der Trennleistung einer 120-stufigen Kaskade in Abhängigkeit des Ortes der Störung ist in Abb.25 dargestellt. Dabei wurde die Änderung der Trennleistung der Kaskade auf die Summe der Änderungen der Trennleistungen der einzelnen Trennstufen bezogen, wobei diese Summe noch mit dem Kaskadenwirkungsgrad multipliziert wurde. Die so normierte Trennleistungsänderung der Kaskade ergibt gerade dann den Wert 1, falls die Änderung in dem Kaskadenbereich erfolgt, in welchem die Rechteckkaskade den gleichen  $UF_6$ -Stufendurchsatz besitzt wie eine 'ideale Kaskade'. Im Bereich der Feed-Stelle ist dagegen die Änderung der Kaskadentrennleistung mehr als doppelt so hoch, während an den Kaskadenenden die Kaskadentrennleistung sich kaum noch ändert. Dies ist darauf zurückzuführen, daß -verglichen mit einer idealen Kaskade - der  $UF_6$ -Stufendurchsatz einer Rechteckkaskade im Bereich der Feed-Stelle viel zu gering ist und daher hier eine Anhebung des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes mit dem größten Gewinn an Trennleistung verbunden ist. An den Kaskadenenden ist der  $UF_6$ -Stufendurchsatz der Rechteckkaskade zu groß, so daß eine weitere Steigerung sich nicht mehr positiv bemerkbar macht, die geringe Abnahme des elementaren Trenneffekts  $\epsilon_A^{St}$  kann hier sogar zu einer Verminderung der Trennleistung in der Kaskade führen.

