

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

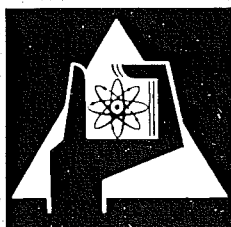
Juli 1971

KFK 1437

Institut für Kernverfahrenstechnik

Trennung von UF_6 und Zusatzgas bei Trenndüsenanlagen
mit einer Kombination von Vorabscheidungs-Trenndüse
und Tieftemperatur-Feinabscheidung

H. J. Fritsch, 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

Juli 1971

KFK 1437

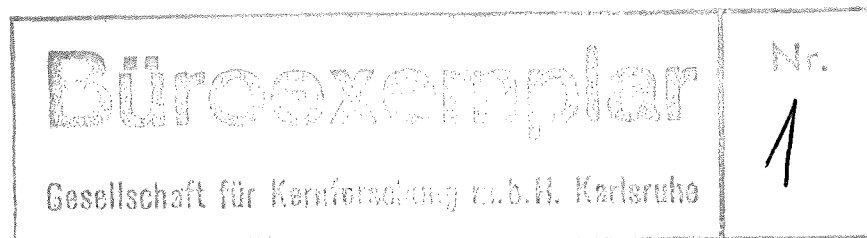
Institut für Kernverfahrenstechnik

TRENNUNG VON UF_6 UND ZUSATZGAS BEI TRENNDÜSENANLAGEN
MIT EINER KOMBINATION VON VORABSCHIEDUNGS-TRENNDÜSE
UND TIEFTEMPERATUR-FEINABSCHIEDUNG

von

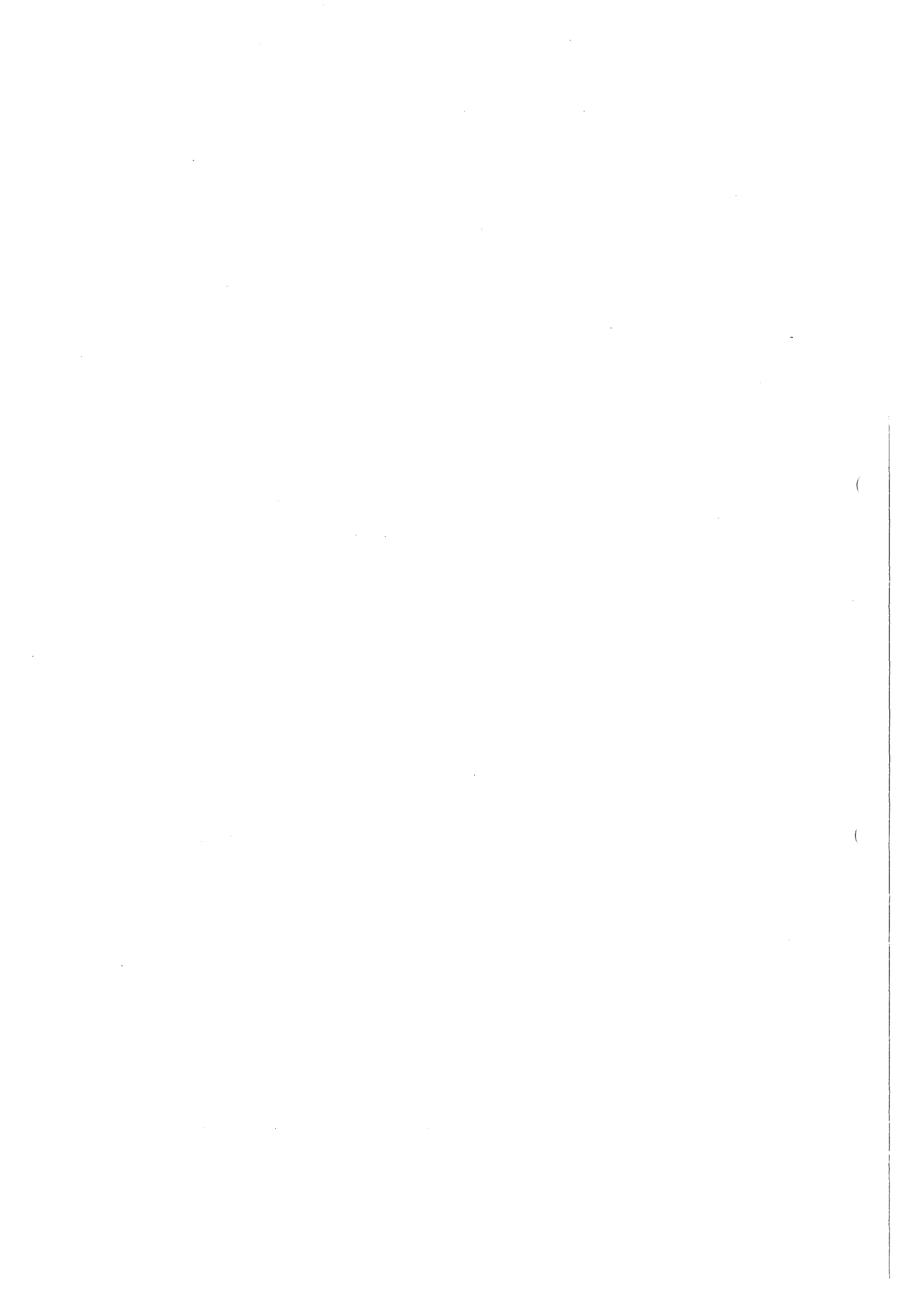
H.J. Fritsch⁺)

R. Schütte



Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe

+) Dissertation; Universität (Techn. Hochschule) Karlsruhe
Juli 1971



Zusammenfassung

In Trenndüsenkaskaden, deren Verfahrensgas aus einem Gemisch von Uranhexafluorid (UF_6) mit einem leichten Zusatzgas besteht, muß am Kaskadenkopf und an den oberen Abstufungsstellen der Kaskade der Nettotransport des Zusatzgases entnommen und an den Fuß der betreffenden Kaskadenabschnitte zurückgespeist werden. Für diese Aufgabe wurde als wirtschaftliches Verfahren eine Kombination aus einer Trenndüsenstufe zur Vorabscheidung und einem nachgeschalteten Tieftemperaturabscheider zur Feinabscheidung des UF_6 aus dem zurückzuspeisenden Zusatzgasstrom ausgewählt. Die Auslegung der Komponenten wurde einer Kostenoptimierung unterworfen. Die günstigste Betriebsweise der Vorabscheidungs-Trenndüse für die Gemischtrennung wurde für H_2/UF_6 -Gemische experimentell ermittelt. Der Verlauf der UF_6 -Kondensation (Desublimation) im Tieftemperaturabscheider wurde mit Hilfe einer schrittweisen Ermittlung der "Abkühlungskurven" berechnet. Durch eine Voroptimierung der Geometrie der als UF_6 -Abscheider verwendeten Plattenwärmetauscher (Extended Surface Compact Heat Exchanger) wurde erreicht, daß beim Abkühlvorgang die auftretenden Übersättigungsgrade des UF_6 rechnerisch unter 20 liegen, obwohl das H_2/UF_6 -Gemisch im interessierenden Temperatur- und Konzentrationsbereich Werte der Lewis-Zahl von 2÷4 besitzt. Die Vermeidung einer Kondensation des UF_6 im Strömungskern erscheint wichtig, da für einen wirtschaftlichen Betrieb der Trenndüsenkaskaden UF_6 -Restgehalte in der Größenordnung von 1 ppm erreicht werden sollten. Bei der Kostenoptimierung wurden die Betriebsbedingungen der Trenndüsenstufe und der Tieftemperaturabscheidung und die benötigten Auslegungswerte ihrer Komponenten durch vollständige Parametervariation optimiert. Die wirtschaftlich günstigste Abscheidungsanlage führt mit Hilfe der Vorabscheidungstrenndüse 80 % des abzuscheidenden UF_6 unmittelbar in die Kaskade zurück und benötigt keine Zwischenverdichtung zur Druckerhöhung in der Tieftemperaturabscheidung. Dort wurde bei einem Betriebsdruck von 170 Torr und einer Endtemperatur von 160 K ein UF_6 -Restgehalt im Reingas von 0,1 ppm erzielt. Die Gesamtkosten für das Abscheidungssystem belaufen sich auf etwa 2 % der Trennarbeitskosten in der Kaskade. Eine zur Kontrolle ausgeführte Optimierung eines reinen Tieftemperatur-Abscheidungssystems zeigt im Vergleich zu der ausgewählten Verfahrenskombination um etwa 50 % höherliegende Abscheidungskosten.

Abstract

In separation nozzle cascades using as process gas a mixture of uranium hexafluoride (UF_6) with a light admixture gas it is necessary to discharge the net transport of the pure admixture gas at the top and the upper shoulder of the cascade and feed it back to the bottom of the corresponding section of the cascade. For this purpose, a combination of a separation nozzle stage for crude purification and a subsequent low temperature separation plant, in which the residual UF_6 is frozen out of the admixture gas, was chosen as an economical process. The layout of the plant was optimized with regard to the costs of its components. The most economical way of operating the nozzle

stage for separating gas mixtures, particularly H_2/UF_6 -mixtures, was found out by means of experiments. The course of UF_6 -condensation (desublimation) in the freeze-out heat exchanger was calculated by computing the "cooling curve" step by step. As a result of pre-optimization of the geometry of the extended surface compact heat exchanger used as a freeze-out exchanger, the supersaturation rates of the UF_6 obtained along the exchanger in the course of the freeze-out period were found out to be below 20, although the H_2/UF_6 -mixture has a Lewisnumber of $2\div 4$ in the interesting ranges of temperature and concentration. It seems to be necessary to avoid condensation of the UF_6 within the bulk of the gas flow since, for economical operation of the separation nozzle plant, a UF_6 -concentration should be reached in the purified admixture gas which is on the order of 1 ppm. With the costs optimized, the operating conditions both of the nozzle stage and of the low temperature separation plant as well as the lay-out variables of their components were optimized by means of a total variation of the parameters. The pre-separation nozzle stage in the most economical H_2/UF_6 -separation plant immediately feeds back into the cascade 80 % of the UF_6 to be separated. This plant requires no intermediate compressor for the pressure rise in the low temperature unit. At an operating pressure of 170 torr and a lowest temperature of 160°K, a UF_6 -concentration of 0,1 ppm was obtained there within the purified hydrogen. The total cost of the separation system amounts to about 2 % of the separative work unit costs in the cascade. Further optimization, which was carried out for control purposes, resulted in H_2/UF_6 -separation costs about 50 % higher than those of the combined process at its optimum

Inhaltsverzeichnis

	Seite
Einleitung und Zusammenfassung	4
1. Die Aufgabenstellung für die Gemischtrennung am Kopf und an den Abstufungsstellen einer Trenndüsenkaskade	10
1.1 Der Aufbau der Trenndüsenkaskade	10
1.2 Der Anschluß der UF ₆ -Abscheidungsanlagen an die Verfahrensströme am Kopf und an der oberen Abstufungsstelle der Trenndüsenkaskade	14
1.3 Die Festlegung der Abscheidungsaufgabe der UF ₆ -Abscheidungsanlagen	17
1.4 Die Anforderungen an den Wirkungsgrad der UF ₆ -Abscheidungsanlagen und dessen Auswirkungen auf die Trennarbeitsleistung der Kaskade	18
2. Die Auswahl des Abscheidungsverfahrens	20
2.1 Die Kriterien für den Einsatz eines Abscheidungsverfahrens in einer Trenndüsenanlage	20
2.2 Die Vorentscheidung unter den wichtigsten infrage kommenden Abscheidungsverfahren	22
2.3 Die Kombination einer Trenndüse zur Vorabscheidung mit umschaltbaren Tieftemperaturgeenströmern als Feinabscheider	25
3. Die UF ₆ -Abscheidungsanlagen mit Trenndüsen-Vorabscheidung und Tieftemperatur-Feinabscheidung	26
3.1 Die Vorabscheidungs-Trenndüsenstufe mit großem Gemischtrennfaktor	30
3.1.1 Die optimierbaren Betriebsparameter der Vorabscheidungs-Trenndüsenstufe	32
3.1.2 Experimentelle Untersuchung der Trenneigenschaften der Trenndüsen im Bereich der Betriebsbedingungen der Vorabscheidungsstufe (UF ₆ -Molenbruch N ₀ = 0,02)	34
3.1.3 Die Ausnutzung und Bewertung der in der Vorabscheidungsstufe erzielbaren Isotopentrennung	39

	Seite
3.2 Die Tieftemperatur-Abscheidungsanlage	41
3.2.1 Der Wärme- und Stofftransport beim Ausfrieren des UF_6 aus einem H_2/UF_6 -Gemisch	41
A. Die Berechnung der Lewis-Zahl von H_2/UF_6 -Gemischen	42
B. Die Stoffwerte des H_2/UF_6 -Gemisches in Abhängigkeit von Temperatur und UF_6 -Molenbruch	43
C. Der Einfluß der treibenden Temperaturdifferenz ΔT_1 auf die Übersättigung im Gaskern	46
3.2.2 Die Berechnungsgrundlagen für die Komponenten und den Abscheidungszyklus der Tieftemperatur-Abscheidungsanlage	51
A. Die optimierbaren Parameter im Verfahrensschema der Tieftemperatur-Abscheidung	51
B. Voroptimierung der Geometrie der Plattenwärmetauscher und der Strömungsgeschwindigkeiten im Abscheider	58
4. Die optimale Kombination von Trenndüsen-Vorabscheidung und Tieftemperatur-Feinabscheidung	62
4.1 Das Optimierungsverfahren	62
4.2 Die Kostengrundlagen der Optimierung	63
A. Die Betriebskosten der Trenndüsenkaskade	63
B. Die Kosten der Trenndüsen-Vorabscheidung und der Tieftemperatur-Abscheidungsanlage	64
4.3 Die Ergebnisse der Optimierung	68
4.3.1 Vergleich optimierter UF_6 -Abscheidungsanlagen bei gleichem Abscheidungswirkungsgrad	72
4.3.2 Schlußbemerkungen	78

Einleitung und Zusammenfassung

Als ein neues Verfahren zur Anreicherung des leichten Uranisotops U^{235} wurde im Institut für Kernverfahrenstechnik in den letzten Jahren das sogenannte Trenndüsenverfahren entwickelt¹⁾. Dieses Verfahren nutzt die teilweise räumliche Entmischung verschieden schwerer Komponenten in einer auf gekrümmten Bahnen expandierenden schnellen Gasströmung aus. In Abb. 1 ist die prinzipielle Wirkungsweise an Hand eines Querschnittes durch eine Trenndüse dargestellt, und es sind die in dieser Arbeit betrachteten Betriebsbedingungen der Trenndüse angegeben.

Die Beimischung eines leichten Zusatzgases, z.B. Helium oder Wasserstoff zum Uranhexafluorid (UF_6) verbessert die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens wesentlich²⁾³⁾. Dabei tritt jedoch neben der gewünschten Trennung der Uranisotope eine um Größenordnungen stärkere Entmischung zwischen Zusatzgas und Uranhexafluorid auf, wie man aus einem Vergleich der UF_6 -Molenbrüche N_M und N_K in der leichten bzw. schweren Fraktion in Abb. 1 ersehen kann. Daher ergibt sich in einer Trenndüsenkaskade ein starker Aufwärtstransport des leichten Zusatzgases in Richtung zum Kaskadenkopf.

Da alle Trenndüsen in der Kaskade unter den gleichen Bedingungen betrieben werden sollen, insbesondere bei gleicher UF_6 -Konzentration N_0 im Ausgangsgas, muß eine Anreicherung des leichten Zusatzgases längs der Kaskade, d.h. die Ausbildung eines Konzentrationsgradienten im UF_6 -Gehalt N_0 verhindert werden. Dazu muß der aus der Gemischtrennung resultierende Nettotransport des leichten Zusatzgases am Kaskaden-

-
- 1) E.W. Becker, K. Bier, W. Bier, R. Schütte, D. Seidel, Angew. Chemie Internat. Edit. 6, 507 (1967). Diese Arbeit enthält eine Zusammenstellung der früheren Veröffentlichungen über das Trenndüsenverfahren.
 - 2) E.W. Becker, K. Bier, W. Bier, Z. Naturforschung 18a, 246 (1963)
 - 3) E.W. Becker, Atoom energie en haar toepassingen 11, 272 (1969)

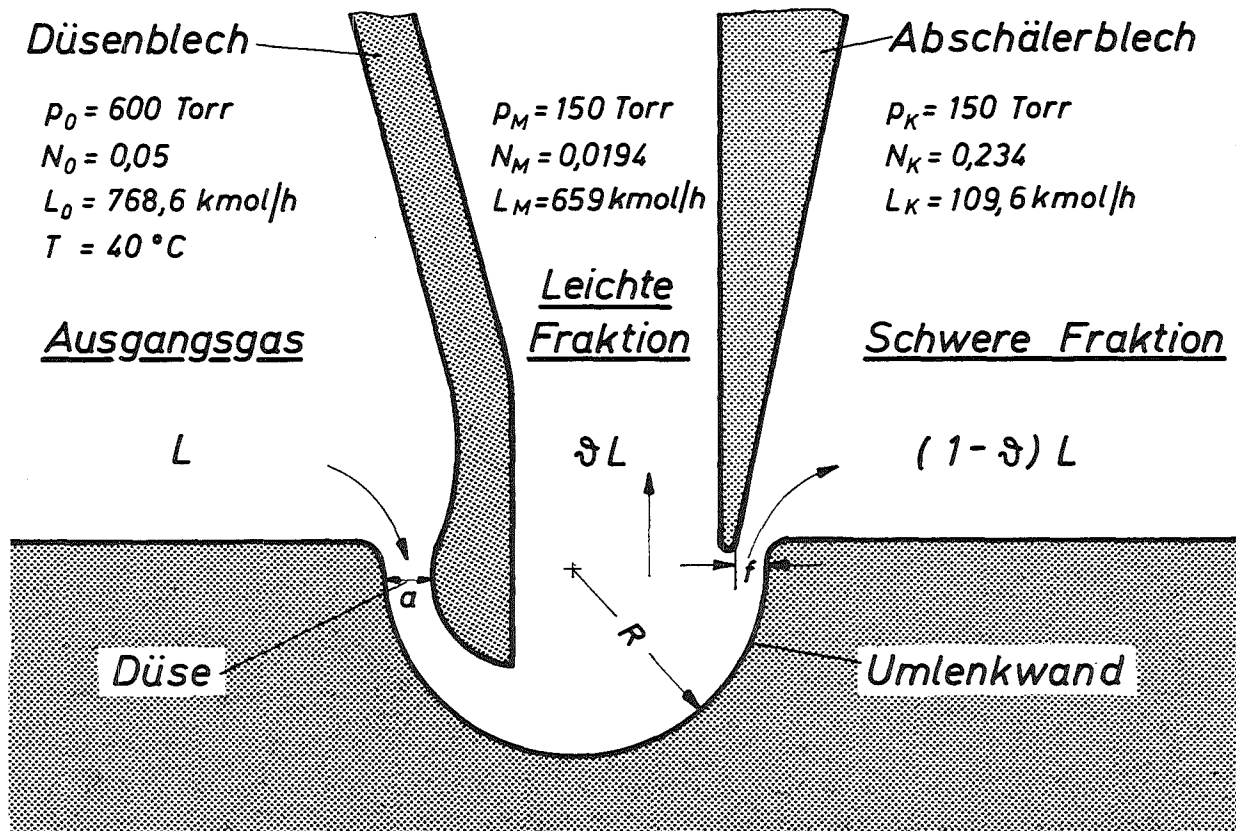


Abb. 1: Querschnitt durch ein Trenndüsen-system mit den Betriebsdrücken p_0 , p_M , p_K ; den UF_6 -Molenbrüchen N_0 , N_M , N_K und den Molstromstärken L_0 , L_M , L_K für die Basisstufen der Trenndüsenkaskade.

kopf entnommen und in den Kaskadenfuß zurückgespeist werden. Die Kaskade arbeitet dann im Hinblick auf die Trennung UF_6 /Zusatzgas ohne Phasenumkehr oder anders gesagt, sie ist bezüglich der Gemischtrennung "kurzgeschlossen". In gleicher Weise muß bei abgestuften Rechteckkaskaden die sich aus den unterschiedlichen Stufendurchsätzen an den Abstufungsstellen ergebende Differenz im Netto-Transport des Zusatzgases entnommen bzw. zugeführt werden.

Dieser Sachverhalt ist im Fließdiagramm Abb. 2 für eine Trenndüsenkaskade dargestellt, die mit Wasserstoff als Zusatzgas betrieben wird. Der Anlagenaufbau aus 250 großen Stufen mit einem Stufendurchsatz von 768,6 kmol/h (95 Mol-% H_2 + 5 Mol-% UF_6) und aus 160 kleinen Stufen mit einem Durchsatz von 256,2 kmol/h entspricht einem Kaskadenentwurf, wie er als Grundlage für die Planung einer Demonstrationsanlage dient⁴⁾. Diese Anlage ist der vorliegenden Arbeit zugrundegelegt. Sie erreicht im Auslegungspunkt eine Produktkonzentration $n_p = 2,5 \% \text{ U}^{235}$ bei einer U^{235} -Konzentration im Abfallmaterial $n_w = 0,3 \%$. Ihre jährliche Trennarbeitsleistung beträgt 532.000 TAE.

Die Zusammenschaltung der Trenndüsenstufen innerhalb der Kaskade ist für ein Uranabschälverhältnis $\mathfrak{J}_u = 1/3$ ausgelegt, das bei diesem Verfahren am wirtschaftlichsten ist¹⁾. Bei dieser Schaltungsart wird in den einzelnen Kaskadenabschnitten ein Aufwärtstransport an leichtem Zusatzgas erzeugt, der größer ist als der Gesamtdurchsatz einer Einzelstufe in diesem Kaskadenabschnitt (s. Kapitel 1). Die Entnahme dieser Ströme des leichten Zusatzgases aus dem Verfahrensgas der Kopfstufen der betreffenden Kaskadenabschnitte obliegt den in Abb. 2 eingezeichneten " UF_6 -Abscheidungsanlagen". Diese sollen im Prinzip UF_6 -freies Zusatzgas liefern

4) R. Schütte: Planungsgrundlage für die Projektierung einer Demonstrationsanlage des Trenndüsenverfahrens (1970) (unveröffentlicht)

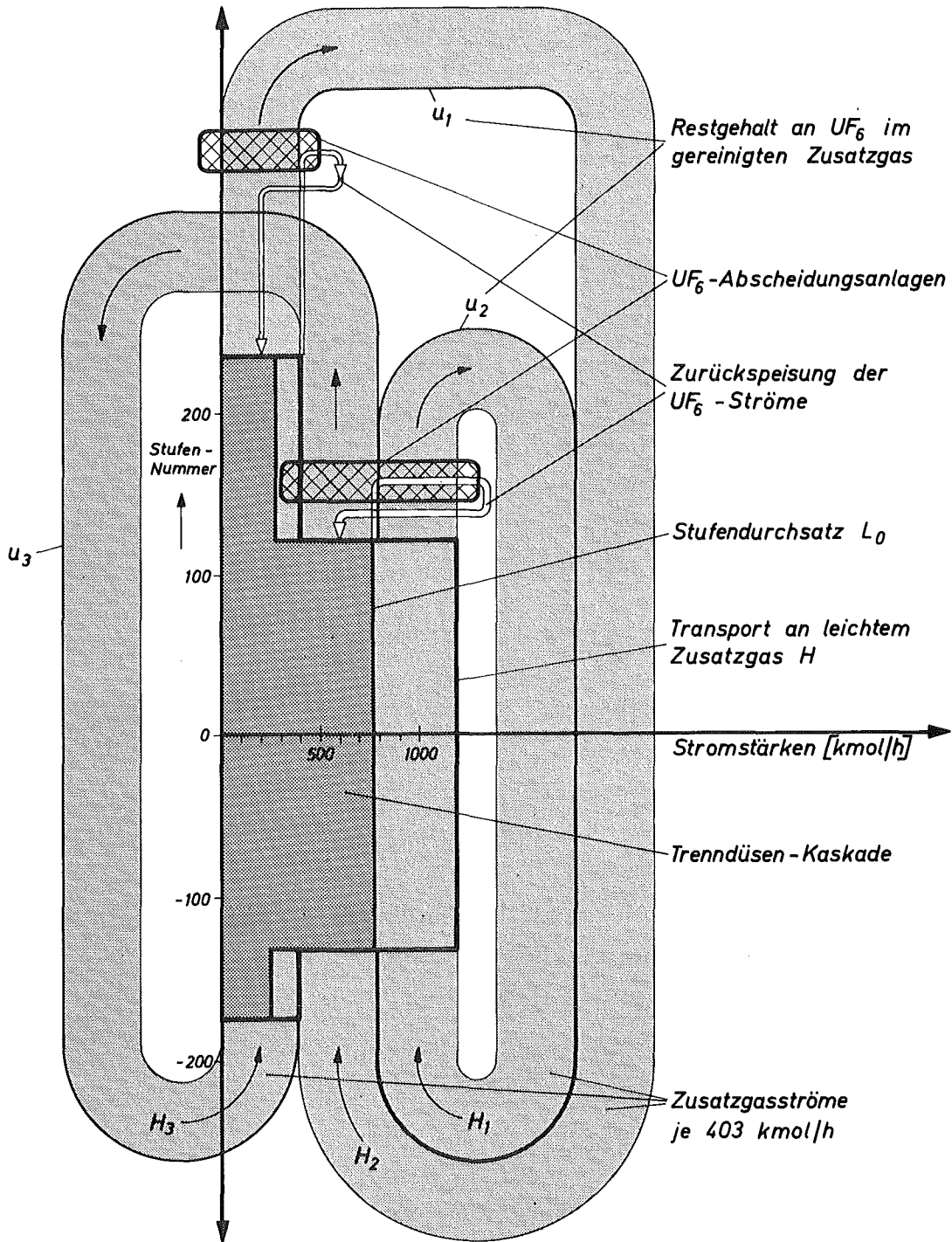


Abb. 2: Das Fließdiagramm der Zusatzgasströme der Trenndüsenkaskade.

und den im Verfahrensgas enthaltenen UF_6 -Anteil vollständig in die Kopfstufen zurückspeisen, da jeder UF_6 -Gehalt im Zusatzgas einen Rücktransport bereits angereicherter Urans an eine Stelle mit deutlich niedrigerer U^{235} -Konzentration darstellt. Daraus würde durch die Isotopenvermischung an den Rückspeisestellen ein entsprechender Verlust an bereits geleisteter Trennarbeit ("Wertverlust") resultieren, um den sich die Produktionsleistung, d.h. die Trennarbeitsleistung ΔU der Kaskade vermindert. Die Folge wäre eine entsprechende Erhöhung der Trennarbeitskosten der Anreicherungskaskade. Unter diesen Voraussetzungen beinhaltet die Aufgabenstellung der vorliegenden Arbeit zunächst die Auswahl eines für die großtechnische Realisierung geeigneten Abscheidungsverfahrens, das den besonderen Anforderungen der Kopplung mit einer Trenndüsenkaskade zur Isotopenanreicherung genügt und zudem ein hohes Maß an Betriebssicherheit und Wirtschaftlichkeit miteinander vereinigt. Darüberhinaus ist die detaillierte Auslegung des gewählten Abscheidungsverfahrens einer ausführlichen Optimierung zu unterziehen, da, wegen der oben erwähnten Abhängigkeit der Trennarbeitsleistung ΔU der Kaskade vom Abscheidungsgrad, die Aufwendungen für die UF_6 -Abscheidung gegen die Produktionsverluste bei endlichem Abscheiderwirkungsgrad abzuwägen sind.

