

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

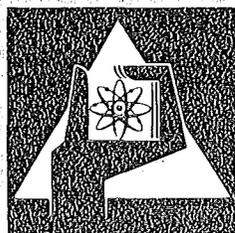
Mai 1975

KFK 2142

Institut für Kernverfahrenstechnik

**Auswirkungen und Gegenmaßnahmen beim Ausfall eines
Stufenverdichters in einer Trenndüsenkaskade
zur U-235-Anreicherung**

W. Fritz, R. Schäfer, R. Schütte



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

KARLSRUHE

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

KFK 2142

Institut für Kernverfahrenstechnik

AUSWIRKUNGEN UND GEGENMAßNAHMEN BEIM AUSFALL EINES
STUFENVERDICHTERS IN EINER TRENNDÜSENKASKADE
ZUR U-235-ANREICHERUNG

von

W. Fritz
R. Schäfer⁺)
R. Schütte

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe

⁺) Dissertation; Universität Karlsruhe (T.H.) Februar 1975

Zusammenfassung:

Durch den Ausfall eines Stufenverdichters kann der Betriebszustand einer Trenndüsenkaskade erheblich gestört werden, wenn keine Gegenmaßnahmen ergriffen werden. Die einschneidendste Störungsfolge ist ein starker zum Kaskadenkopf gerichteter Transport an UF_6 , der eine Absenkung des UF_6 -Gehaltes in den Stufen unterhalb der Störstelle und einen Anstieg der Drucke und UF_6 -Konzentrationen in den oberhalb gelegenen Stufen zur Folge haben würde. Innerhalb kurzer Zeit würden außerdem drei Verdichter in der Umgebung des stillgelegten Verdichters die Pumpgrenze für bis zu 2 Minuten überschreiten. Selbst wenn die Überlastung der Anlagenkomponenten zu tolerieren wäre, sind Gegenmaßnahmen einzuleiten, da der hohe Transport an UF_6 sehr rasch den Wertinhalt der Kaskade durch Isotopen-Vermischung zerstören würde.

Aus der vorliegenden Untersuchung ergibt sich, daß die günstigste Gegenmaßnahme in einer zeitlich koordinierten Abschaltung und Überbrückung der Gruppe von Stufen liegt, in der sich der gestörte Verdichter befindet. Dabei ist es ausreichend, die Verdichter der Gruppe innerhalb etwa 1 sec nach Eintreten der Störung abzuschalten und binnen 4 sec nach Störfalleintritt die Überbrückungsventile und/oder die Kurzschlußventile dieser Gruppe zu öffnen. Für das Schließen der Absperrschieber, mit denen die Gruppe von der restlichen Kaskade isoliert wird, sind keine zwingende Mindestschließezeiten erforderlich.

Consequences and Counteractions in case of Failure of a Stage Compressor in a Separation Nozzle Cascade for U-235-Enrichment

Summary

The failure of a stage-compressor may considerably affect the operation of a separation nozzle cascade, if no counteractions are being taken. The most vigorous consequence of this perturbation consists in a high UF_6 transport towards the top of the cascade, which would imply a reduction of the UF_6 content in the stages downstream of the point of failure and a rise in the pressures and UF_6 concentration in the upstream stages. Within a short time interval three compressors in the vicinity of the faulty compressor would exceed the surge limit for up to two minutes. Even if overload of the plant components could be tolerated, counteractions must be initiated, since the high UF_6 transport would quickly destroy the isotope gradient of the cascade and a substantial loss of separative work would result from uranium isotope remixing.

It results from this study that the most advantageous counteraction consists in shutting down and synchronized bypassing the group of stages accommodating the faulty compressor. It is sufficient to shut down the compressors of the group within about 1 sec after the incident and to open either the bypass valves and/or the short-circuit valves of the group within 4 sec after the event. Minimum closing times are not imposed for closing the valves which separate the group from the rest of the cascade.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung und Zusammenfassung	2
2. Die Simulation des Kaskadenverhaltens mit einem Digitalrechner-Programm	7
2.1 Das Fließschema der Trenndüsenkaskade	9
2.2 Das Berechnungsverfahren	11
2.3 Die Kennlinien der Kaskadenkomponenten	15
3. Die Auswirkungen eines Verdichterausfalls auf die Betriebsbedingungen in der Kaskade	25
3.1 Die Änderungen der gasdynamischen Betriebsbedingungen in der Umgebung der Störstelle und die Kurzzeit-Gefährdung der Stufenverdichter	26
3.2 Das Langzeitverhalten der Betriebsbedingungen der Kaskade mit einem stehenden Verdichter	30
3.3 Die Verluste an Trennarbeitsleistung in der Kaskade mit einem stehenden Verdichter	34
4. Die Gegenmaßnahmen bei Verdichter-Ausfall in der Trenndüsenkaskade	38
4.1 Die Gruppenüberbrückung nach einem Verdichter-Ausfall	40
4.2 Der Einfluß des Absperrzeitpunktes t_A auf die Trennleistung der Kaskade	45
5. Schlußbemerkungen	47
6. Anhang	49

1. Einleitung und Zusammenfassung

Im Institut für Kernverfahrenstechnik befindet sich seit einigen Jahren das Trenndüsenverfahren /1/ für die Anreicherung des leichten Uranisotops U^{235} in der Erprobung. Bei diesem Verfahren wird die teilweise räumliche Entmischung der Uranisotope ausgenutzt, die in einer expandierenden gekrümmten Strömung von gasförmigem Uranhexafluorid (UF_6) im Gemisch mit einem leichten Zusatzgas (Helium oder Wasserstoff) auftritt. Wie bei den anderen Verfahren zur U^{235} -Anreicherung muß auch hier der elementare Trenneffekt der Trenndüsen durch Hintereinanderschaltung von Trennstufen in einer Trennkaskade vervielfacht werden, um den für die Kerntechnik erforderlichen Anreicherungsgrad zu erzielen /2/, /3/.

Für die technische Durchführung des Verfahrens werden zur Erzielung der gewünschten Trennleistung eine größere Zahl von schlitzförmigen Trenndüsen in der Form von Trennelementrohren (ca. 10 cm Durchmesser und 2 m Länge) in einem Trenntank angeordnet und mit dem zugehörigen Stufenverdichter, der das expandierte Gasgemisch wieder auf den Ausgangsdruck verdichtet, in einer Trennstufe zusammengefaßt. Innerhalb der Trennkaskade werden diese Trennstufen in der Weise zusammengeschaltet, daß die an U^{235} angereicherte leichte Fraktion des Gasgemisches einer höheren Trennstufe zugeführt wird, während die an U^{235} verarmte schwere Fraktion in eine niedrigere Stufe der Kaskade so zurückgespeist wird, daß keine oder nur möglichst niedrige Vermischungsverluste entstehen.

Für die Planung industrieller Trenndüsen-Anlagen ist eine ausreichende Kenntnis des zu erwartenden Betriebsverhaltens der Trennkaskade wichtig. Daher wurden schon frühzeitig experimentelle Untersuchungen mit einer 10-stufigen Trenndüsen-Versuchskaskade durchgeführt /4/, zugleich aber

auch Digitalrechner-Programme entwickelt, mit denen das stationäre wie auch das instationäre Betriebsverhalten berechnet werden kann und deren Simulationsgenauigkeit im Vergleich mit Experimenten nachgewiesen werden konnte /5/. Bei den entsprechenden Vorausberechnungen des Betriebsverhaltens technischer Trenndüsenkaskaden mit realistischen Stufenzahlen und unter Benutzung der Kennlinien technischer Komponenten, wie sie in einer Versuchsanlage nicht verwirklicht werden können, zeigte sich, daß stationäre wie auch instationäre Störungen für den Betrieb der Trenndüsenkaskade im allgemeinen unproblematisch sind /6/. Die daran anschließenden Digital-Rechner-Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit haben jedoch gezeigt, daß die Vorgänge beim Ausfall eines Verdichters innerhalb der Kaskade kritischer zu betrachten sind.

Hierzu war es erforderlich, das instationäre Kennfeld eines auslaufenden Verdichters in das Berechnungsverfahren einzuführen, um die in der Anfangsphase dieser Störung auftretenden Effekte richtig beschreiben zu können, da diese kurzzeitigen Auswirkungen den Zeitrhythmus der betrieblich erforderlichen Gegenmaßnahmen bestimmen. Andererseits genügte es für die Beurteilung des Verhaltens technischer Trenndüsenkaskade, die Berechnungen auf einen Kaskadenabschnitt von nur etwa 30 Stufen in der Kaskadenschaltung für ein UF_6 -Abschälverhältnis $\vartheta_U = 1/3$ zu beschränken, wodurch der Rechenaufwand gering gehalten werden konnte. Die Simulation des Kaskadenverhaltens wurde unter Benutzung dieser speziellen Zusammenschaltung der Trennstufen und unter Verwendung der Kennlinien der Trennelemente /7/ und der Verdichter /8/ durchgeführt, wie sie für die technische Anwendung bei Benutzung von Helium als leichtes Zusatzgas vorgesehen sind /3/ und sich zur Zeit als technische Prototyp-Stufe in der Erprobung befinden /8/.

Beim Ausfall eines Verdichters in einer laufenden Kaskade ergeben sich bei Verzicht auf jegliche Gegenmaßnahmen folgende Änderungen des Betriebszustandes:

In der Umgebung der Störungsstelle wird ein außerordentlich großer Aufwärtstransport an UF_6 erzeugt, der um mehrere Größenordnungen über dem normalen UF_6 -Transport der Kaskade liegt. Dadurch werden in dem Kaskadenabschnitt unterhalb der Störstelle der Betriebsdruck und der UF_6 -Gehalt des Verfahrensgases stetig abgesenkt, während im darüberliegenden Kaskadenbereich Druck und UF_6 -Konzentration angehoben werden.

Die sich in der unmittelbaren Umgebung der Störungsstelle relativ rasch aufbauenden Gradienten der Betriebszustände führen dazu, daß etwa 10 sec nach Störungseintritt der unterhalb des ausgefallenen Verdichters liegende Stufenverdichter die Pumpgrenze kurzzeitig überschreitet und daß nach weiteren 10 sec zwei oberhalb der Störstelle liegende Verdichter die Pumpgrenze für mehrere Minuten überschreiten. Mit zeitlicher Verzögerung treten in der Folge in fast allen oberhalb der Störstelle liegenden Verdichtern Leistungsanstiege bis zu maximal etwa 35 % über Nennleistung auf, wobei das Überschreiten der Leistungsgrenze sich mit unterschiedlichem Zeitverzug von ca. 5-10 sec von Stufe zu Stufe bis zum Kopf des Kaskadenabschnittes hin fortpflanzt. In den Stufen, in denen der Leistungsanstieg nicht nur auf einer Durchsatzvergrößerung beruht, sondern wegen des Anstiegs der UF_6 -Konzentration auch von einer Erhöhung der Kompressionsverhältnisse begleitet ist, überschreiten außerdem die Laufradtemperaturen mit gewisser Verzögerung die für Dauerbetrieb zugelassenen Temperaturen.

Obwohl man die hier betrachteten Radialverdichter durchaus einige Zeit oberhalb der Pumpgrenze betreiben könnte und die Überschreitung der Motor-Nennleistung wie auch der

Laufradtemperaturgrenze für längere Zeiten tolerieren könnten, haben die vorliegenden Untersuchungen jedoch gezeigt, daß ein wesentlicher verfahrensspezifischer Grund dafür spricht, bereits in den ersten Sekunden der Störung aktive Gegenmaßnahmen gegen eine Störungsausbreitung einzuleiten. Sie haben außerdem gezeigt, daß die günstigste Gegenmaßnahme in der üblicherweise vorgesehenen Überbrückung und Abschaltung der Gruppe von Stufen liegt, in der sich der gestörte Verdichter befindet. Wenn diese Maßnahmen in günstiger zeitlicher Folge durchgeführt werden, wird die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten des Pumpens von Verdichtern auf Werte begrenzt, bei denen auch der Betrieb mit Axialverdichtern unproblematisch sein dürfte.

Dieser Grund, der einem unnötig langen Bestehen des gestörten Kaskadenzustandes entgegensteht - auch wenn hierbei keine unzulässigen Überlastungen von Anlagenkomponenten auftreten würden - liegt in der Tatsache, daß der durch den Verdichterausfall induzierte außerordentlich hohe Aufwärts-transport an UF_6 in kürzester Zeit den Konzentrationsgradienten in der Kaskade dadurch zerstören würde, daß niedrig angereichertes oder sogar an U^{235} verarmtes UF_6 mit dem am Produktende der Kaskade befindlichen höher angereicherten Material vermischt wird. Die entsprechenden Rechnungen zeigen, daß hierdurch in einer Anreicherungsanlage mit einer Trennleistung von 2500 to Uran Trennarbeit/Jahr innerhalb einer halben Stunde ein Verlust von über 1 Mio DM entstehen könnte^{*)}. Dieser Sachverhalt schließt die Möglichkeit aus, die Störung des Betriebszustandes durch einen stillstehenden Verdichter längere Zeit zu tolerieren, auch wenn durch entsprechende Maßnahmen jede Anlagengefährdung ausgeschlossen werden könnte.

*) Die gesamten Betriebskosten der Anlage betragen etwa 50.000 DM/h.

Aus der vorliegenden Untersuchung der möglichen Gegenmaßnahmen ergibt sich folgendes optimales Vorgehen:

Es ist erforderlich und ausreichend, sämtliche Verdichter einer gestörten und zu überbrückenden Stufengruppe gleichzeitig innerhalb etwa 1 sec nach Eintreten der Störung abzuschalten und binnen 4 sec nach Störfalleintritt entweder die Überbrückungsventile oder die Kurzschlußventile dieser Gruppe zu öffnen. Für das Schließen der Absperrschieber, mit denen die Gruppe von der restlichen Kaskade isoliert wird, besteht dann keine zwingende Mindestschließezeit.

2. Die Simulation des Kaskadenverhaltens mit einem Digitalrechnerprogramm

Beim Trenndüsenverfahren wird dem Uranhexafluorid (UF_6) zur Erhöhung der Wirtschaftlichkeit ein leichtes Zusatzgas, zum Beispiel Helium oder Wasserstoff, beigemischt /3/. Die in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen beziehen sich ausnahmslos auf die Verwendung eines He/UF_6 -Gemisches und entsprechen damit den Verhältnissen bei der in der Erprobung befindlichen großen Prototypstufe mit zweistufigem Radialverdichter /8/.

Die Abbildung 1 zeigt einen Querschnitt durch die schlitzförmigen Trenndüsen mit den Sollbetriebsbedingungen, wie sie bei der Verwendung eines Gemisches von 5 Mol-% UF_6 und 95 Mol-% He vorgesehen sind.

Das Ausgangsgas strömt unter dem Düsenvordruck p_0 mit der Molstromstärke L_0 und der UF_6 -Konzentration N_0 in die Trenndüse und expandiert längs der zylindrischen Umlenkwand. Ein Abschälerblech teilt den Strahl in eine leichte Fraktion mit der UF_6 -Konzentration N_M und der Molstromstärke $L_M = \vartheta \cdot L_0$ und in eine schwere Fraktion mit der Konzentration N_K und der Stromstärke $L_K = (1 - \vartheta)L_0$. Bei den Sollbetriebsbedingungen haben die Trenndüsen ein Gesamtabschälverhältnis $\vartheta = 0,81$. Mit dieser Aufteilung der Gesamtströme ist eine Stromaufteilung des im Ausgangsgas enthaltenen UF_6 -Stroms $U_0 = N_0 \cdot L_0$ verbunden: In der leichten Fraktion mit der Stromstärke $U_M = \vartheta_U U_0$ ist das leichte Uranisotop U^{235} von der Ausgangskonzentration n_0 auf den U^{235} -Molenbruch n_M angereichert, während es in der schweren Fraktion $U_K = (1 - \vartheta_U)U_0$ entsprechend auf den Wert n_K verarmt ist. Unter den angegebenen Betriebsbedingungen stellt sich ein UF_6 -Abschälverhältnis $\vartheta_U = U_M/U_0 = 1/3$ ein, das zusammen

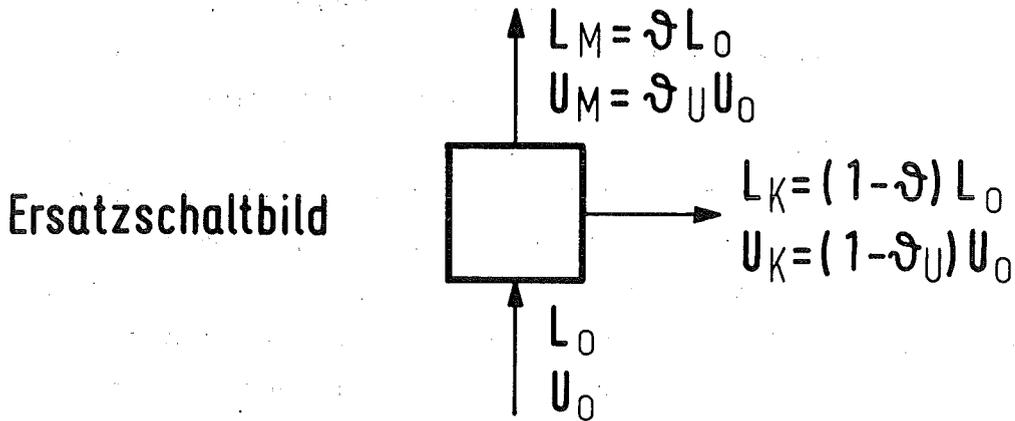
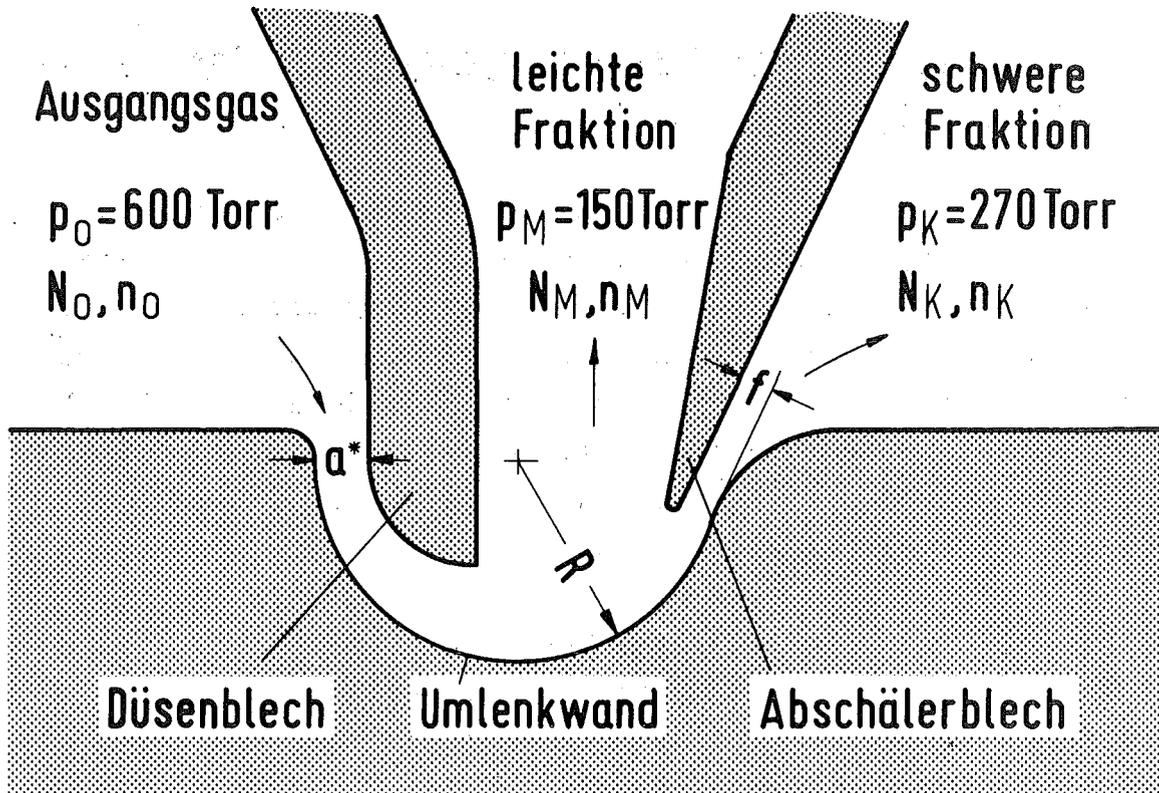


Abb. 1: Querschnitt durch ein schlitzförmiges Trennelement mit den Soll-Betriebsbedingungen (Ausgangsgas 5 Mol-% UF_6 /95 Mol-% Helium). Engste Düsenweite $a^+ = 0,0186$ mm, Umlenkradius $R = 0,0675$ mm, Abschälerweite $f = 0,01$ mm.