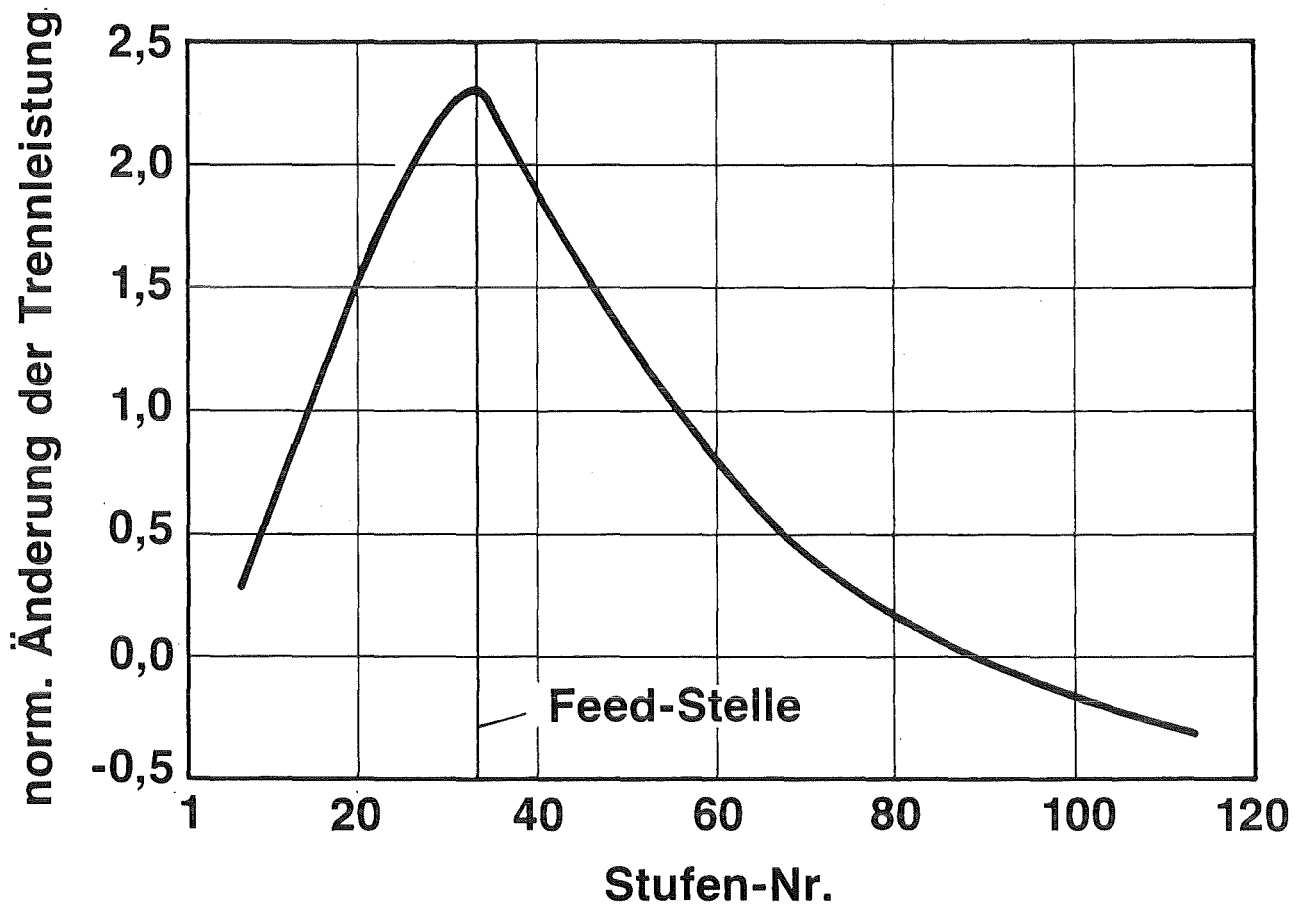


Abb.25 Einfluß der Lage einer durch Verminderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils in einer Trennstufe verursachten Änderung der Betriebsbedingungen auf die Trennleistung einer Kaskade.

Zur Änderung der Betriebsbedingungen wurde in einer Trennstufe das  $UF_6$ -Abschälverhältnis zunächst um 10% angehoben und der  $UF_6$ -Stufendurchsatz um 10% abgesenkt.

Die Änderung der Trennleistung der Kaskade  $\Delta(\Delta U)$  wird dabei auf die Summe der Änderungen der Stufentrennleistungen  $\delta U$  multipliziert mit dem Kaskadenwirkungsgrad  $\eta_K$  bezogen:

$$\text{norm. Änderung der Trennleistung} = \Delta(\Delta U) / (\sum \Delta(\delta U) \cdot \eta_K)$$

### 7.3 Erhöhung der Trennleistung durch abschnittsweise Änderung der Betriebsbedingungen der identischen Trennstufen

Die Tatsache, daß eine Änderung des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes je nach Lage der Trennstufe innerhalb der Kaskade sich unterschiedlich auf die Trennleistung der Kaskade auswirkt, kann zur Steigerung der Trennleistung ausgenutzt werden, da eine solche Änderung des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes durch eine einfache Verstellung des Rückstauventils erfolgen kann.

Als Beispiel wird eine 120-stufige Kaskade mit je 60 Stufen im An- und Abreicherungssteil gewählt. Die wichtigsten Betriebsparameter dieser Kaskade, in welcher an den Kaskadenenden in je 24 Trennstufen die freie Querschnittsfläche der Rückstauventile erhöht und in 48 Trennstufen im Bereich der Feed-Stelle vermindert wurde, sind in Abb.26 dargestellt. Die freie Querschnittsfläche der Rückstauventile in den Trennstufen 36-84 wurde einheitlich soweit vermindert, bis sich - mit Ausnahme der Übergangsstellen -stationär eine  $UF_6$ -Stufendurchsatzserhöhung von 10% eingestellt hat, und in den Trennstufen 1-24 und 96-120 wurde entsprechend die freie Querschnittsfläche erhöht, bis der  $UF_6$ -Stufendurchsatz um 5% abgenommen hat.

Abb.26 ist zu entnehmen, daß sich bezüglich des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes  $L_u^{St}$ , des elementaren Trenneffekts  $\epsilon_A^{St}$ , der Trennleistung  $\delta U$  und der Energieaufnahme  $E$  abschnittsweise gleichmäßige Werte einstellen. An den "Abstufungsstellen" ergeben sich nur in den ersten Trennstufen eines neuen Abschnitts Abweichungen von den innerhalb des Abschnitts erreichten Werten. Bei den  $UF_6$ -Abschälverhältnissen stellt sich mit Ausnahme der Übergangsstellen nahezu das ursprüngliche  $UF_6$ -Abschälverhältnis wieder ein (Abb.26b). Durch die Feed-Einspeisung treten geringe Störungen der Betriebsparameter auf, da das Feed-Material nur an einer Stelle eingespeist und auf eine aufwendige Nachregelung der Rückstauventile in diesem Bereich verzichtet wird.