Diese Untersuchungen wurden am Beispiel einer Trenndüsenkaskade ausgeführt, in der Wasserstoff als leichtes Zusatzgas vorgesehen ist, weil mit H_2/UF_6 -Gemischen bisher die wirtschaftlichsten Ergebnisse der Isotopenanreicherung erzielt wurden³⁾. Bei diesem Gemisch ergibt sich z.B. für die Tieftemperatur-Abtrennung die schärfste verfahrenstechnische Problemstellung aufgrund der besonders starken Neigung zur Übersättigung und der damit verbundenen Gefahr der Schneebildung, die z.B. beim Gemisch mit Helium niedriger wäre. Daher sind die in der vorliegenden Arbeit angewandten Untersuchungsmethoden natürlich auch für andere Zusatzgase voll anwendbar und führen in qualitativer Hinsicht zum gleichen Ergebnis.

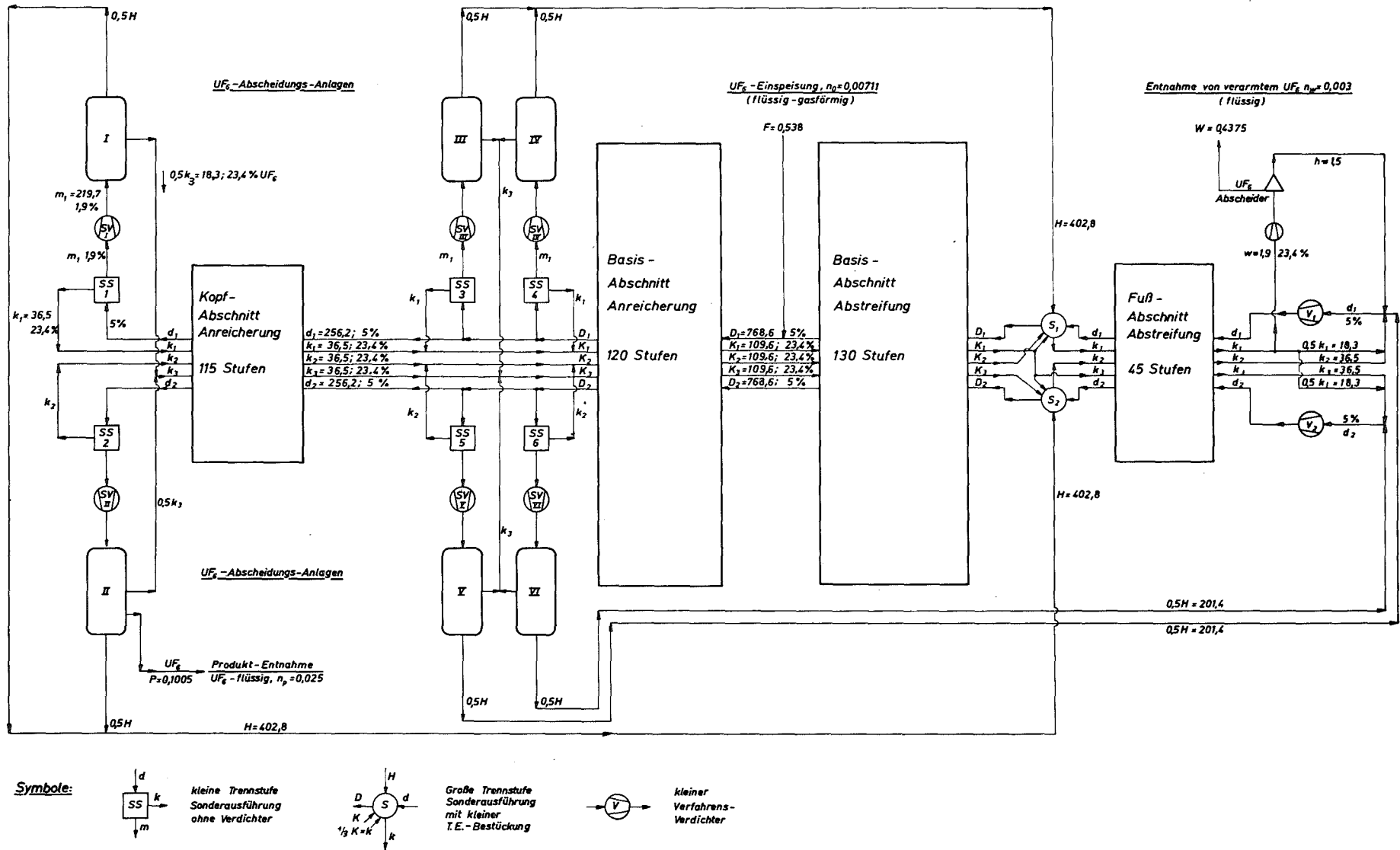


Abb. 3: Das Blockschaltbild der Trenndüsenkaskade mit UF₆-Abscheidungsanlagen. Interne Schaltung der Kaskadenabschnitte entsprechend Abb. 5. Die Gesamtstromstärken sind in kmol/h, die Gemischkonzentrationen in Mol-% und die Isotopenkonzentrationen in Molenbrüchen des U²³⁵ angegeben.

Unter den prinzipiell infrage kommenden Abscheidungsverfahren wurde als günstigste Lösung die Kombination einer Trenndüsen-Vorabscheidung mit einer Tieftemperatur-Feinabscheidung aufgezeigt, mit der für die Abtrennung des leichten Zusatzgases in einer Trenndüsenanlage ein zusätzlicher Kostenaufwand von etwa 2 % der reinen Trennarbeitskosten entsteht. Die Kombination dieser beiden Verfahren zeigt neben einem nicht unbeträchtlichen Kostenvorteil gegenüber der an zweiter Stelle stehenden, ausschließlichen Tieftemperaturabscheidung deutliche verfahrenstechnische Vorteile. Diese liegen vor allem darin, daß über 80 % der abzuscheidenden UF_6 -Ströme kontinuierlich in das Verfahren zurückgespeist werden können. Weiterhin kann die Zykluszeit für die diskontinuierliche Abscheidung der restlichen UF_6 -Menge mit etwa 7 Stunden mehr als doppelt so groß angesetzt werden, während der UF_6 -Holdup in den Abscheidungsanlagen weniger als die Hälfte beträgt.

1. Die Aufgabenstellung für die Gemischtrennung am Kopf und an den Abstufungsstellen einer Trenndüsenkaskade

1.1 Der Aufbau der Trenndüsenkaskade

Das Blockschaltbild der zweifach abgestuften Trenndüsenkaskade⁴⁾ ist in Abb. 3 gezeigt. Die als Blöcke gezeichneten vier Kaskadenabschnitte enthalten jeweils eine Vielzahl hintereinandergeschalteter Trenndüsenstufen, deren prinzipieller technischer Aufbau⁵⁾ in Abb. 4 gezeigt ist. Der Gasdurchsatz der Stufen in den Basisabschnitten beträgt jeweils $1 \cdot 10^5 m_{eff}^3/h$, in den Stufen der Fuß- bzw. Kopfabschnitte dagegen $3,3 \cdot 10^4 m_{eff}^3/h$. Die Anreicherungskaskade hat bei einem elementaren Isotopentrenneffekt $\epsilon_A = 1,47 \cdot 10^{-2}$ eine Wertterzeugung von 532.000 TAE/Jahr entsprechend einer jährlichen Produktmenge von 210 to Uran/a mit einer Konzentration $n_p = 2,5 \% U^{235}$ an

5) E.W. Becker, W. Bier, G. Frey, R. Schütte; Atomwirtschaft, 14, 249 (1969)

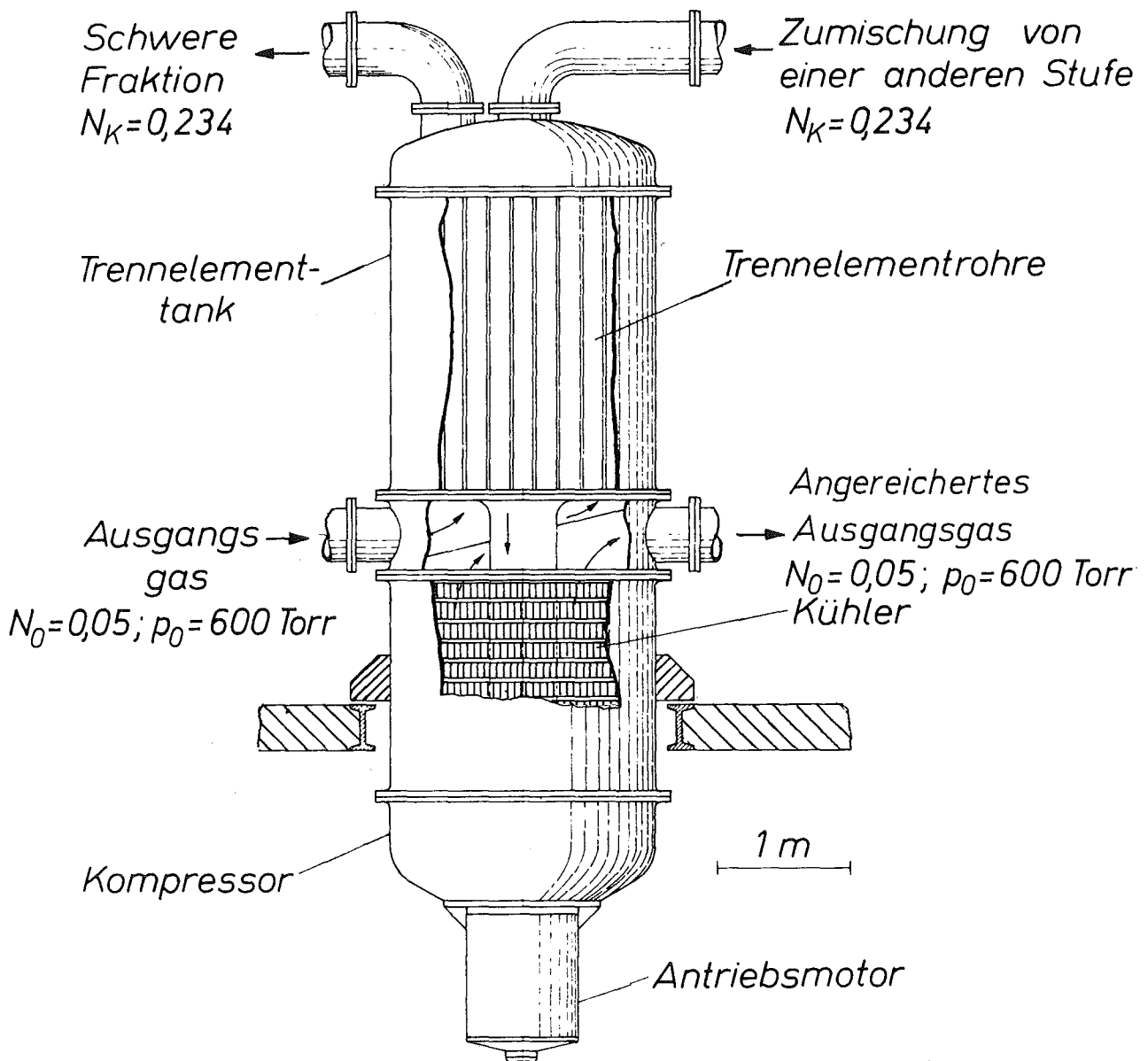


Abb. 4: Schematischer Aufbau einer technischen Trenndüsenstufe

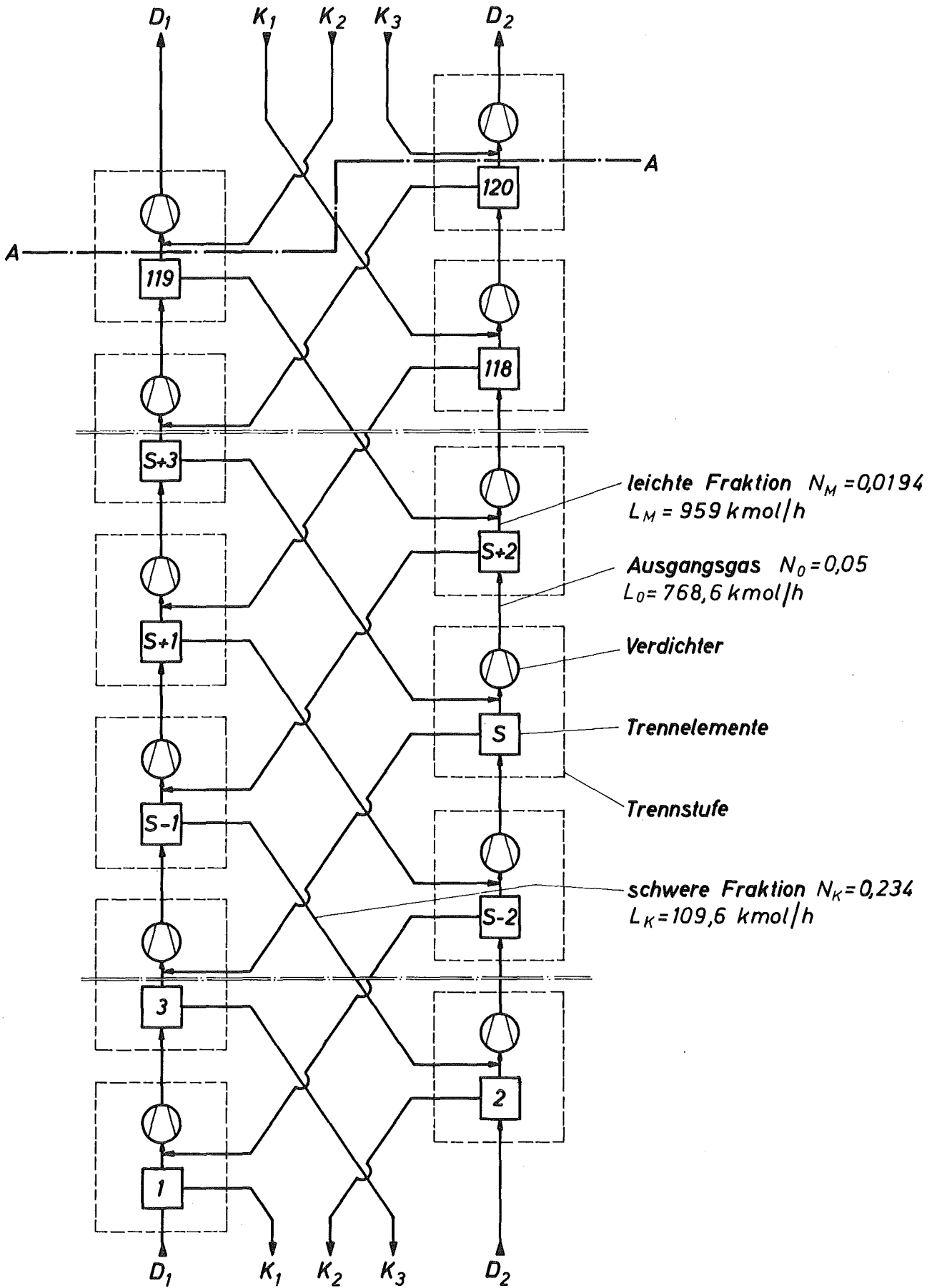


Abb. 5: Fließbild eines Abschnitts der Trenndüsenkaskade mit den Molstromstärken L_O , L_M , L_K und den UF_6 -Molenbrüchen N_O , N_M , N_K .

leichtem Uranisotop und einer Abstreifkonzentration $n_w = 0.3 \% U^{235}$. Der "Wert"⁶⁾ des angereicherten Urans beträgt 2.54 Trennarbeitseinheiten (TAE)/kg Uran.

Das Verfahrensgas, ein Wasserstoff/UF₆-Gemisch mit einem UF₆-Anteil von 5 Mol-% wird unter einem Absolutdruck von 600 Torr den Trenndüsen zugeführt und bei einem Expansionsverhältnis $p_o/p_M = 4$ in eine leichte Fraktion, mit einer UF₆-Konzentration von 1,94 Mol-% UF₆ und in eine schwere Fraktion mit 23,4 Mol-% UF₆ aufgetrennt, (vgl. Abb. 1). Das Abschälverhältnis des UF₆, $\vartheta_U = 1/3$, in diesen Strömen ist für die Anreicherungsaufgabe optimal gewählt¹⁾. Es besagt, daß ein Drittel des Uranstroms in die leichte, dagegen zwei Drittel in die schwere Fraktion gelangen. Bei diesem Wert des Abschälverhältnisses wird die angereicherte, leichte Fraktion der Trenndüse der übernächsten Stufe zugeführt, während die schwere, abgereicherte Fraktion der nächst niedrigeren Trenndüse zugeführt wird.

Diese Art der Zusammenschaltung der einzelnen Trenndüsenstufen ist in Abb. 5 dargestellt. Sie ist für alle Kaskadenabschnitte identisch. Aus der besonderen Art der Kombination von Trenndüse und Verdichter in den einzelnen Trennstufen ergibt sich, daß die schweren Fraktionen drei Stufen zurückgeführt werden, dort mit der leichten Fraktion vermischt, wieder einen Ausgangsgasstrom ergeben und vom Stufenverdichter komprimiert, in die übernächste Trenndüse gefördert werden. Die Molströme in den Basisstufen werden mit D_i für das Ausgangsgas und K_i für die schwere Fraktion bezeichnet, in den Kopf- bzw. Fußstufen entsprechend d_i und k_i .

6) Vgl. z.B. K. Cohen,
The Theorie of Isotope Separation as Applied to the
Large Scale Production of U²³⁵, Mc Graw Hill, New York
(1951)

1.2 Der Anschluß der UF_6 -Abscheidungsanlagen an die Ver- fahrensströme am Kopf und an der oberen Abstufungs- stelle der Trenndüsenkaskade

Zunächst seien die Verhältnisse am Kaskadenkopf betrachtet. Dort verlassen die Kaskade zwei Ausgangsgasströme, d_2 und d_1 , die eine um den elementaren Isotopenanreicherungsfaktor einer Stufe verschiedene Konzentration an leichtem Isotop U^{235} aufweisen, während 3 Ströme der schweren Fraktion k_3, k_2, k_1 in diese einströmen müssen, damit der Kaskadenabschnitt störungsfrei arbeiten kann, (siehe Abb. 5). Die Differenz zwischen den ein- bzw. austretenden Strömen ist der aus der Gemischtrennung resultierende Aufwärtstransport H an Zusatzgas, der zur Erhaltung der Materialbilanz an die dem Abstreifende zugewandte Abstufungsstelle rückgespeist werden muß. Daraus folgt zunächst für die Trennaufgabe am Kaskadenkopf:

Zwei Ausgangsgasströme von je 256,2 kmol/h mit 5 Mol-% UF_6 -Anteil unter einem Druck von 600 Torr sind in drei schwere Fraktionen von je 36,5 kmol/h mit 23,4 Mol-% UF_6 -Anteil und 150 Torr, sowie in einen Wasserstoffstrom von 402,8 kmol/h zu zerlegen, wobei eine Vermischung von Strömen ungleicher Isotopenkonzentration nach Möglichkeit vermieden werden soll, da jede Isotopenvermischung eine Verminderung der Trennleistung bedeutet.

An der Abstufungsstelle zwischen Basis- und Kopfabschnitt findet eine Reduzierung der Stufendurchsätze und damit des aufwärtsströmenden Ausgangsgases auf ein Drittel des Wertes in den Basisstufen statt. Gleichzeitig strömen 3 schwere Fraktionen, vom Kopfabschnitt kommend, in den Basisabschnitt ein, deren Molstromstärke jeweils nur ein Drittel des in den Basisstufen erforderlichen Wertes beträgt. Daraus folgt, ebenfalls unter der Nebenbedingung, eine Vermischung von Strömen unterschiedlicher Isotopenkonzentration möglichst zu vermeiden, die Trennaufgabe an der oberen Abstufungsstelle:

Aus den Ausgangsgasströmen D_1 und D_2 , die den Basisabschnitt mit einer Stromstärke von je 768,6 kmol/h verlassen, ist jeweils ein Drittel den Fußstufen des Kopfabchnitts zuzuführen. Aus dem Rest sind, zusammen mit den drei vom Kopfabchnitt kommenden schweren Fraktionen k_3 , k_2 , k_1 von je 36,5 kmol/h, drei schwere Fraktionen K_1 , K_2 , K_3 von je 109,6 kmol/h, sowie ein Wasserstoffstrom 2H von 805,6 kmol/h zu bilden. Dieser Reinwasserstoff wird zur Hälfte am Kaskadenfuß, zur anderen Hälfte an der unteren Abstufungsstelle in die Kaskade zurückgespeist (vgl. das Fließdiagramm in Abb. 2). Die Abscheidung an der Kaskadenabstufungsstelle hat also genau den doppelten Gasdurchsatz zu verarbeiten wie diejenige am Kaskadenkopf.

Bei der Lösung dieser Abscheidungsaufgaben wird man von der Tatsache Gebrauch machen, daß in den leichten Fraktionen der Trennstufen, die ebenfalls kaskadenaufwärts strömen, bereits H_2/UF_6 -Gemische mit einem UF_6 -Gehalt von nur 1,94 Mol-% UF_6 vorliegen. Diese Ströme werden für die UF_6 -Abscheidungsanlage zugänglich, wenn man einen Kaskadenabschnitt entsprechend der in Abb. 5 eingezeichneten Schnittlinie A-A abtrennt. An dieser Stelle ergibt sich der Transport H des leichten Zusatzgases aus der Gesamtstromstärke zweier leichter Fraktionen M abzüglich einer schweren Fraktion K. Hier kann der Reingasstrom aus den aufwärtsfließenden Strömen durch Abscheidung einer stündlichen UF_6 -Menge von 3 to UF_6 am Kaskadenkopf bzw. 6 to UF_6 an der oberen Abstufungsstelle gewonnen werden.

Eine derartige Anschlußmöglichkeit ist in den regelmäßig aufgebauten Abschnitten der Trenndüsenkaskade nicht unmittelbar gegeben. Deren Aufbau ist bei der gewählten Art der Trennstufen und ihrer vorgegebenen äußeren Zusammenschaltung durch die Notwendigkeit bestimmt, die Kaskadenabschnitte in Gruppen mit begrenzter Stufenzahl zu unterteilen, die einzeln überbrückt und abgeschaltet werden können. Diese Maßnahme ist notwendig, damit bei Störungen an einer einzelnen

Stufe nicht der gesamte Abschnitt, sondern lediglich die betroffene Gruppe abgeschaltet werden muß⁴⁾. Diese vollständige Überbrückbarkeit muß natürlich auch in den Kopfgruppen der Kaskadenabschnitte gewährleistet sein, deren Stufen daher keinerlei Besonderheiten aufweisen dürfen, wie etwa die durch einen Abschluß entsprechend der Linie A-A in Abb. 5 betroffenen Stufen 119 und 120. Daher werden die Kaskadenabschnitte entsprechend Abb. 5 mit einheitlicher Bestückung aufgebaut und die notwendigen "Sonderstufen" den UF_6 -Abscheidungsanlagen zugeordnet, bzw. in diese integriert. Dieses sind die in Abb. 3 mit SS bezeichneten Sonderstufen, die den Durchsatz und die Trennelementbestückung einer kleinen Stufe aufweisen, jedoch mit einem Spezialverdichter SV betrieben werden müssen, der das 1,94 % UF_6 enthaltende Gemisch ihrer leichten Fraktionen auf den Eingangsdruck der UF_6 -Abscheidungsanlagen verdichten muß.

Am Kaskadenkopf ist die Art der Zuschaltung und die Erfüllung der Anschlußbedingungen nach Abb. 3 offensichtlich: Der dritte rückzuspeisende Kerngasstrom k_3 muß zu gleichen Teilen von den UF_6 -Abscheidungen I und II geliefert werden. An der oberen Abstufungsstelle ergibt die Aufschaltung von jeweils zwei Sonderstufen SS auf einen austretenden Ausgangsgasstrom D zwangsläufig die gewünschte Stromaufteilung, da wegen der gleichen Trennelement-Bestückung wie in den Stufen d_1 , d_2 des Kopfabschnittes bei gleichem Vordruck und gleicher Konzentration alle drei auf diesem Strang liegenden Stufen den gleichen Durchsatz übernehmen. Ebenso zwangsläufig ergeben sich bei dieser Schaltungsart die vorgeschriebenen Stromstärken in den schweren Fraktionen K_1 und K_2 , während 2/3 des Stromes K_3 von den UF_6 -Abscheidungsanlagen III-VI aufgebracht werden.

Vom Gesichtspunkt der Isotopentrennung genießen die Sonderstufen keinerlei Ausnahmestellung. So stellen die beiden Sonderstufen SS 1 und SS 2 vollwertige Anreicherungsstufen

im Zuge des Kopfabschnitts dar, wodurch dessen Stufenzahl entsprechend um 2 vermindert ist. In analoger Weise stellen die Sonderstufen SS 3 und SS 4 bzw. SS 5 und SS 6 zusammen mit den Fußstufen 1 bzw. 2 des Kopfabschnittes in ihrer Parallelschaltung jeweils das vollwertige Äquivalent für eine "große" Stufe des Basisabschnittes dar. Insofern kann bei Erhöhung der Stufenzahl des Kopfabschnitts um zwei (kleine) Stufen, die Stufenzahl des Basisabschnitts um zwei (große) Stufen reduziert werden.

Entsprechende Überlegungen führen zu dem in Abb. 3 dargestellten Aufbau und der Zusammenschaltung der Rückspesestellen für das leichte Zusatzgas, auf die hier nicht näher eingegangen zu werden braucht.

1.3 Die Festlegung der Abscheidungsaufgabe der UF₆-Abscheidungsanlagen

In Abb. 3 werden die von den Sonderstufen SS 1 bis SS 6 kommenden leichten Fraktionen in 6 identischen UF₆-Abscheidungs-Einheiten verarbeitet. Diese Art der Aufteilung und die Schaltung der rückzuspeisenden Ströme wurde so gewählt, daß alle UF₆-Ströme in der Weise geführt werden, wie sie auch in einer zusatzgasfreien Kaskade zur Erzielung minimaler Vermischungsverluste zu schalten wären⁷⁾.

Am Kaskadenkopf werden die beiden Ströme d_1 und d_2 von getrennten Einheiten (I und II) verarbeitet, so daß die Produktentnahme aus der leichten Fraktion der Kopfstufe möglich ist. Die gleiche Art des Aufbaus und ebenso die gleiche Abscheidungskapazität wurden auch für die Abscheidungseinheiten III bis VI gewählt, obwohl hier die Einheiten III und IV bzw. V und VI zu jeweils einer Anlage mit doppeltem Durchsatz zusammengefaßt werden könnten, ohne daß zusätzliche Vermischungsverluste auftreten würden.

7) Die aus dem Abschluß der Kaskadenabschnitte herrührenden Vermischungsstellen liegen in der Zumischung zweier leichter Fraktionen zu den schweren Fraktionen k_3 bzw. K_3 .

Die Zweckmäßigkeit einer derartigen Zusammenfassung, (beispielsweise auch der Abscheidungen I und II zu einer Einheit unter Inkaufnahme von Trennarbeitsverlusten) hängt u.a. von der Verfügbarkeit entsprechender Baugrößen für die Sonderverdichter und für die Komponenten der Abscheidungsanlagen selbst ab, darüberhinaus aber auch von dem jeweils erforderlichen Aufwand für die notwendige Reservehaltung bei diesen Anlagen. Da diese Fragen aber nur zu beantworten sind, wenn das Abscheidungsverfahren in seinen technischen Details festliegt, wird für die folgenden Untersuchungen davon ausgegangen,

daß 6 identische UF_6 -Abscheidungsanlagen verwendet werden, die unter identischen Bedingungen betrieben werden, und

daß jede UF_6 -Abscheidungsanlage zusammen mit ihrer vorgeschalteten Sonderstufe SS und dem Sonderverdichter SV als abgeschlossene Hilfsanlage betrachtet wird, die bei Störung an einer ihrer Komponenten durch eine in Bereitschaft stehende, identische Reserveanlage ersetzt wird.