Ersatzschaltbild des Trennelementes.

mit einem elementaren Trenneffekt

$$\epsilon_A = \frac{n_M(1-n_K)}{(1-n_M)n_K} - 1 = 1,3 \%$$

die wirtschaftlichste Betriebsweise der Trenndüsen dieser Bauart mit Helium als Zusatzgas ergibt /1/.

2.1 Das Fließschema der Trenndüsenkaskade

Die Zusammenschaltung der Trenndüsen mit $\vartheta_U = 1/3$ zu einer Kaskade, in der nach Möglichkeit nur Ströme mit annähernd gleicher Isotopenkonzentration vermischt werden /9/, führt zu dem in Abbildung 2 gezeigten Fließschema einer aus identischen Stufen aufgebauten sogenannten Rechteckkaskade: Die angereicherte leichte Fraktion $L_{M,s}$ einer Trenndüse s wird der übernächsten Stufe $s+2$ zugeführt, während die abgereicherte schwere Fraktion $L_{K,s}$ der nächst niedrigeren Stufe $s-1$ zuströmt. Bei der technischen Durchführung des Verfahrens werden zur Erzielung des erforderlichen Stufen-durchsatzes L_0 eine größere Anzahl von schlitzförmigen Trennelementen in der Form von Trennelementrohren (ca. 10 cm Durchmesser und 2 m Länge mit 20 m Düsenschlitz) in einem Tank parallel geschaltet angeordnet und mit dem zugehörigen Verdichter zu einer Stufe zusammengefaßt /3/. Der Stufenverdichter komprimiert das unter einem Druck p_M der Stufe zuströmende, entspannte Gasgemisch auf den vorgesehenen Düsenvordruck p_0 . Die Rückstauventile RV in den Leitungen der schweren Fraktion dienen zur Feineinstellung der UF_6 -Abschälverhältnisse ϑ_U , um den zu einer bestimmten Produktionsstärke U_P nötigen UF_6 -Transport $\tau_{UP} = U_P = (3 \cdot \vartheta_{UP} - 1) N_0 L_0$ im Anreicherungsteil und den Transport $\tau_{UW} = -U_W = (3 \cdot \vartheta_{UW} - 1) N_0 L_0$ im Abstreifteil der Kaskade zu erzeugen. Während diese Transport-Stromstärken weniger als 1 % der Stromstärke U_0 im Ausgangsgas betragen, wird durch das hohe Zusatzgas-Abschälverhältnis $\vartheta_Z = 0,83$ ein großer Zu-

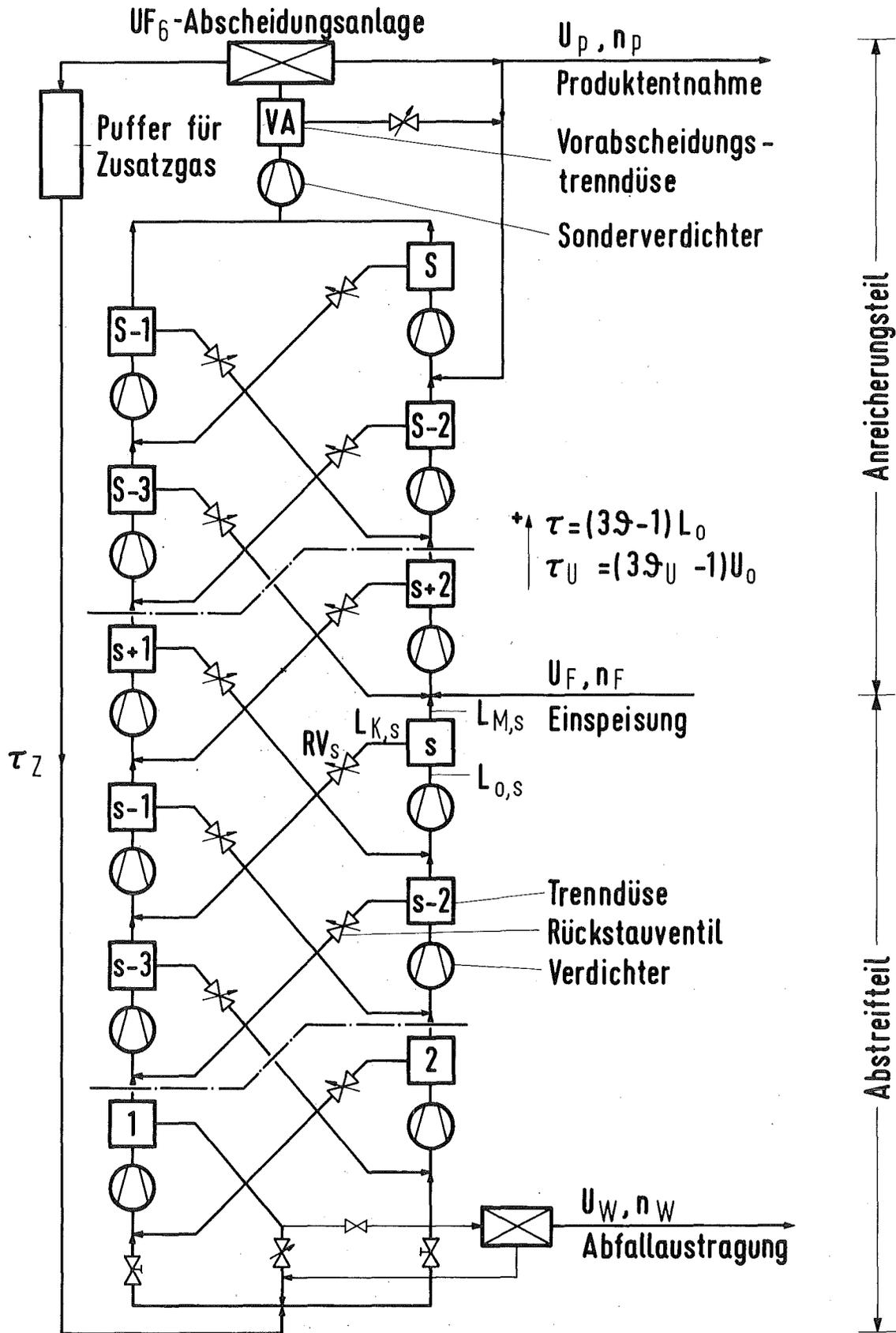


Abb. 2: Das Fließschema einer aus identischen Stufen aufgebauten Trenndüsenkaskade für ein Uranabschälverhältnis $\vartheta_U = 1/3$ mit der UF₆-Abscheidungsanlage am Kaskadenkopf

satzgastransport $\tau_Z = (3 \cdot \vartheta_Z - 1)(1 - N_O)L_O$ erzeugt, der am Kaskadenkopf entnommen werden muß, um eine Anreicherung an Zusatzgas in den Kopfstufen der Kaskade zu vermeiden. Diese Aufgabe erfüllt die UF_6 -Abscheidungsanlage /10/, der zugleich die Produktstromstärke U_P mit der Isotopenkonzentration n_P entnommen wird. Das reine Zusatzgas wird mit der Stromstärke τ_Z an den Kaskadenfuß zurückgespeist. In der Mitte der Kaskade erfolgt die Einspeisung des Ausgangsmaterials (Feed) U_F mit der Isotopenkonzentration n_F . Die UF_6 -Abscheidungsanlage am Kaskadenfuß hat den UF_6 -Strom U_W (Waste) des an U^{235} verarmten Materials auszutragen ($U_W = U_F - U_P$).

2.2 Das Berechnungsverfahren

Eine für den in der vorliegenden Arbeit betrachteten Verdichterausfall geeignete Beschreibung des Betriebsverhaltens der Trenndüsenkaskade erfordert die ausreichend genaue Wiedergabe der zeitlichen Änderungen der Betriebsgrößen, insbesondere auch schneller Vorgänge in der Anfangsphase sprunghafter Störungen.

Die Betriebszustände der Kaskade können dabei durch die Angabe der Drücke, der UF_6 -Konzentration und der Isotopenkonzentrationen in den verschiedenen Teilen der Anlage charakterisiert werden. Diese Betriebsgrößen erhält man in den einzelnen Anlagenvolumina aus Material- und Isotopenbilanzen der Verfahrensgasströme, die einer Trennstufe zufließen bzw. aus ihr abfließen. Für die hier durchgeführte rechnerische Behandlung hat sich ein vereinfachtes Schema bewährt, das mit insgesamt drei Bilanzbereichen je Stufe ausreichend genau ist und deren Zuordnungen aus Abb. 3 ersichtlich sind.

Der Bereich 1 umfaßt das Volumen V_1 jeder Stufe s , das von dem verdichteten Ausgangsgas durchströmt wird, also den Raum von Druckstutzen des Verdichters über den Verdichter-

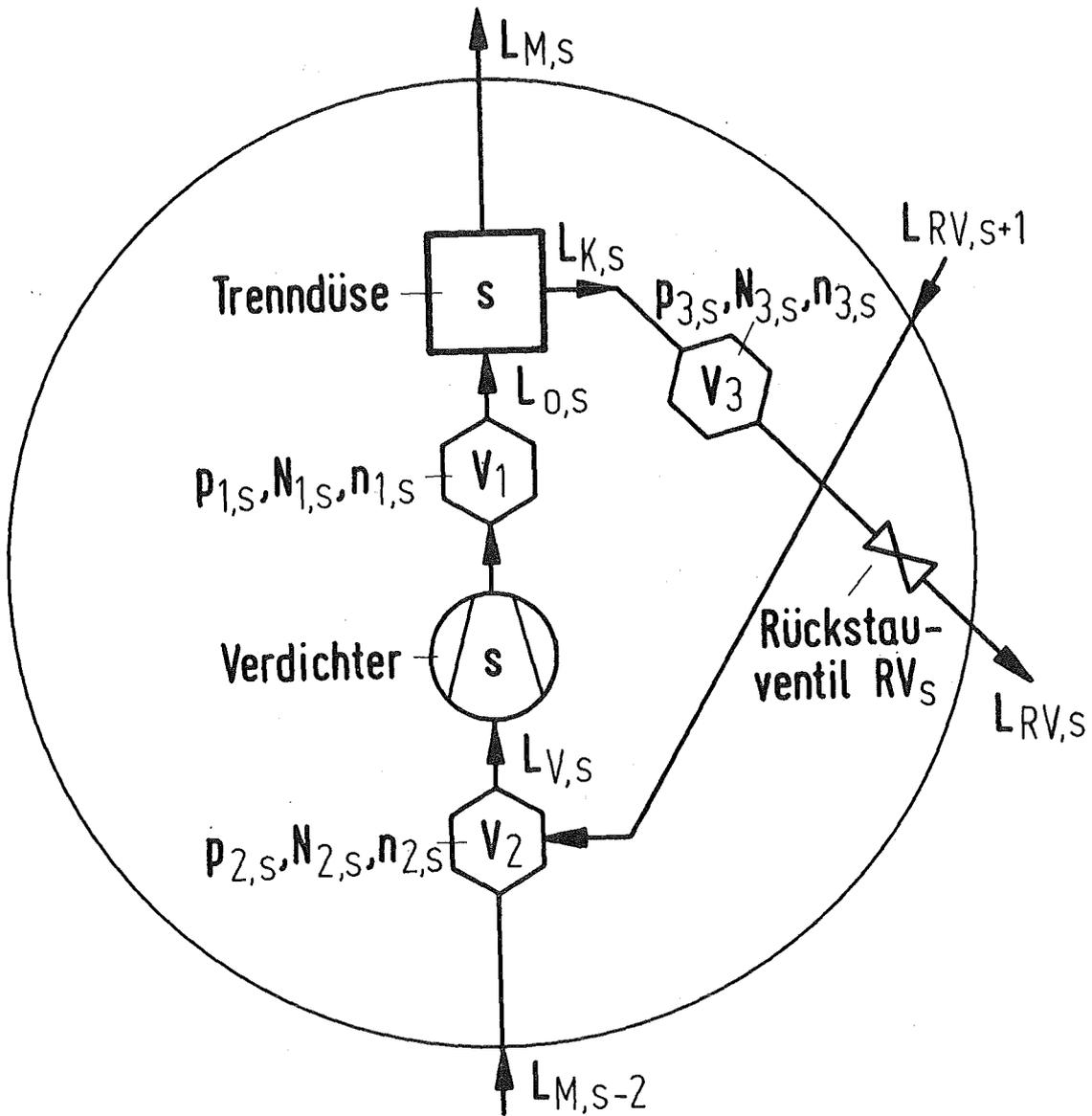


Abb. 3: Prinzipschaltbild einer Trennstufe s mit Trenndüse und Verdichter. Die drei Bilanzbereiche sind durch die Volumina $V_{i,s}$ mit den zugehörigen Drücken $p_{i,s}$, den UF_6 -Molenbrüchen $N_{i,s}$ und den U^{235} -Molenbrüchen $n_{i,s}$ gekennzeichnet

endkühler bis zum Gasverteiler und den Zuführungskanälen auf der Ausgangsgasseite der Trennelement-Rohre.

Der Bereich 2 erstreckt sich auf den entsprechenden Raum auf der Saugseite des Verdichters, soweit das entspannte Gas keine wesentlichen Strömungsverluste erfährt. Sein Volumen V_2 setzt sich zusammen aus dem Sammelraum der leichten Fraktion in Stufe s-2 und der anschließenden Rohrleitung zum Ansaugstutzen des Verdichters in Stufe s. Hierzu gehört noch die Rohrleitung für die zuzumischende schwere Fraktion vom Rückstauventil RV_{s+1} ab.

Der Bereich 3 ist gegeben durch den Sammelraum der schweren Fraktion im Trennelementtank und der Rohrleitung bis zum Rückstauventil RV_s .

In jedem dieser 3 Bereiche, deren Volumina V_i ($i = 1, 2, 3$), bei den betrachteten Prototypstufen nahezu gleich groß sind, herrschen die Drücke $p_{i,s}$, die UF_6 -Konzentration $N_{i,s}$ und die Isotopenkonzentration $n_{i,s}$. Der vollständige Satz der Drücke und aller Konzentrationen in sämtlichen Stufen und Bereichen der Kaskade - er stelle den Vektor \vec{Z} dar - kennzeichnet den Betriebszustand der Kaskade. Die Zeitabhängigkeit von $\vec{Z}(t)$ läßt sich berechnen aus einem System von Differentialgleichungen erster Ordnung

$$\frac{d}{dt} \vec{Z}(t) = \vec{F}(\vec{Z}(t), \vec{V}, \vec{k}, \vec{a});$$

und aus der Anfangsbedingung $\vec{Z}(t=t_0) = \vec{Z}_0$. Dabei gehen in die rechte Seite der Gleichung die Volumina V_i der einzelnen Bereiche, die Kennlinien \vec{k} aller Kaskadenkomponenten und als Parameter die Werte \vec{a} aller Stellgrößen (z.B. die Durchflußzahlen der Rückstauventile) der Kaskade ein. Das Differentialgleichungssystem wird numerisch gelöst an den gekoppelten Rechenanlagen IBM 370/168 - IBM 360/65 des Kernforschungszentrums Karlsruhe nach der bekannten Euler-

Cauchyschen Polygonzugmethode /11/. Die Funktion \vec{F} wird folgendermaßen bestimmt: Aus den zum Zeitpunkt t_1 in den einzelnen Bereichen wirksamen Drücken und Konzentrationen werden in einem ersten Schritt alle Stromstärken des Zusatzgases, des UF_6 und der Uran-Isotope berechnet, die in ein Volumen hinein- und aus ihm herausströmen. Es wird angenommen, daß diese Ströme während eines kurzen Zeitintervalls Δt konstant bleiben. Aus der Stromstärkebilanz werden dann in einem zweiten Schritt die Drücke und Konzentrationen zum Zeitpunkt $t_2 = t_1 + \Delta t$ berechnet, wobei verzögerungsfreier Druck- und Konzentrationsausgleich im betrachteten Volumen angenommen wird.

Das Verfahren arbeitet mit ausreichender numerischer Genauigkeit, wenn eine gegenüber dem Üblichen stark erhöhte Rechengenauigkeit (14 gültige Mantissenstellen der Zahlenwerte) der Rechanlage gewählt wird und die Schrittweite Δt über die Änderungsgeschwindigkeit $d\vec{Z}/dt$ des Zustandsvektors gesteuert wird: Bei großen Änderungen der Betriebsgrößen wird mit $\Delta t \approx 0.005$ sec, bei geringen Änderungen der Betriebsgrößen dagegen mit Zeitintervallen $\Delta t \approx 0.04$ sec gerechnet. Durch die Schrittweitensteuerung werden günstige Rechenzeiten erzielt, so daß bei den vorliegenden Berechnungen für eine Systemzeit von beispielsweise 150 sec Rechenzeiten (CPU-Zeit der IBM 370/168) zwischen 12 und 30 min erforderlich waren.

Die Simulationstreue dieses Berechnungs-Verfahrens wurde durch Vergleich mit Experimenten an der 10-stufigen Trenndüsen-Versuchsanlage nachgewiesen /6/, /11/. Eine ebenso gute Vorhersagegenauigkeit entsprechender Rechnungen für das Betriebsverhalten industrieller Trenndüsenkaskaden kann daher bei ausreichend genauer Erfassung der Kennlinienfelder der Anlagenkomponenten erwartet werden.

2.3 Die Kennlinien der Kaskadenkomponenten

Die Kennlinien der Trenndüsen

Für die Kennlinien der technischen Trenndüsen (Abb. 1) liegen Messungen mit Labortrennelementen gleicher geometrischer Ausführung, aber mit $R = 1,5$ mm bei einer Temperatur $T_0 = 296^\circ$ K des Ausgangsgases vor, die unter ausführlicher Variation der Parameter a^+ , p_0 , p_M und p_K durchgeführt wurden /7/. Für die technischen Trenndüsen, die mit entsprechend kleineren Abmessungen ($R' = 0,0675$ mm) bei höheren Drücken und der Gastemperatur $T_0' = 308^\circ$ K betrieben werden, wurden die Drücke im Verhältnis

$$p_0' = p_0 \cdot \frac{R}{R'} \cdot \frac{T_0'^2}{T_0^2} = 24 \cdot p_0$$

umgerechnet. Die Gültigkeit dieser Beziehung für die Betriebsdrücke von Düsen gleicher geometrischer Ausführung /1/ und für den Temperatureinfluß⁺⁾ wurde bei allen bisher erprobten technischen Trennelementen bestätigt. Für den Einfluß der UF_6 -Konzentration N_0 und der Abschälerweite f lagen Messungen an geometrisch weitgehend ähnlichen Trennelementen vor⁺⁾ .