Durch die oben erwähnten Verstellungen der Rückstauventile, die zu einer Erhöhung des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes im mittleren Kaskadenbereich und zu einer Absenkung des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes an den Kaskadenenden geführt haben, konnte die Trennleistung der Kaskade, um ca. 2% erhöht werden. Der Energieverbrauch der Anlage wurde dabei konstant gehalten (Abb.26d).

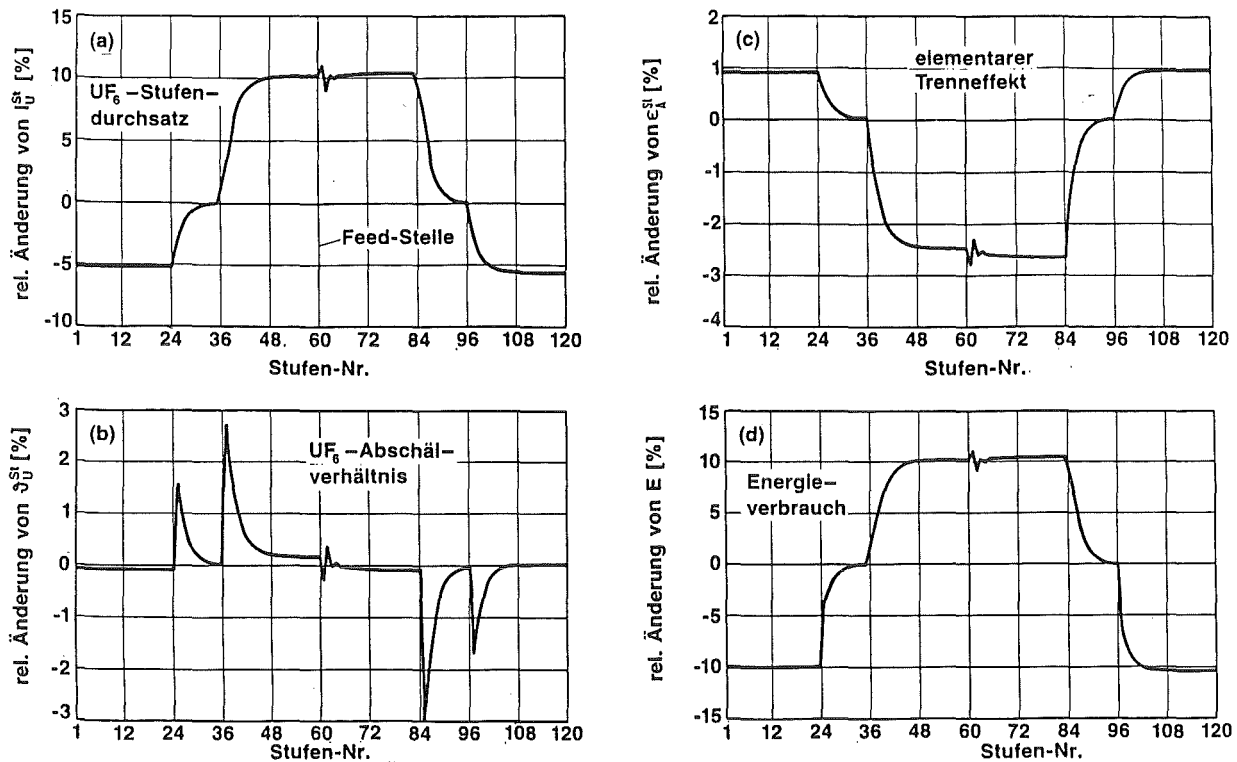


Abb.26 Relative Änderung der wichtigsten Stufenparameter bei unterschiedlichen Verstellungen der Rückstauventile in einer 120-stufigen Kaskade mit Doppelumlenksystemen und gleichviel Trennstufen im An- und Abreicherungssteil.

An den Kaskadenenden (Stufen-Nr. 1-24 und 96-120) wurde durch Erhöhung der freien Querschnittsfläche der Rückstauventile das  $UF_6$ -Abschälverhältnis zunächst um 3.5% erniedrigt, und in der Kaskadenmitte (Stufen Nr. 36-84) wurde durch Verminderung der freien Querschnittsfläche der Rückstauventile das  $UF_6$ -Abschälverhältnis zunächst um 5.5% erhöht.

$S_{an}=S_{ab}=60$  (SR33-Stufen),  $\eta_p=1.31\%$  und  $\eta_w=0.387\%$  .