Jede dieser UF_6 -Abscheidungsanlagen hat dann einen Gasstrom von 219,7 kmol/h mit einem UF_6 -Gehalt von 1,94 % zu verarbeiten, d.h. stündlich 1,5 to UF_6 aus dem Reingasstrom zu entnehmen und zurückzuspeisen. Alle Ströme, die die Abscheidungsanlage verlassen, müssen unter einem Druck von mindestens 150 Torr, nämlich dem Ansaugdruck der Verfahrensverdichter in die Kaskade zurückfließen.

1.4 Die Anforderungen an den Wirkungsgrad der UF_6 -Abscheidungsanlagen und dessen Auswirkungen auf die Trennarbeitsleistung der Kaskade

Will man einer Kaskade mit vorgegebenen Stufenzahlen und Stufendurchsätzen angereichertes Material mit der Produktkonzentration n_p bei einer Abstreifkonzentration n_w im Abfallmaterial entnehmen, so ist damit die Produktionsstrom-

stärke P eindeutig festgelegt und die Trennarbeitsleistung ΔU der Kaskade beträgt

$$\Delta U = P V(n_p, n_F, n_w) \quad (1)$$

Darin ist $V(n_p, n_F, n_w)$ die sogenannte Wertfunktion, die nur von den U^{235} -Konzentrationen n_p im Produkt, n_F im Ausgangsmaterial (Feed) und n_w im Abfallmaterial (Waste) abhängt⁶⁾. Bei festliegenden Produkt- und Abstreifkonzentrationen ($n_p = \text{konst.}$, $n_w = \text{konst.}$) ist also der Produktstrom P die Meßgröße für die Leistung der Kaskade.

Treten in der Kaskade Verluste an Trennarbeit durch Isotopenvermischung auf, so muß der Produktionsstrom P notwendigerweise kleiner sein, als die Produktströmstärke P^+ ohne diese Verluste. Insofern bedeutet jeder UF_6 -Gehalt in dem die UF_6 -Abscheidungen verlassenden Gasstrom H einen Verlust an Trennarbeit, da angereichertes Material zu einer Stelle mit niedrigerer Isotopenkonzentration geführt wird und sich dort vermischt. Diese Vermischung wird in der vorliegenden Betrachtung dem vollständigen Verlust des Trennwertes der betrachteten Materialströme gleichgesetzt⁸⁾, so daß den Materialströmen u_1, u_2, u_3 (UF_6 -Anteile in den rückgespeisten Zusatzgasströmen, s. Abb. 2) ein Wertverlust $\Delta U_{\text{Verlust}}$ an Trennarbeit entspricht,

$$\Delta U_{\text{Verlust}} = u_1 V(n_p, n_F, n_w) + (u_2 + u_3) V(n_s, n_F, n_w) \quad (2)$$

um den sich die Trennarbeitsleistung ΔU^+ der "verlustfreien" Kaskade vermindert:

$$\Delta U_{\text{eff}} = \Delta U^+ - \Delta U_{\text{Verlust}} = (P^+ - u_1) V(n_p, n_F, n_w) - (u_2 + u_3) V(n_s, n_F, n_w) \quad (3)$$

8) Genau genommen tritt völliger Wertverlust auf bei Vermischung von Produkt (n_p) mit Abfallmaterial (n_w). Dieser Fall wird durch die Führung des Zusatzgases von Kopf zur unteren Abstufungsstelle bewußt vermieden (s. Abb. 2 und 3). Die Verluste sind also kleiner als hier angesetzt.

Setzt man für alle Abscheidungsanlagen den gleichen Abscheidewirkungsgrad voraus, d.h. $u_1 = u_2 = u_3$ so würde für die betrachtete Kaskade ($n_p = 0,025$, $n_F = 0,00711$, $n_s = 0,013$, $n_w = 0,003$, theoretische Produktstromstärke $P^T = 0,1005$ kmol UF_6/h) eine UF_6 -Konzentration von ca. 40 ppm UF_6 in allen Zusatzgasrückspeiseströmen die Wert-erzeugung der Kaskade um 25 % verringern.

Hiernach läßt sich bereits abschätzen, daß die Abscheidungsanlagen im rückzuspeisenden Zusatzgas einen UF_6 -Anteil von größenordnungsmäßig höchstens 1 ppm belassen dürfen. D.h. sie müssen Abscheiderwirkungsgrade erzielen, die besser sind als 99,998 %, wenn im Ausgangsgasgemisch ein UF_6 -Gehalt von 5 % vorliegt. Die genaue Festlegung des Abscheidungswirkungsgrades wird sich aus der Abwägung der Produktionseinbußen gegen die Aufwendungen für die Abscheidungsanlagen im Rahmen der Optimierung des Gesamt-Systems ergeben müssen. Zunächst ist damit aber bereits der Bereich des Abscheiderwirkungsgrades aufgezeigt, innerhalb dessen ein Abscheidungsverfahren wirtschaftlich arbeiten muß, um auch nur für die Vorauswahl infrage zu kommen.

2. Die Auswahl des Abscheidungsverfahrens

2.1 Die Kriterien für den Einsatz eines Abscheidungsverfahrens in einer Trenndüsenanlage

Bei der Auswahl eines für die H_2/UF_6 -Trennung im Rahmen des Trenndüsenverfahrens geeigneten Abscheidungssystems muß man folgende Gesichtspunkte beachten:

- I. Für den Betrieb der Isotopentrennkaskade ist ein Abscheidungssystem mit hoher Betriebssicherheit erforderlich, da jede Unterbrechung in einer der Abscheidungsanlagen den Stillstand der gesamten Trennkaskade zur Folge hat.

- II. Aus Messungen des Antwortverhaltens einer Kaskade auf von außen aufgeprägte Störungen des Zusatzgasrückstroms H ist bekannt, daß sich diese Störungen durch die gesamte Kaskade hindurch fortpflanzen⁹⁾ und damit unerwünschte Schwankungen im Betriebsverhalten aller Trenndüsenstufen mit sich bringen. Konzentrationschwankungen in der zurückgespeisten schweren Fraktion beeinträchtigen das Betriebsverhalten einer begrenzten Anzahl von Stufen stromabwärts vom Rückspeisepunkt⁹⁾. Daher sollte das Verfahren die stationäre Rückspeisung sowohl der schweren Fraktion, als auch des gereinigten Zusatzgases gewährleisten. Bei diskontinuierlicher Arbeitsweise müßte gegebenenfalls Pufferung vorgesehen werden.
- III. Die Abscheidung und Rückspeisung des UF_6 muß weitgehend verlustlos erfolgen, da jeder Verlust von bereits angereichertem Material in den Abscheidungsanlagen, insbesondere am Kaskadenkopf, eine Verminderung der Produktionsleistung bedeutet (vgl. Abschnitt 1.4).
- IV. In Anbetracht der beträchtlichen Mengen an angereichertem Uran, die stündlich abzuscheiden sind (am Kaskadenkopf ca. 3 to UF_6 /h mit 2,5 % U^{235} , an der oberen Abstufungsstelle 6 to UF_6 /h mit 1,3 % U^{235}), stellen die Abscheidungsanlagen innerhalb der Trenndüsenkaskade die Anlagenteile dar, denen im Hinblick auf die nukleare Sicherheit (Austritt von Aktivität, Kritikalität etc.) besondere Aufmerksamkeit geschenkt werden muß. Daneben kann der Holdup W_A der UF_6 -Abscheidungsanlagen einen nicht unbeträchtlichen Materialwert darstellen, da es sich um angereichertes Material handelt. Er vergrößert die Einstellzeit der Kaskade etwa um das Verhältnis W_A/P_{eff} . Diese zusätzliche Einstelldauer ist im Vergleich

9) R. Schütte, D. Seidel, W. Fritz, D. Plesch, G. Linder, H.J. Fritsch: Experimentelle und theoretische Untersuchungen des Betriebsverhaltens von Trenndüsenkaskaden für die Uran-235-Anreicherung (im Druck)

zur Einstellzeit der Kaskade zu sehen, die allein durch den Uran-Holdup der Kaskade von nur 1.5 to U bestimmt ist und größenordnungsmäßig einen halben Tag beträgt. Auch nach Berücksichtigung der hieraus resultierenden Kostenbeiträge wird man von zwei sonst gleichwertigen Verfahren demjenigen den Vorzug geben, das den niedrigeren Uran-Holdup aufweist und insofern höhere nukleare Sicherheit mit kleinerer Einstellzeit verbindet.

2.2 Die Vorentscheidung unter den infrage kommenden Abscheidungsverfahren

Für die Abscheidung von UF_6 aus Inertgasen wurden im Zusammenhang mit anderen Verfahren der Kerntechnik und mit unterschiedlichen Zielsetzungen praktisch alle infrage kommenden Verfahren untersucht und zum Teil auch angewandt¹⁰⁾⁻¹⁸⁾. Nach Ausschluß der Verfahren, bei denen das UF_6 eine chemische Umwandlung erfährt (Hydrolyse o.ä.), wurden die folgenden Verfahren im Detail auf ihre Anwendbarkeit im vorliegenden Fall untersucht:

- A.) Absorption in inerten Flüssigkeiten mit anschließender Rektifikation
- B.) Reversible Adsorption an festen Oberflächen

-
- 10) H.J. Pfriem, Diplomarbeit Universität Karlsruhe (1967)
 - 11) R.A. Ebel, C.C. Littlefield, USAEC-Rep.Nr. K 1366 (1959)
 - 12) J.J. Barghusen, Reactor Fuel Processing 9, 91 (1966)
 - 13) J.C. Bresee, P.R. Larson, Ind. Eng. Chem. 49, 1348 (1957)
 - 14) C.B. Beck, et.al., USAEC-Rep. Nr. AECU-3247 (1952)
 - 15) W.H. Denton, B. Shaw, Trans. Instn. Chem. Engrs. 37, 277 (1959)
 - 16) W.H. Denton, B. Shaw, D.E. Ward, Trans. Instn. Chem. Engrs. 36, 179 (1958)
 - 17) H. Knapp, Chem.- Ing.-Techn. 39, 390 (1967)
 - 18) H.J. Fritsch: UF_6 -Abscheidungsanlagen in Trenndüsenkaskaden (1969, 1970) (unveröffentlicht)

C.) Ausfrieren an gekühlten Oberflächen (Tieftemperaturabscheider)

D.) Trennung in der Gasphase (Trenndüsenverfahren)

Die Methode der UF₆-Absorption in inerten Flüssigkeiten (z.B. C₈F₁₆) mit anschließender Rektifikation wurde unseres Wissens bisher nur im Labormaßstab erprobt¹¹⁾. Sie muß hier ausgeschieden werden, da sie nicht nur einen unverhältnismäßig großen technischen Aufwand erfordert, und einen UF₆-Holdup in den Abscheidungsanlagen bedingt, der den gesamten UF₆-Inhalt der Kaskade erheblich übersteigt, sondern schließlich den prinzipiellen Mangel aufweist, daß trotz Abkühlung des gereinigten Gases nahe an den Stockpunkt des Öls (-60°C), ein Öleinstrom von mehreren kg/h in die Kaskade nicht zu vermeiden wäre¹⁸⁾. Bei tieferer Abkühlung kann man aber das UF₆ bereits unmittelbar ausfrieren.

Die Absorption des UF₆ an festen Oberflächen z.B. an Natriumfluoridkristallen wurde insbesondere im Zusammenhang mit der fluorierenden Wiederaufbereitung bestrahlter Kernbrennstoffe untersucht¹²⁾. Bei den hier zu bewältigenden großen Materialdurchsätzen scheidet das Verfahren jedoch aus, da die Wiedergabe des absorbierten UF₆ erst bei Temperaturen von ca. 400°C unter einer Fluoratmosphäre mit allen damit verbundenen technischen Schwierigkeiten erfolgt, was außerdem einen im Vergleich zu den später ausgewählten Verfahren ungünstig hohen Energiebedarf mit sich bringt¹⁸⁾.

In den Voruntersuchungen wurden unter den Ausfrierverfahren 1.) Direktwärmetauscher mit bewegten Füllkörpern (Fließbett- und Wirbelbettaustauscher 2.) "Reversing Heat Exchanger" und 3.) umschaltbare Gegenstromwärmetauscher für den vorliegenden Anwendungsfall überschlagsmäßig ausgelegt. Die Studie über die Direktwärmetauscher mit bewegten Fließkörpern behandelte sowohl Wirbelbetten mit getrennten Abscheider- und Verdampferfunktionen, wo für ähnliche Aufgabenstellungen Modelluntersuchungen vorliegen¹³⁾¹⁴⁾, als auch Fließbetten mit kontinuier-

lichem Füllkörperfluß. Für beide Verfahren konnten technisch interessante Auslegungsmöglichkeiten aufgezeigt werden, die bei prinzipiell kontinuierlichem Ablauf von Abscheidung und UF_6 -Rückspeisung, beispielsweise für die Abtrennungsaufgaben am Kopf der Kaskade, durch UF_6 -Verweilzeiten zwischen 5 und 10 Minuten und einem Leistungsaufwand von insgesamt ca. 6 MW gekennzeichnet sind¹⁸⁾. Für diese Verfahren liegen jedoch keine industriellen Erfahrungen vor, die insbesondere den Abrieb von abgeschiedenem UF_6 und die Verschleißvorgänge in einem solchen System betreffen. Sie wurden daher aus der weiteren Betrachtung ausgeschlossen, weil der ins Auge fallende Vorteil der kontinuierlichen Arbeitsweise eine risikoreiche Neuentwicklung im Vergleich zu den nun betrachteten Ausfrierverfahren nicht rechtfertigen kann.

Die Untersuchung eines Abscheidersystems mit einem sogenannten "Reversing Heat Exchanger"¹⁵⁾¹⁶⁾ zeigt, daß auch dieses Verfahren im vorliegenden Fall nicht durchführbar ist. Überträgt man die Erfahrungen, die beispielsweise in ausgeführten "Reversing Heat Exchanger"-Einheiten bei Luftzerlegungsanlagen zur Abscheidung von Wasser und CO_2 vorliegen, auf das System UF_6 /Wasserstoff, so zeigt sich, daß mit dem maximal zur Verfügung stehenden Spülgasstrom von ca. 16 % der Gesamtstromstärke ein sicherer Betrieb dieses "Reversing Heat Exchanger" nicht möglich ist. Bei Luftzerlegungsanlagen gilt die Regel, daß der Spülgasstrom mindestens etwa die Hälfte des zu trennenden Gasstroms betragen muß¹⁷⁾.

Mit der klassischen Methode des Ausfrierens in wechselseitig umschaltbaren Tieftemperaturgegenströmern lassen sich die vom Verfahren aufgeprägten Randbedingungen weitgehend einhalten. Die Ergebnisse der vorliegenden Untersuchung zeigen, daß bei einer Dauer des Umschaltzyklus von ca. 1,5 Std. zwar ein recht kostengünstiger Abscheidungsbetrieb möglich ist. Da jedoch die vollen UF_6 -Stromstärken in den Abscheidern gehandhabt werden müssen, ist dieses Verfahren durch einen beträchtlichen Kältebedarf und durch einen großen UF_6 -Holdup gekennzeichnet.

Unter den infrage kommenden Trennverfahren in der Gasphase wurde aus den naheliegenden Gründen der Einheitlichkeit der Anlagenkomponenten dem Trenndüsenverfahren der Vorzug gegeben. Am Beispiel der Helium/ UF_6 -Trennung wurde gezeigt daß die in den Trenndüsenkaskaden auftretende Abscheidungs- aufgabe mit einer kleinen Hilfskaskade für Gemischtrennung mit 8-10 Trenndüsenstufen gelöst werden kann¹⁰⁾. Im Fall der Wasserstoff/ UF_6 -Trennung würde die benötigte Stufenzahl etwa dieselbe sein müssen, wenn der gleiche Restgehalt an UF_6 erreicht werden sollte, der bei der Tieftemperaturab- scheidung optimal ist. Dieses Abscheidungsverfahren würde den extrem niedrigen UF_6 -Holdup von etwa 100 kg UF_6 insge- samt erzielen. Der Grund für die Entscheidung gegen die ausschließliche Anwendung dieses Verfahrens liegt in den sehr hohen Abscheidungskosten, die vor allem durch einen hohen Leistungsbedarf von insgesamt ca. 20 MW bedingt sind. Dazu kommt die Tatsache, daß wegen des abnehmenden UF_6 - Gehalts in allen Trenndüsenstufen dieser Hilfskaskaden neu zu entwickelnde, stufenspezifische Sonderverdichter be- nötigt würden, wobei die Verdichter der letzten Stufen praktisch reinen Wasserstoff mit einem Kompressionsver- hältnis von mehrmals 2 zu verdichten hätten.

Unter Berücksichtigung der Vielzahl der hier aufgeführten Gesichtspunkte ist als Verfahren der Wahl eine Kombination der beiden letzten Verfahrenstypen anzusehen.

2.3 Die Kombination einer Trenndüse zur Vorabscheidung mit umschaltbaren Tieftemperaturgegenströmern als Feinabscheider

In dieser Kombination ist der aus umschaltbaren Tieftempera- turgegenströmern aufgebauten UF_6 -Abscheidungsanlage eine Trenndüsenstufe zur UF_6 -Vorabreicherung vorgeschaltet, durch die die UF_6 -Konzentration im zu verarbeitenden Zusatzgas- strom um einen Faktor 5-10 gesenkt werden kann. Diese Trenn- düsenstufe läßt durch die Verkleinerung der stündlich abzu- scheidenden UF_6 -Mengen für das Tieftemperatur-Abscheidungs-

system unter sonst gleichen Bedingungen erheblich größere Abscheidungszeiten zu, wodurch der Kältebedarf für die Tieftemperaturabscheider drastisch gesenkt wird.

In dieser Kombination übernimmt die Trenndüsenstufe als kontinuierlich arbeitendes Element im Hinblick auf die UF_6 -Menge die Hauptlast der Abscheidungsaufgabe. Durch die unmittelbare Rückspeisung der schweren Fraktion dieser Vorabscheiderstufe an den Kaskadenkopf werden etwa 80 ÷ 90 % der zu verarbeitenden UF_6 -Mengen direkt und ohne nennenswerten Holdup in die Kaskade zurückgeführt, so daß nur noch die verbleibenden 10-20 % in absatzweise betriebenen Ausfriergegenströmern abgeschieden werden müssen. Es wird gezeigt werden, daß für die Vorabscheidungs-Trenndüsen Trennelemente benutzt werden können, die mit denen der Isotopentrennkaskade übereinstimmen (s. Abschnitt 3.1). Insofern können also Betriebsverhalten und Betriebssicherheit der Vorabscheiderstufen mit denen des Hauptverfahrens gleichgesetzt werden.

Als "verfahrensfremde" Anlagenteile verbleiben im wesentlichen somit die Tieftemperatur-Gegenströmer, die zur Deckung des Kältebedarfs des Wärmetauschersystems notwendigen Kältemaschinen und die zur Erzeugung der optimalen Betriebsdrucke in Vorabscheider und Tieftemperatur-Abscheider benötigten Verdichter. Diese Komponenten besitzen aber die Zuverlässigkeit klassischer Industrie-Anlagen, da nur an die Wellendichtungen der Verdichter erhöhte Anforderungen aus kerntechnischer Sicht gestellt werden.

3. Die UF_6 -Abscheidungsanlagen mit Trenndüsen-Vorabscheidung und Tieftemperatur-Feinabscheidung

Der prinzipielle Aufbau einer der sechs identischen Abscheidungsanlagen möge anhand des Fließbildes Abb. 6 erläutert werden. Die Bezeichnungen der ein- und austretenden Ströme entsprechen denen der Anlage I am Kaskadenkopf (s. Abb. 3).

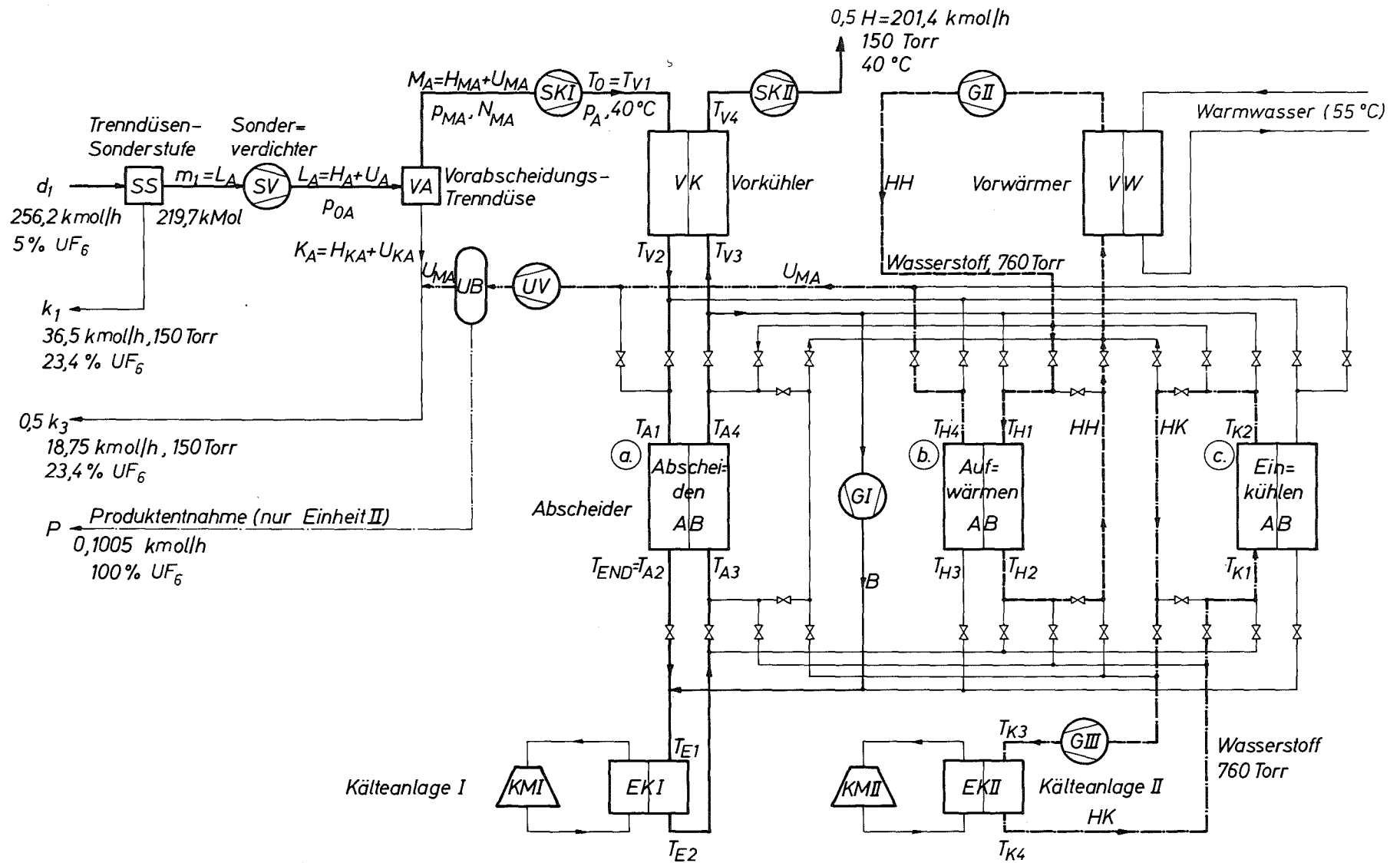


Abb. 6: Fließbild einer UF_6 -Abscheidungsanlage (z.B. Einheit I am Kaskadenkopf)

Die Trenndüsenstufen: Das Ausgangsgas d_1 , welches die Isotopentrennkaskade unter einem Druck von 600 Torr verläßt, gelangt zunächst in die Sondertrennstufe SS, die sich von den Trennstufen der Kaskade nur in soweit unterscheidet, als sie keinen Verfahrensverdichter besitzt. Ihre Trenndüsen arbeiten jedoch unter den gleichen Bedingungen wie alle übrigen Stufen der Kaskade und ihre schwere Fraktion k_1 wird in der üblichen Weise innerhalb der Kaskade zurückgeführt. Ihre leichte Fraktion m_1 wird jedoch ohne Zuzusammensetzung in der nachgeschalteten Vorabscheidungs-Trenndüse verarbeitet. Dazu wird sie von einem Sonderverdichter SV, der Wasserstoff/ UF_6 -Gemisch mit nur 1,9 % UF_6 verdichten kann, auf den Düsenvordruck p_{OA} komprimiert. Dieser Gasstrom wird dort abermals in eine schwere Fraktion K_A und eine leichte Fraktion M_A zerlegt. Die leichte Fraktion enthält nunmehr weniger als 0,5 % UF_6 , und wird dem Tieftemperatur-Abscheidungssystem zugeführt, gegebenenfalls nach Druckerhöhung in einem weiteren Sonderverdichter SKI.

Das in der Tieftemperaturabscheidung aufgefangene UF_6 wird in einem UF_6 -Pufferbehälter UB zwischengespeichert und aus diesem in die schwere Fraktion K_A der Vorabscheidertrenndüse zurückdosiert, so daß ein H_2/UF_6 -Gemisch mit 23,4 % entsteht. Dieses stellt 50 % des am Kaskadenkopf benötigten Kerngasstromes k_3 dar und wird dorthin zurückgespeist.

Die Tieftemperatur-Abscheidungsanlage besteht in ihrem Kernstück aus Plattenkompaktwärmetauschern¹⁹⁾, in denen das zu trennende Gasgemisch von der Verfahrenstemperatur $T_0 = 40^\circ C$ auf eine, der gewünschten Reinheit entsprechende Endtemperatur $T_{END} \leq -100^\circ C$ abgekühlt wird. Die Abkühlung erreicht man in zwei hintereinandergeschalteten Gegenströmern, wovon der erste, der sogenannte Vorkühler VK, stationär arbeitet und das Gasgemisch zunächst bis nahe an den Taupunkt des UF_6

19) Vergl. z.B. W.M. Kays, A.L. London, Compact Heat Exchangers, Mc Graw Hill, New York (1964)

abkühlt, während der zweite, der eigentliche Abscheider AB, nur während der Ausfrierphase des UF_6 stationär betrieben wird.

Das in regelmäßigen Abständen zur UF_6 -Austragung notwendige Aufheizen des beladenen Abscheiders, sowie das anschließende Wiedereinkühlen, machen den Einsatz mehrerer identischer Aggregate im zeitlichen Wechsel erforderlich. Während des Abscheidebetriebs (a) (linke Einheit) fließt im Abscheider das zu trennende Gasgemisch im Gegenstrom zu dem gereinigten Zusatzgas. Die Stromstärke dieses Reingasstroms H wird mit Hilfe des eingezeichneten Bypass-Stroms B (Umwälzgebläse GI) soweit erhöht, daß die Wärmekapazität in den gegenläufigen Strömen unter Berücksichtigung der Kondensationswärme und der spezifischen Wärme des UF_6 -Anteils ausgeglichen sind. Damit soll in erster Linie eine verbesserte Parallelführung des Temperaturverlaufs in den gegenläufigen Gasströmen erreicht werden, die für den Ablauf der UF_6 -Kondensation wesentlich ist (s. Abschnitt 3.2.1). Zugleich wird bei jeweils vorgegebener Endtemperatur T_{END} auf der Abscheidungsseite die Rückkühltemperatur T_{A3} auf den maximal möglichen Wert angehoben. Infolgedessen können die Kälteverluste der beiden Gegenströmer über den Endkühler EKI von einer Kältemaschine KMI bei maximal möglichem thermodynamischem Wirkungsgrad gedeckt werden. Da in den Endkühlern EKI noch geringfügige UF_6 -Mengen auskondensieren können, wird eine Regenerierungsmöglichkeit in großen Zeitabständen vorzusehen sein.