Die mathematische Fassung dieser Kennfelder wurde nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate in geeigneter analytischer Darstellung an die vorliegenden Meßwerte angepaßt. Die erhaltenen analytischen Ausdrücke sind in den Gleichungen (A1)...(A3) des Anhangs wiedergegeben.

Der Verlauf der hier benutzten Trennelementkennlinien ist in den Abbildungen 4 und 5 anhand einiger Beispiele für

+) Nach Messungen von W. Bier und G. Heeschen; Interne Berichte des Institut für Kernverfahrenstechnik.

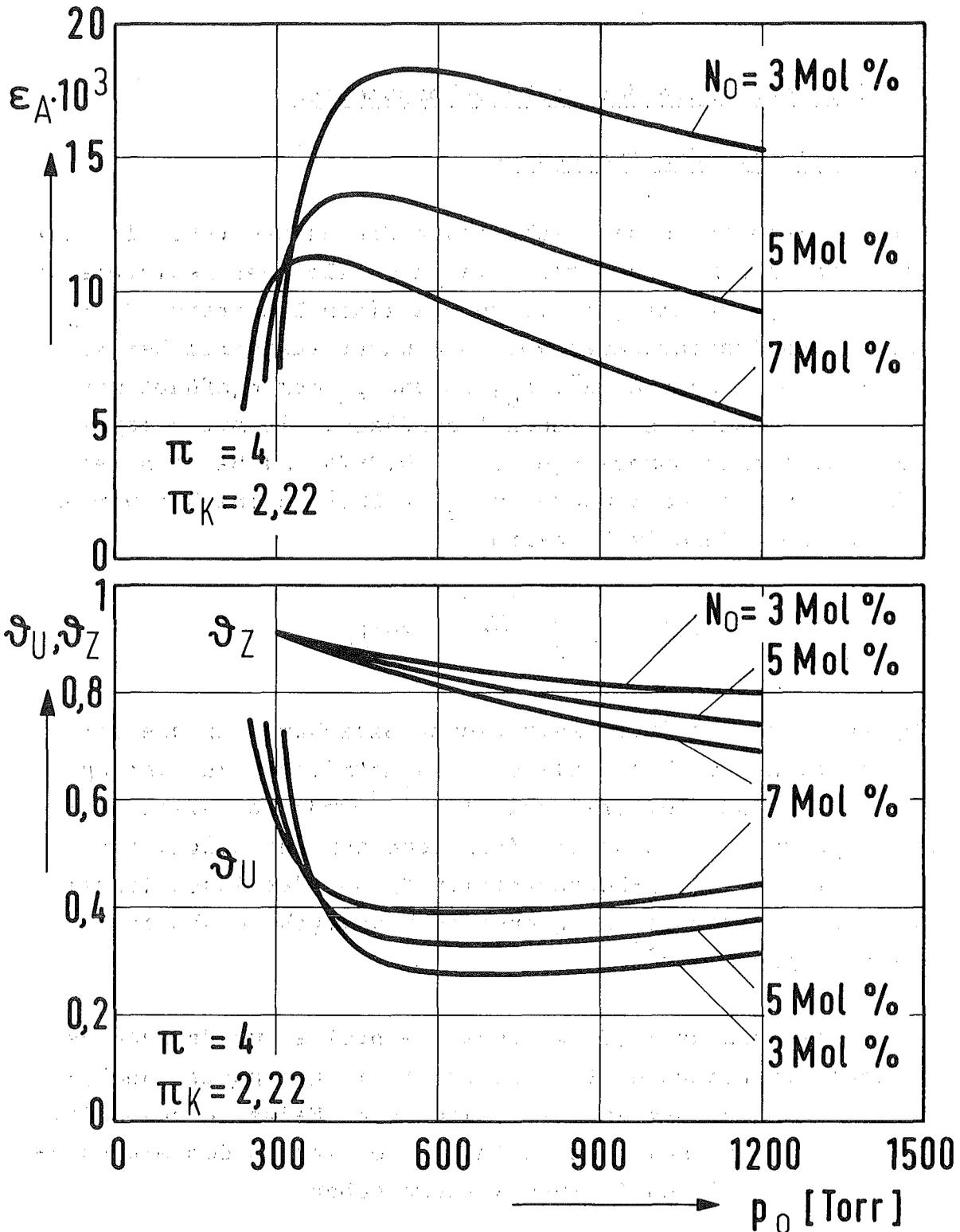


Abb. 4: Der elementare Trenneffekt ϵ_A und die Abschälverhältnisse ϑ_U und ϑ_Z in Abhängigkeit vom Düsenvordruck p_0 bei verschiedenen Gemischkonzentrationen N_0 . Für die leichte Fraktion ist das Expansionsverhältnis $\pi = p_0/p_M = 4$ und für die schwere Fraktion $\pi_K = p_0/p_K = 2,22$. Die Temperatur des Ausgangsgases beträgt $T = 308$ K.

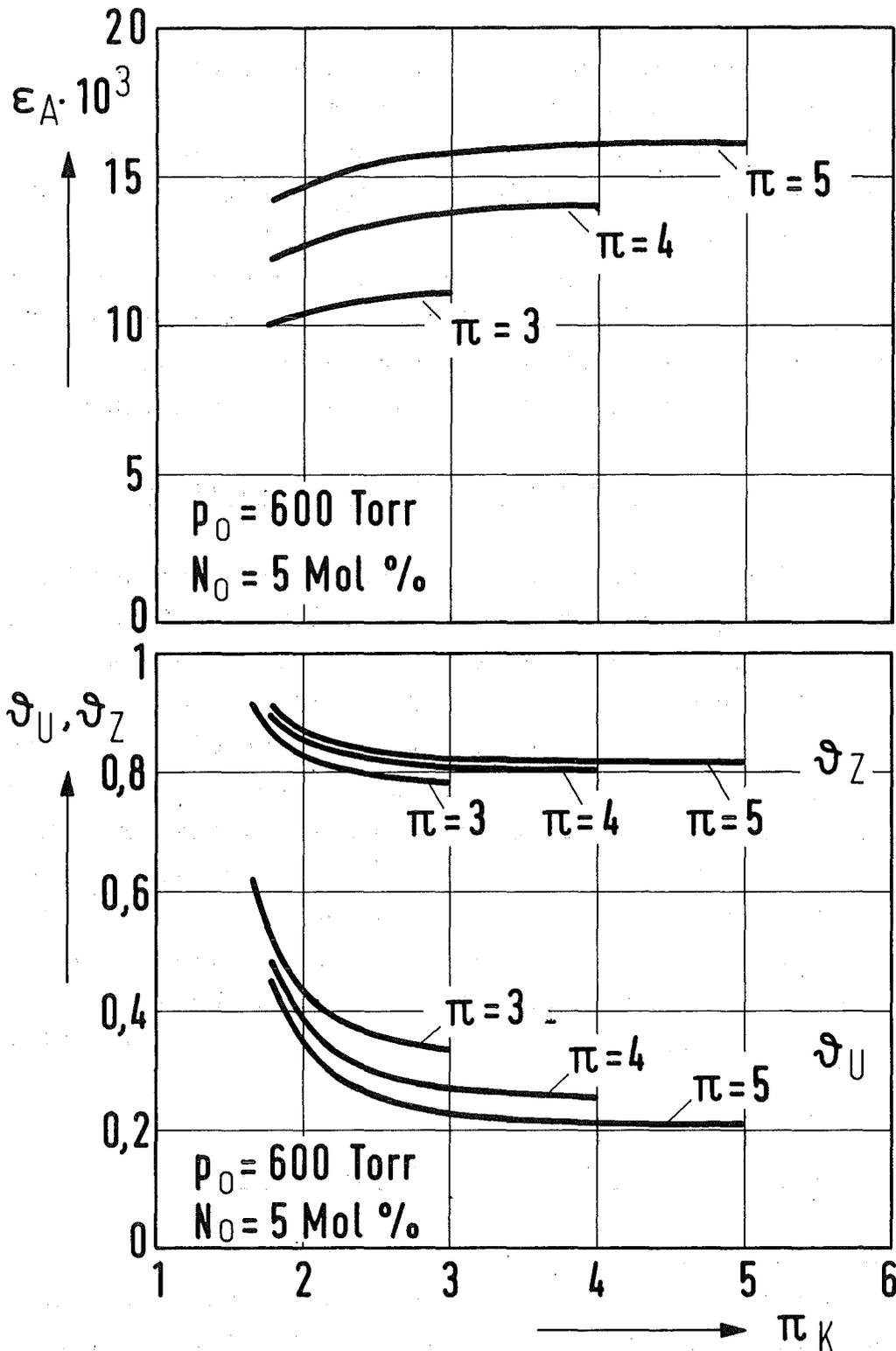


Abb. 5: Der elementare Trenneffekt ϵ_A und die Abschälverhältnisse ϑ_U und ϑ_Z in Abhängigkeit vom Expansionsverhältnis der schweren Fraktion π_K für die Expansionsverhältnisse der leichten Fraktion $\pi = 3, 4, 5$ bei einem Düsenvordruck $p_0 = 600 \text{ Torr}$ und der Gemischkonzentration $N_0 = 5 \text{ Mol-\%}$. Die Temperatur des Ausgangsgases beträgt 308 K .

das UF_6 -Abschälverhältnis ϑ_U , das Zusatzgasabschälverhältnis ϑ_Z und den elementaren Trenneffekt ε_A in ihrer Abhängigkeit vom Düsenvordruck p_O , von der UF_6 -Konzentration N_O und vom Expansionsverhältnis $\pi = p_O/p_M$ der leichten Fraktion bzw. von dem der schweren Fraktion $\pi_K = p_O/p_K$ dargestellt. Diese Kennlinien werden ergänzt durch eine verallgemeinerte Durchflußcharakteristik der Trenndüsen, die auch im Bereich unterkritischer Expansionsverhältnisse, wie sie bei Störungen auftreten, Gültigkeit besitzt (Gleichung A4).

Die Durchflußcharakteristik der Rückstauventile RV

Für die Feinregulierung des UF_6 -Abschälverhältnisses ϑ_U genügt im Prinzip eine einmalige Einstellung der Rückstauventile RV, so daß bei Sollbetriebsbedingungen die gewünschten Abschälverhältnisse $\vartheta_{UP} = (1/3) \cdot (1 + U_p/U_O)$ bzw. $\vartheta_{UW} = (1/3) \cdot (1 - U_W/U_O)$ erreicht werden. Im Interesse einer inhärenten Anlagenstabilität werden Ventile eingesetzt, die eine spezielle Durchflußcharakteristik besitzen, insofern ihr Widerstandsbeiwert proportional $Re^{0,6}$ mit wachsender Reynolds-Zahl ansteigt /13/. Dies wird dadurch erreicht, daß eine Strömung im Übergangsbereich zwischen laminarer und turbulenter Strömung erzwungen wird. Die mathematische Erfassung dieser Durchflußcharakteristik ist im Anhang (Gleichung A5) dargestellt.

Die Kennlinien der 2-stufigen Radialverdichter

Für das Kennlinienfeld des Verdichters lagen Messungen bei der Nenndrehzahl $n = 8600$ U/min vor, bei denen die Gemischkonzentration im Bereich von $N = 3$ bis 7 Mol-% und die Gegendrücke p_O von 300 bis 600 Torr systematisch variiert wurden /8/. Dieses Kennfeld kann mit dem analytischen Ansatz nach Gleichung A6 (siehe Anhang) hinreichend genau wiedergegeben werden, wie der Vergleich zwischen den als ausgezogene Kurven dargestellten Kennlinien mit den Meß-

werten in Abbildung 6 zeigt. Die Anpassung der Koeffizienten erfolgte dabei nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate.

Zur Berücksichtigung des Drehzahleinflusses auf die Kennlinien war es notwendig, in den einzelnen Termen des obigen Ansatzes drei unterschiedliche Drehzahlabhängigkeiten einzuführen (siehe Gleichung A9), bis die aus Abbildung 7 erkennbare Übereinstimmung zwischen den Meßwerten und der analytischen Darstellung erreicht wurde. Diese Erfassung der Drehzahlabhängigkeit erfolgte aufgrund von Meßwerten beim Betrieb mit $N = 5$ Mol-% UF_6 , da nur hierfür Meßreihen zur Verfügung standen. Jedoch zeigte die stichprobenweise Kontrolle, daß auch für andere UF_6 -Konzentrationen hinlänglich genaue Werte erhalten werden.

Beim Abschalten des Prototypverdichters erhält man den in Abbildung 8 (oberes Bild) durch Meßpunkte belegten zeitlichen Verlauf der Drehzahl, wie er sich aus dem Wechselspiel zwischen den Strömungskräften und den Trägheitskräften der rotierenden Massen ergibt. Dieser wurde im geschlossenen Kreislauf gemessen und wird im folgenden in seiner analytischen Darstellung gemäß Gleichung A10 (ausgezogene Kurve) stets zur Beschreibung des Zeitverlaufs eines Verdichterausfalls benutzt. Die Abbildung 8 zeigt im unteren Bild die Kombination des drehzahlabhängigen Kennfeldes (Gleichung A9) mit diesem Drehzahlverlauf (nach A10) im Vergleich mit den entsprechenden Meßwerten.

Die Begrenzungen des Arbeitsbereichs der Verdichter

Der Arbeitsbereich der Verdichter mit ihren hochbeanspruchten Laufrädern ist durch verschiedene Grenzen eingeschränkt, wobei in der vorliegenden Arbeit das Schwergewicht in der Erfassung der "Pumpgrenze" liegt.

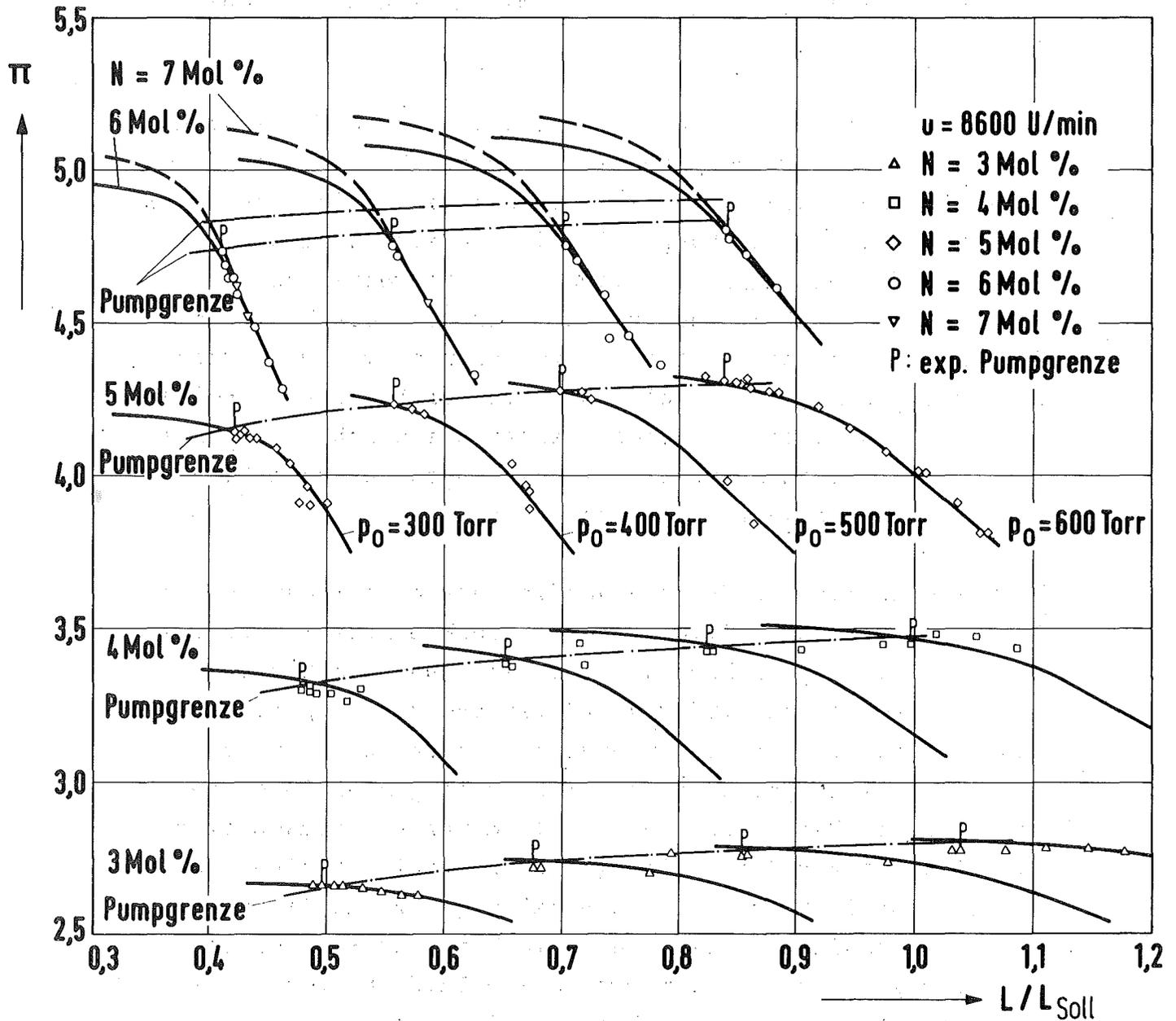


Abb. 6: Die Kennlinien des 2-stufigen Radialverdichterprototyps bei Solldrehzahl ($u = 8600$ U/min). Es ist der Verlauf des Kompressionsverhältnisses π in Abhängigkeit von dem normierten Moldurchsatz L/L_{Soll} für verschiedene UF_6 -Konzentrationen N und für Verdichtergegendrücke $p_0 = 300 \dots 600$ Torr aufgetragen. Die Symbole bezeichnen die gemessenen Werte /8/, während die ausgezogenen Kurven an analytischen Gleichungen entsprechen, siehe Gleichung A6 im Anhang.