Einheitlicher Kaskadenzustand:  $P=286$  tU/a und  $\eta_K=76.5\%$  .

Mit Verstellung der Rückstauventile:  $P=294.6$  tU/a und  $\eta_K=78.5\%$  .

## 8. Zusammenfassung und Diskussion

In der vorliegenden Arbeit wird untersucht, welche Trennleistungsverluste in einer Trenndüsenkaskade durch Meßungenauigkeiten der externen  $UF_6$ -Einspeise- und Entnahmeströme, aufgrund einer unvollständigen Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas in den Gemischtrennanlagen und durch Betriebsstörungen in den Trennstufen selbst entstehen können. Um die durch diese Störungen bedingten Trennleistungsverluste bestimmen zu können, war eine Analyse des gasdynamischen Betriebsverhaltens der Kaskade erforderlich.

In der Arbeit wird zunächst gezeigt, daß eine Trenndüsenkaskade mit Doppelumlenksystemen in einer weiten Umgebung ihres Auslegungspunktes stabil arbeitet, d.h. temporär vorhandene Störungen des  $UF_6$ -Inventars werden rasch abgebaut und bei einer lokalen Verschiebung des Arbeitspunktes in einer Trennstufe werden nur wenige Nachbarstufen zusätzlich gestört.

Hiermit zeigt sich ein ähnlich günstiges Betriebsverhalten wie bei Kaskaden mit Einfachumlenksystemen. Da bei Doppelumlenksystemen mit zunehmendem  $UF_6$ -Stufeninventar der  $UF_6$ -Stufendurchsatz stärker ansteigt als bei Einfachumlenksystemen ( $1_{u=St}^1$  |12|), ergibt sich bei Doppelumlenksystemen ( $1_{u=St}^{1.4}$ ) ein noch größerer Betriebsbereich, in welchem die Stabilität der Kaskade sicher gewährleistet ist (Vergl.(24)).

Regeleingriffe über das Rückstauventil beeinflussen bei Kaskaden mit Doppelumlenksystemen vor allem das  $UF_6$ -Inventar der Trennstufe, an welcher dieser Regeleingriff vorgenommen wurde (Abb.13a), da hierdurch direkt die mittlere Fraktion, die in der Trennstufe zirkuliert, betroffen wird. Bei Kaskaden mit Einfachumlenksystemen dagegen ergeben sich in einer Nachbarstufe die stärksten Änderungen des  $UF_6$ -Inventars und damit auch der übrigen Betriebsbedingungen |8|.

Störungen, die sich im wesentlichen nur auf die leichte Fraktion auswirken, wie z.B. ein erhöhter Druckabfall bei einer Überbrückung von Trennstufen oder eine Änderung der Verdichterdrehzahl, führen bei Kaskaden mit Einfach- und Doppelumlenksystemen zu ähnlichen Störauswirkungen, sofern die Trennstufen im gleichen Betriebspunkt arbeiten. Da jedoch das optimale  $\text{UF}_6$ -Stufenabschälverhältnis bei Kaskaden mit Doppelumlenksystemen  $\vartheta_u^{\text{St}}=1/3$  und bei solchen mit Einfachumlenksystemen  $\vartheta_u^{\text{St}}=1/4$  beträgt, werden bei Kaskaden mit Doppelumlenksystemen weniger Trennstufen von den Störauswirkungen betroffen.

Wie in dieser Arbeit gezeigt wird, werden  $\text{UF}_6$ -Fehlinventare vorzugsweise zum Kaskadenfuß transportiert und dort durch die Regelung des  $\text{UF}_6$ -Inventars mit Hilfe der Waste-Entnahme abgebaut. Hierin ergibt sich zwischen Kaskaden mit Einfach- und Doppelumlenksystemen kein prinzipieller Unterschied, sofern beide Systeme in einem Betriebspunkt arbeiten, welcher in der Nähe des Minimums des spezifischen Energieverbrauchs liegt.