Der Aufwärmbetrieb (b) (mittlere Einheit) wird von einer Pumpphase eingeleitet, in der das auf der Abscheideseite im beladenen Abscheider vorhandene Zusatzgas über das kalte Ende abgepumpt wird. Danach wird auf der Reingasseite des Abscheiders, über einen als Vorwärmer VW bezeichneten Gas/Wasser-Rippenrohrgegenströmer, ein H_2 -Heizgasstrom HH mit Hilfe des Umwälzgebläses GII umgewälzt, der die Energie zum Aufwärmen des Gegenstromabscheiders und Verdampfen des UF_6 transportiert. Der Vorwärmer kann beispielsweise an die warme

Seite des allgemeinen Kühlwassersystems der Trenndüsenkaskade angeschlossen werden.

Sobald die Oberfläche des Abscheiders Raumtemperatur erreicht hat, wird das verdampfende UF_6 mit dem Verdichter UV unter einem Druck von ca. 100 Torr aus dem Abscheider abgesaugt und in einem thermostatisierten Pufferbehälter UB zwischengespeichert, aus dem es mit konstantem Molstrom U_{MA} der schweren Fraktion k_A der Vorabscheidungs-trenndüse beigemischt wird.

Nach Entleerung des Abscheiders wird beim anschließenden Einkühlbetrieb (c) (rechte Einheit) ein H_2 -Kühlgasstrom HK über den Wärmetauscher EKII einer zweiten Kältemaschine KMII und über die Reingasseite des Abscheiders umgewälzt, bis dieser die für den Abscheidebetrieb notwendige Temperaturverteilung aufweist. Dieser Strom wird mit dem Umwälz-gebläse GIII gefördert.

Falls das UF_6 -freie Zusatzgas die Tieftemperatur-Abscheidung mit einem Druck unter 150 Torr verläßt, muß es mit Hilfe eines weiteren Sonderverdichters SKII zu den Rückspeisungsstellen am Kaskadenfuß bzw. an der unteren Abstufungsstelle in den Verfahrenskreislauf der Isotopentrennkaskade zurückgeführt werden.

3.1 Die Vorabscheidungs-Trenndüsenstufe mit großem Gemischtrennfaktor

In den nun folgenden Abschnitten sollen die Grundlagen für die Optimierung des Gesamtabscheidungssystems bereitgestellt werden. In der Vorabscheidungsstufe werden Trenndüsen verwendet, deren UF_6 -Konzentration $N_{OA} = 0,0194$ im Ausgangsgemisch*) und deren Trennaufgabe deutlich andere sind als in der Anreicherungskaskade. Daher werden andere optimale Betriebsbedingungen für den Düsenvordruck p_{OA} und das Expansionsverhältnis p_{OA}/p_{MA} zu erwarten sein.

*) Der Index A kennzeichnet die Betriebswerte der Vorabscheidungsstufe

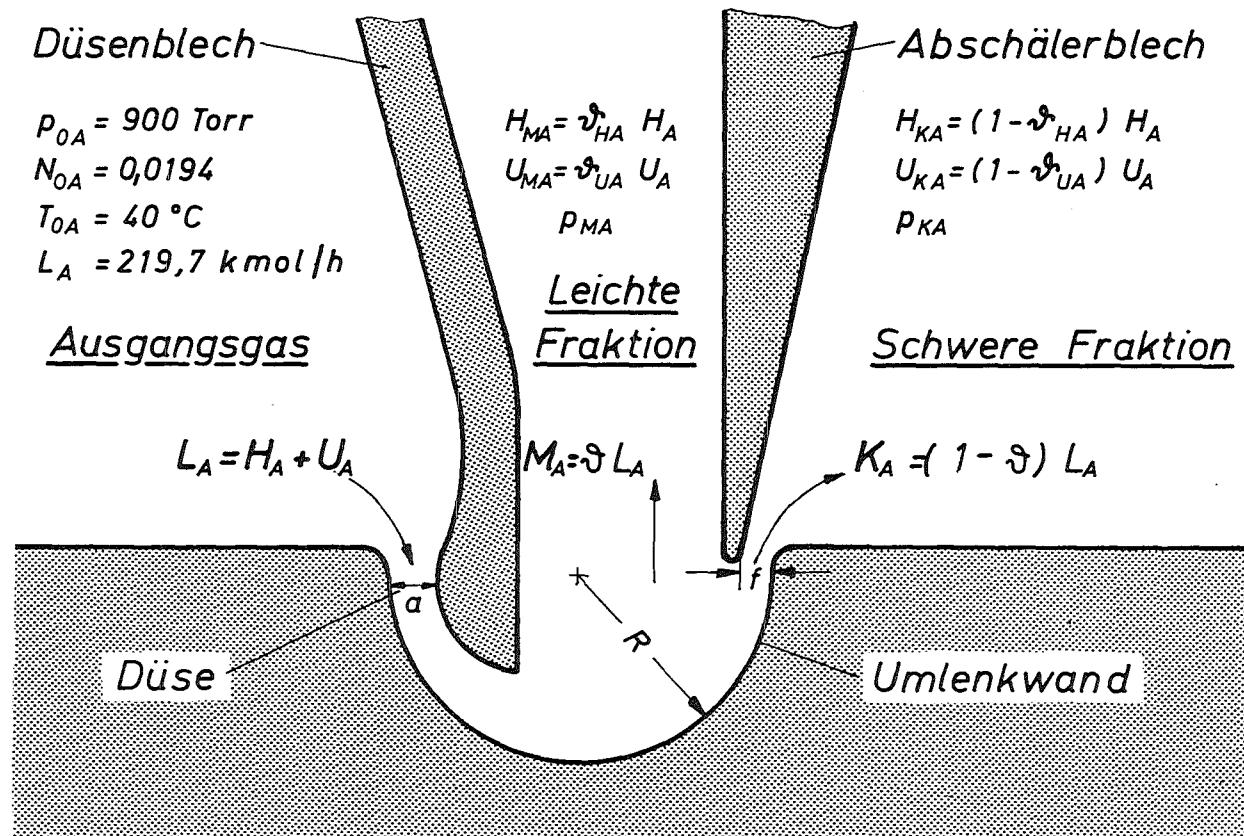


Abb. 7: Die Vorabscheidungs-Trenndüse mit den für die Gemischtrennung geltenden Betriebsbedingungen: Drucke p_{0A} , p_{MA} , p_{KA} ; UF_6 -Molenbruch im Ausgangsgas N_{0A} ; Gemischstromstärke L_A ; Wasserstoffstromstärken H_A , H_{MA} , H_{KA} und UF_6 -Stromstärken U_A , U_{MA} , U_{KA} .

Die folgenden Untersuchungen beschränken sich jedoch nicht nur auf die Aspekte der Gemischtrennung, sondern berücksichtigen auch die Tatsache, daß in den Vorabscheidungsstufen in nicht unbeträchtlichem Umfang Isotopenanreicherung erfolgt und daß die damit erzielte Wertenerzeugung bei geeigneter Schaltung der Materialströme die Wertenerzeugung der Kaskade erhöhen kann, wofür im Rahmen der Gesamtoptimierung eine entsprechende Gutschrift zu erfolgen hat.

3.1.1 Die optimierbaren Betriebsparameter der Vorabscheidungs-Trenndüsenstufe

Die in den vorangegangenen Abschnitten definierte Trennaufgabe der Vorabscheidungsstufe läßt sich an Hand der Abb. 7, die den Querschnitt der Trenndüse diesmal mit den für die optimale Vorabscheidung gültigen Betriebswerten zeigt, folgendermaßen formulieren: Durch die Anschlußbedingungen an die Trenndüsenkaskade ist festgelegt, daß von dem im Ausgangstrom $L_A = 219,7$ kmol/h enthaltenen Wasserstoffstrom $H_A = (1 - N_{OA}) \cdot L_A = 215,4$ kmol H_2 /h der Anteil $0,5 H = 201,4$ kmol H_2 /h in die leichte Fraktion M_A der Trenndüse

$$H_{MA} = \vartheta_{HA} \cdot H_A = 0,5 H \quad (3)$$

und von dort über die Tieftemperaturabscheidung an den Kaskadenfuß geführt werden muß. Damit ist in der Trenndüse VA das Wasserstoff-Abschälverhältnis $\vartheta_{HA} = H_{MA}/H_A = 0,935$ festgelegt. Da der Ausgangsstrom L_A unter einem festliegenden Betriebsdruck $p_M = 150$ Torr zur Verfügung steht, liegt das Ansaugvolumen $\dot{V}_{SV} = 28\,600$ m³/h des vorgeschalteten Sonderverdichters SV ebenfalls fest.

Der erste einer Optimierung zu unterwerfende Parameter in diesem System ist der Düsenvordruck p_{OA} der die Trennleistung der Vorabscheiderstufe VA beeinflusst und den Energieverbrauch des Sonderverdichters SV bestimmt. Der zweite zu

optimierende Parameter ist das UF₆-Abschälverhältnis

$$\mathfrak{J}_{UA} = \frac{U_{MA}}{U_A}$$

Dieses bestimmt die Aufteilung des im Ausgangsstrom L_A enthaltenen UF₆-Stroms $U_A = 4,27$ kmol/h in den Teilstrom U_{MA} , der mit der leichten Fraktion M_A in der Tieftemperaturabscheidung zu verarbeiten ist und in den Teilstrom $U_{KA} = (1 - \mathfrak{J}_{UA}) \cdot U_A$, der unmittelbar in die Kaskade zurückfließt. Beispielsweise würde ein niedriger Wert von $\mathfrak{J}_{UA} = 0,1$ (gleichbedeutend mit einer in der Tieftemperaturabscheidung zu verarbeitenden UF₆-Menge $U_{MA} = 0,1 U_A$) bei dem vorgegebenen Wert $\mathfrak{J}_{HA} = 0,935$ einen Gemischtrennfaktor zwischen Wasserstoff und UF₆

$$A_A = \frac{\mathfrak{J}_{HA} (1 - \mathfrak{J}_{UA})}{\mathfrak{J}_{UA} (1 - \mathfrak{J}_{HA})} \quad (4)$$

von etwa 130 und ein hohes Expansionsverhältnis $p_{OA}/p_{MA} \approx 8$ in der Trenndüse erfordern. Andererseits wären bei kleineren Gemischtrennfaktoren (kleineres Expansionsverhältnis) größere UF₆-Mengen in der Tieftemperaturabscheidung zu verarbeiten, die jedoch unter höherem Druck p_{MA} und in einer entsprechend verringerten Volumenstromstärke \dot{V}_{SKI} anfallen würden. Falls eine Nachverdichtung mit dem Sonderverdichter SKI notwendig ist, wird sowohl das Ansaugvolumen als auch der Leistungsbedarf dieses Verdichters verringert.

Die Variation des Gemischtrennfaktors A_A bzw. des UF₆-Abschälverhältnisses \mathfrak{J}_{UA} der Trenndüse ist bei vorgegebenem Düsenvordruck p_{OA} und vorgegebenem Wasserstoffabschälverhältnis \mathfrak{J}_{HA} dadurch möglich, daß das Expansionsverhältnis p_{OA}/p_{MA} und die Abschälerweite f gleichzeitig verändert werden. Diese beiden Parameter sind also miteinander verknüpft. Hier interessiert in erster Linie das die Volumenstromstärke \dot{V}_{SKI} bestimmende Expansionsverhältnis p_{OA}/p_{MA} .

3.1.2 Experimentelle Untersuchung der Trenneigenschaften der Trenndüsen im Bereich der Betriebsbedingungen der Vorabscheidungsstufe (UF₆-Molenbruch N₀ = 0,02)

In dem für die Vorabscheidungstrenndüse interessierenden Bereich der UF₆-Konzentration lagen bisher noch keine Messungen mit H₂/UF₆-Gemischen vor. Es wurden daher mit dem schon in früheren Untersuchungen benutzten Trennsystem Nr. XIII¹⁾ (entsprechend Abb. 7: Umlenkradius R = 0,75 mm; engste Düsenweite a = 0,2 mm) Messungen mit einem H₂/UF₆-Gemisch mit 2 Mol-% UF₆-Gehalt und bei Raumtemperatur (T = 22°C) ausgeführt^{*)}. Der Unterschied in den Abmessungen gegenüber den in der technischen Trenndüsenkaskade vorzusehenden Trenndüsen und in der Betriebstemperatur (T_{OA} = 40°C) bewirken, daß alle im Experiment auftretenden Absolutdrücke um den Faktor 10 niedriger liegen, als in der zu optimierenden technischen Anlage.

Zunächst wurde der optimale Düsenvordruck p_{OA} für die Vorabscheidungsstufe ermittelt. Bei dieser Versuchsreihe, deren Ergebnisse in Abb. 8 wiedergegeben sind, wurde bei festgehaltenem Expansionsverhältnis p₀/p_M = p₀/p_K = 6 der Einlaßdruck p₀ zwischen 60 und 120 Torr variiert und zu jeder Druckeinstellung der elementare Isotopentrenneffekte ε_A

$$\epsilon_A = \frac{n_M(1-n_K)}{n_K(1-n_M)} - 1, \quad (5)$$

(n_K, n_M Molenbrüche des U²³⁵ im UF₆ der leichten bzw. schweren Fraktion)

sowie die Abschälverhältnisse δ_H und δ_U gemessen. Daraus wurde der Gasgemischtrennfaktor A = δ_H(1-δ_U)/δ_U(1-δ_H) berechnet, dessen Verlauf über dem Einlaßdruck p₀ ein Maximum bei p₀⁺ = 90 Torr zeigt. Die Meßkurve des Elementareffektes ε_A erreicht ihr Maximum bei einem etwas höheren Druck.

*) Ich danke Herrn Dr. W. Bier für die Beratung bei der Versuchsplanung und Herrn G. Schüler für die Durchführung der Experimente.

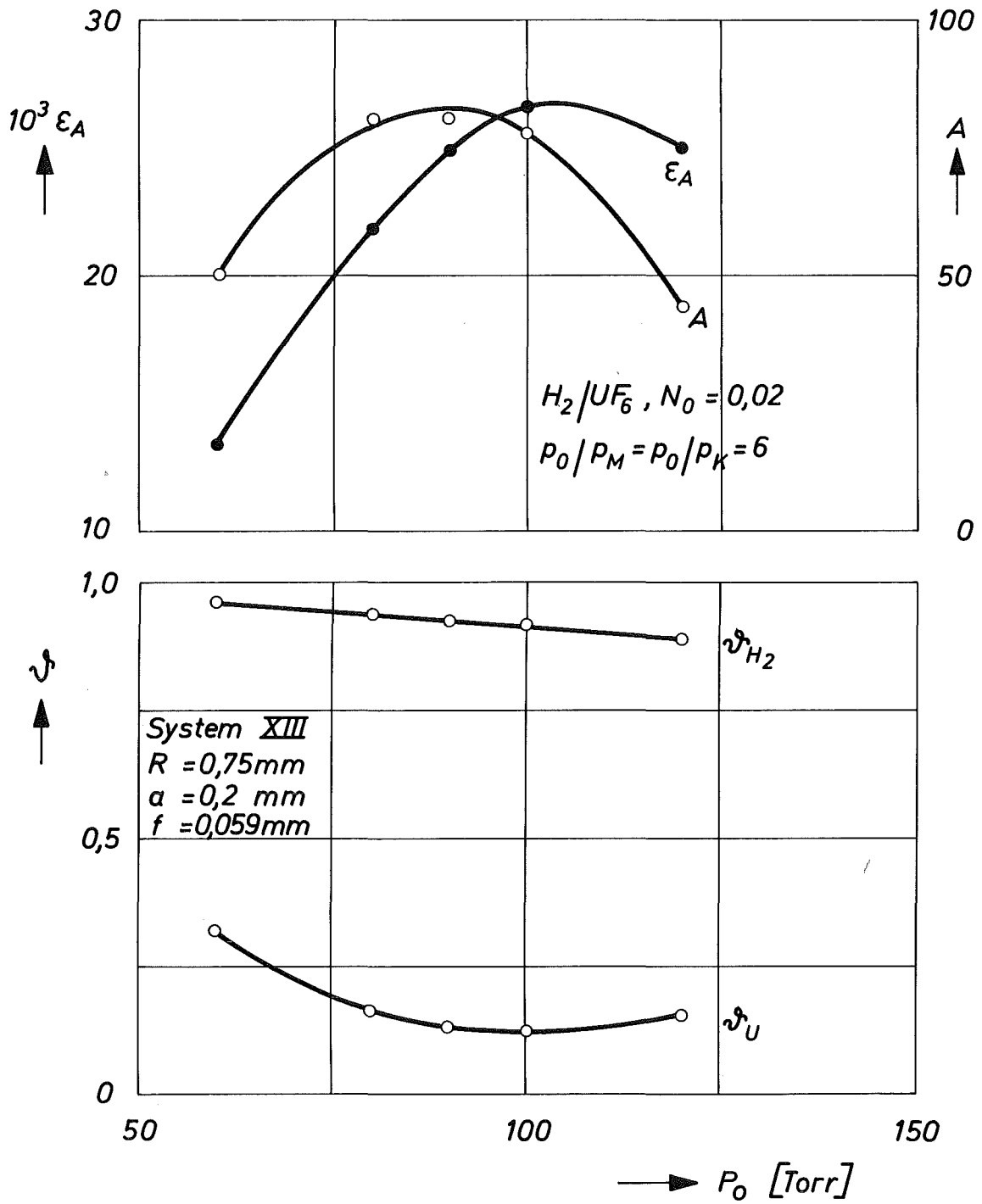


Abb. 8: Die experimentelle Ermittlung des optimalen Düsen-
 vordrucks aus der Abhängigkeit des Gemischtrennfak-
 tors A und des Elementareffektes ϵ_A der Isotopen-
 trennung vom Düsenvordruck p_0 . (Trennsystem XIII,
 2 Mol-% UF_6 , 98 Mol-% Wasserstoff, Expansionsver-
 hältnis $p_0/p_M = p_0/p_K = 6$)

Aufgrund dieser Meßergebnisse läßt sich sofort der optimale Düsenvordruck der Vorabscheidungstrenndüse angeben: $p_{OA}^+ = 10 p_0^+ = 900$ Torr. Denn bei diesem Druck, für den bei festgehaltenem Expansionsverhältnis der maximale Gemischtrennfaktor erhalten wird, erzielt die Trenndüse erfahrungsgemäß einen gewünschten Trennfaktor mit dem kleinstmöglichen Expansionsverhältnis (Umkehrung der Schlußweise). Das bedeutet in unserem Fall, daß jeder gewünschte Trennfaktor A mit minimalen Kosten erzielt wird, da der Energieverbrauch von Vorverdichter SV und Nachverdichter SKI zusammen minimal werden und die Investitionen im wesentlichen durch das festliegende Ansaugvolumen \dot{V}_{SV} des Vorverdichters bestimmt werden.

In weiteren Meßreihen wurden bei diesem optimalen Düsenvordruck $p_0^+ = 90$ Torr die Abschälerweite und das Expansionsverhältnis variiert. Die mit drei verschiedenen Abschälerweiten $f = 0,046$ mm ; $0,058$ mm und $0,076$ mm bei den Expansionsverhältnissen $p_0/p_M = 3;4;6;8$ und 10 erhaltenen Ergebnissen sind in Abb. 9 zusammengestellt. Aus dieser Abbildung kann man die zu dem geforderten Wert $\mathfrak{D}_{HA} = 0,935$ gehörigen Werte von \mathfrak{D}_{UA} , A_A und $\epsilon_{A,A}$ ablesen. Abb. 10 zeigt die so ermittelten Meßpunkte für die Abhängigkeit des benötigten Expansionsverhältnisses p_{OA}/p_{MA} und des elementaren Isotopentrenneffektes $\epsilon_{A,A}$ als Funktion des UF_6 -Abschälverhältnisses \mathfrak{D}_{UA} in der Vorabscheidungstrennstufe. Die Abb. 9 und 10 lassen weiterhin erkennen, daß im Bereich der UF_6 -Abschälverhältnisse $0,1 < \mathfrak{D}_U < 0,4$ Abschälerweiten f zwischen $50 \mu m$ und $60 \mu m$ erforderlich sind. Die Abschälerweite der Verfahrenstrenndüsen beträgt dagegen $75 \mu m$. Dieser Unterschied kann durch Rückstauen der schweren Fraktion kompensiert werden. Damit ist sichergestellt, daß für die Vorabscheidungstrenndüse die gleichen Trennelemente verwendet werden können, wie für das Hauptverfahren.

Für die Verwendung in den nachfolgenden Optimierungsrechnungen wurden diese Meßergebnisse nach entsprechender An-

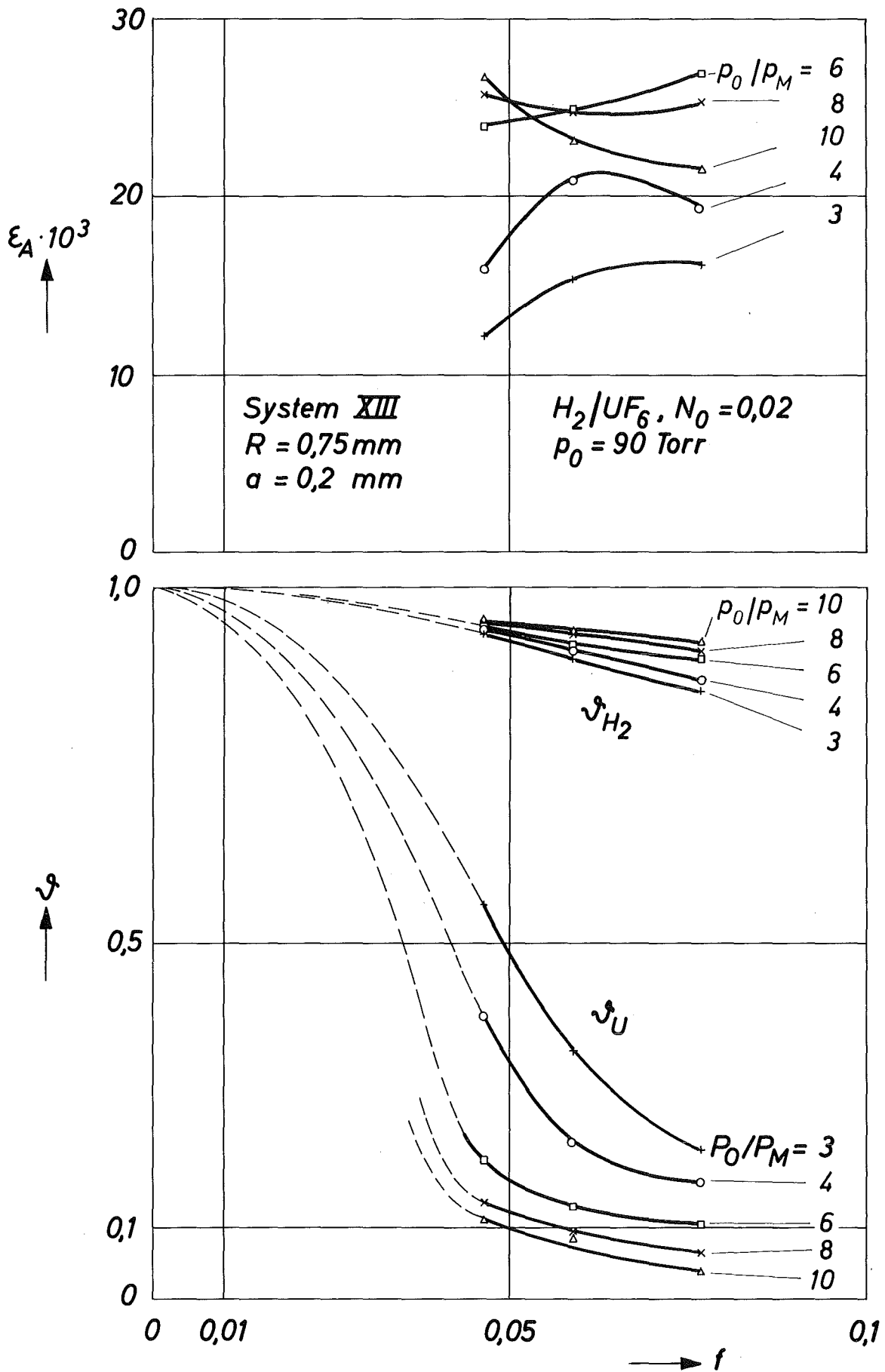


Abb. 9: Der Elementareffekt der Isotopentrennung ϵ_A , die Abschälverhältnisse \mathfrak{J}_{H_2} und \mathfrak{J}_U bei verschiedenen Expansionsverhältnissen $p_0/p_M = p_0/p_K$ in Abhängigkeit von der Abschälerweite f . Messungen mit dem Trennsystem XIII und einem H_2/UF_6 -Gemisch mit 2 Mol-% UF_6 bei einem Düsenvordruck $p_0 = 90 \text{ Torr}$.