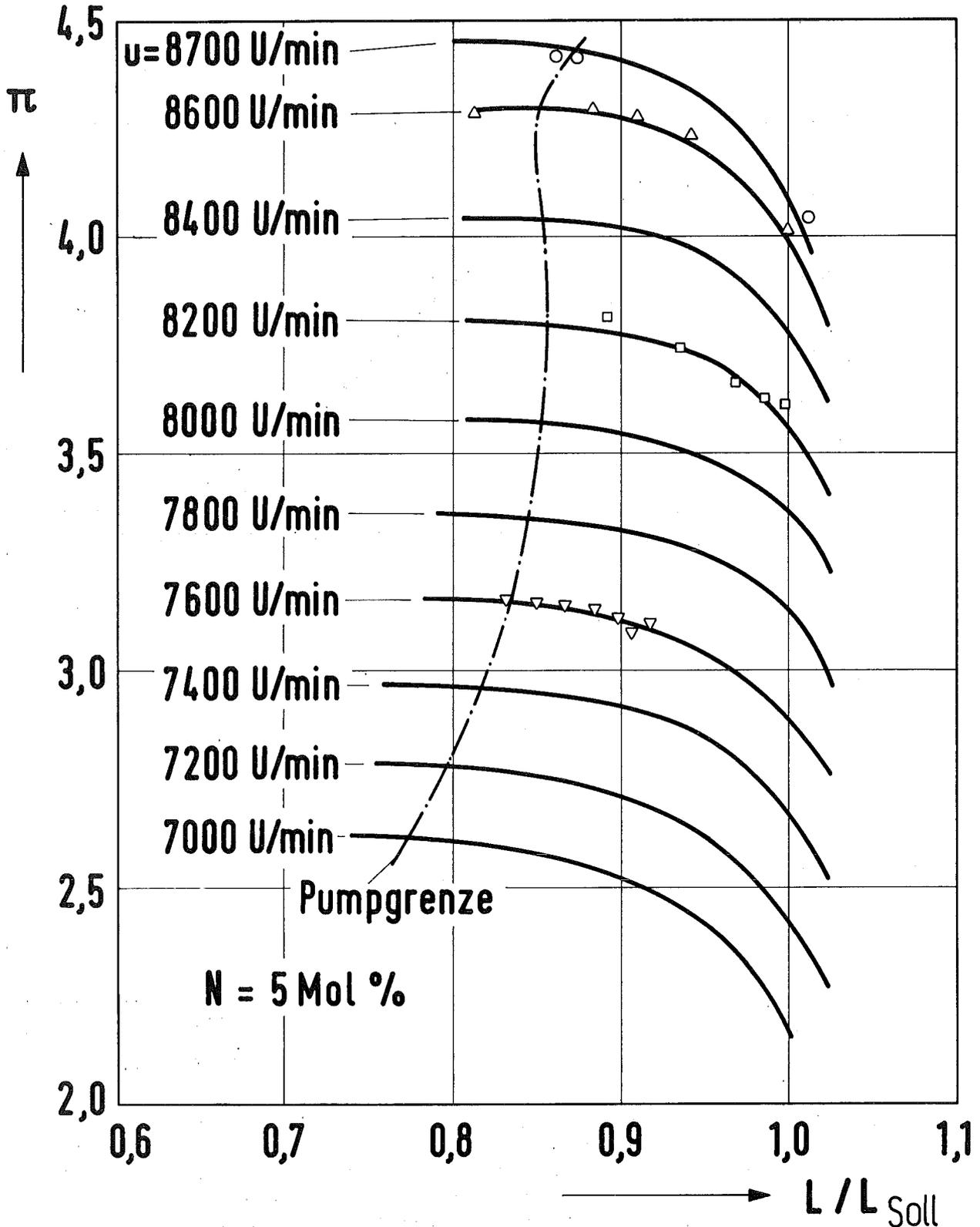


Abb. 7: Die Kennlinien des 2-stufigen Radialverdichterprototyps bei variabler Drehzahl u im Bereich von 7000 bis 8700 U/min. Es ist der Verlauf des Kompressionsverhältnisses π in Abhängigkeit von dem normierten Moldurchsatz L/L_{Soll} für die UF_6 -Konzentrationen $N = 5 \text{ Mol } \%$ dargestellt. Die Messungen und die Berechnungen (ausgezogene Kurven) wurden mit einem Kreislauf mit konstanter Füllung durchgeführt, die bei $u = 8600 \text{ U/min}$ die Auslegungswerte lieferte (Kompressionsverhältnis $\pi = 4$ bei $p_0 = 600 \text{ Torr}$ Gegendruck).

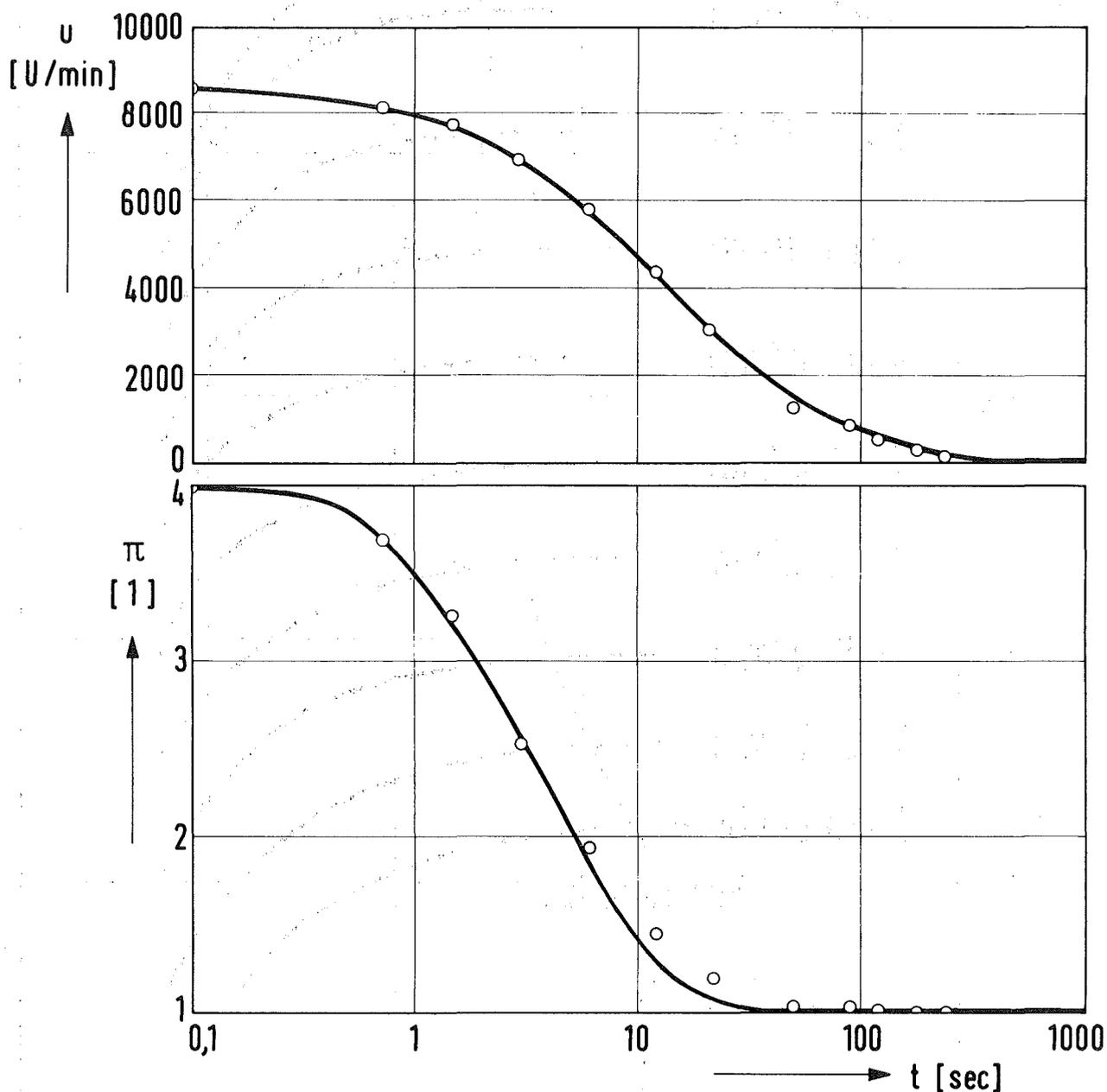


Abb. 8: Zeitlicher Verlauf der Verdichterdrehzahl und des Kompressionsverhältnisses π nach Abschalten des Verdichters. Im oberen Diagramm ist der Drehzahlverlauf nach Gleichung A10 als ausgezogene Kurve neben den Meßwerten dargestellt. Das untere Diagramm zeigt den mit diesem Zeitverlauf und mit Hilfe der Gleichung A9 berechneten Abfall des Kompressionsverhältnisses π im Vergleich mit den entsprechenden Meßwerten in der kurz geschlossenen Prototypstufe.

Da beim Unterschreiten des auf der Pumpgrenze liegenden Grenzwertes des Verdichterdurchsatzes Strömungsinstabilitäten auftreten, die durch die intermittierende Belastung zu Beschädigungen der Laufradschaufeln führen können, war diese Art der Gefährdung besonders zu beachten. Die Lage dieser Grenze ist in den Abbildungen 6 und 7 angegeben. Ihr experimentell ermittelter Verlauf kann durch die Gleichung A11 des Anhangs gut wiedergegeben werden.

Eine weitere Grenze ergibt sich bei der Überschreitung der zulässigen Laufradtemperatur, wenn bei gegenüber den Sollbedingungen geänderten Betriebszuständen erhöhte Kompressionsverhältnisse vorliegen. Für das verwendete Material ist vom Hersteller der Zusammenhang zwischen Laufradtemperatur und Lebensdauer angegeben, wie er sich aus der Dauerstandfestigkeit über die maximale Zahl der Lastwechsel ergibt (Abbildung 9). Die Auswirkungen der bei Störungen auftretenden Übertemperaturen werden anhand dieser Kurve mit Hilfe der Lebensdauerverkürzungen bewertet, die sich gegenüber einer mittleren Lebensdauer von 100 000 Stunden bei der Auslegungstemperatur des Laufrades von 90°C ergeben.

Schließlich wird der Leistungsbereich der Verdichter durch die zulässige Überlastbarkeit ihrer Antriebsmotoren bestimmt. Für die vorliegenden Betrachtungen wurde als Motor-Nennleistung die Verdichter-Sollantriebsleistung angesetzt, und ein konventioneller Überlastungsschutz für Motoren der Isolationsklasse F*) zugrunde gelegt. Danach sind z.B. bei 120 % bzw. 150 % Nennlast Überlastungszeiten von 6 bzw. 2 Minuten zulässig, ohne daß unzulässige hohe Wicklungstemperaturen auftreten (siehe Abbildung A12 im Anhang).

*) Entsprechend VDE - Norm 0530

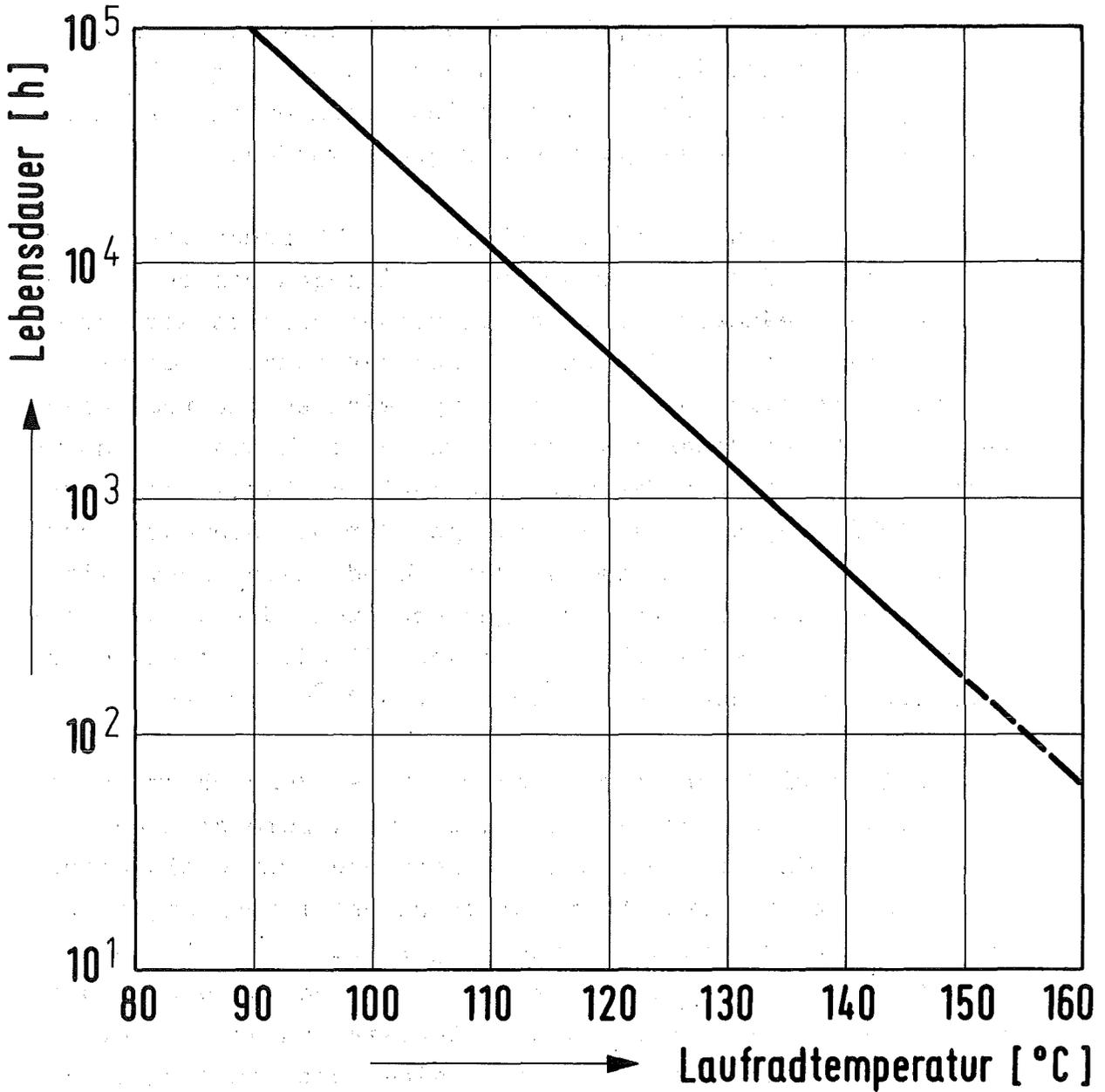


Abb. 9: Die Lebensdauer der Verdichter-Laufräder in Abhängigkeit von der Laufgradtemperatur (nach Herstellerangaben).

3. Die Auswirkungen eines Verdichterausfalls auf die Betriebsbedingungen in der Kaskade

Die Untersuchungen des Verdichterausfalles wurden an einem Kaskadenabschnitt des in Abb. 2 gezeigten Fließschemas mit insgesamt 33 Stufen ausgeführt, bei der die Einspeisung des Natururans in Stufe 10 erfolgt. Wie die folgenden Ergebnisse zeigen, reicht diese relativ geringe Stufenzahl aus, um alle relevanten Auswirkungen auf die Betriebsbedingungen in der Kaskade zu überblicken^{*)}.

Zum Zeitpunkt des Störungsbeginns ($t=0$) befinden sich alle Stufen der Kaskade im Sollbetriebszustand. Der Verdichterausfall tritt in Stufe 17 ein und wird durch das Absinken der Verdichter-Drehzahl entsprechend der Auslaufkurve in Abb. 8 simuliert. Sobald das Kompressionsverhältnis den Wert 1,02 erstmalig unterschreitet, reagiert der Verdichter wie eine Drosselstelle mit der Durchflußcharakteristik einer Düse, deren Querschnittsfläche dem engsten Strömungsquerschnitt im Enddiffusor des Verdichters entspricht.

Bei den Auswirkungen dieses Störfalles lassen sich zwei Zeitabschnitte deutlich unterscheiden, für die die Folgen des Verdichterausfalles einzeln dargestellt werden sollen:

Der erste Zeitabschnitt umfaßt die Vorgänge in den ersten 30 Sekunden nach dem Verdichterausfall. Zu diesem Zeitpunkt sind die Störungsauswirkungen noch auf wenige Stufen in der unmittelbaren Nachbarschaft der Störstelle beschränkt. Sie erreichen jedoch bereits ein Ausmaß, das rasche Maßnahmen zum Schutz einiger besonders gefährdeter Stufenverdichter erforderlich macht.

*) Das Digitalrechnerprogramm ist prinzipiell in der Lage, wesentlich größere Kaskadenabschnitte zu simulieren, jedoch konnte durch diese Beschränkung ein unnötig großer Rechenaufwand vermieden werden.

Ohne derartige Gegenmaßnahmen bleibt die Nachbarschaft der Störstelle im weiteren Zeitablauf zwar der am stärksten gefährdete Kaskadenbereich. Die Berechnungen zeigen jedoch, daß der Störungseinfluß in der Folge auf die gesamte Kaskade übergreift und die Stufen unterhalb und oberhalb der Störstelle in so unterschiedlicher Weise beeinflußt, daß auch ohne akute Gefährdung von Anlagenteilen eine wirkungsvolle Isolierung ohne Neutralisierung der Störungsursache im Zeitraum weniger Minuten erforderlich ist, wenn man nicht sehr erhebliche Produktionsverluste in Kauf nehmen will. Daher werden zunächst auch die Vorgänge dieses "Langzeitverhaltens" ohne jeglichen Eingriff betrachtet, obwohl eine solche Betriebsweise aufgrund der Kurzzeitgefährdung eventuell technisch nicht verantwortet werden könnte.

3.1 Die Änderungen der gasdynamischen Betriebsbedingungen in der Umgebung der Störstelle und die Kurzzeit-Gefährdung der Stufenverdichter

Das Kaskadenverhalten innerhalb der ersten Sekunden nach Abschalten des Motors des Stufenverdichters 17 möge anhand der Drücke p_0 und der UF_6 -Konzentration N_0 im Ausgangsgas der Trenndüsen (Stufennummer s) als Funktion der Zeit t in den isometrischen Übersichtsdarstellungen der Abbildungen 10 und 11 diskutiert werden.