Fehler in den externen  $\text{UF}_6$ -Strömen am Kaskadenkopf, die zunächst zur Aufrechterhaltung des Produktionsbetriebs durch die  $\text{UF}_6$ -Inventarregelung am Kaskadenfuß kompensiert werden, führen zu Fehltransporten innerhalb der Kaskade. Um die hierdurch bedingten Trennleistungsverluste möglichst klein zu halten, sollten die externen  $\text{UF}_6$ -Ströme am Kaskadenkopf so klein wie möglich sein. Bei einer Trennung von  $\text{UF}_6$  und Zusatzgas mit Hilfe einer Tieftemperaturanlage erweist sich der Einsatz eines Doppelumlenksystems für die Trenndüsen-Vortrennung als besonders vorteilhaft, da bei Doppelumlenksystemen wesentlich höhere Gemischtrennfaktoren erreicht werden können als bei Einfachumlenksystemen [5]. Die hier geforderte Begrenzung der externen  $\text{UF}_6$ -Ströme auf etwa das 10 bis 20-fache des Produktstroms kann bei Einsatz des Doppelumlenksystems als Vorabscheidertrenndüse ohne Schwierigkeiten erreicht werden. Erfolgt die Trennung von  $\text{UF}_6$  und Zusatzgas in einer aus mehreren Trennstufen bestehenden Gemischtrennkaskade, so führen selbst relativ hohe Schwankungen der Produktentnahme nur zu minimalen Trennleistungsverlusten.

Bei einer unvollständigen Trennung von  $UF_6$  und Zusatzgas am Kaskadenkopf wird mit dem Zusatzgas ein an  $^{235}U$  angereicherter  $UF_6$ -Strom zum Kaskadenfuß transportiert und dort mit abgereichertem Material vermischt. Die hierbei entstehenden Trennleistungsverluste steigen mit dem Verhältnis des im Zusatzgas befindlichen  $UF_6$ -Reststroms zum Produktstrom linear an. Sie werden daher kleiner, wenn man die gewünschte Anreicherung mit verhältnismäßig wenigen Trennstufen im Recycling-Betrieb durchführt.

Betriebsstörungen in einzelnen Trennstufen führen, da sie nur lokale Störauswirkungen haben, auch nur zu einer geringen Änderung der Trennleistung in der gesamten Kaskade. Dabei hängt die Änderung der Kaskadentrennleistung außer von der Größe der Störung, auch von der Lage der gestörten Trennstufe in der Kaskade ab. An den Kaskadenenden führt eine Verschiebung des Betriebspunktes der Trennstufen zu deutlich kleineren Änderungen der Trennleistung als eine vergleichbare Verschiebung in der Umgebung der Feed-Stelle. Dies ist darauf zurückzuführen, daß - verglichen mit einer idealen Kaskade - eine Rechteckkaskade an der Feed-Stelle einen zu kleinen und an den Kaskadenenden einen zu großen Urandurchsatz besitzt.

Die hier durchgeführten Rechnungen zeigen, daß bei konstantem Zusatzgastransport in der Kaskade der  $UF_6$ -Stufendurchsatz in einzelnen Trennstufen durch eine Veränderung der freien Querschnittsfläche des Rückstauventils variiert werden kann. Damit ist es möglich, bei identisch aufgebauten Trennstufen den Urandurchsatz im Bereich der Feed-Stelle zu erhöhen und an den Kaskadenenden zu erniedrigen. Bei konstantem Energieverbrauch kann hiermit die Trennleistung einer Trenndüsenkaskade gesteigert werden. Diese Verbesserung läßt sich praktisch ohne Mehraufwand erzielen; es muß lediglich sichergestellt sein, daß die Motoren und Verdichter im Bereich der Feed-Stelle für eine Mehrbelastung ausgelegt sind, an den Kaskadenenden könnten entsprechend schwächere Komponenten eingesetzt werden.

Die Verschiebung der Betriebspunkte einer Gruppe von Trenndüsenstufen bei einer Veränderung der freien Querschnittsfläche der Rückstauventile erfolgt dabei entlang der sogenannten 'Stufenkennlinie', welche die Abhängigkeit des  $UF_6$ -Abschälverhältnisses vom  $UF_6$ -Inventar beschreibt (Abb.9a), bis der ursprüngliche Wert des  $UF_6$ -Abschälverhältnisses wieder erreicht wird. Da auch Trenndüsenstufen mit Einfachumlenksystemen das gleiche prinzipielle Betriebsverhalten aufweisen, läßt sich auch hier der  $UF_6$ -Stufendurchsatz über das Rückstauventil verändern. Die oben beschriebene Verbesserung der Trennleistung einer Kaskade ist damit auch beim Einsatz von Einfachumlenksystemen realisierbar.