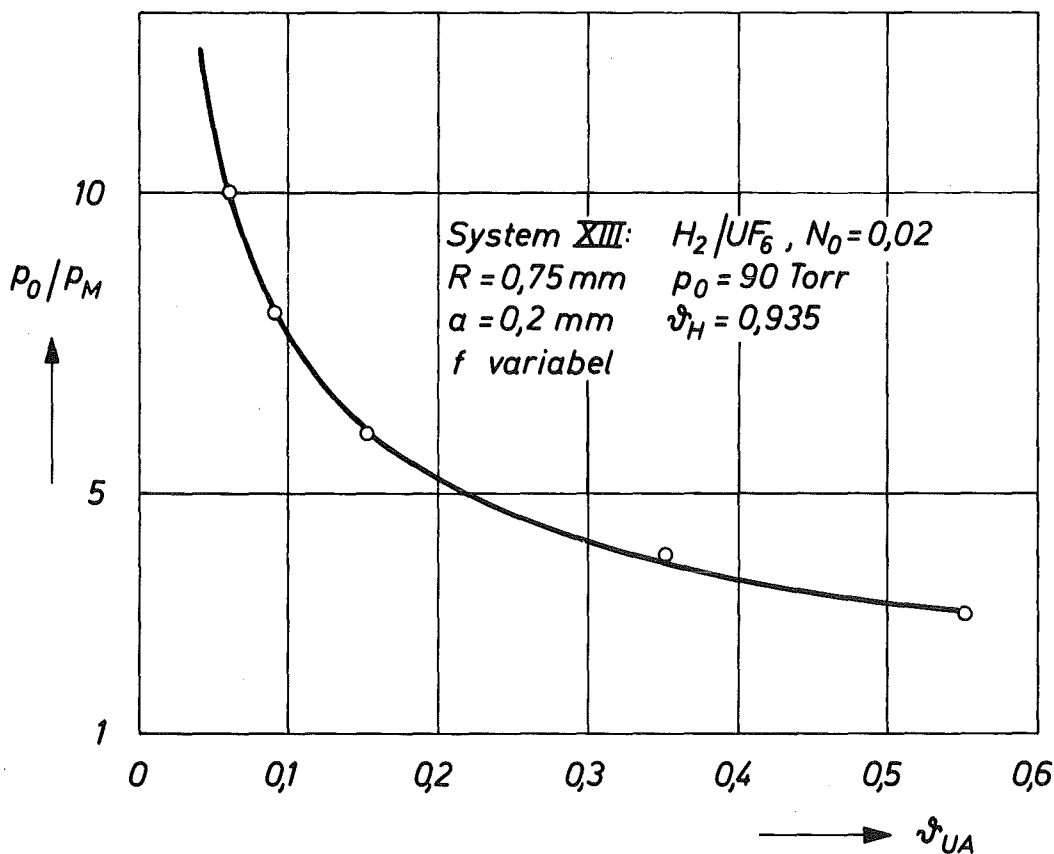
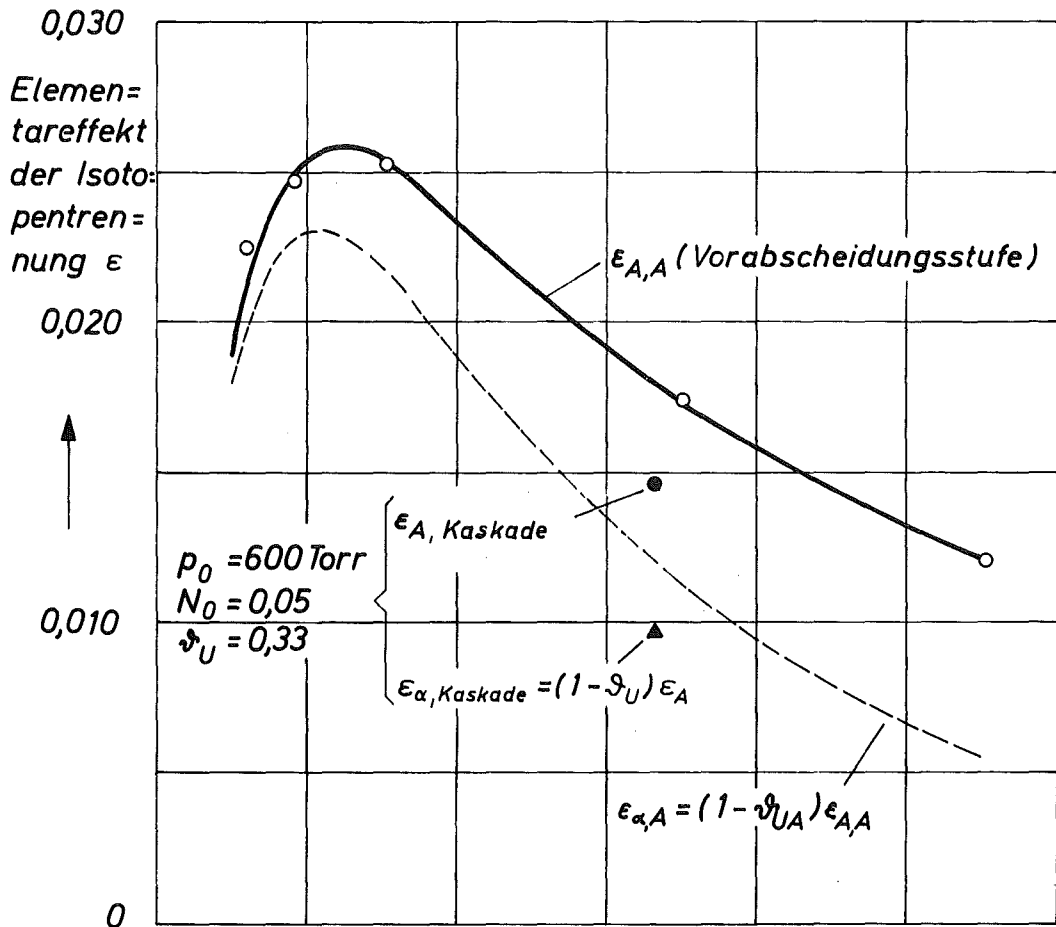


Abb. 10: Das bei vorgegebenem Wasserstoff-Abschälverhältnis $\beta_H = 0,935$ benötigte Expansionsverhältnis p_0/p_M und der sich dabei ergebende Elementareffekt $\epsilon_{A,A}$ der Isotopentrennung als Funktion von β_{UA} . Die eingetragenen Werte (o) wurden aus Abb. 9 entnommen, die ausgezogenen Kurven geben den Funktionsverlauf gemäß den Gleichungen (6) bzw. (7) wieder. Die gestrichelt eingezeichnete Kurve $\epsilon_{\alpha,A}$ wurde aus Werten von $\epsilon_{A,A}$ berechnet.

passungsrechnung durch folgende analytische Formeln ausgedrückt:

$$P_{OA}/P_{MA} = 2,218 \cdot \mathfrak{D}_{UA}^{-0,5372} \quad (6)$$

$$\epsilon_{A,A} = \frac{\mathfrak{D}_{UA}}{131,84 \cdot \mathfrak{D}_{UA}^2 + 6,065 \cdot \mathfrak{D}_{UA} + 2,011} \quad (7)$$

Diese funktionellen Abhängigkeiten sind in Abb. 10 als ausgezogene Kurven eingezeichnet.

3.1.3 Die Ausnutzung und Bewertung der in der Vorabscheidungsstufe erzielbaren Isotopentrennung

Entnimmt man den Produktstrom P der Trennkaskade aus der leichten Fraktion M_A der Vorabscheiderstufe, wie dies im Fließbild Abb. 6 gezeigt ist, so wird der mit der Gemischtrennung gekoppelte Elementareffekt $\epsilon_{A,A}$ der Vorabscheidungstrenndüse für die Isotopenanreicherung ausgenutzt und man kann eine dementsprechende Anzahl von Kopfstufen in der Anreicherungskaskade einsparen. Diese Anzahl gewinnt man aus dem Vergleich der in Abb. 10 gestrichelt eingezeichneten Werte des Elementareffektes der Anreicherung

$\epsilon_{\alpha,A} = (1 - \mathfrak{D}_{UA}) \cdot \epsilon_{A,A}$ der Vorabscheiderstufe mit dem ebenfalls eingetragenen Wert $\epsilon_{\alpha} = 9,8 \cdot 10^{-3}$ der Anreicherungsstufen ($\mathfrak{D}_u = 1/3$). Die von der Vorabscheiderstufe erzeugte Erhöhung der U^{235} -Konzentration beträgt nämlich

$$\Delta n_A = n_P - n_{OA} = \epsilon_{\alpha,A} n_P (1 - n_P) \quad (8)$$

während die in den Kopfstufen erzielten Konzentrations-

verschiebungen in guter Näherung den Wert

$$\Delta n_{\text{Kopf}} \approx \epsilon_{\alpha} n_p (1 - n_p) \quad (9)$$

besitzen²⁰⁾.

Ein Blick auf Abb. 10 zeigt, daß in dem interessierenden Bereich ($\mathfrak{D}_{\text{UA}} \leq 0,4$) bis zu 2,3 Anreicherungsstufen eingespart werden können. Bei der später durchzuführenden Kostenoptimierung erfolgt die entsprechende Gutschrift in der Form, daß für jede eingesparte Anreicherungsstufe ein Investitionskostenbetrag in Höhe der anteiligen Gesamtkosten einer kleinen Stufe (DM 317.000,-) und ein Anteil im elektrischen Leistungsbedarf von 370 KW in Abzug gebracht werden. Dabei können auch gebrochene Stufenzahlen voll zur Anrechnung kommen, da anstelle der Stufeneinsparung auch eine entsprechende Erhöhung der Produktionsmenge bei unveränderter Stufenzahl vorgenommen werden könnte. Beide Maßnahmen sind hinsichtlich ihrer Auswirkung auf die Produktkosten einer optimierten Kaskade mit vorgegebener Stufengröße identisch.

20) Bei wenigen Stufen Abstand von der Entnahmestelle für das Produkt hat die Differenz ($n_p - n$) die Größenordnung der Konzentrationsverschiebung Δn_p , so daß in der Transportgleichung der produzierenden Kaskade

$$\Delta n = \frac{dn}{ds} = \epsilon_{\alpha} n(1-n) - \frac{P}{L} (n_p - n) \quad (10)$$

der zweite Term wegen $\frac{P}{L} \ll 1$ vernachlässigt werden kann und die Näherung $n \approx n_p$ über mehrere Stufen sicher zulässig ist. Diese beiden Vernachlässigungen haben zur Folge, daß bei der Feststellung der einzusparenden Stufenzahl $Z = \epsilon_{\alpha, A} / \epsilon_{\alpha}$ aus dem unmittelbaren Vergleich der ϵ_{α} -Werte ein etwas zu niedriger Wert folgt, so daß die Abschätzung der Einsparungen auf der sicheren Seite liegt.

3.2 Die Tieftemperatur-Abscheidungsanlage

3.2.1 Der Wärme- und Stofftransport beim Ausfrieren des UF₆ aus einem H₂/UF₆-Gemisch

In Anbetracht der hohen Abscheidungswirkungsgrade, die von den UF₆-Abscheidungsanlagen einer Trenndüsenkaskade verlangt werden, muß bei der Kondensation des UF₆ in Tieftemperatur-Abscheidern sowohl das Abreißen bereits ausgefrorenen Materials von der Wand, als auch Schnee- und Eiseildung im Gaskern vermieden werden. Der erste Effekt läßt sich durch geeignete Begrenzung des Staudrucks in den Strömungskanälen vermeiden. Hierzu liegen Erfahrungen mit dem System Wasserstoff/CO₂ vor¹⁵⁾, die im folgenden berücksichtigt werden. Über die negativen Auswirkungen der Schnee- und Eiseildung im Strömungskern auf den Abscheidungswirkungsgrad von Ausfrierfällen für UF₆ liegen experimentelle Ergebnisse vor²¹⁾. Danach erscheint es für das vorliegende Problem von großer Wichtigkeit, Übersättigungsgrade zu vermeiden, bei denen Schnee- und Eiseildung im Gaskern einsetzen kann, ganz abgesehen von der Tatsache, daß hohe Übersättigungen zur Erreichung des gleichen Endpartialdrucks entsprechende tiefere Abscheiderendtemperaturen T_{END} bedingen.

Da der Wärmetransport in dem zu verarbeitenden H₂/UF₆-Gemisch im wesentlichen durch die hohe Wärmeleitfähigkeit des im Überschuß vorhandenen Wasserstoffs bestimmt wird, während für den Stofftransport wegen des hohen Molekulargewichtes des UF₆ nur niedrige Diffusionsstromdichten zu erwarten sind, muß von vornherein mit Übersättigung beim Ausfriervorgang gerechnet werden. Dies zeigt sich deutlich an dem Wert der im folgenden berechneten Lewis-Zahl $Le_{lam} = 4,04$ für ein H₂/UF₆-Gemisch mit 1 Mol-% UF₆ Gehalt bei laminarer Strömung unter Normalbedingungen. Dieses sehr ungünstige Verhältnis von Wärme- und Stofftransport läßt sich im vorliegenden Anwendungsfalle vor allem wegen der niedrigen Absolutdrucke

21) D. Gupta, S.N. Ray: Testing the UF₆-Recovery System with CO₂/He- and UF₆/He-Mixtures. (1964) (unveröffentlicht)

nicht dadurch verbessern, daß man den Strömungszustand in den Abscheidern in das turbulente Gebiet legt. Man kann aber den Wert der Lewis-Zahl dadurch wirkungsvoll erniedrigen, daß man Abscheider verwendet, die bei den hier auftretenden Reynolds-Zahlen unter 200 im thermischen Anlaufbereich arbeiten, da hierfür $Le^* = (Le)_{lam}^{2/3}$ gilt²²⁾, wodurch sich für das obige UF_6/H_2 -Gemisch beispielsweise die effektive Lewiszahl auf 2,54 erniedrigt. Hierfür bieten sich insbesondere Plattenwärmetauscher mit abgesetzten Rippen (sog. Multi Entry Compact Heat Exchanger) an (s. Abb. 14), deren spezielle Eigenschaften es möglich erscheinen lassen, zusammen mit einer geeigneten Führung des Abkühlvorganges die Kondensation des UF_6 bei kontrollierter Übersättigung durchzuführen. Hierzu ist die Berechnung der Abkühlungskurven, d.h. des Partialdruckverlaufs des UF_6 in Abhängigkeit von der Temperatur im Abscheider notwendig, und hierfür ist wiederum eine genaue Kenntnis der Lewis-Zahl innerhalb des infrage kommenden Temperaturbereiches erforderlich.

A. Die Berechnung der Lewis-Zahl von H_2/UF_6 -Gemischen

Da keine Meßwerte für die Wärmeübergangszahl α und die Stoffübergangszahl β von H_2/UF_6 -Gemischen bekannt sind, mußte die Lewis-Zahl durch eine Absolutberechnung aus den Stoffwerten des Gemisches ermittelt werden. Hierfür wurde die von Hausen²²⁾ aus der Analogie zwischen Wärme- und Stoffaustausch abgeleitete Beziehung benutzt:

$$Le = \frac{\alpha}{\rho_G c_{pG} \beta} = \left[\frac{\lambda_G}{\rho_G c_{pG} D_G} \right]^a \quad (11)$$

in der sich die Wärmeleitfähigkeit λ_G , die Dichte ρ_G , die spezifische Wärme c_{pG} und die Diffusionskonstante D_G auf das betrachtete Gasgemisch bei seiner mittleren Temperatur T_G beziehen. Für vollausbildete laminare Strömung gilt

22) H. Hausen, Angew. Chemie 20,177 (1948)

ein Wert des Exponenten $a = 1$, während im Bereich der thermischen Anlaufstrecke $a = 2/3$ gesetzt werden kann²²⁾. Während bei der Ermittlung der Stoffwerte ihrer Temperaturabhängigkeit besondere Aufmerksamkeit geschenkt werden mußte, konnte innerhalb des infragekommenden Druckbereiches zwischen 100 Torr und 500 Torr auf eine Berücksichtigung der Druckabhängigkeit verzichtet werden, da hier insbesondere eine ausreichende Kompensation der Druckabhängigkeiten von Dichte und Diffusionskonstante im Produkt $v_G \cdot D_G$ angesetzt werden kann. Mit Einführung der Teilchendichte v_G und der Molwärme e_{pG} des Gemisches erhält man die der folgenden Berechnung zugrundegelegte Form der Lewis-Zahl in ihrer Abhängigkeit von der mittleren Temperatur T ($^{\circ}\text{K}$) des Gasgemisches und vom Molenbruch N des UF_6 :

$$Le = \left[\frac{\lambda_G(T, N)}{e_{pG}(T, N) \frac{v_G(T)}{L} D_G(T)} \right]^a \quad (11a)$$

($L = \text{Loschmidtzahl}$), darin wurde weiterhin die Konzentrationsabhängigkeit der Diffusionskonstante D_G vernachlässigt, was für die hier zu betrachtenden niedrigen UF_6 -Molenbrüche $N \leq 0,01$ zulässig erscheint.

B. Die Stoffwerte des H_2/UF_6 -Gemisches in Abhängigkeit von Temperatur und UF_6 -Molenbruch

Für die Berechnung der Abkühlungskurve wird die Lewis-Zahl in Abhängigkeit von T und N benötigt. Infolge dessen mußte für die Stoffwerte eine analytische Darstellung ihrer Temperatur- und Konzentrationsabhängigkeit gewonnen werden.

Die Dampfdruckkurve des UF_6

Für den Dampfdruck des UF_6 werden aus experimentellen Ergebnissen abgeleitete Ausgleichsfunktionen benutzt²³⁾

23) R. DeWitt, GAT-280 Chemistry, Goodyear Atomic Corp., Portsmouth (1960)

$$\begin{aligned} \lg p'_{\text{UF}_6} \text{ (Torr)} &= 10,941 - 2647/T \text{ für } 293^\circ\text{K} > T \geq 228^\circ\text{K} \\ \lg p'_{\text{UF}_6} \text{ (Torr)} &= 10,355 - 2534/T \text{ für } 228^\circ\text{K} > T > 100^\circ\text{K} \end{aligned} \quad (12)$$

Die Wärmeleitfähigkeit λ_G

Für das Stoffgemisch H_2/UF_6 liegen, soweit bekannt, noch keine Messungen der Wärmeleitfähigkeit vor. Daher wurde von den bekannten Werten des reinen Wasserstoffs²⁴⁾ ausgegangen und diese durch einen linearen Ansatz für die Konzentrationsabhängigkeit im Bereich niedriger UF_6 -Molenbrüche korrigiert, der aus Messungen der Konzentrationsabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit eines Helium/ UF_6 -Gemisches bei Raumtemperatur und einem Druck von 100 Torr²⁵⁾ abgeleitet wurde

$$\lambda_G(T, N) = 0,00107 T^{0,909} - 0,00606 \cdot N \cdot T^{0,909} \left[\text{W/m grad} \right] \quad (13)$$

Die Molwärme $e_{pG}(T, N)$

Die Molwärme des H_2/UF_6 -Gemisches läßt sich in Ermangelung von Meßwerten in guter Näherung durch Mittelung der temperaturabhängigen Molwärmen der Einzelkomponenten mit Hilfe der Molenbrüche berechnen²³⁾²⁴⁾:

$$\begin{aligned} e_{pG}(T, N) &= N \left(32,43 + 0,00794 T - \frac{320680}{T^2} \right) \\ &+ (1-N) \left(2,093 T^{0,208} \right) \left[\frac{\text{kcal}}{\text{kmol grad}} \right] \end{aligned} \quad (14)$$

Das Produkt aus Diffusionskonstante $D_G(T)$ und Teilchendichte $v_G(T)$

Bei der Berechnung der Lewis-Zahl kommt der Diffusionskonstanten des Gemisches eine besondere Bedeutung zu. Hierfür

24) R.B. Scott, Cryogenic Engineering, New York, (1959)

25) D. Plesch: Wärmeleitfähigkeit von He/ UF_6 -Gemischen (1968) (unveröffentlicht)

liegen Messungen von Ljunggren²⁶⁾ bei 20°C und 760 Torr vor, der bei einem mittleren Molenbruch $N = 0,05$ einen Wert $D_{\text{UF}_6/\text{H}_2} = 0,341 \text{ cm}^2/\text{sec}$ ermittelte. Die Temperaturabhängigkeit des druckunabhängigen Produktes $D_G(T) \cdot v_G(T)$ gewinnt man nach²⁶⁾ aus den Ansätzen:

$$D(T,p) = D(293^\circ\text{K}, 760 \text{ Torr}) \cdot \frac{760}{p} \left(\frac{T}{293} \right)^{3/2} \frac{\Omega_{12}^{(1,1)*}(293 \cdot k/\epsilon_{12})}{\Omega_{12}^{(1,1)*}(kT/\epsilon_{12})} \quad (15)$$

$$v(T,p) = v(293^\circ\text{K}, 760 \text{ Torr}) \cdot \frac{p}{760} \cdot \frac{293}{T} \quad (16)$$

In Gleichung (15) wurden die temperaturabhängigen Stoßintegrale $\Omega_{12}^{(1,1)*}(kT/\epsilon_{12})$ für molekulare Wechselwirkungen gemäß einem Lenard-Jones Potential²⁷⁾ eingesetzt und ein Wert der charakteristischen Temperatur $\epsilon_{12}/k = 50^\circ\text{K}$ aus einer Mittelung der Werte ϵ/k der Einzelkomponenten erhalten. Die mit diesen Ansätzen berechnete Temperaturabhängigkeit des Produktes $D(T) \cdot v(T)$ läßt sich im Temperaturbereich von 100°K bis 300°K durch den Ansatz wiedergeben:

$$\frac{D(T) \cdot v(T)}{L} = 1,78 \cdot 10^{-11} T + 9,1 \cdot 10^{-9} \left[\frac{\text{kmol}}{\text{cm sec}} \right] \quad (17)$$

Als Beispiel für die zu erwartende Temperaturabhängigkeit der Lewis-Zahl sind in Tabelle 1 die mit dem vorstehenden Stoffwerten gemäß Gleichung (11a) berechneten Werte der Lewis-Zahlen eines H_2/UF_6 -Gemisches aufgeführt, dessen UF_6 -Molenbruch N bei den angegebenen Temperaturen gerade durch den Sättigungsdruck p' des UF_6 bei einem Gesamtdruck von 170 Torr bestimmt ist. Es sind sowohl die Werte für die vollausbildete laminare Strömung als auch für den Bereich

26) S. Ljunggren, Arkiv för Kemi 24,1-45 (1965)

27) J.O. Hirschfelder, Molecular Theory of Gases and Liquids, John Wiley & Sons Inc., New York (1954)

der thermischen Anlaufstrecke angegeben. Damit vermittelt Tabell 1 den Überblick über die gesamte Spanne der bei dem vorliegenden Abscheidungsproblem zu erwartenden Le-Werte. Die nicht unbeträchtliche Verbesserung des Stofftransportes mit abnehmender Temperatur wird überwiegend durch die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte und weniger durch die Konzentrationsänderung hervorgerufen. Die Absolutwerte der Lewis-Zahlen zeigen, daß in diesem Stoffsystem mit hohen Übersättigungen bei der Abkühlung zu rechnen ist, wenn nicht besondere Maßnahmen ergriffen werden, um den Übersättigungsgrad unter Kontrolle zu halten.

T (°K)	255	225	195	165	135
N	$2,11 \cdot 10^{-2}$	$9,35 \cdot 10^{-4}$	$1,29 \cdot 10^{-5}$	$5,44 \cdot 10^{-8}$	$3,83 \cdot 10^{-9}$
Le _{lam}	3,57	4,11	3,92	3,64	3,33
Le _{lam} ^{2/3}	2,34	2,56	2,48	2,37	2,16

Tabelle 1: Lewis-Zahlen Le für laminare Strömung, sowie für den Bereich der thermischen Anlaufstrecke $(Le)_{lam}^{2/3}$ nach Gleichung (11a), jeweils bei einem Gesamtdruck von 170 Torr, der Temperatur T und der Sättigungskonzentration N.

C. Der Einfluß der treibenden Temperaturdifferenz ΔT_1 auf die Übersättigung im Strömungskern

Der Kondensationsvorgang bei Abkühlung eines Zweikomponentengemisches mit nur einer kondensierbaren Komponente läßt sich bekanntlich durch die Differentialgleichung

$$\frac{dp_K}{dT_K} = \frac{1}{Le} \frac{p_K - p_W^s}{T_K - T_W} \quad (18)$$

beschreiben²⁸⁾, deren Integration die sogenannte "Abkühlungskurve" liefert, nämlich den Zusammenhang zwischen der Tempe-

28) Vgl. z.B. E.A. Rische, Chem.-Ing.-Techn. 29, 603 (1957)

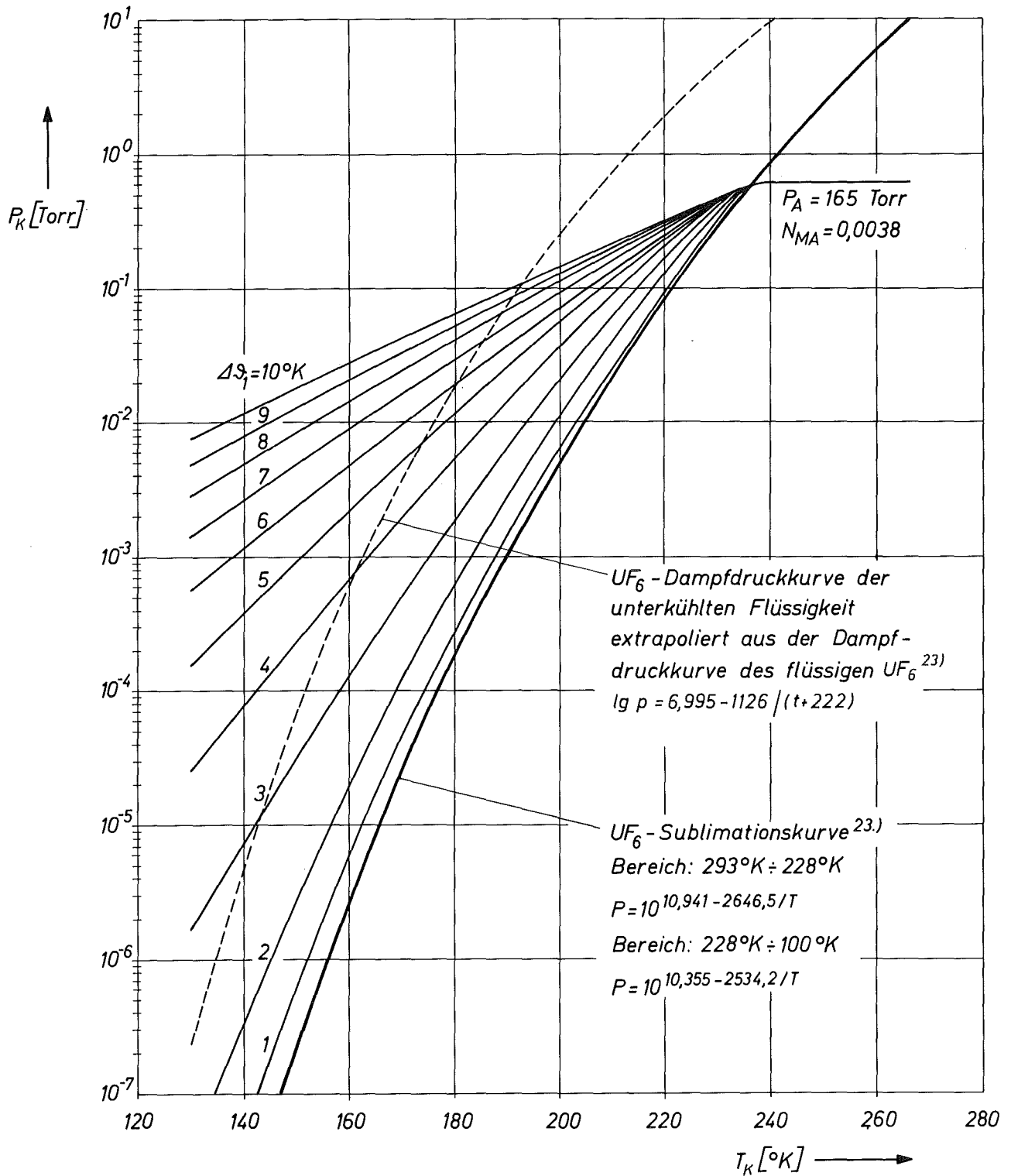


Abb. 11: Abkühlungs-Kurven des H_2/UF_6 -Gemischs mit einer UF_6 -Ausgangskonzentration $N_{MA} = 0,0038$ und einem Abscheiderdruck $p_A = 165 \text{ Torr}$ für verschiedene Werte der Temperaturdifferenz ΔT_1 zwischen Strömungskern und Abscheiderwand auf der Ausfrierseite.

ratur T_K und dem Partialdruck p_K im Strömungskern des Gasgemisches. Auf das vorliegende Problem angewandt, zeigt Gleichung (18), daß im Gaskern die Änderung des UF_6 -Partialdruckes mit der Temperatur dp_K/dT_K proportional zur treibenden UF_6 -Partialdruckdifferenz ($p_K - p'_W$) ist, wenn an der festen Phasengrenze gerade der zur Wandtemperatur T_W gehörige Sättigungsdruck p'_W des UF_6 angenommen wird. Diese Partialdruckänderung ist dagegen umgekehrt proportional zu dem Produkt aus Lewis-Zahl und treibender Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_1 = (T_K - T_W)$ zwischen Gaskern und Wand.

In welchem Ausmaße die Steuerung des Übersättigungsgrades mit Hilfe der treibenden Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_1$ im vorliegenden Fall möglich ist, läßt sich aus einer Schar von Abkühlungskurven erkennen, die für ein gegebenes H_2/UF_6 -Gemisch, ausgehend vom gleichen Ausgangszustand, für verschiedene Werte $\Delta\vartheta_1$ berechnet wurden (Abb. 11). Für die Berechnung wurde davon ausgegangen, daß der Ausfriervorgang in einem Gegenströmer durchgeführt wird, dessen Strömung sich auf der Abscheidungsseite vollständig im Bereich der thermischen Anlaufstrecke befindet und dessen Reingasstromstärke durch einen zusätzlichen Bypass-Strom so weit erhöht wird, daß die Temperaturdifferenzen zwischen ein- und austretendem Gas an beiden Enden des Gegenströmerns identisch sind. Die Notwendigkeit dieses Bypass-Stromes, der den Transport der Kondensationswärme des UF_6 übernimmt, folgt aus einem ersten Vergleich der in einem derartigen Abscheider-Gegenströmer auszutauschenden Wärmemengen mit der Kondensationswärme und dem Wärmeinhalt des abzuschheidenden UF_6 . Ohne einen zusätzlichen Bypass-Strom würde sich am kalten Ende des Abscheiders je nach UF_6 -Gehalt eine um 4-18°C höhere Temperaturdifferenz zwischen ein- und austretendem Gas ergeben als am warmen Ende des Abscheiders. Abb. 11 läßt erkennen, daß bei derartig erhöhten Temperaturdifferenzen der Kondensationsvorgang in Gebiete hoher Übersättigung hineinlaufen

würde, wo Schnee- bildung im Strömungskern nicht ausgeschlossen werden kann.