Die unmittelbare Folge des Verdichterausfalles wird an dem steilen Absinken des Vordruckes p_0 der Stufe 17 in Abb. 10 deutlich. Im gleichen Maße, wie hier das abnehmende Kompressionsverhältnis des auslaufenden Verdichters erkennbar wird, steigen aber auch die Drucke in der leichten Fraktion der Stufe 15 und in der schweren Fraktion der Stufe 18 schnell an. Dies führt mit nur geringem Zeitverzug zu den nahezu parallel verlaufenden Druckerhöhungen in Stufe 15 - wegen der Durchsatzdrosselung aufgrund des reduzierten Expansionsverhältnisses - und in Stufe 20, der in-

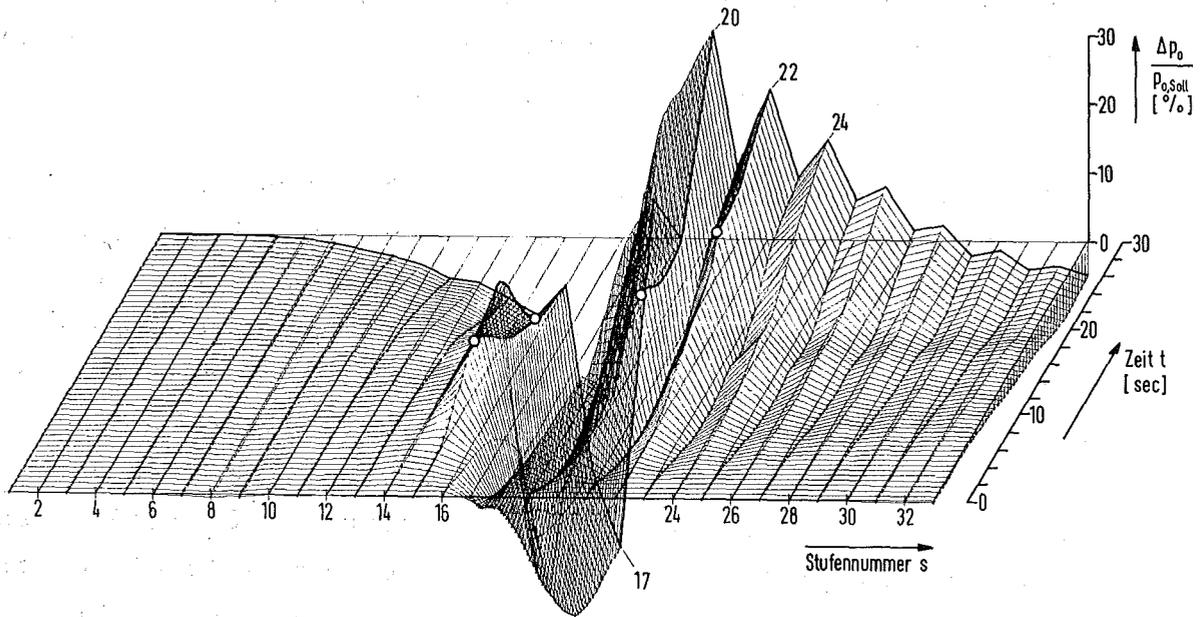


Abb. 10:

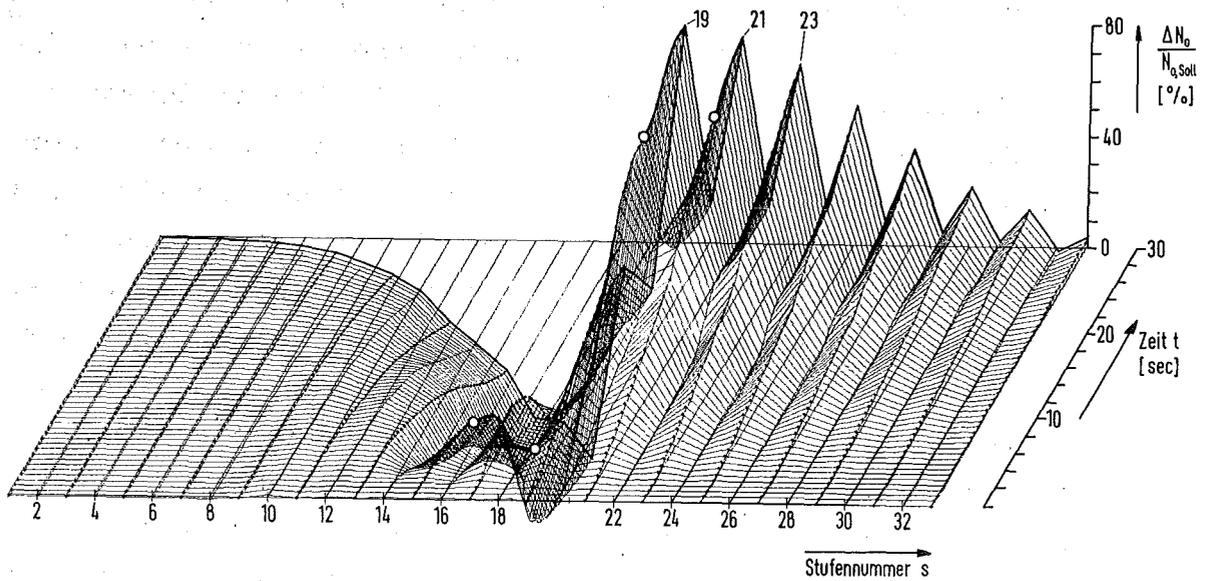


Abb. 11

Isometrische Darstellung der Zeitabhängigkeit der Drücke p_0 (Abb. 10) und der Konzentrationen N_0 (Abb. 11) aller Stufen s einer 33-stufigen Kaskade während der ersten 30 Sekunden nach Ausfall des Verdichters in Stufe 17 zur Zeit $t = 0$ ohne Einleitung von Gegenmaßnahmen. Die verstärkten Kurvenzüge zwischen den eingezeichneten Symbolen (o) bezeichnen die Zeitspannen, in denen einzelne Stufenverdichter pumpen.

folge des erhöhten Rückstaues in der schweren Fraktion der Stufe 18 (Erhöhung der Abschälverhältnisse ϑ und ϑ_U) eine stark erhöhte Gasmenge zugeführt wird.

Diese Druckänderungen werden begleitet von den in Abb. 11 gezeigten Auswirkungen auf die UF_6 -Konzentrationen N_O . Hier werden zunächst vor allem die Stufen 14 und 16 von einer Absenkung des UF_6 -Gehaltes erfaßt, weil wegen der verringerten Expansionsverhältnisse an den Düsen 15 und 17 deren schwere Fraktionen kleinere Gasmengen mit zusätzlich verringertem UF_6 -Gehalt abführen. Andererseits bewirkt der gleiche Mechanismus, daß die hier fehlenden UF_6 -Ströme kaskadenaufwärts geführt werden und in der Stufe 19 als erstem Engpaß einen extremen Konzentrationsanstieg verursachen, der sich in der Folge den übrigen oberhalb der Störstelle gelegenen Stufen mitteilt.

Durch die Störung wird somit ein Aufwärtstransport an UF_6 erzeugt, der nach wenigen Sekunden bereits um mehrere Größenordnungen größer ist als der normale Produktionsstrom der Kaskade und der den UF_6 -Inhalt aus den unterhalb der Störungsstelle liegenden Stufen rasch in den Bereich oberhalb der Störstelle transportiert. Diese Störstromstärke ist offensichtlich zu groß, als daß sie durch die lokalen Druck- und Konzentrationsänderungen voll kompensiert werden könnte, wie dies bei sonstigen Störungen aufgrund der inhärenten Stabilitätseigenschaften der Kaskade der Fall ist /6/, /13/. Man erkennt, wie sich dadurch in der Kaskade im Verlauf der ersten 30 sec ein Konzentrations- und ein Druckprofil mit ausgesprochenen Konzentrationsspitzen in den ungeradzahligen Stufen (19,21 ect.) und mit Druckspitzen in den geradzahligen Stufen (20,22...) ausbilden. Die sich daraus ergebenden längerfristigen Störungsfolgen sollen erst in den folgenden Abschnitten betrachtet werden, denn die Betriebsgrößenänderungen während dieser Anfangsphase haben bereits 10 Sekunden nach Störungseintritt erste Konsequenzen für den Anlagenbetrieb.

Überschreiten der Verdichter-Pumpgrenze

Die in der Trenndüse 15 infolge des herabgesetzten Expansionsverhältnisses auftretende Drosselung des Gasdurchsatzes führt nach 10 Sekunden zu einem Überschreiten der Pumpgrenze des Verdichters 15. Nach weiteren 10 Sekunden verläßt dieser Verdichter jedoch den Pump-Bereich, da die UF_6 -Konzentration stark absinkt. Dabei erhöht sich sein Volumendurchsatz soweit, daß trotz abgesunkener Verdichterendtemperatur bei nunmehr herabgesetztem Kompressionsverhältnis die kritische Volumenstromstärke überschritten wird, und damit die Kombination Verdichter-Kennlinie/Verbraucher-Kennlinie wieder in den Bereich des stabilen Verdichterbetriebes verlagert wird^{*)}.

Ein entgegengesetzt ablaufender Vorgang ist dafür verantwortlich, daß etwa 20 Sekunden nach Störungseintritt der Verdichter 19 in den Bereich des Pumpens gerät^{*)}. Hier führt die starke Konzentrationserhöhung trotz einer durch größeres Kompressionsverhältnis erhöhten Verdichtungsendtemperatur zu einer Absenkung des Volumendurchsatzes im Verdichter unter den die Pumpgrenze kennzeichnenden kritischen Wert. Aus dem gleichen Grund überschreiten etwas später auch die Verdichter 21 und 23 die Pumpgrenze. Bei dem Verdichter 23 erfolgt die Verschiebung des Arbeitspunktes in den instationären Bereich nur für wenige Sekunden, da die anfänglichen extremen Konzentrationserhöhungen im weiteren Verlauf wieder etwas abgebaut werden, so daß auch die Verdichter der noch höher liegenden Stufen gerade nicht mehr in den Pump-Bereich geraten. Die Verdichter 19 und 21 würden bei unveränderter Betriebsweise insgesamt etwa während 2 Minuten wenig oberhalb der Pumpgrenze arbeiten müssen, bis sie schließlich wieder in den stabilen Arbeitsbereich gelangen.

*) Der Zeitabschnitt, während dessen sich ein Verdichter im Bereich des Pumpens befindet, ist in den Abbildungen hervorgehoben.

Überlastung der Verdichter-Antriebe

In den geradzahligen Stufen oberhalb der Störstelle werden bei erhöhten Betriebsdrücken deutlich erhöhte Durchsätze gefördert, und die Leistungsaufnahme der Antriebsmotore erreicht nach 30 sec maximal 132 % der Nennlast in Stufe 20. Diese Überlast könnte für eine Dauer von etwa 3 Minuten bestehen bleiben, ohne daß eine Gefährdung des Motors die Folge wäre. In allen übrigen Stufen beträgt die Überlast weniger als 25 % der Nennlast und die zulässigen Überlastungszeiten sind größer als 4 Minuten.

Temperaturerhöhung in den Verdichter-Laufrädern

Die Temperaturerhöhung der verdichteten Gase ist praktisch nur eine Funktion der UF_6 -Konzentration N im Verfahrensgas. Die Laufradtemperatur im Verdichter wurde in Anlehnung an /8/ mit der näherungsweise zutreffenden Annahme eines konstanten Radwirkungsgrades und eines konstanten Reaktionsgrades berechnet. Es ergibt sich, daß sich nach ca. 30 Sekunden in dem am höchsten belasteten Verdichter 19 bei einer UF_6 -Konzentration von 8,8 % eine maximale Laufradtemperatur von $120^{\circ}C$ einstellt. Dies würde nach Abb. 9 zu einer Lebensdauerverkürzung von etwa einer Stunde je 2 Minuten Überlastungszeit führen.

3.2 Das Langzeitverhalten der Betriebsbedingungen der Kaskade mit einem stehenden Verdichter

Im weiteren Störungsverlauf ist das Kaskadenverhalten bestimmt durch den im Bereich der Störstelle aufgeprägten, sehr großen Aufwärtstransport τ_U des UF_6 , dessen zeitlicher Verlauf am Bilanzschnitt zwischen den Stufen 16-17/18-19 in Abb. 12 aufgetragen ist. Das nach etwa 15 Sekunden auftretende Maximum ergibt sich durch die Wirkung der stabilisierenden Kaskadeneigenschaften, die jedoch nicht

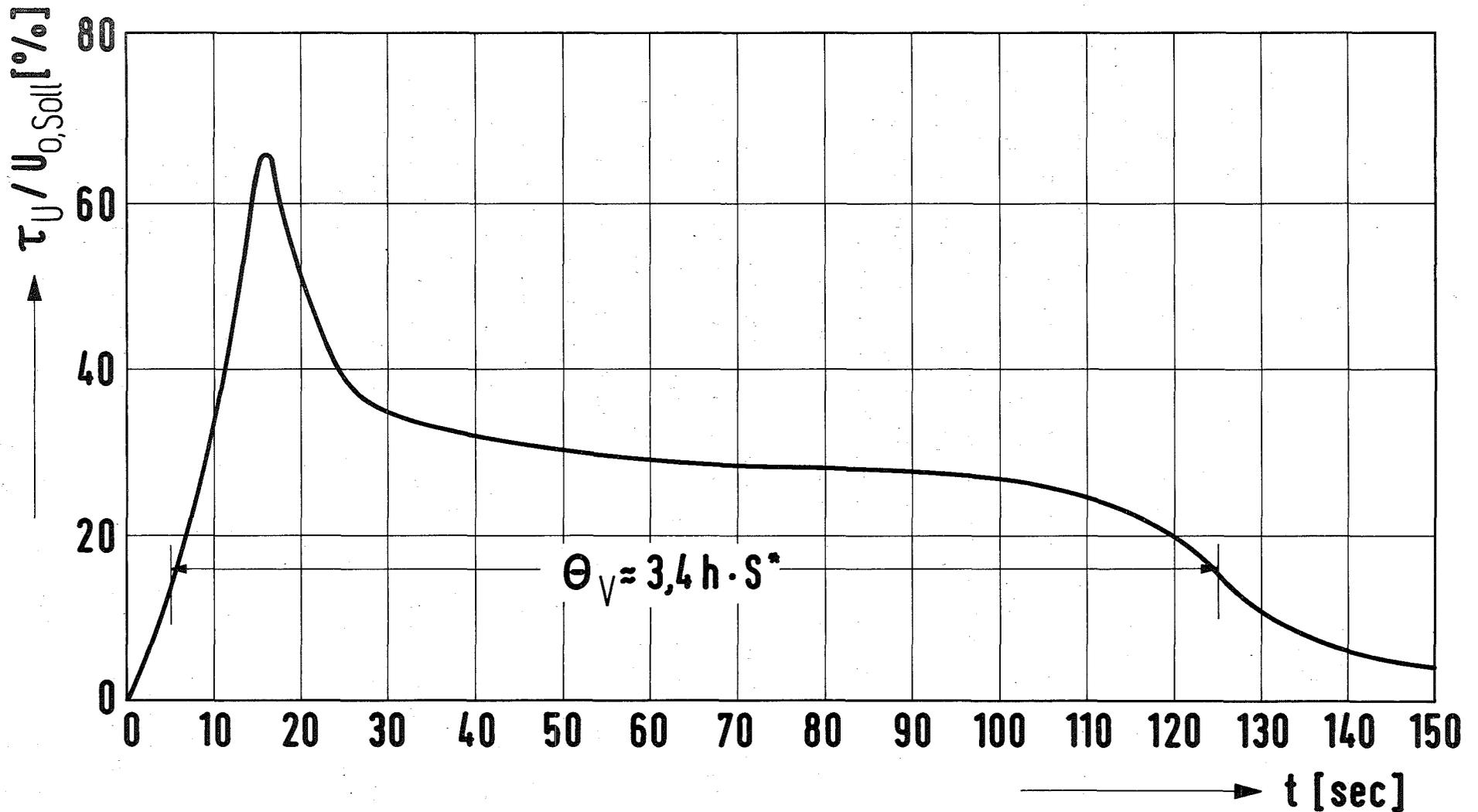


Abb. 12: Der UF_6 -Transport τ_U der Kaskade als Funktion der Zeit t nach einem Verdichterausfall in Stufe 17 ohne Einleitung von Gegenmaßnahmen (Bilanzschnitt zwischen den Stufen 16-17/18-19). Nach Ablauf der Umschichtungszeit Θ_V enthalten die unterhalb der Störstelle gelegenen Stufen praktisch kein UF_6 mehr. Mit h ist hier die mittlere Verweilzeit des Verfahrensgases in einer Stufe bezeichnet, S^* ist die Anzahl der Stufen unterhalb der Störstelle.

ausreichen, den Aufwärtstransport vollständig zu kompensieren. Für einen längeren Zeitraum behält der UF_6 -Transport einen sehr hohen Wert, der etwa 30 % des UF_6 -Solldurchsatzes $U_{0,soll}$ der Stufen ausmacht und damit je nach Anreicherungs-
aufgabe des betroffenen Kaskadenabschnittes um zwei bis drei Größenordnungen über dem auslegungsgemäßen Produktions-
transport τ_{UP} liegt. Dadurch wird der UF_6 -Inhalt der unterhalb der Störstelle liegenden Stufen sehr rasch in die oberhalb lie-
genden Stufen verlagert. Die damit verbundenen Druck- und Konzentrationsänderungen in den Stufen der Kaskade sind in den isometrischen Darstellungen in Abb. 13 und Abb. 14 ge-
zeigt. Nach praktisch völliger Entleerung des UF_6 aus dem unteren Kaskadenabschnitt fällt der UF_6 -Transport zwangs-
läufig auf den Wert der in Stufe 10 stationär eingespei-
sten Stromstärke U_F des Ausgangsmaterials ab.

Die Darstellungen der Druck- und Konzentrationsprofile (Abb. 13 und 14) zeigen, daß bei einem Verdichterausfall die UF_6 -Konzentration in dem unterhalb der Störstelle lie-
genden Kaskadenabschnitt praktisch restlos abgebaut wird. Dabei läuft der Vorgang unter schwacher Druckabsenkung zu-
nächst bis zu dem Stadium, an dem die UF_6 -Entnahme die Fußstufe der Kaskade erreicht hat. Zu diesem Zeitpunkt setzt nach plötzlichem starken Druckabfall im unteren Kas-
kadenabschnitt ein allmählicher Druckanstieg ein, der in den stationären Endzustand einmündet. Wie man sieht, bringt dieser relativ abrupte Übergang mit einer entsprechenden Phasenverschiebung noch eine deutlich erkennbare Rückwir-
kung auf den oberen Kaskadenabschnitt mit sich.

Die Gesamtdauer der Umschichtungsperiode ist im wesentli-
chen durch das Verhältnis des UF_6 -Inhalts in den Stufen der Kaskade unterhalb der Störstelle zum Absolutwert des UF_6 -
Transports τ_U selbst bestimmt. In dem hier berechne-
ten Kaskadenbeispiel beträgt das Verhältnis von Stufenin-
halt zum Stufendurchsatz, die sogenannte Verweilzeit $h = 2,2$
sec. Daraus ergibt sich eine mittlere "Umschichtungsge-

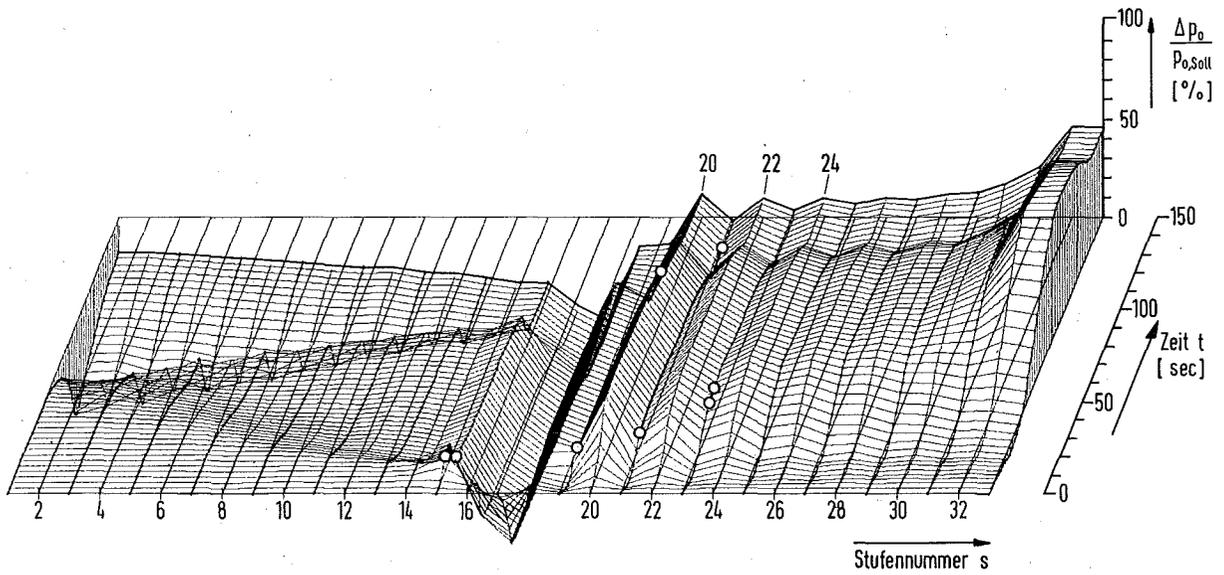


Abb. 13

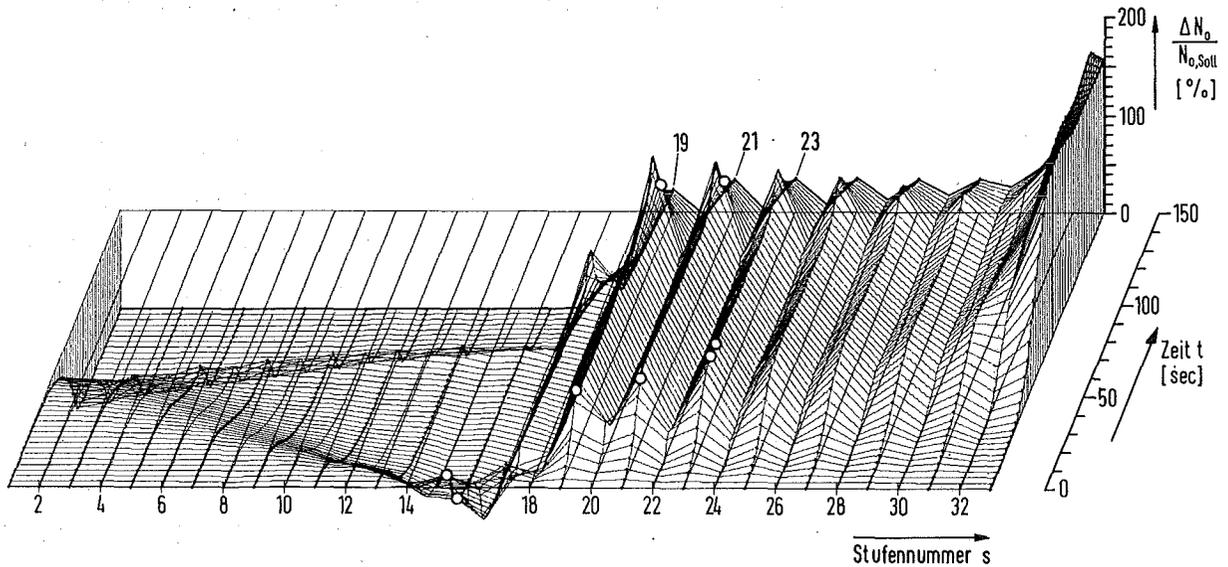


Abb. 14

Isometrische Darstellung der Zeitabhängigkeit der Drücke p_o (Abb. 13) und der Konzentrationen N_o (Abb. 14) aller Stufen s einer 33-stufigen Kaskade während der ersten 150 Sekunden nach Ausfall des Verdichters in Stufe 17 zur Zeit $t = 0$ ohne Einleitung von Gegenmaßnahmen. Die verstärkten Kurvenzüge zwischen den eingezeichneten Symbolen (o) bezeichnen die Zeitspannen, in denen einzelne Stufenverdichter pumpen.

schwindigkeit" für den UF_6 -Inhalt von ca. 0.13 Stufen/sec. Bei anderen Verweilzeiten h und anderen Stufenzahlen ist die Dauer der Umschichtungsperiode $\theta_V = 3,4 \cdot h \cdot S^*$ (S^* = Stufenzahl der entleerten Stufen) entsprechend zu korrigieren.