Neben einer Variation des Betriebspunktes völlig identischer Trennstufen ist es möglich, z.B. einzelne Stufengruppen mit unterschiedlichen Drehzahlen oder unterschiedlichen Trennelementen [7] zu betreiben, wodurch eine weitere Steigerung der Trennleistung einer Kaskade möglich ist.

Welches die günstigsten Maßnahmen zur Steigerung der Trennleistung einer Rechteckkaskade sind, hängt stark von den Betriebsbedingungen der Trennstufen und der Kaskade ab, aber auch von den durch die Verdichter und Motoren vorgegebenen Randbedingungen. Es ist daher für jeden Anwendungsfall eine gesonderte Optimierung erforderlich. Beispielsweise konnte bei einer Erhöhung der Verdichterdrehzahl an den Kaskadenenden um 8% und einer Absenkung in der Umgebung der Feed-Stelle um 6% die Trennleistung einer 240-stufigen Rechteckkaskade um 8% gesteigert werden, ohne daß sich der Energieverbrauch der Anlage erhöhte.

## Literaturverzeichnis

- |1| E.W. Becker, K. Bier, W. Bier, R. Schütte und D. Seidel, "Separation of the Isotopes of Uranium by the Separation Nozzle Process", *Angew.Chem.Int.Ed.Engl.*, **6**, 507 (1967).
  
- |2| E.W. Becker, W. Bier, W. Ehrfeld, K. Schubert, R. Schütte und D. Seidel, "Physics and Technology of Separation Nozzle Process", *Proc.Europ.Nucl.Conf. Nuclear Energy Maturity*, Paris, 172, Pergamon Press, Ltd., Oxford (1975).
  
- |3| E.W. Becker, "Separation Nozzle", in S. Villani (Ed.) *Uranium Enrichment, Top.in Appl. Phys.*, **35**, 245-268, (1979).
  
- |4| E.W. Becker, P. Nogueira Batista, H. Völcker, "Uranium Enrichment by the Separation Nozzle Method within the Framework of German/Brazilian Cooperation, *Nuclear Technology*, **52**, 105-114 (1981).
  
- |5| E.W. Becker, W. Bier, P. Bley, W. Ehrfeld, K. Schubert, D. Seidel, "Development and Technical Implementation of the Separation Nozzle Process for Enrichment of Uranium<sup>235</sup>", *KfK-Bericht 3310* (1982), Kernforschungszentrum Karlsruhe.
  
- |6| E.W. Becker, W. Bier, P. Bley, W. Ehrfeld, K. Schubert, D. Seidel, "Advanced Separation Nozzle Technology for Uranium Enrichment", *Nuclear Engineering International*, **28**, 33-37, (1983).
  
- |7| E.W. Becker, W. Bier, P. Bley, U. Ehrfeld, W. Ehrfeld, G. Eisenbeiß, F.J. Rosenbaum und E. Schmid, "Die physikalischen Grundlagen der Uran<sup>235</sup>-Anreicherung nach dem Trenndüsenverfahren", *Z. Naturforsch.* **32a**, 401-410, (1977).

- |8| H.J. Fritsch, W. Fritz, G. Linder, W. Plesch, D. Seidel, R. Schütte, "Experimentelle und theoretische Untersuchungen des stationären Betriebsverhaltens von Trenndüsenkaskaden für die Uran<sup>235</sup>-Anreicherung", Chem. Ing. Techn., **44**, 1099-1104, (1972).
  
- |9| W. Fritz, P. Hoch, G. Linder, R. Schäfer, R. Schütte, "Experimentelle Untersuchungen und Digitalrechner-Simulation des instationären Betriebsverhaltens von Trenndüsenkaskaden für die Uran<sup>235</sup>-Anreicherung", Chem. Ing. Techn., **45**, 590-596, (1973).
  
- |10| W. Fritz, R. Schäfer, R. Schütte, "Auswirkungen und Gegenmaßnahmen beim Ausfall eines Stufenverdichters zur Uran<sup>235</sup>-Anreicherung" KfK-Bericht 2142 (1975), Kernforschungszentrum Karlsruhe.
  
- |11| R. Schütte, "Das gasdynamische Betriebsverhalten und die Kriterien der inhärenten Stabilität von Trenndüsenkaskaden zur Uran<sup>235</sup>-Anreicherung", KfK-Bericht 1986 (1974), Kernforschungszentrum Karlsruhe.
  