Eine Untersuchung des Temperaturverlaufs im Abscheider zeigt, daß man mit Einführung des Bypass-Stroms B eine nahezu konstante treibende Temperaturdifferenz über die gesamte Länge erhält²⁹⁾. Für diesen speziellen Fall $T_K - T_W = \Delta\vartheta_1 = \text{const.}$ ist die Integration der Differentialgleichung (18) möglich, indem man die Dampfdruckkurve des UF_6 abschnittsweise durch folgenden Exponentialansatz darstellt:

$$p'_W = \exp(b_1 + b_2 T_W), \quad (19)$$

in dem die Konstanten b_1 und b_2 jeweils für den betreffenden Bereich der Dampfdruckkurve bestimmt werden. Damit erhält Gleichung (18) die folgende Gestalt

$$dp_K/dT_W - \frac{1}{Le \Delta\vartheta_1} p_K = - \frac{1}{Le \Delta\vartheta_1} \exp(b_1 + b_2 T_W) \quad (20)$$

und ihre als Abkühlkurve bezeichnete Lösung

$$p_K = A \cdot e^{T_W/Le \cdot \Delta\vartheta_1} - \frac{\exp(b_1 + b_2 T_W)}{b_2 Le \Delta\vartheta_1 - 1} \quad (21)$$

beschreibt den Verlauf des Partialdruckes p_K des UF_6 im Gaskern in Abhängigkeit von der Wandtemperatur T_W des Abscheiders. Die Integrationskonstante A muß am Ort des Kondensationseinsatzes (Taupunkt) bestimmt werden. Somit wirken

29) Die minimale Aufspreizung der treibenden Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ würde man durch Zumischen des Bypass-Stromes B an der Stelle des Abscheiders erreichen, wo der größte Teil des UF_6 (z.B. 90 %) bereits ausgefroren ist, d.h. etwa in der Mitte des Abscheiders. Jedoch läßt es die nur geringe Einsparung an Kälteleistung, sowie die Erfordernis einer zusätzlichen dritten Kältemaschine, die auf einem mittleren Temperaturniveau zwischen Kalt- und Warmendtemperatur des Abscheiders arbeiten müßte, als gerechtfertigt erscheinen, den Bypass-Strom B durch den gesamten Abscheider zu führen. Seine Stromstärke beträgt bei maximalem UF_6 -Gehalt etwa 20 % der Reingasstromstärke H.

sich auf den Verlauf der Abkühlungskurve neben dem Produkt $Le \cdot \Delta\vartheta_1$ auch der Absolutdruck im Abscheideraum und die Ausgangskonzentration N_{MA} des UF_6 aus. Die Abkühlungskurven in Abb. 11 wurden für einen typischen Betriebszustand der Abscheidungsanlagen, $N_{MA} = 0,0038$, $p_A = 165$ Torr, mit den angegebenen unterschiedlichen Werten für die treibende Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_1$ berechnet. Sie wurden durch wiederholte Integration von Gleichung (18) für kleine Temperaturintervalle längs des Abscheiders schrittweise ermittelt, wobei für jedes dieser Intervalle eine neue Anpassung der Dampfdruckkurve, sowie eine erneute Berechnung der Lewis-Zahl aus den Anfangsbedingungen des Intervalls erfolgte.

Man erkennt, wie sich mit steigenden Werten von $\Delta\vartheta_1$ die Abkühlungskurven immer weiter in das Gebiet hoher Übersättigung verlagern, wodurch nicht nur die Gefahr einer spontanen Schneebildung im Strömungskern entsprechend erhöht wird, sondern auch eine immer tiefere Endtemperatur am kalten Ende des Abscheiders zur Erzielung eines gewünschten UF_6 -Endpartialdruckes erforderlich wird. Die Frage, bei welchen Werten der Übersättigung in dem vorliegenden Stoffsystem spontane Kondensation im Strömungskern auftreten wird, dürfte letztlich nur durch entsprechende Experimente geklärt werden können³⁰⁾. Gewisse Anhaltspunkte für den Einsatz spontaner Kondensation liefern jedoch Untersuchungen von Dibberen³¹⁾ über das Ausfrierverhalten eines Benzol/Wasserstoff-Gemisches, dessen Lewis-Zahl im Bereich der thermischen Anlaufstrecke einen Wert von 2,79 besitzt. Bei diesem untersuchten Stoffgemisch trat spontane Schneebildung im Gaskern erst auf, wenn die Übersättigung einen Wert

30) Über das Vorhandensein von Kondensationskeimen im Verfahrensgas einer Trenndüsenkaskade liegen bisher noch keine Erfahrungen vor, man kann jedoch davon ausgehen, daß ein extrem hoher Reinheitsgrad des Gases gewährleistet sein wird.

31) D. Dibberen, Abhandlungen des Deutschen Kältetechnischen Vereins Nr. 17 (1963)

erreicht hatte, bei dem das Gemisch auch in Bezug auf die Dampfdruckkurve der unterkühlten Flüssigkeit deutlich übersättigt war.

In Anlehnung an dieses recht plausible Kriterium ist in Abb. 11 die extrapolierte Fortsetzung der Dampfdruckkurve des flüssigen UF_6 in das Gebiet der festen Phase gestrichelt eingezeichnet. Die Frage, ob dieses Kriterium bei dem großen Temperaturabstand vom Tripelpunkt des UF_6 ($65^\circ C$) noch Gültigkeit haben kann, soll dahingestellt bleiben. Das Ziel der vorliegenden Berechnungen ist vielmehr, eine gute Abschätzung dafür zu liefern, mit welchen Temperaturverhältnissen in den Abscheidern bestimmte Übersättigungsgrade bei der Kondensation von UF_6 erzielt werden können. Das weitere Berechnungsverfahren ist darauf abgestellt, bei jeder Berechnung der Abscheider den dabei zu erwartenden Übersättigungsgrad auszuweisen. Hierauf kann bei der späteren Kostenoptimierung der Abscheidungsanlage zurückgegriffen werden, wenn beispielsweise aus experimentellen Untersuchungen ermittelte Grenzen des zulässigen Übersättigungsgrades beachtet werden sollen. Für die folgende prinzipielle Auslegung des Abscheidungssystems kann man aus Abb. 11 als wichtige Aussage entnehmen, daß bei Anwendung treibender Temperaturdifferenzen ΔT_1 unter $2^\circ K$ ein weiter Bereich der infrage kommenden UF_6 -Konzentrationen N_{END} im gereinigten Gas erreicht werden kann, ohne daß dabei Übersättigungen um mehr als den Faktor 20 auftreten, so daß spontane Schneebildung mit einiger Sicherheit ausgeschlossen werden kann.

3.2.2 Die Berechnungsgrundlagen für die Komponenten und den Abscheidungszyklus der Tieftemperatur-Abscheidungsanlage

A. Die optimierbaren Parameter im Verfahrensschema der Tieftemperatur-Abscheidung

Wir beziehen uns auf das in Abschnitt 3 erläuterte Fließschema der Tieftemperatur-Abscheidungsanlage in Abb. 6.

Die Eintrittstemperatur des zu verarbeitenden Gasgemisches T_{V1} ist durch die Benutzung des allgemeinen Kühlsystems der Trenndüsenkaskade auf deren Verfahrensgastemperatur $T_0 = 40^\circ\text{C}$ festgelegt.

Der Eintrittsdruck P_A in die Abscheidungsanlage ist im Prinzip frei wählbar und somit unabhängig optimierbar, wenn der Sonderverdichter SKI (u.U.auch der Sonderverdichter SKII) benutzt wird. Will man diesen Verdichter einsparen, so besteht eine unmittelbare Koppelung zum Gegen-
druck P_{MA} der Vorabscheidungstrenndüse, $P_A = P_{MA}$, und es ergibt sich der in Abb. 12 dargestellte Zusammenhang zwischen Abscheidungsdruck und UF_6 -Gehalt im zu verarbeitenden H_2/UF_6 -Gemisch (abgeleitet aus der Abb. 10 des Abschnittes 3.1.2). Um Kondensation von UF_6 im Vorkühler zu vermeiden, wird die Austrittstemperatur T_{V2} so festgelegt, daß die zugehörige Wandtemperatur 2°K oberhalb des Taupunktes des jeweiligen H_2/UF_6 -Gemisches liegt. Sie ist gleich der Eintrittstemperatur T_{A1} in den Abscheider AB. Die Abscheidungsendtemperatur $T_{\text{END}} = T_{A2}$ wird festgelegt durch den bei der Optimierung variierten UF_6 -Restgehalt N_{END} im reinen Zusatzgas, der sehr entscheidend in die Gesamtkosten eingeht, da er, wie oben beschrieben, die Produktionsverluste der Trenndüsenkaskade bestimmt. Für einen vorgegebenen Wert von N_{END} wird für jede untersuchte Anordnung oder Betriebsweise der Abscheider, die Endtemperatur T_{END} mit Hilfe der jeweils berechneten Abkühlungskurve ermittelt.

Einen weiteren variierbaren Parameter stellt die Strömungsgeschwindigkeit v_{VK} des H_2/UF_6 -Gemisches im Vorkühler VK dar. Sie bestimmt nicht nur dessen Investitionen, sondern entscheidet wegen des Druckabfalls im Vorkühler auch darüber, ob u.U. einer der Sonderverdichter SKI bzw. SKII eingesetzt werden muß.

Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta = T_{A2} - T_{A3}$ ist ebenfalls ein optimierbarer Parameter des Abscheidungssystems. Sie bestimmt den Wirkungsgrad des Gegenströmersystems und damit sowohl

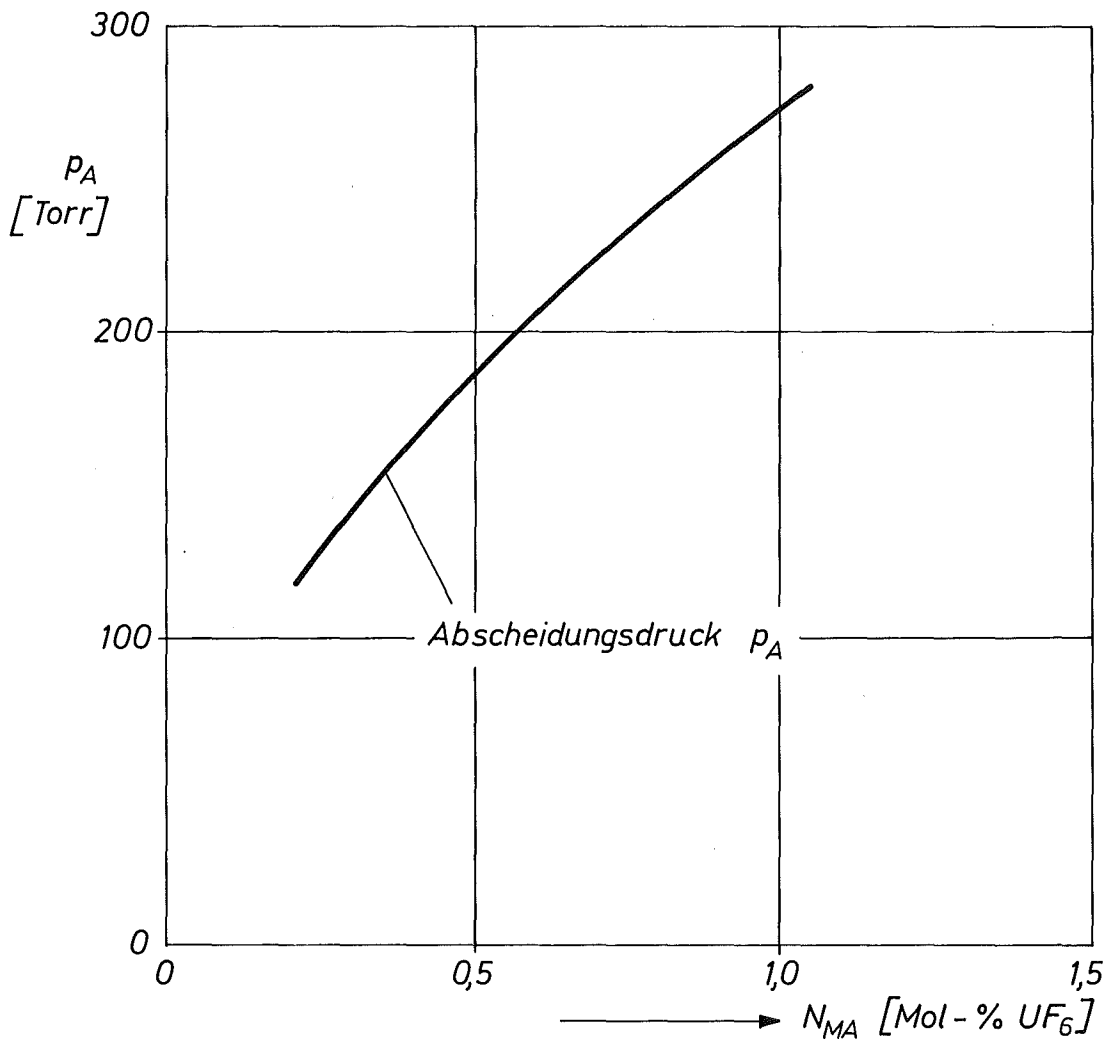


Abb. 12: Der Zusammenhang zwischen dem Abscheidungsdruck p_A und der UF_6 -Konzentration N_{MA} des H_2/UF_6 -Stromes, der der Tieftemperatur-Abscheidungsanlage zuströmt, wenn kein Sonderverdichter SKI zwischen Vorabscheidungs-Trenndüse VA und Tieftemperatur-Abscheidungsanlage eingesetzt wird. Diese Abhängigkeit wurde für den Wert $\vartheta_H = 0,935$ aus der unteren Kurve in Abb. 10 berechnet.

die Investitionen für die Wärmetauscher als auch den wesentlichen Anteil der Kälteverlustleistung, die von der Kälteanlage KMI im stationären Betrieb aufzubringen ist. Der zweite Anteil der stationär aufzubringenden Kälteleistung besteht aus der Kondensationswärme und der fühlbaren Wärme des abgekühlten UF_6 , die von dem Bypass-Strom B transportiert werden. Seine Stromstärke wird so berechnet, daß der Enthalpiestrom und die Kondensationswärme des abzuschheidenden UF_6 -Einstroms U_{MA} gerade kompensiert werden. Durch Zumischung des Bypass-Stromes B vor dem Endkühler EKI²⁹⁾ ergibt sich dort die Vermischungstemperatur T_{E1} am Eintritt. Die Austrittstemperatur des Endkühlers T_{E2} ist durch $T_{\text{E2}} = T_{\text{A3}} = T_{\text{END}} - \Delta\vartheta$ festgelegt. Als Begrenzung für die Abscheidungszeit t_1 , in der der Abscheider mit UF_6 beladen wird, werden variable Werte für die maximal zugelassene Querschnittsverengung $\Delta q/q$ im Strömungskanal des Abscheiders vorgegeben. In Abb. 13 ist die berechnete Wachstumsgeschwindigkeit der UF_6 -Schicht³²⁾ gezeigt, wie sie in einem typischen Berechnungsbeispiel durch abschnittsweise Integration der Abkühlungskurve ermittelt wurde. Die eingezeichnete interpolierte Kurve, die für eine vorgegebene Abscheidungszeit den Schichtdickenverlauf längs des Abscheiders wiedergibt, zeigt eine weitgehende Übereinstimmung mit Messungen des Schichtdickenverlaufs z.B. beim Ausfrieren von CO_2 aus CO_2 /Luft Gemischen³³⁾. Die sich aus diesen Querschnittsverengungen ergebenden Erhöhungen des Druckabfalls in den Abscheidern werden bei der späteren Optimierung aus der maximalen Schichtdicke des abgeschiedenen UF_6 im Bereich des Kondensationseinsatzes berechnet. Dabei wird angenommen, daß diese Schichtdicke bis zu der Stelle des Abscheiders vorliegt, an der 90 % des UF_6 -Anteils aus dem Gasgemisch auskondensiert sind.

32) Der Wert für die Dichte von UF_6 -Reif $\rho_{\text{UF}_6, \text{Reif}} = 2,4 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$ wurde D.J. Dunthorn, USAEC-Rep. Nr. K-L-6220 (1968), entnommen, sie beträgt etwa die Hälfte der Dichte von "festem" UF_6 $\rho_{\text{UF}_6, \text{fest}} = 5 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$.

33) J.C. Burke, British Chemical Engineering 11, 180 (1966)

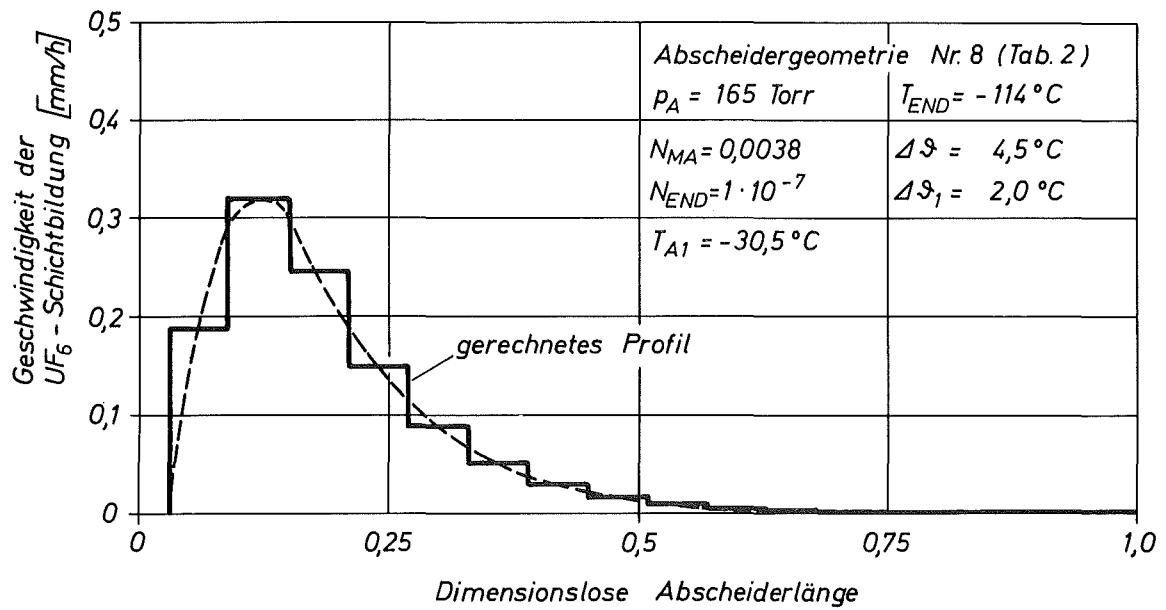


Abb. 13: Die Geschwindigkeit der UF_6 -Schichtbildung längs des Abscheiders. Der Treppenzug stellt das aus der Abkühlungskurve berechnete Schichtdickenprofil dar.

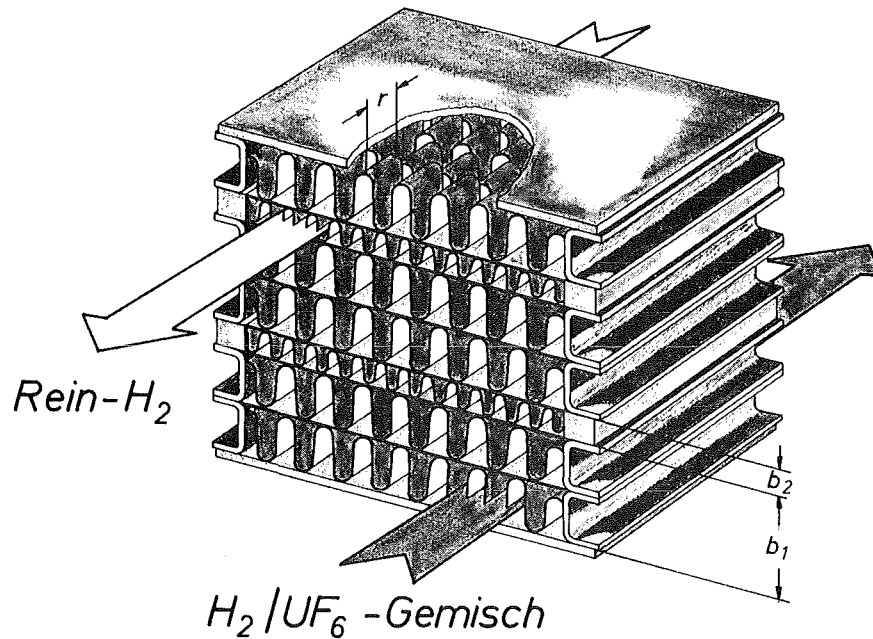


Abb. 14: Schematische Darstellung des Abscheider-Kompaktwärmetauschers mit "multi entry" Einbauten. (Geometrie Nr. 8 in Tab. 2)

Die Pumpzeit t_2 für das Abpumpen des Inertgases aus dem abgeschalteten, beladenen Abscheider wird als konstant auf 5 Minuten festgelegt. Die Aufheizzeit t_3 , die für das Aufwärmen des beladenen, evakuierten Abscheiders von Abscheidetemperatur bis auf 48°C erforderlich ist, wird durch die Stromstärke des Wasserstoffstroms HH bestimmt. Es erweist sich als zweckmäßig, diesen unter Atmosphärendruck von dem Umwälzgebläse GII geförderten Wasserstoffstrom HH als unabhängig variierbaren Parameter zu benutzen und die sich dabei ergebende Aufwärmzeit t_3 zu berechnen. Der Wasserstoffstrom HH wird in dem Vorwärmer VW (Gas/Wasser-Wärmetauscher) durch 55°C warmes Kühlwasser aufgeheizt und strömt dem aufzuwärmenden Abscheider AB mit 50°C zu.

Es wird zunächst die Aufwärmzeit des leeren Abscheiders, ausgehend von seiner im Abscheidungsbetrieb vorhandenen Temperaturverteilung mit einer von Hausen³⁴⁾ angegebenen Methode berechnet, in dem die den Aufwärmvorgang beschreibende partielle Differentialgleichung nach Umwandlung in eine Differenzengleichung schrittweise numerisch gelöst wird. Der Aufwärmvorgang wird vom warmen Abscheiderende her eingeleitet, er gilt als abgeschlossen, wenn die Temperatur des austretenden Gases $T_{\text{H}_2} = 48^\circ\text{C}$ erreicht hat. Zu der so ermittelten Aufwärmzeit des leeren Wärmetauschers wird eine zusätzliche Aufheizzeit für den UF_6 -Inhalt addiert, in der die Masse des abgeschiedenen UF_6 und ihre Temperaturverteilung berücksichtigt sind. Die so erhaltene Aufwärmzeit t_3 liefert eine sichere Abschätzung, da durch Umkondensation des im Abscheider enthaltenen UF_6 zum kalten Ende hin ein zusätzlicher Wärmetransport auftritt, der zu einer Beschleunigung der Erwärmung am kalten Ende führt.

Aus dem aufgewärmten Abscheider wird das UF_6 mit Hilfe des UF_6 -Verdichters UV unter einem Ansaugdruck von 100 Torr abgezogen. Die Verdampfungszeit t_4 , die für diesen Verdampfungs-

34) H. Hausen, Wärmeübertragung im Gegenstrom, Gleichstrom und Kreuzstrom, Springer Berlin (1957)

vorgang notwendig ist, wird aus der Kondensationswärme des zu verdampfenden UF_6 und der Enthalpiestromstärke des Wasserstoffstroms HH berechnet, die sich für eine Temperaturdifferenz $T_{\text{H1}} - T_{\text{H2}} = 27^\circ\text{C}$ ergibt. Hierbei wird angesetzt, daß sich der Wasserstoffstrom während des Verdampfungsvorganges von seiner Eintrittstemperatur $T_{\text{H1}} = 50^\circ\text{C}$ auf eine Temperatur $T_{\text{H2}} = 23^\circ\text{C}$ abkühlt, die der Sättigungstemperatur des UF_6 für einen Dampfdruck von 100 Torr entspricht, da man annehmen kann, daß in einem derart großflächigen Austauscher die Verdampfung des UF_6 praktisch isotherm erfolgen wird.

Ist die Tieftemperaturabscheidungsanlage mit insgesamt Z Abscheidern ausgestattet, so steht für einen Durchlauf des Abscheidungszyklus eine Gesamtzykluszeit $t_z = t_1 \cdot Z$ zur Verfügung und für einen einzelnen Abscheider verbleibt innerhalb dieses Zeitraums eine Zeitspanne als Einkühlzeit t_5 ,

$$t_5 = t_1 \cdot Z - (t_1 + t_2 + t_3 + t_4) \quad (22)$$

wenn Überschneidungen beim Einkühlen zugelassen sind. Diese so ermittelte Zeit t_5 steht für den Einkühlvorgang eines entleerten und evakuierten Abscheiders zur Verfügung. Wird die Kälteanlage KMII ohne Kältespeicher betrieben, so ergibt sich ihre Leistung als das Verhältnis der Wärmemenge, die aus dem warmen Abscheider bis zum Erreichen seiner Abscheidungstemperatur abzuführen ist³⁵⁾, zu dieser Einkühlzeit t_5 . Wird dagegen ein Kältemittelpuffer vorgesehen, so kann dieser Kältebedarf im stationären Betrieb gedeckt werden und die Leistung der Kälteanlage KMII reduziert sich im Verhältnis der Einkühlzeit t_5 zur Abscheidezeit t_1 . Die Kälteübertragung beim Einkühlvorgang übernimmt ein Wasserstoffstrom HK unter Atmosphärendruck, der von dem Umwälz-

35) Es wird ein linearer Temperaturverlauf zwischen den Werten T_{A1} und T_{END} angenommen und vorausgesetzt, daß für $Z < 2$ die Einkühlzeit t_5 höchstens gleich der Abscheidezeit t_1 ist.

gebläse GIII gefördert wird und dessen Stromstärke sich zu derjenigen des Heizgasstroms HH wie das Verhältnis von Aufwärmzeit t_3 zu Einkühlzeit t_5 verhält.

Sieht man von den im folgenden Abschnitt besprochenen und in einer Voroptimierung festgelegten Parametern der Gegenströmer selbst ab, so hat man also bei der Auslegung des Tieftemperatur-Abscheidungssystems folgende Parameter zu optimieren:

1. Eintrittsdruck in den Abscheider P_A
2. Strömungsgeschwindigkeit des H_2/UF_6 -Gemisches im Vorkühler v_{VK}
3. Restgehalt an UF_6 im Reingas N_{END}
4. Treibende Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ zwischen den beiden Gasströmen im Vorkühler und Abscheide-Gegenströmer
5. Maximal zulässige relative Querschnittsverengung im Strömungskanal des Abscheiders $\Delta q/q$
6. Wasserstoffstromstärke des Aufheizstroms HH
7. Zahl der parallelen Abscheider Z.