Der bei diesem Berechnungsbeispiel z.T. über die zulässigen Betriebszustände hinaus simulierte Störungsablauf führt im Endzustand teilweise zu Betriebsdrücken und UF_6 -Konzentrationen, bei denen die benutzten Kennfelder nicht mehr gültig sind bzw. durch Restriktionen eingeschränkt sind. Die Betriebsbedingungen der Stufen in der unmittelbaren Nachbarschaft der Störstelle liegen jedoch weitgehend im Gültigkeitsbereich, so daß die qualitative Beschreibung der Störungsauswirkungen für die folgende Beurteilung voll ausreichend ist und insbesondere der Zeitmaßstab des Störungsablaufs quantitativ richtig wiedergegeben wird.

3.3 Die Verluste an Trennarbeitsleistung in der Kaskade mit einem stehenden Verdichter

Die bisher betrachteten Änderungen der Betriebsbedingungen bei einem Verdichterausfall haben zweierlei Auswirkungen auf den Anreicherungsbetrieb der Kaskade: Einerseits sinkt die ohne Gegenmaßnahmen erzielbare Trennarbeitsleistung ΔU rasch auf unbedeutende Werte ab, andererseits wird durch die beschriebene Umschichtung des UF_6 -Inhalts und die damit verbundene Isotopenvermischung ein Trennarbeitsverlust hervorgerufen, der die im gleichen Zeitraum von der ungestörten Kaskade geleistete Trennleistung um Größenordnungen übersteigen kann.

Das Absinken der verfügbaren Trennleistung ΔU nach einem Verdichterausfall ist in Abb. 15 für die 33-stufige Kaskade dargestellt. Man erkennt einen sehr steilen Abfall während der etwa 120 sec dauernden Umschichtungszeit, in der der Isotopeninhalt des oberen Kaskadenabschnittes mit

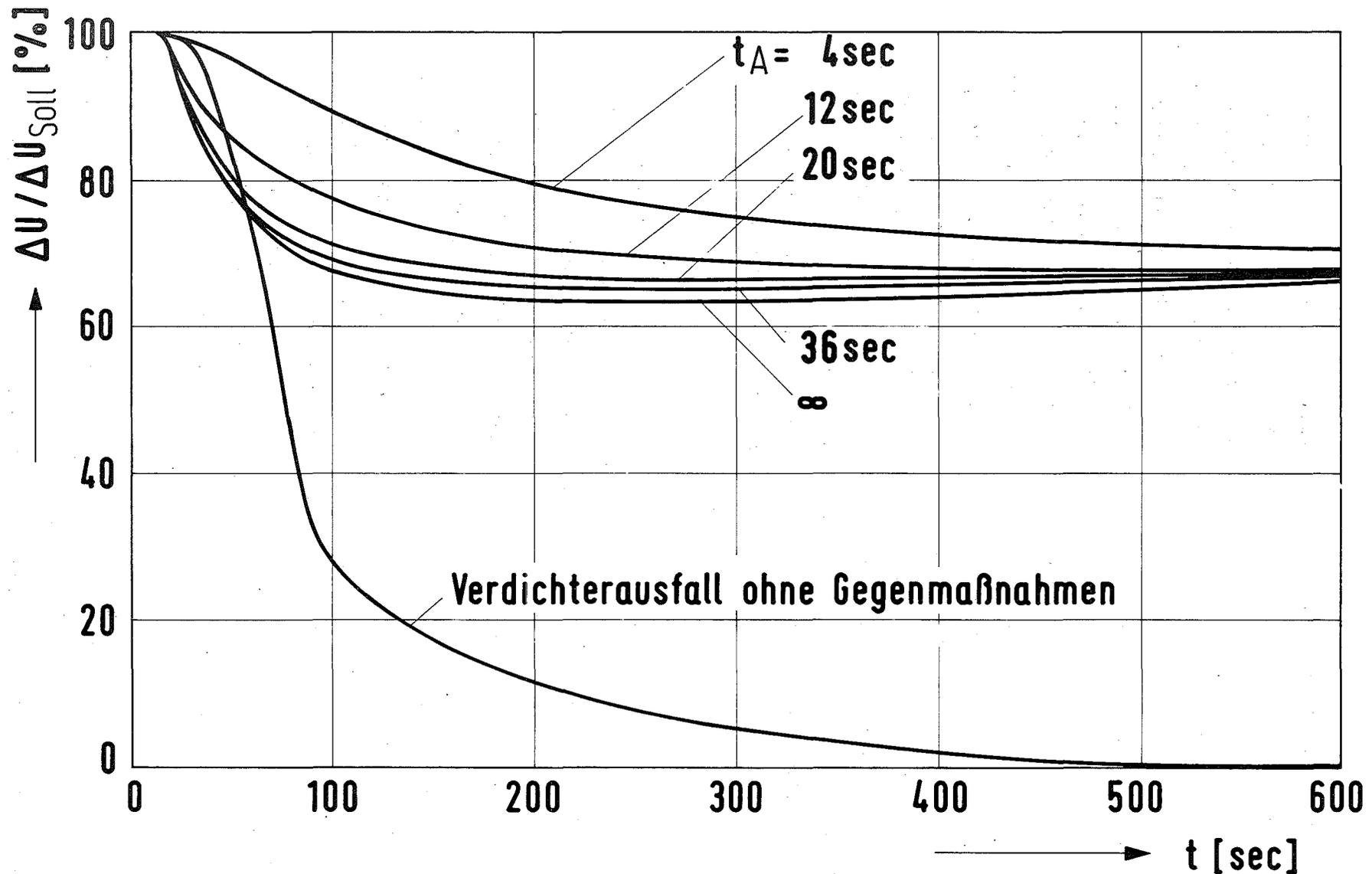


Abb. 15: Der zeitliche Verlauf der Werterzeugung ΔU der 33-stufigen Kaskade nach dem Ausfall des Verdichters in Stufe 17 zur Zeit $t = 0$. Die steil abfallende Kurve stellt den Verlauf der Werterzeugung für den Fall dar, daß keine Gegenmaßnahmen ergriffen werden. Bei den 5 weiteren Kurven wird als Gegenmaßnahme eine Gruppe von 6 Stufen (Stufennummern $s = 15 \dots 20$) zur Zeit $t_0 = 4 \text{ sec}$ überbrückt und nach verschiedenen Zeiten t_A abgesperrt. Die Stufenverdichter der Gruppe wurden zur Zeit $t = 0 \text{ sec}$ abgeschaltet.

dem des unterhalb der Störstelle liegenden Teiles irreversibel vermischt wird. Im weiteren Verlauf ist auch in dem UF_6 -gefüllten Kaskadenteil keine nützliche Isotopentrennung mehr möglich, weil der Abtransport des schweren Isotops zum Kaskadenfuß durch die Störung gewissermaßen blockiert wird. Das Auslaufen der Kurve in Abb. 15 stellt den Übergang zur homogenen Füllung mit UF_6 natürlicher Isotopenzusammensetzung dar, da auch weiterhin Natururan mit der Stromstärke U_F in die Kaskade eingespeist wurde. Der zur Zeit $t = 150 \text{ sec}$ erreichte Wert ΔU wird von dem Isotopenmolenbruch bestimmt, der sich aus der Durchmischung des Uraninhalts der Kaskade im oberen Kaskadenabschnitt ergibt. Er ist daher wesentlich von der Lage der Störstelle in Bezug auf den Einspeisepunkt und von dessen Lage im Bezug zur Kaskadenmitte abhängig. Dies gilt natürlich ebenso für den weiteren Kurvenverlauf, der daher nur für das betrachtete Beispiel relevant ist und nicht genauer berechnet wurde.

Der beobachtete Ausfall an Trennleistung ΔU ist jedoch klein gegenüber dem Trennarbeitsverlust, der aus der völligen Zerstörung des Isotopengradienten in der Kaskade resultiert. In der betrachteten 33-stufigen Kaskade, in der für den Aufbau dieses Gradienten nur eine Einstellzeit θ_E von etwa 20 min benötigt wird, beträgt das Verhältnis von Störzeit zu Einstellzeit etwa $\theta_V : \theta_E \approx 1:10$. In technischen Trenndüsen-Anlagen mit ca. 300 Stufen in einem Kaskadenabschnitt erfolgt bei einem Verdichterausfall in der Nähe der Kaskadenmitte die völlige Vermischung des Inhalts im Laufe von etwa 20 Minuten Stillstandszeit eines Einzelverdichters. Die Einstellzeit θ_E einer solchen Kaskade liegt aber bei etwa 15 Stunden Vollastbetrieb, so daß hier das Verhältnis 1:50 auftritt.

Betrachtet man industrielle Trenndüsen-Anlagen mit Trennarbeitsleistungen $\Delta U = 2500..5000 \text{ to Uran-Trennarbeit/Jahr}$ (to UTA/a) so entstehen ohne wirkungsvolle Gegenmaßnahmen

*) ohne UF_6 -Abscheidungsanlagen

in der Kaskade in den ersten 20 Minuten eines Verdichterausfalles Produktionsverluste im Gegenwert von 250...600 kg UTA (ca. 25.000 DM....50.000 DM) je Minute. In der Folge würden ohne Gegenmaßnahmen zu diesem Gesamtverlust von 0,5...1 Mio DM ein Produktionsausfall im Wert von 30.000...70.000 DM je Stunde Störungsdauer hinzutreten. Von diesem Sachverhalt hat man auszugehen, wenn man geeignete Gegenmaßnahmen ergreifen will.

4. Die Gegenmaßnahmen bei Verdichter-Ausfall in der Trenndüsenkaskade

Für die Wartung von Anreicherungskaskaden mit ausschließlich in Reihe geschalteten Stufen ist es üblich, die Trennstufen in Gruppen zusammenzufassen und die Zusammenschaltung der Kaskade so auszuführen, daß jede Gruppe ohne Unterbrechung des Anreicherungsbetriebes überbrückt und abgesperrt werden kann. Die entsprechende Schaltung ist für die hier besprochenen Kaskaden im Fließbild der Abb. 16 wiedergegeben. Es zeigt sich, daß dieses Vorgehen auch bei einem Verdichterausfall die günstigste betriebliche Maßnahme darstellt, wenn eine feste Reihenfolge der Einzelschritte und bestimmte Mindestzeiten für die Einleitung der Überbrückung eingehalten werden.

Da zu einer Stufengruppe auch im günstigsten Fall eine größere Anzahl von etwa 10-20 Trennstufen gehören^{*)}, wäre bei einem Verdichterausfall in einer der Basisstufen ein Trennarbeitsverlust von 5...10 % der Kaskadentrennleistung in Kauf zu nehmen. Aus diesem Grunde wurden auch alle Möglichkeiten untersucht, die es gestatten könnten, die Kaskade mit einem stehenden Verdichter weiter zu betreiben und zugleich den aufgeprägten UF_6 -Transport soweit zu begrenzen, daß nur eine lokalisierte Kaskadenstörung stationär resultiert. Hierfür kamen in erster Linie steuernde Eingriffe mit Hilfe der vorhandenen Rückstauventile RV, aber auch gezieltes Abschalten benachbarter Verdichter in Frage. Schließlich wurden auch die Möglichkeiten untersucht, durch geeignet angeordnete Überbrückungsventile zwischen den Rückführungsleitungen der schweren Fraktionen die Eng-

*) Die Anzahl der Stufen je Gruppe wird in einem Kostenvergleich des zusätzlichen Leitungs- und Ventilaufwands mit dem Produktionsverlusten während der Wartungs- und sonstigen Ausfallzeiten optimiert.

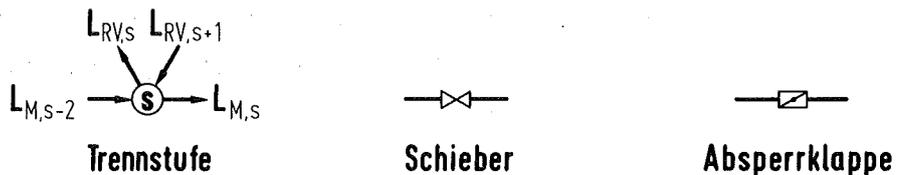
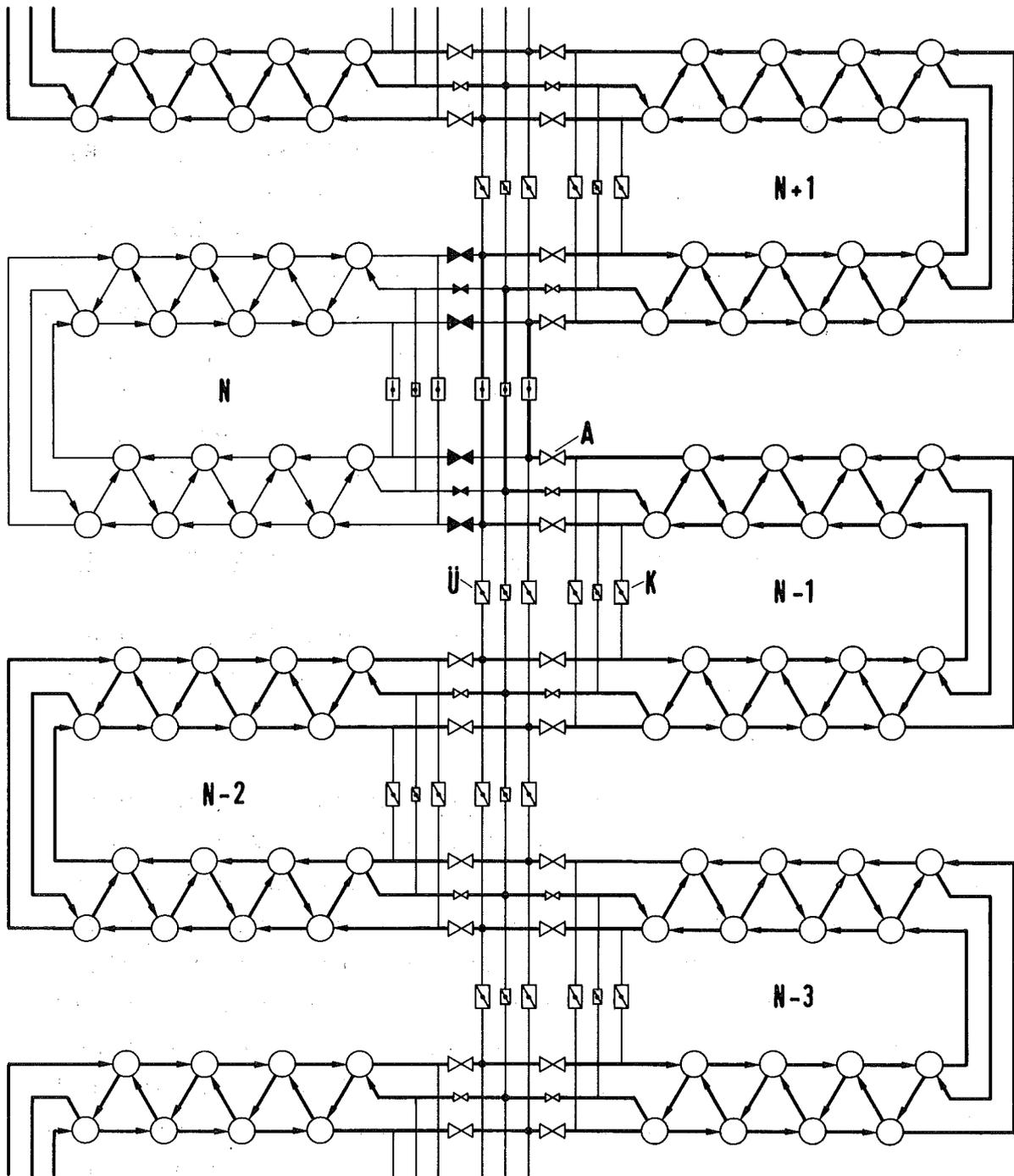


Abb. 16: Das Fließbild einer Trenndüsenkaskade für ein Uranabschälverhältnis $\vartheta_U = 1/3$ mit Überbrückungs- und Kurzschlußleitungen zur Abschaltung einzelner Stufengruppen aus dem laufenden Kaskadenbetrieb. In dem Schema ist die Überbrückung der Gruppe N mit Hilfe der Überbrückungsventile Ü angedeutet. Die Gruppe wird durch die Absperrschieber A vakuumdicht von der Kaskade isoliert und kann bei geöffneten Kurzschlußventilen K in kurzgeschlossenem Kreislauf probeweise betrieben werden.

paßsituation im Bereich der Störstelle abzubauen. Alle diese Maßnahmen führen jedoch nicht zum gewünschten Erfolg, obwohl sie zum Teil geeignet sind, den Zeitablauf in der Anfangsphase deutlich zu verzögern. So kann z.B. durch Umleitung der schweren Fraktion der Stufe $s+1$ nach dem Verdichterausfall in Stufe s zum Ansaugbereich des Verdichters in Stufe $s-1$ die Zeitspanne bis zum Beginn des Pumpens des Verdichters $s-2$ bis auf 40 sec vergrößert werden. Dann ist jedoch, wie in allen übrigen Fällen, auch in diesem Fall die Überbrückung der Störstelle erforderlich.