- |12| W. Ehrfeld, W. Fritz, "Analysis of Cooperative Behavior of Rarefied Flow and Continuum Flow Components in Separation Nozzle Cascades", Rarefied Gas Dynamics, 12th Int. Symp., edited by S. Fisher, Progress in Astronautics and Aeronautics, **74**, Vol.1, 642 (1980).
  
- |13| P. Hornberger, D. Seidel, H. Steinhaus, "Erprobung eines technischen Gegenstrom-Kompaktwärmetauschers für die Trennung von Uranhexafluorid und Wasserstoff", KfK-Bericht 3196 (1981), Kernforschungszentrum Karlsruhe.
  
- |14| K. Cohen, "The Theory of Isotope Separation as Applied to the Large-Scale Production of U-235", McGraw-Hill, New York 1951.
  
- |15| E.W. Becker, W. Berkhahn, P. Bley, U. Ehrfeld, W. Ehrfeld, U. Knapp, "Physics and Development Potential of the Separation Nozzle Process", Int. Conf. Uranium Isotope Separation, paper 1, London (1975)



## Nomenklatur

$p_L, p_M, p_S$  = Druck in der leichten, mittleren und schweren Fraktion

$p_o$  = Druck vor der Düse

$N_L, N_M, N_S$  =  $UF_6$ -Konzentration in der leichten, mittleren und schweren Fraktion

$N_o$  =  $UF_6$ -Konzentration vor der Düse

$L_u^L, L_u^M, L_u^S$  =  $UF_6$ -Strom in der leichten, mittleren und schweren Fraktion

$L_u^I$  =  $UF_6$ -Düsendurchsatz

$L_u^{St}$  =  $UF_6$ -Stufendurchsatz

$\bar{l}_u^i = L_u^i / L_u^{St}$  (normierte  $UF_6$ -Durchsätze)  $i = L, M, S, St, I$

$L_{UTTA}$  =  $UF_6$ -Einstrom in die Tieftemperaturanlage

$L_{URP}$  =  $UF_6$ -Kopfpufferrückstrom

$P$  = Produktstrom

$F$  = Feed-Strom

$W$  = Waste-Strom

$\Psi_P, \Psi_W$  = normierte Produkt- und Waste-Entnahme

$Q$  =  $UF_6$ -Reststrom im Zusatzgasrückstrom

$\vartheta_u^k$  =  $UF_6$ -Abschälverhältnis des Trennsystems  $k$  ( $k=I, II$  und  $St$ )

$X$  =  $UF_6$ -Inventar einer Trennstufe

$x$  =  $X/X_{soll}$  (normiertes  $UF_6$ -Inventar)

$n_L, n_M, n_S$  =  $^{235}U$ -Molenbruch in der leichten, mittleren und schweren Fraktion

$n_o$  =  $^{235}U$ -Molenbruch vor dem Trennelement

$n_P, n_F, n_W$  =  $^{235}U$ -Molenbruch des Produkt-, Feed- und Waste-Materials

$n_{TTA}$  =  $^{235}U$ -Molenbruch des  $UF_6$ -Einstroms in die Tieftemperaturanlage

$n_{RP}$  =  $^{235}U$ -Molenbruch des Kopfpufferrückstroms

$\varepsilon_A^k$  = elementarer Trenneffekt des Trennsystems  $k$  ( $k=I, II$  und  $St$ )

$h$  = mittlere Verweilzeit des  $UF_6$ -Inventars in einer Trennstufe

$t_{eu}$  = Übergangszeit der  $UF_6$ -Inventare nach einer Störung

$t_{ei}$  = Übergangszeit der Isotopenverteilung nach einer Störung

$t_{ei}^0$  = Einstellzeit der Isotopenverteilung ohne  $UF_6$ -Puffer

$t_p$  = Periodendauer bei Störungen des Kopfpufferrückstroms

$\Delta U$  = Trennleistung der Kaskade

$\delta U$  = Trennleistung einer Trennstufe

$\eta_K$  = Kaskadenwirkungsgrad

$V(n, n_F)$  = Wertfunktion

$VT$  = relativer Verlust an Trennleistung

$\alpha$  = normierte Ableitung des  $UF_6$ -Stufendurchsatzes nach dem  $UF_6$ -Inventar

$G$  = normierte Ableitung des  $UF_6$ -Abschälverhältnisses " " "

$S$  = Gesamtstufenzahl einer Kaskade