B. Voroptimierung der Geometrie der Plattenwärmetauscher und der Strömungsgeschwindigkeiten im Abscheider

Für die Lösung des Abscheidungsproblems werden zweckmäßig Plattenwärmetauscher mit abgesetzten Rippen (Multi Entry Compact Heat Exchanger) eingesetzt, siehe Abb. 14, in denen durch geeignete Wahl der Rippenlänge r dafür gesorgt ist, daß die Strömung bei den infragekommenden Geschwindigkeiten des Gasgemischs auf der Abscheidungsseite ständig im Bereich der thermischen Anlaufstrecke gehalten wird. Damit wird die mögliche Reduktion der Lewis-Zahl gemäß Gleichung (11a) voll ausgeschöpft, da es bei den infragekommenden Absolutdrücken im Abscheidungssystem als ausgeschlossen gelten muß, den Bereich turbulenter Strömung mit vertretbaren Druckverlusten zu erreichen. Um eine mit möglichst niedriger Übersättigung verlaufende Kondensation des UF_6 zu erzielen, wurden bei der Auswahl der Geometrie auch alle bei Plattenwärmetauschern gegebenen Möglichkeiten ausgeschöpft, die darin bestehen, daß man durch die Wahl der Plattenabstände und

Typ	b_1	b_2	D_{h1}	D_{h2}	F'_1	F'_2	F_{AB}	M_{AB}	α_1	α_2	$\Delta\vartheta_1/\Delta\vartheta$	P_{K2}/P'_{W2}	T_{END}	ΔP_1	ΔP_2	t_1	γ
Nr.	mm	mm	mm	mm	m^2/m^3	m^2/m^3	m^2	kg	$W/m^2\text{grd}$	$W/m^2\text{grd}$	-	-	$^{\circ}C$	Torr	Torr	min	grd/cm
1 ⁺	12,3	6,02	3,41	2,26	710	470	1143	740	78	195	0,65	38,6	-110	0,6	1,4	59	1,3
2 ⁺	24,6	5,11	3,41	1,49	893	381	905	402	77	563	0,78	412	-120	1,4	7,5	52	1,7
3	24,6	5,11	3,41	2,45	893	255	938	458	79	383	0,61	32,5	-109	1,9	3,4	61	1,3
4	12,3	5,11	3,41	2,45	775	426	1042	528	77	329	0,73	246	-118	1,2	1,7	53	1,6
5 ⁺	17,9	6,02	2,63	2,26	996	364	736	522	164	236	0,37	2,9	- 97	0,7	1,2	40	1,8
6 ⁺	15,4	5,11	2,07	1,49	1236	543	396	248	223	553	0,55	13,2	-105	0,4	1,2	15	4,8
7 ⁺	24,6	6,02	3,41	2,26	867	287	1027	508	86	269	0,54	9,6	-103	1,9	3,3	68	1,1
8	24,6	6,02	4,44	3,98	672	182	1321	624	78	179	0,41	4,0	- 99	1,8	1,9	119	0,6
9	24,6	6,02	6,08	3,98	497	182	1303	676	71	165	0,49	9,4	-103	1,4	2,7	144	0,5

Tabelle 2: Ermittlung des optimalen Abscheidertyps aus dem Vergleich verschiedener Abscheidergeometrien³⁶⁾ unter identischen Bedingungen, ($\Delta\vartheta = 5^{\circ}C$, $p_A = 300$ Torr, $N_{MA} = 0,0032$, $N_{END} = 1,0 \cdot 10^{-6}$, ($\Delta q/q$)_{max} = 0,5)
 Es bedeuten: b_1, b_2 die Höhe eines einzelnen Abscheiderströmungskanals; (siehe Abb. 14)
 D_{h1}, D_{h2} die dazugehörigen hydraulischen Durchmesser; F'_1, F'_2 die Austauschflächendichten;
 F_{AB} die gesamte Austauscherfläche; M_{AB} die Abscheidermasse; α_1, α_2 die Wärmeübergangszahlen; $\Delta\vartheta_1/\Delta\vartheta$ das Verhältnis der treibenden Temperaturdifferenzen; p_{K2}/p'_{W2} die maximale Übersättigung; T_{END} die Gasmischendtemperatur; $\Delta P_1, \Delta P_2$ die Druckabfälle jeweils auf einer Seite des Abscheiders; t_1 die Abscheidezeit; γ die Temperaturlängsbelastung. Die Indices 1 und 2 beziehen sich auf die Gasmisch- bzw. Reingasseite.

der Berippungsdichte die Strömungsquerschnitte und die bereitgestellte Wärmeübertragungsfläche in den beiden austauschenden Strömungen weitgehend unabhängig voneinander festlegen kann. Diese Auswahl erfolgte gewissermaßen als Voroptimierung durch Vergleich der wichtigsten Kenngrößen einer Reihe von infragekommenden Wärmetauschergeometrien unter identischen Betriebsbedingungen (s. Tabelle 2).

Um bei allen Betriebsdrucken und UF_6 -Konzentrationen die für das Abreißen von bereits auf den Oberflächen auskondensierten UF_6 -Kristallen verantwortlichen Strömungskräfte auf den gleichen Maximalwert zu begrenzen, wurde als wesentliche Zusatzbedingung am Eintritt in den Abscheider die Strömungsgeschwindigkeit v_{A1} auf der Abscheidungsseite durch die Beziehung

$$\xi(Re) \cdot \rho_{A1} \cdot v_{A1}^2 = 0,218 \left[\text{kg/m s}^2 \right] \quad (23)$$

festgelegt, ($\xi(Re)$ = Reibungsbeiwert, ρ_{A1} = Dichte des Gasgemischs am Abscheidereintritt). Die maximale Strömungsgeschwindigkeit v_{A4} des Reingases am Austritt aus dem Abscheider ist keiner speziellen Beschränkung unterworfen, so daß bei der Optimierung das Verhältnis der beiden Strömungsquerschnitte frei wählbar ist.

Die verschiedenen untersuchten Gegenströmer-Geometrien wurden zum größten Teil aus industriell erprobten Bauelementen zusammengestellt³⁶⁾, wobei sich eine Anordnung gemäß Abb. 14 als günstig erweist, bei der die Abscheidung in einem aus zwei parallelen Schichten bestehenden Strömungskanal (Höhe b_1) mit 0,2 mm starken Rippen erfolgt,

36) Die Wärmeübergangszahlen und die Widerstandsbeiwerte für die mit + gekennzeichneten Geometrien in Tabelle 2 wurden aus Kays/London (l.c. 19) entnommen. Die Werte für die übrigen Geometrien wurden auf der Basis der gleichen Unterlagen abgeschätzt.

und das Reingas in einem Kanal (Höhe b_2) mit 0,1 mm starken Rippen zurückgeführt wird. Bei einer Plattenstärke von 0,5 mm betragen für die ausgewählte Geometrie Nr. 8 die gewogenen Oberflächenwirkungsgrade $\eta_1 = 0,85$ und $\eta_2 = 0,95$ für die Abscheidungs- bzw. Reingasseite. Diese Geometrie vereinbart eine zulässige Temperaturlängsbelastung $\gamma = 0,6$ °/cm mit einem sehr günstigen Wert des auf die Abscheidungsseite entfallenden Bruchteils $\Delta\vartheta_1/\Delta\vartheta = 0,41$ der treibenden Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$, der mit den die Rippendichte kennzeichnenden Flächendichten F'_1 und F'_2 und den angegebenen Wärmeübergangszahlen α_1, α_2 berechnet wurde.

$$\frac{\Delta\vartheta_1}{\Delta\vartheta} = \frac{1}{1 + \frac{\alpha_1 F'_1 \eta_1}{\alpha_2 F'_2 \eta_2}} \quad (24)$$

Gegenüber der Geometrie Nr. 5⁺, die einen ähnlich niedrigen Übersättigungsendwert p_{K2}/p'_{W2} bei praktisch gleicher Endtemperatur T_{END} zu erreichen gestattet, liegt hier neben dem günstigeren γ -Wert ein deutlich niedrigerer Kältebedarf für das periodische Einkühlen des Abscheiders vor, wie man aus dem Vergleich des Verhältnisses aus Abscheidermasse M_{AB} und Abscheidezeit t_1 erkennt. Durch diese Ersparnis werden auch die Kosten für die fast doppelt so große Austauschfläche F_{AB} überkompensiert. Die Betrachtung der Druckverluste Δp_1 und Δp_2 auf der Abscheide- bzw. Reingasseite beeinflusst wegen ihrer geringen Absolutwerte diese Vorentscheidung nicht, und die Geometrie Nr. 8 wurde allen folgenden Berechnungen zugrundegelegt.

4. Die optimale Kombination von Trenndüsen-Vorabscheidung und Tieftemperatur-Feinabscheidung

4.1 Das Optimierungsverfahren

Die Ermittlung des optimalen Verfahrensschemas und der optimalen Betriebsbedingungen für die UF_6 -Abscheidungsanlagen der Trenndüsenkaskade erfolgte durch numerische Berechnung mit Hilfe der Rechenanlage IBM 360/85 des Kernforschungszentrums Karlsruhe. Das hierfür erstellte Rechnerprogramm⁺⁾ ermittelt das Minimum der Trennarbeitskosten k unter Verwendung der in der Voroptimierung festgelegten Werte bei vollständiger Variation aller oder eines Teils der optimierbaren Verfahrensparameter der UF_6 -Abscheidungsanlagen. Dabei wird für die Trenndüsenkaskade ein Lastfaktor 0,9 angesetzt und die Trennarbeitskosten k als Quotient der jährlichen Gesamtkosten K_{ges} und der effektiven jährlichen Trennarbeitsleistung ΔU_{eff} berechnet

$$k = K_{ges} / \Delta U_{eff} \quad [DM/TAE]. \quad (25)$$

Die jährlichen Gesamtkosten K_{ges} der Anlage oder einzelner Anlagenteile werden im folgenden aufgeschlüsselt in einen Festkostenanteil I , der Kapitaldienst, Personalkosten, Wartungskosten etc. umfaßt, und einen reinen Energiekostenanteil E ³⁷⁾. Sie berechnen sich aus den Jahreskosten $I_K + E_K$ der als Basis für diese Untersuchung dienenden Trenndüsenkaskade und den Jahreskosten $I_A + E_A$ der sieben identischen UF_6 -Abscheidungsanlagen (von denen eine als Reserve dient), abzüglich der Gutschriften $I_A^* + E_A^*$ für die Kosten der Trenndüsenstufen, die aufgrund der jeweiligen Trennarbeitsleistungen der Sonderstufen SS und der Vorabscheidungsstufen VA

+) Für die Beratung bei der Erstellung des Rechner-Programms danke ich Herrn Dr. G. Lang

37) vgl. z.B. H. Kölbel, J. Schulze: Projektierung und Vorkalkulation in der chemischen Industrie, Springer Heidelberg (1960)

der UF₆-Abscheidungsanlagen in der Trenndüsenkaskade eingespart werden können.

$$K_{\text{ges}} = I_K + E_K + I_A + E_A - I_A^* - E_A^* \quad (26)$$

Diese Kostenunterteilung wird im folgenden durchgeführt, um die aus dem Abscheidungsproblem resultierenden, zusätzlichen Verfahrenskosten einzeln auszuweisen. Dividiert man diese einzelnen Kostenpositionen durch die Trennarbeitsleistung ΔU_{eff} , so erhält man die jeweiligen spezifischen Festkosten i bzw. spezifischen Energiekosten e , d.h. die entsprechenden Beiträge zu den Trennarbeitskosten k .

4.2 Die Kostengrundlagen der Optimierung

Als Kostenbasis für die Optimierungsrechnungen wurden die Ergebnisse einer ersten Kostenschätzung für Trenndüsenkaskaden⁵⁾ aus dem Jahr 1968 und Schätzkosten für die Komponenten der UF₆-Abscheidungsanlagen zugrundegelegt, die anhand von Firmenunterlagen im Jahre 1970 festgestellt wurden. Für den Festkostenanteil der Betriebskosten wurden 10 % p.a. der Investitionen in Ansatz gebracht, so daß bei Verzinsung mit 7 % p.a. und linearer Abschreibung über einen Zeitraum von 25 Jahren für Wartungs-, Personal- und sonstige Kosten jährlich ca. 2,5 % der Gesamtinvestitionen berücksichtigt sind. Bei der Berechnung der Energiekostenanteile wird ein Strompreis von 0,016 DM/KWh³⁾ und eine Betriebszeit von 7900 Std/a zugrundegelegt.

A. Die Betriebskosten der Trenndüsenkaskade

Der Investitionsbedarf der Trenndüsenkaskade wurde unter Benutzung pauschaler Stufenkosten von 575.000 DM für eine große bzw. 317.000 DM für eine kleine Trenndüsenstufe berechnet. Diese Pauschalkosten enthalten neben den eigentlichen Kosten der Trennstufen alle anteiligen sonstigen

Anlagenkosten und Nebenkosten. Sie wurden aus den Schätzungen für die Gesamtinvestierung einer Trenndüsendemonstrationsanlage⁵⁾ nach Abzug der Kosten für die Abtrennung des leichten Zusatzgases und die UF₆-Reinigung ermittelt.

Bei einem Ansaugdruck von 150 Torr und einem Kompressionsverhältnis 4 beträgt die Leistungsaufnahme der großen Trennstufe mit einem Ansaugvolumen von 100.000 m³/h 1,1 MW, die der kleinen Stufe mit 33.000 m³/h 0,37 MW unter der Annahme eines isothermen Verdichterwirkungsgrades von 70 %.

Damit ergibt sich für die reine Trenndüsenkaskade eine Gesamtinvestition von 194 Mio DM und eine Anschlußleistung von 330 MW. Bei 90 % Einschaltdauer der Trenndüsenkaskade und verlustfreier, kostenloser H₂/UF₆-Trennung würde die jährliche Trennarbeitsleistung 480.000 TAE betragen und die Trennarbeitskosten würden sich ohne die auf die UF₆-Abscheidung entfallenden Kostenanteile auf 127,5 DM/TAE belaufen.

B. Die Kosten der Trenndüsen-Vorabscheidung und der Tieftemperatur-Abscheidungsanlage

Die Kosten der wesentlichen Komponenten der UF₆-Abscheidungsanlagen werden einzeln aufgrund von Herstellerangaben ermittelt. Die Kosten für Rohrleitungen, Armaturen, Zubehör und sonstige Nebenkosten werden durch einen Pauschalzuschlag berücksichtigt³⁷⁾.

Die Kosten für die Trenndüsen-Sonderstufen SS und die Vorabscheidungs-Trenndüsenstufen VA werden aus der zum Durchsatz proportionalen Düsenschlitzlänge mit einem Kostenfaktor von 50 DM/m Schlitzlänge berechnet.

Wegen des niedrigen Molekulargewichtes der in den Abscheidungsanlagen zu fördernden Gasgemische werden für die Sonderverdichter SV, die Zwischenverdichter SKI und die eventuell einzusetzenden Nachverdichter SKII Schraubenkompressoren vorgesehen, wenn die zu leistende Druckerhöhung mehr

als 50 Torr beträgt. Die Verdichter werden aus der in Tabelle 3 mit ihren Investitionskosten aufgeführten Bau-
größenreihe einstufiger Schraubenverdichter mit Nach-
kühler³⁸⁾ ausgewählt, auch dann, wenn mehrstufige Ver-
dichtung erforderlich ist. Dabei wird aus Gründen der Mate-
rialbelastung und der UF₆-Beständigkeit das Kompressions-
verhältnis der einzelnen Verdichterstufe auf einen maxi-
malen Wert

$$(p_2/p_1)_{\max} = (1 - \eta_{is} + \eta_{is} T_{\max}/T_1)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}} \quad (27)$$

begrenzt, der unter Berücksichtigung des Adiabatenexpo-
nenten κ des zu verdichtenden Gemisches, eines isentro-
pen Stufenwirkungsgrades $\eta_{is} = 80\%$ und bei einer An-
saugtemperatur $T_1 = 40^\circ\text{C}$ durch die maximal zugelassene
Verdichtungsendtemperatur $T_{\max} = 180^\circ\text{C}$ festgelegt ist.

Ansaugvolumen	bis 5	5-8	8-13	13-20	20-30	30-40	$[10^3 \text{ m}^3_{\text{eff}}/\text{h}]$
Investitions- kosten einer Verdichterstufe mit Kühler	173	200	237	310	455	600	[TDM]

Tabelle 3: Investitionskosten einstufiger Schraubenver-
dichter mit Nachkühler in Abhängigkeit vom
effektiven Ansaugvolumen.

Liegt bei Ansaugdrücken unter 300 Torr die zu erzeugende
Druckdifferenz unterhalb 50 Torr, so wird die Verwendung
von Roots-Verdichtern vorgesehen, für deren Kosten 50 %
der Investitionen für Schraubenverdichter gleichen Ansaug-
volumens eingesetzt werden.

38) Nach Angaben der Fa. GHH Sterkrade

Bei Ansaugdrucken oberhalb 300 Torr können Roots-Verdichter nur eingesetzt werden, wenn die zu erzeugende Druckdifferenz unter 15 Torr liegt. Dies trifft insbesondere für die Umwälzgebläse zu. Die Kosten für diese Roots-Gebläse werden mit folgenden, mit dem effektiven Ansaugvolumen \dot{V} linear verlaufenden Kostenfunktionen berechnet³⁹⁾:

$$I_{\text{Roots}} = 6200 + 10,7 \dot{V}/\text{m}^3/\text{h} \text{ [DM]}; \quad 0 < \dot{V} \leq 10^3 \text{ m}^3/\text{h} \quad (28)$$
$$I_{\text{Roots}} = 12000 + 4,8 \dot{V}/\text{m}^3/\text{h} \text{ [DM]}; \quad 10^3 \text{ m}^3/\text{h} < \dot{V}$$

Der elektrische Leistungsbedarf aller Verdichter wird aus der isentropen Verdichtungsleistung unter Berücksichtigung eines Gesamtwirkungsgrades $\eta_{\text{ges}} = 60 \%$ berechnet.

Die Kosten für die Vorkühler VK und die Abscheider AB werden proportional zu den effektiven Wärmetauscherflächen angesetzt und unter Zugrundelegung spezifischer Heizflächenkosten von $30 \text{ DM}/\text{m}^2$ berechnet⁴⁰⁾. Dieser Kostenansatz berücksichtigt einerseits, daß die Kompaktwärmetauscher als Gegenströmer mit nur zwei austauschenden Strömen ausgelegt sind und dementsprechend einfache Gasverteiler besitzen, daß andererseits aber aus fertigungstechnischen Gründen die Gesamtquerschnittsfläche dieser Gegenströmer auf $0,8 \text{ m}^2$ begrenzt ist und daß bei den hier geforderten größeren Querschnitten stets eine Parallelschaltung mehrerer Einheiten notwendig ist.

Der zur Aufheizung des Heizgasstromes HH dienende Vorwärmer VW ist ein aus Rippenrohren aufgebauter Gas/Wasser-Wärmetauscher, für den spezifische Heizflächenkosten von $300 \text{ DM}/\text{m}^2$ veranschlagt werden⁴¹⁾.

39) Unter Berücksichtigung zusätzlicher Kosten für spezielle Wellendichtungen aus Serienpreisen der Fa. Leybold-Heraeus, Köln interpoliert.

40) Nach Angaben der Fa. ICI-Deutschland, Frankfurt/M.

41) Nach Angaben der Fa. GEA-Luftkühler, Bochum

Für den aus Umwälzgebläse GIII und Wärmetauscher EKII bestehenden Einkühlkreislauf mit der Stromstärke HK werden Investitionen veranschlagt, die das Doppelte der Kosten für den kompletten Heizkreislauf gleicher Förderleistung betragen.

Der Kältebedarf der UF₆-Abscheidungsanlagen wird mit Gas-kältemaschinen gedeckt, die nach dem Stirling-Prozess mit konstanter Last arbeiten. Es stehen drei Baugrößen zur Auswahl, deren Investitionskosten, sowie die von der Arbeitstemperatur abhängende maximale Kälteleistung und elektrische Leistungsaufnahme in Tabelle 4 zusammengestellt sind.

Typ	Max. Kälteleistung Q_{therm} [KW]	Elektr. Leistungs- bedarf N_{el} [KW]	Kosten [TDM]
A	$1+0,011(T-73,2)$	$13,6583 \text{ Exp}(-0,00559T)$	33
B	$3,8+0,047(T-73,2)$	$52,1624 \text{ Exp}(-0,00529T)$	85
C	$11,9+0,0833(T-73,2)$	$145,244 \text{ Exp}(-0,006164T)$	155

Tabelle 4: Die Investitionskosten, die von der Arbeitstemperatur T [°K] abhängende maximale Kälteleistung Q_{therm} und der elektrische Leistungsbedarf N_{el} verschiedener Baugrößen von Gas-kältemaschinen nach dem Stirling-Prozess⁴²⁾.

Der Investitionsbedarf für die Kälteanlagen der UF₆-Abscheidungen einschließlich einer Reservestellung von 1/6 der erforderlichen Gesamtkälteleistung, wird auf folgende Weise ermittelt:

Zunächst wird der Kältebedarf von sieben UF₆-Abscheidungsanlagen getrennt für die Kälteanlagen I und II kumuliert, und dann in der wirtschaftlich günstigsten Weise auf die zur Verfügung stehenden Leistungsgrößen verteilt.

42) Nach Angaben der Fa. Philips, Hamburg, bzw. Fa. Werkspoor, Amsterdam

4.3 Die Ergebnisse der Optimierung

Die vollständige Variation der optimierbaren Parameter führt zur günstigsten Kombination einer Vorabscheidungs-Trenndüsenstufe, in der ca. 4/5 der anfallenden UF_6 -Menge vorabgetrennt werden, mit einer Tieftemperaturabscheidung, in der das übrige UF_6 bis auf einen Restgehalt von 0,1 ppm im Reingas abgeschieden wird. Diese optimale Kombination ist dadurch gekennzeichnet, daß zwischen der Vorabscheidungs-Trennstufe und der mit zwei umschaltbaren Abscheidern versehenen Tieftemperaturabscheidung kein Zwischenverdichter SKI benötigt wird und das Reingas ohne Nachverdichtung mit 150 Torr in die Kaskade zurückgespeist wird. Die Abscheidungsanlage erzielt den Restgehalt an UF_6 von 0,1 ppm mit einer Abscheiderendtemperatur $T_{END} = -114^{\circ}C$ bei etwa 6-facher Übersättigung des UF_6 am Abscheideraustritt. Nach Kostengutschrift der in den Abscheidungsanlagen geleisteten Trennarbeit betragen die Aufwendungen für die UF_6 -Abscheidung mit dieser optimalen Verfahrenskombination etwas mehr als 2 DM/TAE. Damit ergibt sich unter Berücksichtigung der Verluste bei der UF_6 -Abscheidung ein Effektivwert der Trennarbeitskosten $k = 129,6$ DM/TAE, d.h. der Aufwand für die Abtrennung des leichten Zusatzgases in Trenndüsenkaskaden beträgt weniger als 2 % der Aufwendungen für die Isotopentrennung.

Eine Zusammenstellung der wichtigsten Auslegungsdaten dieser optimalen Anlage und eine Aufschlüsselung der Kostenanteile der UF_6 -Abscheidung an den Trennarbeitskosten k in die verschiedenen Kostenpositionen ist in der ersten Spalte der Tabelle 5 enthalten. Besonders im Hinblick auf den in dieser optimierten Anlage erzielten niedrigen Übersättigungsgrad des UF_6 sei darauf hingewiesen, daß diese Ergebnisse ohne Begrenzung eines der variierten Parameter errechnet wurden und daß sowohl die Zeiten des Abscheidungszyklus bei einer Zyklusdauer von ca. 7 Std für technische Anlagen als ausgesprochen günstig anzusehen sind

Tiefemperatur-Abscheidungsanlage

Optimierte Parameter:

		I	II	III	
		mit	mit	ohne	
		Trenndüsen-Vorabscheidung			
Anzahl der umschaltbaren Abscheider	Z	2	3	2	-
UF ₆ -Aufteilungsverhältnis der Vorabscheidungstrenndüse	δ_{UA}	0,18	0,18	-	-
Abscheiderdruck	P _A	165	165	200	(Torr)
Treibende Temperaturdifferenz	$\Delta\theta$	4,5	4,5	3,5	(°K)
Restgehalt an UF ₆ im Reingas	N _{END}	10 ⁻⁷	10 ⁻⁷	10 ⁻⁷	-
Maximale Querschnittsverengung	$\Delta q/q$	0,76	0,76	0,84	-
Stromstärke des Heizgasstroms	HH	120	60	580	(kmol/h)
Strömungsgeschwindigkeit im Vorkühler	v _{VK}	10	10	10	(m/sec)

Zugehörige Betriebsgrößen:

UF ₆ -Konzentration am Abscheidereintritt	N _{MA}	0,0038	0,0038	0,0194	
Übersättigungsgrad am Abscheideraustritt	P _{K2} /P _{W2}	5,3	5,3	4,2	
Endtemperatur am Abscheideraustritt	T _{END}	159	159	161	(°K)
Abzuscheidende UF ₆ -Stromstärke U _{MA} bzw. U _A	U _A	0,27	0,27	1,5	(to UF ₆ /h)
Abscheidezeit	t ₁	214	21	94	(min)
Pumpzeit	t ₂	5	5	5	(min)
Aufheizzeit	t ₃	26	51	12	(min)
Verdampfungszeit	t ₄	88	175	41	(min)
Einkühlzeit	t ₅	95	197	35	(min)
Zyklusdauer	t _z	7,1	10,7	3,1	(h)
Strömungsgeschwindigkeit im Abscheidereich (leer)	v _{AB}	3,5	3,5	2,4	(m/sec)
Druckverluste, Abscheider (Abscheideseite, gefüllt)	Δp_1	9,4	9,4	35,0	(Torr)
Druckverluste, Abscheider (Reingasseite)	Δp_2	2,2	2,2	3,8	(Torr)
Druckverluste Vorkühler	Δp_{VK}	3,0	3,0	7,0	(Torr)
Anzahl der parallelen Gegenströmer je Abscheider		3	3	4	
Masse eines leeren Abscheiders	M _{AB}	1,0	1,0	2,25	(to)
UF ₆ -Holdup einer UF ₆ -Abscheidungsanlage	W _{AB}	1,1	1,2	2,6	(to)
Kälteanlagen KMI, installierte Kälteleistung	Q _{Iges}	113	113	397	(KW)
Kälteanlagen KMI, Anzahl der Einheiten: Typ A;B;C		6;0;1	6;0;1	20;2;1	
Stromstärke des Kühlgasstromes	HK	32	16	196	(kmol/h)
Kälteanlagen KMII, installierte Kälteleistung	Q _{IIges}	52	52	249	(KW)
Kälteanlagen KMII, Anzahl der Einheiten: Typ A;B;C		2;1;4	2;1;4	12;2;1	
El. Leistungsbedarf der Abscheidungsanlagen, insges.		3,8	3,8	2,35	(MW)

Kostenanteile an den Trennarbeitskosten k

Festkosten	Sonderverdichter	SV bzw. SKI	i	1,32	1,32	0,41	(DM/TAE)
	Trenndüsen	SS,VA	i	0,07	0,07	0,04	(DM/TAE)
	Kälteanlagen	KMI	i	0,29	0,29	1,01	(DM/TAE)
	Kälteanlagen	KMII	i	0,16	0,16	0,63	(DM/TAE)
	Heizgaskreislauf	HH	i	0,07	0,04	0,26	(DM/TAE)
	Kühlgaskreislauf	HK	i	0,04	0,02	0,17	(DM/TAE)
	Abscheider	AB	i	0,23	0,35	0,52	(DM/TAE)
	Vorkühler	VK	i	0,06	0,06	0,08	(DM/TAE)
	Gutschrift durch	SS	i*	-0,26	-0,26	-0,27	(DM/TAE)
	Gutschrift durch	VA	i*	-0,14	-0,14	-	(DM/TAE)
Energiekosten:	Sonderverdichter	SV+SKI+GI+GII+GIII	e	0,87	0,87	0,12	(DM/TAE)
	Kälteanlagen	KMI	e	0,09	0,09	0,31	(DM/TAE)
	Kälteanlagen	KMII	e	0,04	0,04	0,19	(DM/TAE)
	Gutschrift durch	SS	e*	-0,58	-0,58	-0,58	(DM/TAE)
	Gutschrift durch	VA	e*	-0,20	-0,20	-	(DM/TAE)
Anteil der UF ₆ -Abscheidungsanlagen			k _A	2,06	2,13	2,89	(DM/TAE)
an den Trennarbeitskosten k				1,59	1,65	2,22	(%)
Trennarbeitskosten			k	129,56	129,63	130,39	(DM/TAE)

Tabelle 5: Die Optimalwerte der variierten Parameter, die zugehörigen optimalen Betriebsgrößen und die Aufschlüsselung der Trennarbeitskosten k für drei Versionen optimierter UF₆-Abscheidungsanlagen: I. Kombinierte Abscheidung mit Trenndüsenvorabscheidung und zwei umschaltbaren Tiefemperaturabscheidern, II. gleiche Kombination mit drei umschaltbaren Tiefemperaturabscheidern, III. Tiefemperaturabscheidung ohne Trenndüsenvorabscheidung. Die Angaben der installierten Kälteleistung und der Investitionskosten gelten für sieben identische Abscheidungsanlagen, von denen eine als Reserve dient. Der elektrische Leistungsbedarf ist für sechs Anlagen angegeben.

und andererseits dabei ein UF_6 -Holdup von maximal einer Tonne UF_6 je Abscheidungsanlage erreicht wird. Etwa 1/10 dieser UF_6 -Menge befindet sich bei Beendigung des Abscheidungszyklus im Pufferbehälter UB, um während der Pump- und Aufheizzeiten den UF_6 -Bedarf für die Rückspeisung in die Trenndüsenkaskade zu überbrücken. In einem vollbeladenen Abscheider verteilt sich der UF_6 -Holdup von etwa 1 to UF_6 auf drei identische Aggregate, so daß die maximale UF_6 -Menge in einem einzelnen Gegenströmer weniger als 0,5 to beträgt, während der maximale UF_6 -Inhalt des Pufferbehälters UB etwas über 0,5 to erreicht. Diese in einer optimierten UF_6 -Abscheidungsanlage zu handhabenden maximalen UF_6 -Mengen liegen noch beträchtlich unter den Grenzen, die sich aus Kritikalitätsbetrachtungen für angereichertes Uran mit entsprechendem U^{235} -Gehalt bei niedrigen Moderierungsgraden ergeben. Beispielsweise liegt die kritische Masse von homogenen Uransalzlösungen mit 3 % U^{235} -Gehalt oberhalb von 10 to Uran, wenn das Atomzahlverhältnis $\text{H}/\text{U}_{\text{total}} \leq 2$ ist (entsprechend einem HF-Gehalt unter 66 Mol-% oder einer wässrigen Lösung mit weniger als 50 Mol-% H_2O)⁴³⁾. Angereichertes UF_6 mit U^{235} -Gehalten bis zu 4,5 % U^{235} wird üblicherweise in 2,4 to-Behältern (UF_6 -Cylinder Model 30A der USAEC) gehandhabt, dabei ist ein Moderierungsverhältnis $\text{H}/\text{U}_{\text{total}} \leq 0,088$ vorgeschrieben⁴⁴⁾.