4.1 Die Gruppenüberbrückung nach einem Verdichter-Ausfall

Für eine solche Gruppenüberbrückung werden im folgenden die Gesichtspunkte der zweckmäßigen Schrittfolge und der maximal zulässigen Zeitspannen dargelegt.

Es ist einleuchtend, daß beim Überbrücken bzw. dem Kurzschließen einer Gruppe die Auswirkungen des Verdichterausfalls auf den Betriebszustand in der Restkaskade umso geringer sind, je schneller die Kurzschlußklappen (K) und die Überbrückungsventile (Ü) geöffnet und je früher die Absperrschieber (A) geschlossen werden können (s. Abb. 16). Andererseits sind die Absperrorgane umso teurer und komplizierter, je kleiner die geforderten Schließzeiten sind. Ebenso liegt es auf der Hand, sämtliche übrigen Verdichter einer betroffenen Gruppe mit Eintritt des Störfalles automatisch, d.h. in Sekundenbruchteilen abzuschalten, da jede geplante Verzögerungszeit nur zusätzlichen Aufwand verursachen würde und zugleich den Fällen Rechnung getragen wird, in denen ein Verdichter am Kopf oder am Fuß einer Gruppe ausfällt.

Wenn unter diesen Voraussetzungen eine Gefährdung von Verdichtern durch Pumpen ausgeschlossen sein soll, so ergibt sich für die Festlegung der Ventilbetätigungszeiten neben

der Kostenoptimierung eine obere Grenze für die Öffnungszeit der Überbrückungsventile (Ü) bzw. der Kurzschlußventile (K).

Die Darstellung der Störungsauswirkungen in Abschnitt 3 zeigte, daß die Kurzzeitgefährdung des Verdichters s-2 durch eine Drosselung seines Förderstromes hervorgerufen wird. Bei Abschalten aller Verdichter einer Gruppe beeinflußt dieser Vorgang in gleicher Weise die beiden Stufenverdichter am Kopf der darunter liegenden Gruppe. Durch ausreichend schnelles Öffnen der Überbrückungsventile (Ü) und/oder der Kurzschlußventile (K) wird diese Drosselung beseitigt (s. Abb. 16). Da an diesen Ventilen im Normalbetrieb praktisch keine Druckdifferenzen anstehen und auch die Dichtigkeitsanforderungen niedrig sind, kommen hierfür vorzugsweise Absperrklappen in Frage /14/, die sich leicht und schnell betätigen lassen. Daher kann ihre Funktionsweise im Rahmen des hier relevanten Zeitmaßstabes durch ein sprunghaftes Öffnen zur Zeit $t_{\text{Ü}}$ (siehe Abb. 17) nach Störungseintritt beschrieben werden, wenn das Ventil oder die Klappe zu diesem Zeitpunkt 30 % ihres Querschnitts freigegeben haben. Da anschließend gezeigt wird, daß die Zeiten t_{A} , die bis zum Absperrren der überbrückten Gruppe verstreichen dürfen, sehr viel länger sind, konnte auch die Funktionsweise der zweifellos wesentlich schwerfälligeren Absperrschieber^{*)} als eine Sprungfunktion in die Berechnungen eingeführt werden. Dabei dürfte der Zeitpunkt t_{A} etwa dann erreicht sein, wenn der Schieberquerschnitt zu 70 % geschlossen ist. Diese Zusammenhänge sind in dem Weg-Zeitdiagramm der Abb. 17 schematisch dargestellt.

*) Diese müssen gegen Atmosphärendruck hochvakuumdicht schließen, damit bei Belüftung der abgeschalteten Gruppe keine Leckluft in die weiterlaufende Kaskade eindringt.

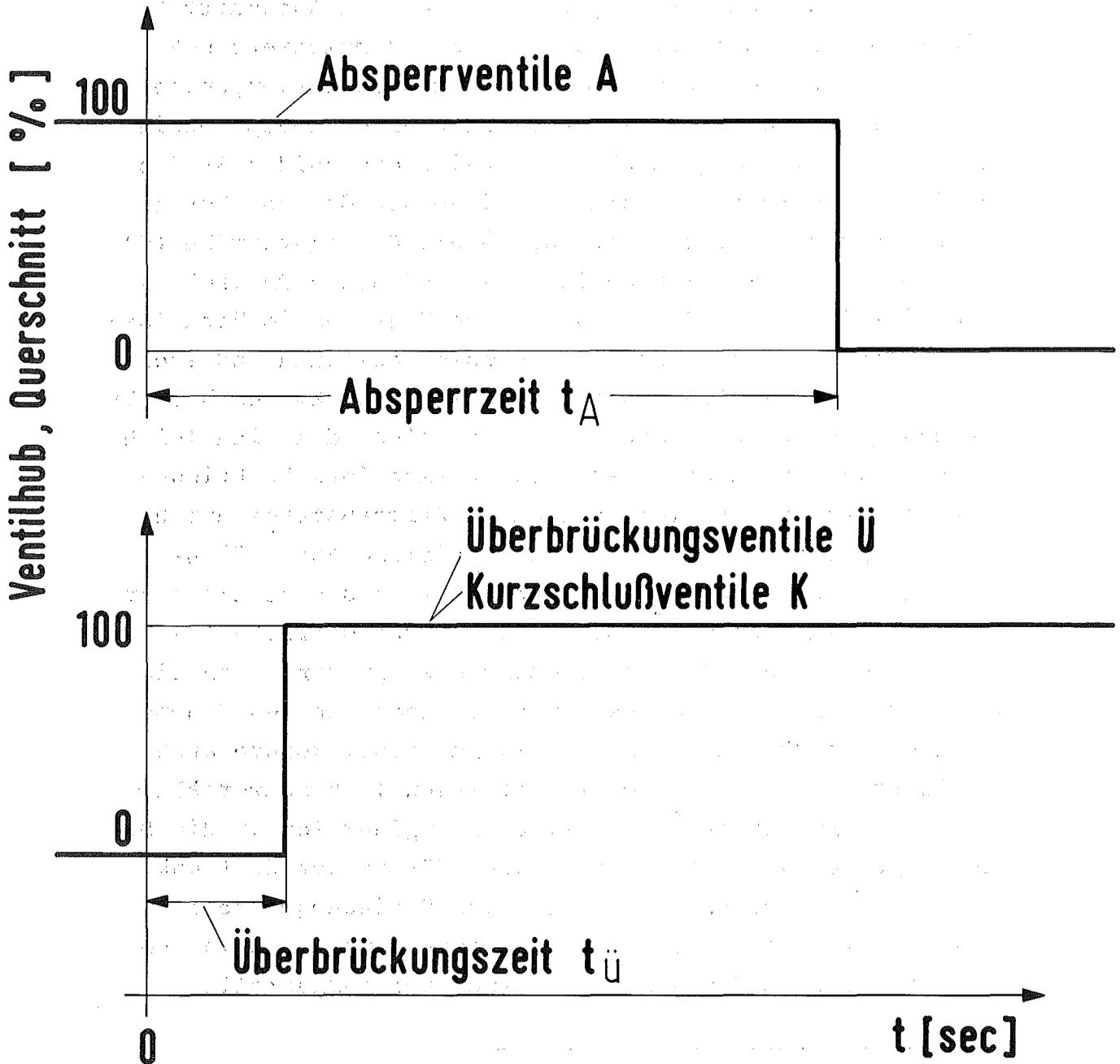


Abb. 17: Die schematische Darstellung der Ventilfunktionen bei der Überbrückung einer Stufengruppe nach einem Verdichterausfall zur Zeit $t = 0$.

Die obere Grenze für den Wert der Überbrückungsverzögerung $t_{\bar{U}}$ läßt sich aus den Betrachtungen des Abschnitts 3 (Abb. 10 und 11) zu etwa 4 sec ableiten: Das gleichzeitige Abschalten der Verdichter einer Gruppe führt sofort zu einem Druckanstieg im Ansaugbereich der beiden Verdichter am unteren Gruppenende. Dadurch werden nun die Ströme durch die beiden Trenndüsen, die unmittelbar unterhalb der Gruppe liegen, aufgestaut. Einer der Verdichter, die in diese Stufen fördern, hat dabei ein besonders UF_6 -armes Gemisch zu komprimieren, da der Zustrom an Kerngas in seinem Ansaugbereich rasch versiegt. Dieser Verdichter ist, wie in Abschnitt 3 gezeigt wurde, besonders gefährdet. Die Rechnung zeigt, daß der durch das Abschalten der Verdichter der Gruppe induzierte UF_6 -Transport etwa doppelt so schnell ansteigt, wie beim Ausfall eines einzelnen Verdichters, daß die Konzentrationsverarmung in den Stufen unterhalb der Gruppe also doppelt so schnell abläuft. Daher wird die Pumpgrenze in dem gefährdeten Verdichter bereits nach 6 sec überschritten und nach weiteren 2 sec ist die Konzentrationsverarmung im Ansaugbereich des zweiten Verdichters am unteren Gruppenende soweit fortgeschritten, daß auch er zu pumpen beginnt.

Pumpen von Verdichtern in den Nachbargruppen kann also mit Sicherheit vermieden werden, wenn die Überbrückungszeit $t_{\bar{U}}$ kleiner als 4 Sekunden gewählt wird. Da dies für die Betätigung der Absperrklappen keine besonderen Probleme aufwirft, wurden die weiteren Berechnungen mit einer Überbrückungszeit $t_{\bar{U}} = 4$ sec durchgeführt. Die Darstellung in Abb. 18 zeigt die dann noch verbleibenden Auswirkungen des Verdichterausfalls auf die Trenndüsen vordrücke p_0 in der 33-stufigen Kaskade, deren Stufen 15-20 nach 4 Sekunden überbrückt wurden, ohne daß anschließend die Absperrventile geschlossen wurden. Die überbrückten Stufen nehmen mit dem Auslaufen der Verdichter den Ansaugdruck der benachbarten Verdichter an, was durch die Anschlüsse an die geöffneten Leitungsstränge der schweren und leichten Frak-

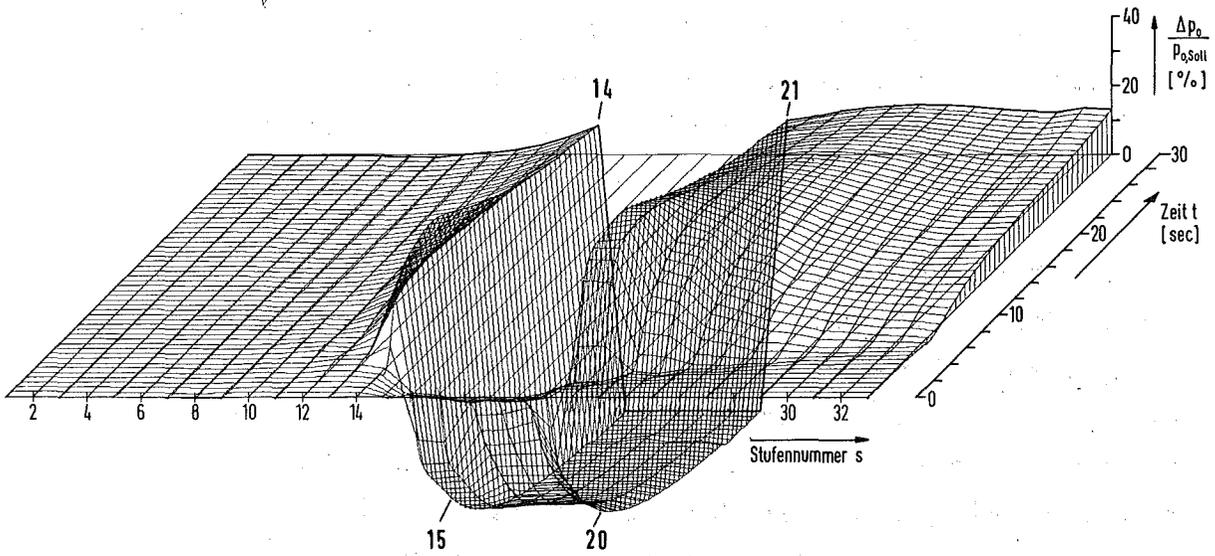


Abb. 18

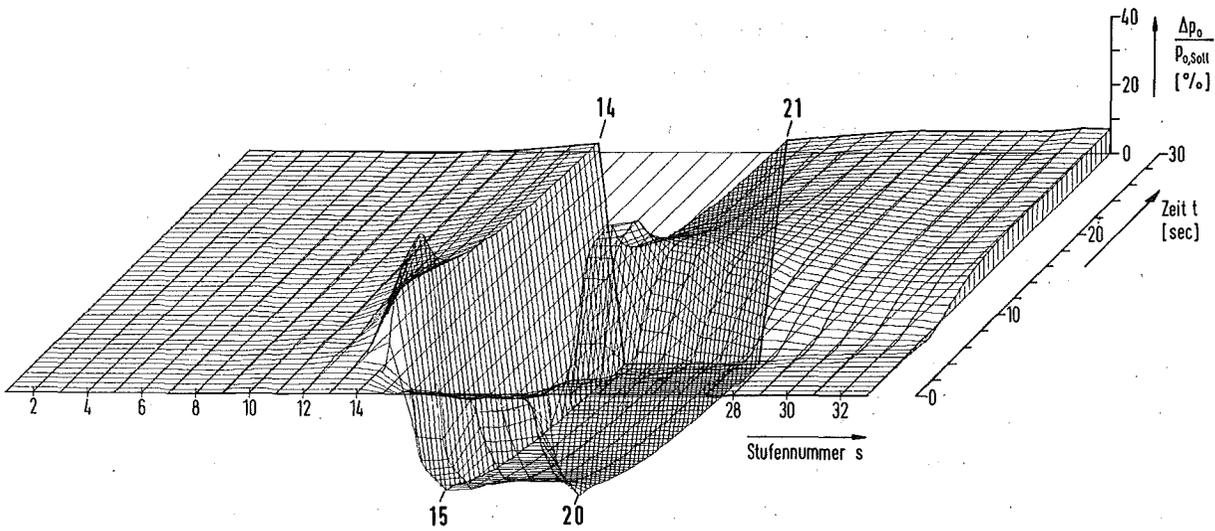


Abb. 19

Isometrische Darstellung der Zeitabhängigkeit der Drücke p_0 aller Stufen s einer 33-stufigen Kaskade während der ersten 30 sec nach dem Abschalten einer Gruppe von 6 Stufen (Stufennummern $s = 15 \dots 20$) zur Zeit $t = 0$ sec. Die Gruppe wird zur Zeit $t_{\text{Ü}} = 4$ sec überbrückt und nach $t_{\text{A}} = \infty$ (Abb. 18) bzw. $t_{\text{A}} = 8$ sec (Abb. 19) abgesperrt. Der Druckabfall in den Stufen der Gruppe zeigt die rasche Einstellung des mittleren Fülldrucks der Stufen. Der Inventarverlust der Gruppe spiegelt sich in der Tiefe des Drucktals der Stufen der Gruppe und in der Höhe des Druckniveaus in den oberhalb der Gruppe liegenden Stufen wider.

tionen bestimmt ist, die UF_6 -Konzentrationen vor den Düsen steigt dabei etwas an. Dabei überschreiten lediglich jeweils die beiden oberen und unteren Verdichter der Gruppe für etwa 1 sec die Pumpgrenze. Da ihre Antriebsmotoren jedoch seit 4 sec abgeschaltet sind, leisten diese Verdichter bei bereits stark abgesenkten Drehzahlen Kompressionsverhältnisse, die kleiner als 3 sind. Sie sind daher nicht ernstlich gefährdet. Aufgrund der zu diesen Vorgängen vorliegenden Berechnungsergebnisse läßt sich zusammenfassend sagen, daß bei Abschaltzeiten unter 1 sec und Überbrückungszeiten $t_U \approx 4$ sec keine Gefährdung von Anlagen-Komponenten auftreten wird.

4.2 Der Einfluß des Absperrzeitpunktes t_A auf die Trennleistung der Kaskade

Die Größe der Zeitspanne bis zum Absperrren einer überbrückten Gruppe ist also ohne Einfluß auf die Komponentensicherheit. Durch sie kann aber die Höhe der Trennarbeitsverluste beeinflußt werden. Wie gering dieser Einfluß ist, zeigte sich bereits in der Abbildung 15, in der die Werterzeugung in Abhängigkeit von der Zeit für verschiedene Absperrzeiten t_A aufgetragen ist.

Sperrt man die überbrückte Gruppe nicht sofort ab, so sinkt ihr UF_6 -Inhalt innerhalb von etwa 1 min bis weit unter die Hälfte seines Sollwertes ab, da die noch geöffneten Anschlüsse ausschließlich mit Leitungen für die leichten und schweren Fraktionen der weiterarbeitenden Kaskade in Verbindung stehen; deren Drücke und Konzentrationen betragen aber nur jeweils die Hälfte der Werte in der stehenden Gruppe. Die resultierende Druck- und Konzentrationsabsenkung führt zu einer Vermischung von größenordnungsmäßig eines halben Gruppeninhalts mit dem Inhalt der Nachbarstufen, d.h. es handelt sich allenfalls um einen Bruchteil des ohne Gruppenüberbrückung auftretenden Maximalverlustes (Wertvernichtung des Isotopeninhalts der gesamten Kaskade). Der zur Vermischung führende Verlust am UF_6 -Inhalt der

Gruppe wird zudem vermindert durch frühes Absperrren, wie der Vergleich zweier in der Abbildung 18 und 19 dargestellten Rechnungen mit Absperrzeiten $t_A = \infty$ bzw. $t_A = 8 \text{ sec}$ zeigt.

Ferner werden in dem Zeitraum von der Ausführung der Überbrückung bis zum Absperrren der überbrückten Gruppe Vermischungen hervorgerufen aufgrund der durch die noch geöffneten Absperrventile zirkulierenden parasitären Ströme, die sich beim Erreichen des Druckausgleichs auf kleine Restwerte reduzieren. Diese Vermischung und die durch die Restströme verursachten Störungen der Betriebsbedingungen der Nachbarstufen bewirken zusammen Verluste in der Größenordnung von einigen % der Werterzeugung einer Stufe.

Aufgrund des geringen Einflusses der Absperrzeit auf die Trennleistung der Kaskade werden Absperrschieber ohne besondere Schließzeitspezifikationen in Trenndüsenkaskaden verwendet werden können.

5. Schlußbemerkungen

Für das Beispiel des Verdichterausfalles in einer mit Radialverdichtern ausgerüsteten Rechteck-Kaskade führt die dargestellte Digitalrechner-Simulation des Betriebsverhaltens und der Isotopentrennung zu einem technisch leicht zu realisierenden Katalog von Maßnahmen, die die Störung und ihre Auswirkungen praktisch auf die Folgen reduzieren, die auch bei einer geplanten Abschaltung auftreten würden. Dabei tritt in einer nur vorübergehenden Phase von etwa 1 sec Dauer der Abschalt-Schrittfolge bis zur vollständigen Isolierung der betroffenen Stufengruppe die Gefahr des Pumpens für einige im Auslaufen befindliche Verdichter auf, die für Radialverdichter völlig unproblematisch ist, aber auch in Anlagen mit Axialverdichtern mit ähnlicher Charakteristik dürfte der hier dargestellte Störungsverlauf zutreffen und keine ernste Gefährdung bedeuten. Wegen des allgemein etwas steileren Kennlinienverlaufs bei Axialverdichtern könnten eventuell etwas kürzere, aber noch üblicher Technik entsprechende Schließzeiten für die Überbrückungs- oder Kurzschlußklappen erforderlich werden.