In Tabelle 5 sind der optimalen UF_6 -Abscheidungsanlage zwei weitere optimierte Anlagen zum Vergleich gegenübergestellt. Die Anlage, deren Verfahrensdaten in der zweiten Spalte aufgeführt sind, unterscheidet sich von der optimalen Anlage nur dadurch, daß die Anzahl der umschaltbaren Abscheider auf $Z = 3$ festgelegt wurde. Die Optimierung aller übrigen Parameter führte zu einer Anlage,

43) Vgl. z.B.: Guide de Criticité, CEA-R 3114 (1967);
H.J. Henry et.al. Criticality Data and
Nuclear Safety Guide Applicable to the
Oak Ridge Gaseous Diffusion Plant, K-1019 (1959)

44) UF_6 : Handling Procedure and Container Criteria, ORO-651
(1968)

die sich bei auf 10,7 Std erhöhter Zyklusdauer von der optimalen Anlage lediglich durch eine Verdoppelung der Aufheiz-, Verdampfungs- und Einkühlzeiten bei unveränderter Abscheidezeit auszeichnet. Aus der Erhöhung der Aufheizzeit resultiert eine geringfügige Erhöhung des UF_6 -Holdups in dieser Anlage. Die Mehrkosten für den zusätzlichen Abscheider werden durch Einsparungen in der Investition für den Heiz- und Kühlkreislauf etwa zur Hälfte gedeckt, so daß sich der Anteil an den Trennarbeitskosten gegenüber der optimalen Anlage nur um 4 % erhöht.

Als dritte Vergleichsanlage wurde eine reine Tieftemperaturabscheidung ohne Trenndüsen-Vorabscheidung optimiert, ihre Betriebsdaten sind in der dritten Spalte der Tabelle 5 aufgeführt. In dieser Anlage müssen stündlich etwa 1,5 to UF_6 abgeschieden werden, d.h. etwa das 5,5-fache der beiden anderen Anlagen. Der Auslegungspunkt dieser optimierten Anlage ist dadurch gekennzeichnet, daß der Gesamtdruckabfall mit fast 50 Torr an der oberen Grenze des Bereiches liegt, wo als Zwischenverdichter SKI die Verwendung eines Rootsgebläses noch möglich ist. Die 5,5-fache Abscheidungskapazität wird bei Reduktion der Abscheidezeit auf weniger als die Hälfte wegen des erhöhten Leistungsdurchsatzes durch eine Vergrößerung der Abscheidefläche auf mehr als das Doppelte aufgefangen. Außerdem wird ein um 32 % erhöhter Abscheiderquerschnitt benötigt, da als zusätzlicher ungünstiger Effekt mit dem erhöhten Abscheidungsdruck eine Reduktion der zulässigen Geschwindigkeit v_{AB} auf der Abscheideseite des Abscheiders verbunden ist. Infolgedessen erhöht sich der UF_6 -Holdup einer solchen Abscheidungsanlage auf mehr als das Doppelte der Anlagen mit Trenndüsenvorabscheidung und auch die abzukühlende und wiederaufzuwärmende Masse der Abscheider wird mehr als verdoppelt. Daraus ergibt sich eine Verdreifachung des stationären Kältebedarfs und fast das

Fünffache für die Abkühlungsleistung des Abscheider-Umschaltbetriebes.

Für diese reine Tieftemperatur-Abscheidungsanlage ergeben sich Abscheidungskostenanteile, die um etwa 40 % höher sind, als bei der optimalen Anlage mit Trenndüsen-Vorabscheidung. Der Grund hierfür liegt darin, daß die kräftigen Erhöhungen der Investitionskosten und der Energiekosten in der Tieftemperaturabscheidung, sowie die Einbuße der Gutschrift für die Trennarbeitsleistung der Vorabscheidungsstufe durch den Wegfall des Sonderverdichters SV und der Vorabscheidungs-Trennstufe VA nicht voll kompensiert werden können.

4.3.1 Vergleich optimierter UF_6 -Abscheidungsanlagen bei gleichem Abscheidungswirkungsgrad

Den im vorhergehenden Abschnitt besprochenen optimierten UF_6 -Abscheidungsanlagen ist der Optimalwert des Restgehaltes von 0,1 ppm UF_6 im Auslegungspunkt gemeinsam. Bei diesen UF_6 -Restgehalten betragen die relativen Trennarbeitsverluste aufgrund des endlichen Abscheiderwirkungsgrades der UF_6 -Abscheidungsanlagen weniger als 1 % der maximalen Trennarbeitsleistung der Kaskade ΔU^+ . Daher wird durch die Größenordnung der Abscheidungskosten und ihr weiteres Ansteigen mit zunehmendem Reinheitsgrad ein sehr flaches Minimum der Trennarbeitskosten im Bereich $5 \cdot 10^{-8} < N_{END} < 10^{-7}$ festgelegt, dessen Lage relativ unempfindlich gegenüber den infrage kommenden Schwankungen der Abscheidungskosten ist. Bei allen ausgeführten Rechnungen war der Wert $N_{END} = 10^{-7}$ innerhalb der Optimierungsgenauigkeit von $\pm 2 \cdot 10^{-4}$ bezüglich der Trennarbeitskosten optimal.

Ebenso ist die Zahl der umschaltbaren Abscheider $Z=2$ in den Vergleichsrechnungen, die im folgenden betrachtet sein sollen, optimal. Diese Rechnungen wurden angestellt, um die Schärfe der Optimierungsaussage im Hinblick auf

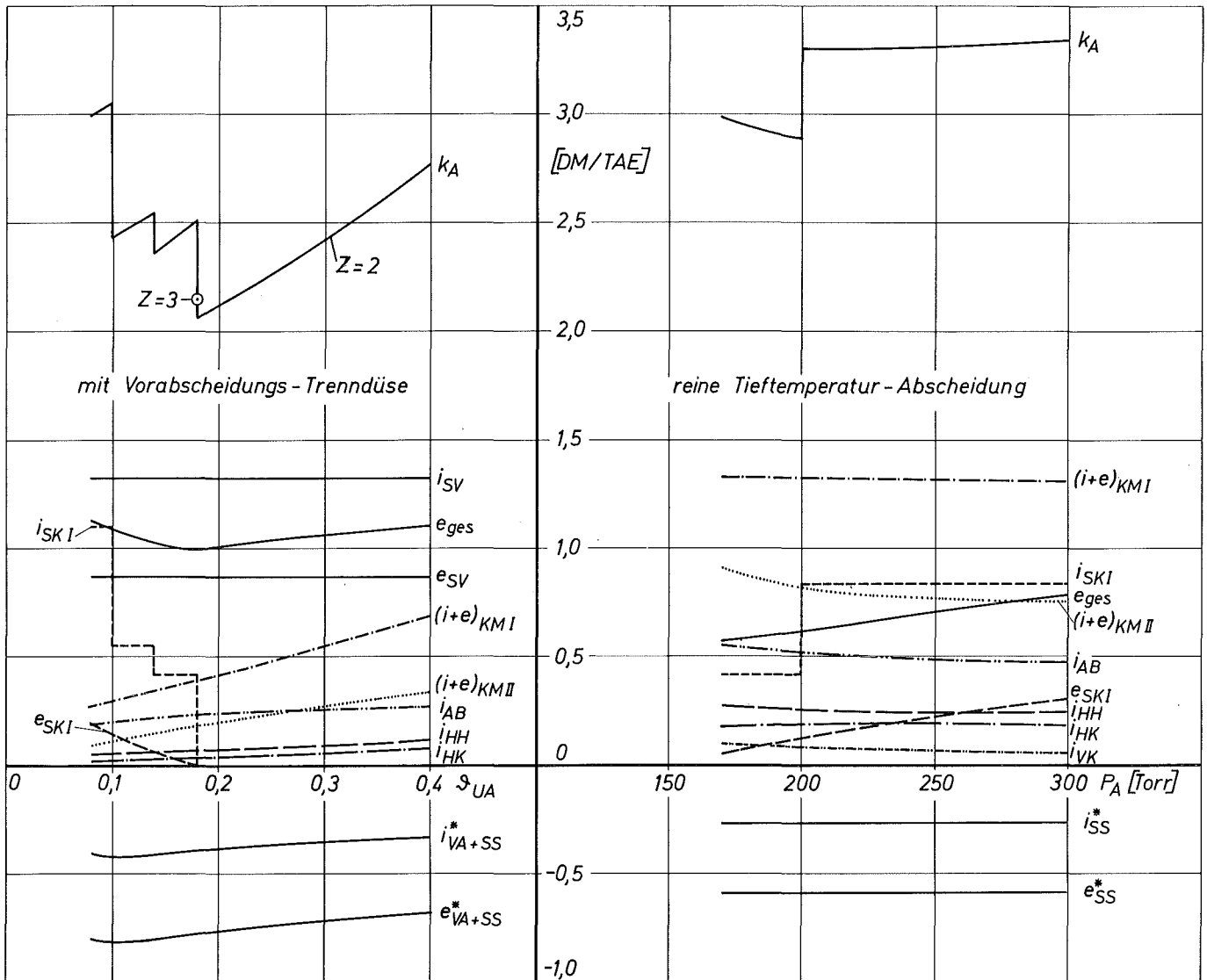


Abb. 15a:

Abb. 15b:

Die spezifischen Abscheidungskosten k_A und ihre Aufschlüsselung in die Festkostenanteile i und die Energiekostenanteile e (bzw. Gutschriften i^* und e^*) für die Komponenten optimierter UF_6 -Abscheidungsanlagen. a.) mit Trenndüsen-Vorabscheidung, b.) ohne Trenndüsen-Vorabscheidung. Für beide Anlagen ist der Restgehalt an UF_6 im Reingas $N_{END} = 1 \cdot 10^{-7}$ und die Zahl der umschaltbaren Abscheider $Z = 2$. In a.) sind die spezifischen Abscheidungskosten k_A der optimierten Anlage mit $Z = 3$ durch \circ gekennzeichnet.

die wichtigsten Betriebsgrößen: das UF_6 -Abschälverhältnis ϑ_{UA} für eine Anlage mit Vorabscheidungs-Trenndüsenstufe und den Abscheidungsdruck p_A für eine reine Tieftemperatur-Abscheidungsanlage zu untersuchen. In Abb. 15a sind für optimierte Anlagen des ersten Typs die spezifischen Abscheidungskosten k_A in Abhängigkeit vom UF_6 -Abschälverhältnis ϑ_{UA} der Vorabscheidungs-Trenndüsenstufe dargestellt und in die Festkostenanteile i , bzw. die Energiekostenanteile e ihrer Komponenten aufgeschlüsselt. Dort sind ebenfalls die Gutschriften für Festkosten i^* und Energiekosten e^* als negative Kostenanteile eingetragen, die sich aus den Einsparungen von Stufen in der Trenndüsenkaskade aufgrund der Trennarbeitsleistung ergeben, die in den UF_6 -Abscheidungsanlagen erzeugt wird. Man erkennt, daß bei $\vartheta_{UA} = 0,18$ ein scharfer Kostensprung durch den Einsatz eines Zwischenverdichters SKI zustande kommt. Dessen Investitionskostenbedarf und Energiekosten steigen mit abnehmendem ϑ_{UA} stark an, so daß die Überlagerung zu den fallenden Kosten der Tieftemperatur-Abscheidungsanlage das Kostenminimum bei $\vartheta_{UA} = 0,18$ festlegt. Der Einsatz dieses Zwischenverdichters wird spätestens bei $\vartheta_{UA} = 0,156$ notwendig, wo der erforderliche Expansionsdruck p_{MA} 150 Torr beträgt und für die Überwindung der Druckverluste in der Abscheidung kein Druckgefälle mehr verfügbar wäre⁴⁵⁾. Die zugehörigen Optimalwerte einiger wichtiger Betriebsbedingungen sind in Abb. 16 ebenfalls in Abhängigkeit von ϑ_{UA} dargestellt.

Die Auswirkungen dieser Variation auf eine Reihe der wichtigsten sonstigen Betriebs- und Auslegungsparameter sind in Tabelle 6 zusammengestellt. Dabei ist hinzuzufügen, daß für alle Werte von ϑ_{UA} eine Gesamttemperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ von nur $4,5^\circ C$ zum Kostenminimum führt, und es erscheint besonders bemerkenswert, daß innerhalb des gesamten Variationsbereiches die Übersättigungsgrade des UF_6 auf den Bereich unter 10 begrenzt bleiben.

45) Auf eine genauere Untersuchung des Verlaufs der Kosten und der Betriebsbedingungen im Bereich der Sprungstelle wurde verzichtet.

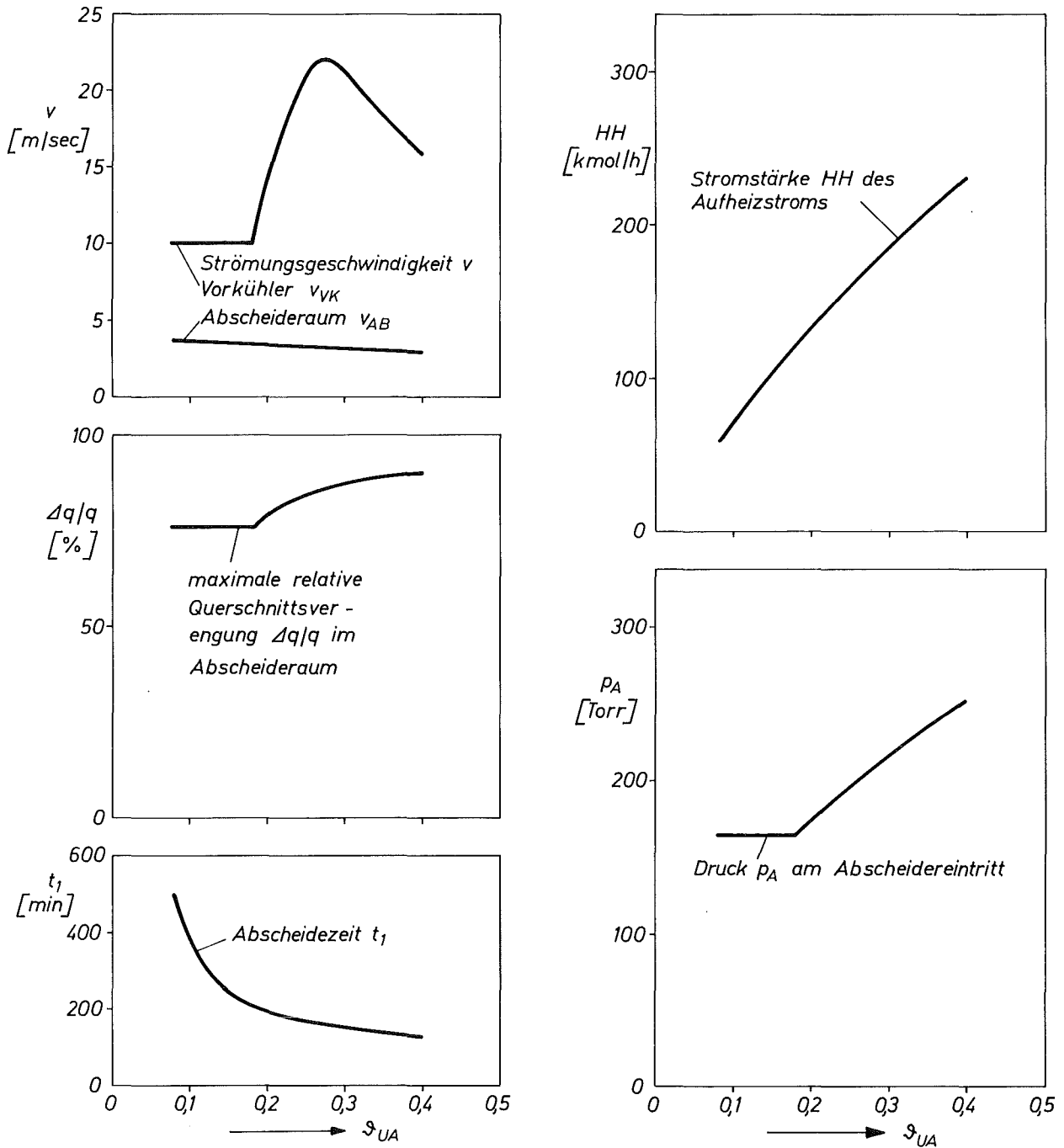


Abb. 16: Die Abhängigkeit einiger Betriebsbedingungen vom UF_6 -Aufteilungsverhältnis s_{UA} in optimierten Abscheidungsanlagen mit Vorabscheidungs-Trenndüse und zwei umschaltbaren Tieftemperatur-Abscheidern.

δ_{UA}	F_{VK}	Q_{VK}	T_{VK}	ΔP_{VK}	F_{AB}	Q_{AB}	l_{AB}	ΔP_1	ΔP_2	M_{AB}	p_{K2} / p'_{w2}	t_1	t_3	t_4	t_5	W_{AB}
—	m ²	KW	°C	Torr	m ²	KW	m	Torr	Torr	kg	—	min	min	min	min	to
0,08	1112	125	79	3,0	1726	114	1,18	9,1	2,2	816	4,3	494	45	180	264	1,09
0,1	1105	122	77	3,0	1820	119	1,21	9,2	2,2	860	4,7	405	40	158	202	1,13
0,12	1102	120	75	3,0	1891	122	1,23	9,3	1,2	894	4,4	304	35	124	140	1,03
0,14	1100	118	74	3,0	1982	126	1,26	9,3	2,2	937	5,2	266	33	113	115	1,06
0,16	1101	116	73	3,0	2056	130	1,28	9,3	2,2	971	5,4	237	28	94	110	1,08
0,18	1102	115	72	3,0	2119	133	1,30	9,4	2,2	1001	5,3	214	26	88	95	1,10
0,2	964	113	70	6,2	2162	136	1,34	11,8	2,3	1022	5,5	194	24	81	84	1,12
0,24	824	109	68	13,4	2250	2250	1,42	24,4	2,6	1063	6,0	175	22	77	81	1,21
0,28	773	106	65	17,6	2307	2307	1,48	33,9	2,7	1090	5,5	167	19	72	72	1,34
0,32	775	103	63	16,0	2372	2372	1,56	47,8	3,0	1121	6,4	151	18	62	62	1,39
0,36	783	101	61	13,0	2420	2420	1,63	36,2	2,9	1143	6,4	132	17	48	48	1,39
0,4	797	99	60	12,0	2459	2459	1,69	73,2	3,5	1162	5,9	126	16	45	45	1,47

Tabelle 6: Die wichtigsten Betriebs- und Auslegungsparameter optimierter Tieftemperatur-Abscheidungsanlagen mit einem UF₆-Restgehalt $N_{END} = 10^{-7}$ in Abhängigkeit vom UF₆-Aufteilungsverhältnis δ_{UA} der vorgeschalteten Trenndüsen-Vorabscheidungsstufe ($Z = 2; \Delta\delta = 4,5^\circ\text{C}$)
 Bezeichnungen: F_{VK} die Wärmeaustauschfläche, T_{VK} das Temperaturgefälle und ΔP_{VK} der Druckabfall des Vorkühlers; Q_{VK} , Q_{AB} die im Vorkühler bzw. im Abscheider ausgetauschten Wärmemengen; F_{AB} , l_{AB} , M_{AB} die Wärmeaustauschfläche, die aktive Länge und die Masse des Abscheiders; ΔP_1 , ΔP_2 die Druckabfälle jeweils auf einer Seite des Abscheiders; p_{K2}/p'_{w2} die maximale Übersättigung; t_1 die Abscheidezeit; t_3 die Aufwärmzeit; t_4 die Verdampfungszeit; t_5 die Einkühlzeit; W_{AB} der UF₆-Holdup im Abscheider.

Tabelle 6 zeigt weiterhin, daß in der Nähe des Kostenminimums der optimale UF_6 -Holdup praktisch konstant ist. Der Kapitaldienst für das in den UF_6 -Abscheidungsanlagen enthaltene Uraninventar erhöht demzufolge zwar die Trennarbeitskosten um etwa 0,25 DM/TAE, jedoch beeinflußt er nicht die Lage des Kostenminimums.

Abbildung 15b zeigt die analogen Zusammenhänge für optimierte UF_6 -Abscheidungsanlagen ohne Trenndüsen-Vorabscheidung über dem Abscheiderdruck p_A aufgetragen. Man sieht, daß die Lage des augenfälligen Kostenminimums bei einem Abscheidungsdruck $p_A = 200$ Torr lediglich dadurch bedingt ist, daß für den in jedem Fall notwendigen Zwischenverdichter SKI bei höheren Abscheidungsdrücken p_A von einem kostengünstigen Roots-Gebläse zu einem doppelt so teuren Schraubenverdichtertyp übergegangen werden mußte. Der Grund dafür liegt darin, daß die der Optimierungsrechnung zugrunde gelegte maximale Druckdifferenz der Rootsverdichter auf 50 Torr festgelegt ist. Hier wird also die Auswahl des optimalen Abscheidungsdruckes p_A fast ausschließlich durch die Investitionskosten der zur Verfügung stehenden Verdichtertypen bestimmt, da die Summe aller übrigen Kostenanteile ein außerordentlich flaches Minimum im Bereich $180 \text{ Torr} < p_A < 280 \text{ Torr}$ besitzt. Für eine genauere Untersuchung von reinen Tieftemperatur-Abscheidungsanlagen würde daher eine differenziertere Behandlung des Verdichterproblems unumgänglich sein. Für den hier zu treffenden Vergleich sind jedoch die Aussagen über die absolute Höhe der Abscheidungskosten und über die Lage des optimalen Auslegungspunktes voll gültig, denn das Kostenminimum wird mit dem kostengünstigsten Verdichtertyp erreicht, und der zugehörige Abscheidungsdruck stimmt mit dem überein, der für alle übrigen Komponenten der Tieftemperatur-Abscheidungsanlage zum absoluten Kostenminimum führt. Berücksichtigt man auch hier die Kostenbeiträge für das Uraninventar, so erhöhen sich die Trennarbeitskosten um

zusätzlich 0,61 DM/TAE, wodurch sich die Kostendifferenz zwischen den beiden verglichenen Verfahren auf 50 % erhöht.

4.3.2 Schlußbemerkungen

Eine abschließende Betrachtung aller bisher untersuchten Verfahren zur Abtrennung des leichten Zusatzgases in Trenndüsenkaskaden zeigt, daß die Kombination einer Trenndüsen-Vorabscheidungsstufe mit einer Tieftemperatur-Feinabscheidung in umschaltbaren Gegenströmerabscheidern die technisch günstigste Lösung darstellt. Gegenüber der reinen Tieftemperaturabscheidung sind mit der deutlichen Kostenersparnis die nicht zu unterschätzenden Vorteile verbunden, daß nur etwa 20 % des zu verarbeitenden UF_6 -Stromes diskontinuierlich abgeschieden werden und der UF_6 -Holdup weniger als die Hälfte beträgt. Alle übrigen diskutierten Verfahren liegen in ihren Abscheidungskosten noch ungünstiger und beinhalten zudem schwer zu übersehende Risiken im Hinblick auf ihre technische Realisierbarkeit bzw. ihre Betriebssicherheit.

Die Zuverlässigkeit der Optimierungsaussage bei der Entscheidung zwischen dem kombinierten und dem reinen Tieftemperaturverfahren ist weitgehend von der Relation des Energiepreises zu den Festkostensätzen unabhängig, da die Energiekosten in beiden Anlagentypen zu weniger als 10 % in den Abscheidungspreis eingehen. So ergeben sich beispielsweise bei einer Erhöhung des Strompreises von 0,016 DM/KWh auf 0,025 DM/KWh Erhöhungen der Abscheidungskosten auf 2,18 DM/TAE bzw. 2,91 DM, wodurch die Kostenrelation zwischen kombinierter Anlage und reiner Tieftemperatur-Abscheidung praktisch nicht verändert wird.

Aus verfahrenstechnischer Sicht stellt die Festlegung eines optimalen Restgehaltes von 0,1 ppm UF_6 im Reinwasserstoff offensichtlich eine extreme Anforderung an das Abscheidungs-system dar, deren Durchführbarkeit bei dem betrachteten,

speziellen Stoffsystem noch experimentell nachzuweisen wäre. Es sei jedoch abschließend nochmals betont, daß das Kostenminimum in Bezug auf den Restgehalt an UF_6 im Reingas außerordentlich flach verläuft und daß ein um den Faktor 10 höherer UF_6 -Gehalt lediglich zu einer Erhöhung der Trennarbeitskosten um 1 % führt.