Es läßt sich daher feststellen, daß zur Beherrschung des Verdichterausfalls in Trenndüsenkaskaden die üblicherweise vorgesehene Gruppeneinteilung und Gruppenüberbrückung eine voll ausreichende Schutzmaßnahme ist, wenn als Überbrückungs- und/oder Kurzschlußventile übliche Absperrklappen mit pneumatischem Antrieb vorgesehen werden (Öffnungszeit 2...4 sec) die bei Störungseintritt betätigt werden und wenn zugleich mit technisch üblicher Schaltverzögerung die Verdichtermotoren sämtlicher Stufen der betroffenen Gruppe abgeschaltet werden. Für das Schließen der Absperrschieber, mit denen die Gruppe von der restlichen Kaskade isoliert wird, besteht dann keine zwingende Mindestschließzeit, sofern man unbedeutende Trennarbeitsverluste durch Isotopenvermischung

toleriert und solange mit dem Verdichterausfall kein Eindringen von atmosphärischer Luft in das Verfahren verbunden ist. Diese letztere Komplikation wurde in der vorliegenden Arbeit nicht betrachtet. Diese nie ganz auszuschließende Möglichkeit dürfte dazu führen, daß bei der Auswahl der Absperrventile die untere Grenze der mit vernünftigem technischen Aufwand erreichbaren Schließzeiten angestrebt wird, obwohl aus der Betrachtung des in dieser Arbeit behandelten Verdichter-Stillstands hierfür keine Notwendigkeit besteht.

6. Anhang

6.1 Mathematische Fassung der Trenndüsenkennlinien:

UF₆-Abschälverhältnis ϑ_U :

$$\left. \begin{aligned} \vartheta_U &= 3 \cdot (N_O - N_{O,soll}) + 0,8708 \cdot (0,5 \cdot \pi + 3) \cdot (\pi_K^{-5} - \pi_{K,soll}^{-5}) + e^{-x_U} ; \\ x_U &= -2,502 + 0,596 \cdot (\ln \pi) + 0,078 \cdot (\ln \pi)^2 - 2,129 \cdot 10^3 \cdot y_U \\ &\quad - 6,757 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{1}{y_U} - 4,624 \cdot 10^{-10} \cdot \left(\frac{R}{a^* \cdot y_U}\right)^2 + 3,687 \cdot 10^{-5} \cdot \left(\frac{R}{a^* \cdot y_U}\right) \\ &\quad + 23,2 \cdot \left(\frac{f}{R}\right) - 122,2 \cdot \left(\frac{f}{R}\right)^3 ; \\ y_U &= \frac{P_O \cdot a^*}{T^2} + 3,424 \cdot 10^{-4} (N_O - N_{O,soll}) ; \end{aligned} \right\} (A1)$$

Zusatzgasabschälverhältnis (Helium) ϑ_Z :

$$\left. \begin{aligned} \vartheta_Z &= -0,9 \cdot (N_O - N_{O,soll}) + 1,76 \cdot (\pi_K^{-5} - \pi_{K,soll}^{-5} - \pi_{soll}^{-5} + \pi_{soll}^{-5}) + e^{-x_Z} ; \\ x_Z &= -0,224 + 9,988 \cdot 10^2 \cdot y_Z - 2,380 \cdot 10^5 y_Z^2 - 1,174 \cdot 10^2 \cdot y_Z \cdot (\ln \pi) \\ &\quad + 0,1558 \cdot \left(\frac{a^*}{R}\right) + 0,576 \cdot \left(\frac{a^*}{R}\right)^2 - 0,032 \cdot (\ln \pi) - 2,7 \cdot (N_O - N_{O,soll}) \\ &\quad + (2,366 \cdot 10^4 \cdot (N_O - N_{O,soll}) - 9,638 \cdot 10^2) \cdot y_Z \cdot \frac{a^*}{R} + 9,32 \cdot \left(\frac{f}{R}\right)^2 ; \\ y_Z &= \frac{P_O \cdot R}{T^2} ; \end{aligned} \right\} (A2)$$

Elementarer Trenneffekt ϵ_A :

$$\epsilon_A = 0,005 \cdot \left(\frac{N_{O,soll}}{N_O}\right)^{\frac{1}{3}} \cdot (\ln A) \cdot x_{\epsilon} ; \quad A = \frac{\vartheta_Z \cdot (1 - \vartheta_U)}{\vartheta_U \cdot (1 - \vartheta_Z)} ;$$

$$x_{\epsilon} = 1,058 + 1,384 \cdot 10^2 \cdot \left(\frac{p_{OR}}{T^2}\right) + 1,107 \cdot \left(\frac{a^*}{R}\right) + 0,001 \cdot \pi^2 - 0,0434 \left(\frac{R}{f}\right) ;$$

} (A3)

Restriktionen:

$$0,03 \leq N_O \leq 0,07 \quad 2 \leq \pi \leq 8 \quad 1 \leq \frac{\pi}{\pi_K} \leq 1,8$$

$$6 \text{ Torr} \cdot \text{mm} \leq p_O \cdot a^* \leq 24 \text{ Torr} \cdot \text{mm}$$

$$0,15 \leq \frac{a^*}{R} \leq 0,4 \quad 0,05 \leq \frac{f}{R} \leq 0,3$$

Trenndüsenmoldurchsatz L_O :

$$L_O = a_O \cdot (p_O - p_R) \cdot \sqrt{\frac{M(N_{O,soll})}{M(N_O)}} \cdot \frac{1 - e^{1 - \pi^2}}{1 - e^{1 - \pi^2_{soll}}} ;$$

$$p_R = \frac{1}{8} \cdot p_{O,soll}$$

Durchsatzfaktor: $a_O = L_{O,soll} / (p_{O,soll} - p_R) ;$

Molekulargewicht des He-UF₆-Gemischs:

$$M(N_O) = M_{UF_6} \cdot N_O + M_Z \cdot (1 - N_O) ;$$

} (A4)

6.2 Moldurchsatz durch die Rückstauventile L_{RV} :

$$L_{RV} = a_{RV} \cdot \left[\frac{(P_K^2 - P_M^2) \cdot \eta^{0,6}}{T \cdot M(N)^{1,6}} \right]^{\frac{1}{2,6}} ;$$

$$M(N) = M_{UF_6} \cdot N + M_Z \cdot (1-N) ;$$

$$\eta_{He/UF_6} = 203 - 37 \cdot N + \frac{6,2 \cdot N}{(N+0,17)^3} \cdot \left(\frac{T}{300}\right)^{x_\eta} ;$$

$$x_\eta = 0,983 - \frac{0,109}{N+0,32} ;$$

(A5)

6.3 Radialverdichterkennlinien

Verdichtermoldurchsatz L bei Solldrehzahl (u_{soll})

$$L = \frac{P_o}{\pi R T} \left(V_o(N, P_o) + \frac{0,28}{\pi - \pi_o(N, P_o)} \right) ;$$

$$V_o(N, P_o) = 25,35 + 70,02 \cdot N - \frac{286,9}{P_o - 90}$$

$$- \sqrt{\left(70,02 \cdot N - 3,519 - \frac{16,95}{P_o - 90} \right)^2 + 0,035} ;$$

$$\pi_o(N, P_o) = \frac{-0,9661 + (N - 0,1521) \cdot \left(0,4532 - \frac{110,66}{P_o - 90} \right) + \sqrt{x_\pi}}{2 \cdot (N - 0,1521)} ;$$

$$x_\pi = \left(-0,9661 + (N - 0,1521) \cdot \left(0,4532 - \frac{110,66}{P_o - 90} \right) \right)^2$$

$$- (N - 0,1521)^2 \cdot \left(-106,52 - \frac{100,3}{P_o - 90} + \left(\frac{110,66}{P_o - 90} \right)^2 \right)$$

$$+ (N - 0,1521) \cdot \left(20,824 - \frac{213,82}{P_o - 90} \right) ;$$

(A6)

(A7)

(A8)

Verdichtermoldurchsatz L bei variabler Verdichterdrehzahl (u)

$$L = \frac{P_0}{\pi \cdot R \cdot T} (V_0(N, P_0) \cdot \left(\frac{u}{u_{\text{soll}}}\right)^{1,4} + \frac{0,28 \left(\frac{u}{u_{\text{soll}}}\right)}{\pi - 1 - (\pi_0(N, P_0) - 1) \cdot \left(\frac{u}{u_{\text{soll}}}\right)^{3,4}}); \quad (A9)$$

Zeitlicher Verlauf der Drehzahl u nach Abschalten des Verdichters:

$$u = \frac{u_{\text{soll}}}{1 + 7,777 \cdot 10^{-2} \cdot t + 3,33 \cdot 10^{-4} \cdot t^2}; \quad (A10)$$

Verdichterdurchsatz an der Pumpgrenze

$$L_{\text{Pump}} = \frac{P_0}{\pi \cdot R \cdot T} \cdot \left(12,85\pi - \left(36 - \frac{21,21}{1 + \exp\left(\frac{N-0,045}{0,0051}\right)}\right) \cdot \left(0,415 + 0,585 \cdot \left(\frac{u}{u_{\text{soll}}}\right)^6\right)\right); \quad (A11)$$

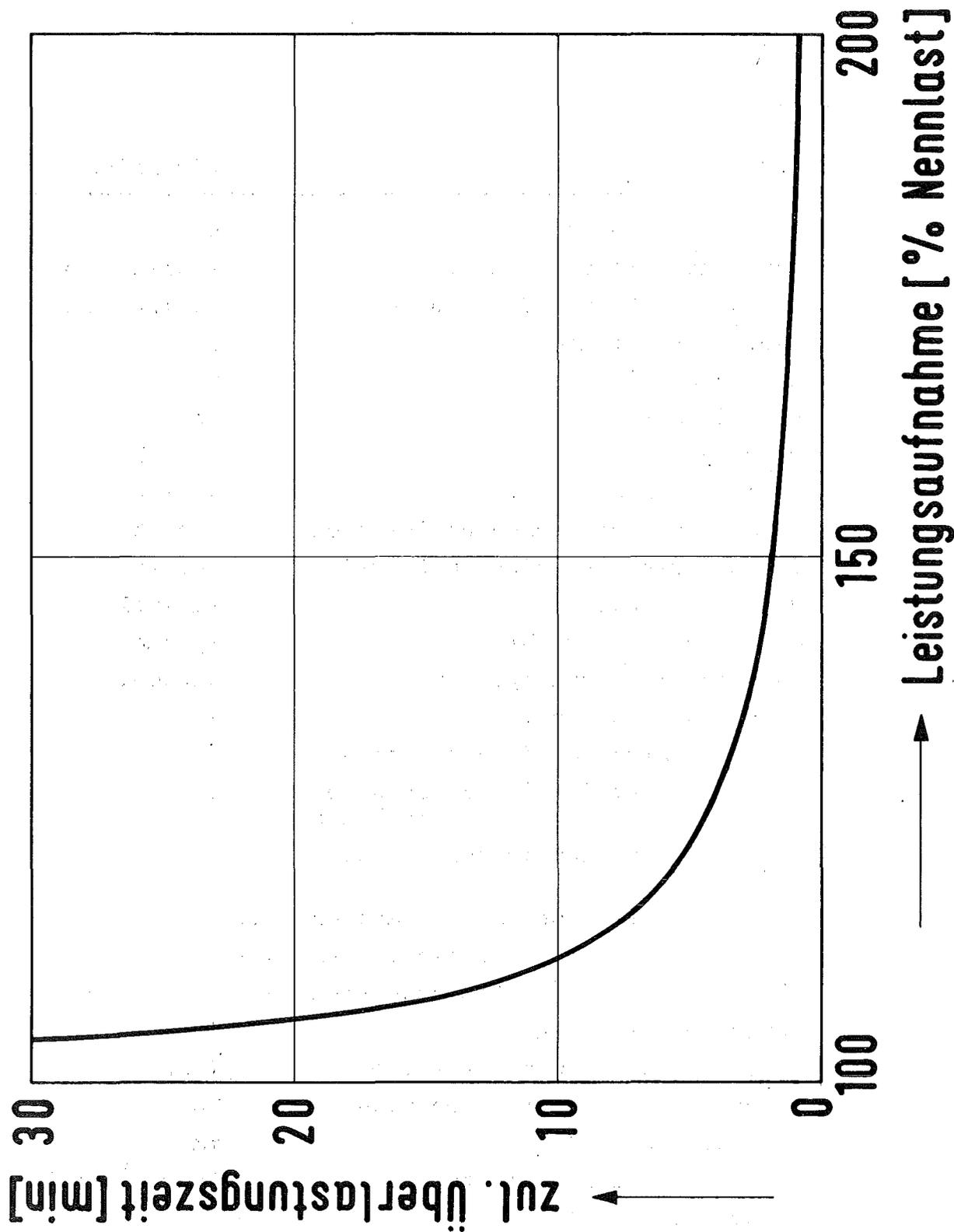


Abb. (A12): Zulässige Überlastungszeit der Verdichter-
antriebsmotoren in Abhängigkeit von der
Leistungsaufnahme ohne Minderung der Lebens-
dauer.

6.4 Nomenklatur

Symbol	Bedeutung	Dimension
a^*	Engste Düsenweite	mm
a_o	Durchsatzfaktor (Trenndüse)	kmol/h Torr
a_{RV}	Durchsatzfaktor (Rückstauventil)	kmol/h Torr
A	Gemischtrennfaktor	1
f	Abschälerweite	mm
h	Verweilzeit	sec
L	Durchsatz	kmol/h
L_o	Trennelementdurchsatz	kmol/h
L_K	Stromstärke der schweren Fraktion	kmol/h
L_M	Stromstärke der leichten Fraktion	kmol/h
M	Molekulargewicht	kg/kmol
M_{UF_6}	UF_6 -Molekulargewicht	kg/kmol
M_Z	Zusatzgas-Molekulargewicht	kg/kmol
N	UF_6 -Konzentration	1
N_o	UF_6 -Konzentration im Ausgangsgas	1
N_K	UF_6 -Konzentration in der schweren Fraktion	1
N_M	UF_6 -Konzentration in der leichten Fraktion	1
n_o	U^{235} -Konzentration im UF_6 (Ausgangsgas)	1
n_K	" " "(schwere Fraktion)	1
n_M	" " "(leichte Fraktion)	1
P_o	Druck im Ausgangsgas	Torr
P_K	Druck in der schweren Fraktion	Torr
P_M	Druck in der leichten Fraktion	Torr
R	Umlenkradius	mm
\mathcal{R}	Universelle Gaskonstante	Torr · m ³ /kmol · grd
S	Gesamtstufenzahl	1
s	Stufennummer	1
T	Temperatur	K
t	Zeit	sec
$t_{\bar{U}}$	Überbrückungszeit	sec
t_A	Absperrzeit	sec

Symbol	Bedeutung	Dimension
U_O	UF ₆ -Strom im Ausgangsgas	kmol/h
U_K	UF ₆ -Strom in der schweren Fraktion	kmol/h
U_M	UF ₆ -Strom in der leichten Fraktion	kmol/h
U_F	UF ₆ -Einspeisestromstärke (Feed)	kmol/h
U_P	UF ₆ -Produktstromstärke	kmol/h
U_W	UF ₆ -Abfallstromstärke (Waste)	kmol/h
u	Verdichterdrehzahl	U/min
ΔU	Kaskadenwerterzeugung	TAE/sec
η	Dynamische Zähigkeit	μP
π	Verdichterkompressionsverhältnis $P_{O,s}/P_{M,s-2}$	1
π	Expansionsverhältnis der leichten Fraktion $P_{O,s}/P_{M,s}$	1
π_K	Expansionsverhältnis der schweren Fraktion $P_{O,s}/P_{K,s}$	1
θ_E	Einstellzeit	sec,h
θ_V	Umschichtungszeit	sec
ϑ_U	UF ₆ -Abschälverhältnis	1
ϑ_Z	Zusatzgasabschälverhältnis	1
ϑ	Gesamtabschälverhältnis	1
τ	Gesamttransport	kmol/h
τ_U	UF ₆ -Transport	kmol/h
τ_Z	Zusatzgastransport	kmol/h
ε_A	Elementarer Trenneffekt	1

Literaturverzeichnis

- /1/ E.W. Becker, K. Bier, W. Bier, R. Schütte and D. Seidel;
Separation of the Isotopes of Uranium by the Separation Nozzle Process
Angewandte Chemie intern. Ed. 6, 507 (1967)
- /2/ E.W. Becker, W. Bier, G. Frey and R. Schütte;
Trenndüsen-Demonstrationsanlage für die Urananreicherung
atomwirtschaft-atomtechnik 14, 249 (1969)
- /3/ E.W. Becker, W. Bier, W. Ehrfeld, G. Eisenbeiß, G. Frey, H. Geppert, P. Happe, G. Heeschen, R. Lücke, D. Plesch, K. Schubert, R. Schütte, D. Seidel, U. Sieber, H. Völcker, F. Weis;
The Separation Nozzle Process for Enrichment of U²³⁵
Fourth United Nations International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy A/Conf. 49/P/383, Genf (1971)
- /4/ E.W. Becker, G. Frey, R. Schütte und D. Seidel;
Entmischung der Uranisotope in einer zehnstufigen Trenndüsen-Versuchsanlage
atomwirtschaft XIII, 359 (1968)
- /5/ R. Schütte, D. Seidel, W. Fritz, D. Plesch, G. Linder und H.J. Fritsch;
Experimentelle und theoretische Untersuchungen des stationären Betriebsverhaltens von Trenndüsenkaskaden für die ²³⁵U-Anreicherung;
Chemie-Ing.-Technik 44, 1099 (1972)
- /6/ W. Fritz, P. Hoch, G. Linder, R. Schäfer und R. Schütte;
Experimentelle Untersuchungen und Digitalrechner-Simulation des instationären Betriebsverhaltens von Trenndüsen-Kaskaden für die ²³⁵U-Anreicherung;
Chemie-Ing.-Technik 45, 590 (1973)

- /7/ F. Weis;
Einfluß der geometrischen Parameter auf die
Leistung von Trenndüsenelementen bei der
Uran²³⁵-Anreicherung
Dissertation, Karlsruhe (1971)
- /8/ U. Sieber;
Die Betriebsgrenzen einer technischen Trenn-
düsenstufe zur Anreicherung von Uran 235
Dissertation, Karlsruhe (1973)
- /9/ K. Cohen;
The Theory of Isotope Separation as Applied
to the Large-Scale Production of U²³⁵
Mc Graw-Hill Book Company (1951)
- /10/ H.J. Fritsch;
Trennung von UF₆ und Zusatzgas bei Trenn-
düsenanlagen mit einer Kombination von Vor-
abscheidungs-Trenndüse und Tieftemperatur-
Feinabscheidung
Dissertation, Karlsruhe (1971)
- /11/ F. Kronenberger;
Berechnung des Übergangsverhaltens von
Trenndüsenkaskade mit dem Uranaufteilungs-
verhältnis $\vartheta_u = 0,33$
Diplomarbeit, Karlsruhe (1971)
- /12/ W. Fritz;
Berechnung des stationären Betriebsver-
haltens einer zehnstufigen Trenndüsenkaskade
Dissertation, Karlsruhe (1970)
- /13/ R. Schütte;
Das gasdynamische Betriebsverhalten und die
Kriterien der inhärenten Stabilität von Trenn-
düsenkaskaden zur U-235-Anreicherung
KFK 1986 Gesellschaft für Kernforschung,
Karlsruhe (1974)
- /14/ R. Lücke, F. Weis;
Verfahrensschema und Richtlinien für den Aufbau
einer technischen Trenndüsenkaskade zur Anreiche-
rung von Uran-235;
KFK 1776 Gesellschaft für Kernforschung,
Karlsruhe (1973)