

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

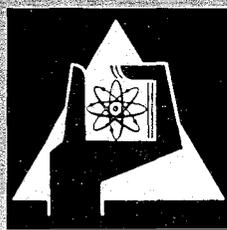
Januar 1967

KFK 549

Institut für Kernverfahrenstechnik

Entmischung der Uran-Isotope nach dem Trenndüsenverfahren

E. W. Becker, K. Bier, W. Bier



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE



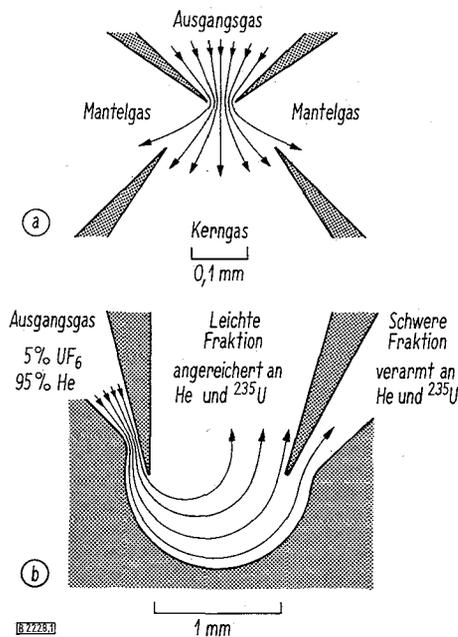


Abb. 1. Querschnitte durch die bei früheren Versuchen benutzten Trenndüsenanordnungen mit schematisch eingezeichneten Stromflächen:

- Aus einer kreis- bzw. schlitzförmigen Düse frei expandierender Gasstrahl.
- An einer gekrümmten Wand geführter UF_6 -Strahl bei Verwendung von Helium als Zusatzgas.

thode jedoch in dieser Form nur in Ausnahmefällen gegenüber dem Diffusionsverfahren konkurrenzfähig sein.

Eine theoretische Untersuchung der Entmischungsvorgänge in Überschallstrahlen^{4,7)} ließ erwarten, daß der Trenneffekt mit steigendem Umlenkwinkel der auf die Abschälerschneide zulaufenden Stromfläche und mit steigender Mach-Zahl des Strahlgases zunimmt.

Es wurde zunächst versucht, die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens durch Vergrößerung des Umlenkwinkels mit Hilfe einer gekrümmten Wand zu verbessern⁹⁾. Beim reinen Argon-Isotopengemisch brachte die künstliche Strahlumlenkung jedoch keine eindeutigen wirtschaftlichen Vorteile. Das konnte damit erklärt werden, daß in diesem Fall die erreichbare relative Vergrößerung des Umlenkwinkels der Stromflächen verhältnismäßig gering, die relative Verminderung der Mach-Zahl durch die mit der Umlenkung verbundenen Entropie-erzeugenden Effekte dagegen verhältnismäßig stark ist.

Erfolgreicher war der Versuch, bei der in Abb. 1a dargestellten Anordnung eine Erhöhung der Mach-Zahl des zu trennenden Isotopengemisches durch Zusatz eines leichten Gases in großem molaren Überschuß zu erreichen⁹⁾. Für die Argon-Isotope konnten der Trenneffekt und der anwendbare Absolutdruck erheblich vergrößert und das erforderliche Expansionsverhältnis erheblich vermindert werden. Trotz des zusätzlichen Aufwandes für die Mitkompression des leichten Zusatzgases ergab sich eine beträchtliche Verbesserung der Wirtschaftlichkeit des Verfahrens.

Für die Uran-Isotope erwies sich die Zusatzgas-Methode bei Benutzung der in Abb. 1a dargestellten Anordnung jedoch als problematisch: Zwar konnten durch einen Zusatz von 400 Mol-% He zum UF_6 die für die

Investierung maßgeblichen Kenngrößen um mehr als den Faktor 4 gesenkt werden, doch stieg der Energieverbrauch um etwa den gleichen Faktor an¹⁰⁾. Das Ergebnis ließ sich mit der starken Trennung zwischen Isotopengemisch und leichtem Zusatzgas erklären, die eine Verminderung des Umlenkwinkels der Stromflächen des Isotopengemisches zur Folge hat.

Bei der Umlenkung des Strahls an einer gekrümmten Wand mußte der Vorteil des größeren Umlenkwinkels mit dem Nachteil der geringeren Mach-Zahl erkaufte werden. Beim leichten Zusatzgas ohne Strahlumlenkung war dagegen der Vorteil der größeren Mach-Zahl des Isotopengemisches mit dem Nachteil des kleineren Umlenkwinkels verbunden. Es erschien daher aussichtsreich, beide Maßnahmen miteinander zu kombinieren. Tatsächlich wurde mit der in Abb. 1b gezeigten Arbeitsweise bei den Uran-Isotopen eine beträchtliche Verminderung der Investierungskosten ohne wesentliche Steigerung der Betriebskosten erreicht¹⁰⁾. Die weitere Entwicklung wurde daher auf die Kombination von leichtem Zusatzgas und mechanischer Strahlumlenkung konzentriert.

Verbesserung des Trennsystems

Um ohne zeitraubende Entmischungsversuche Anhaltspunkte für die optimale Form des Trennsystems zu gewinnen, wurde eine Anordnung entsprechend Abb. 1b schlierenoptisch untersucht¹¹⁾. Dabei konnte angenommen werden, daß eine möglichst störungsfreie Strahlumlenkung für die Entmischung optimal sei. Abb. 2 zeigt als Beispiel die Strahlausbildung bei einer konvergenten Düse und einer gekrümmten Laval-Düse mit Stickstoff als Testgas. Aus der Abb. 2 geht hervor, daß bei der konvergenten Düse Verdichtungsstöße und eine Grenzschichtablösung auftreten, während die gekrümmte Laval-Düse einen weitgehend störungsfreien Ringstrahl liefert.

Auf Grund der Ergebnisse der Schlieren-Methode und der Trennversuche mit He/ UF_6 -Gemischen wurden die

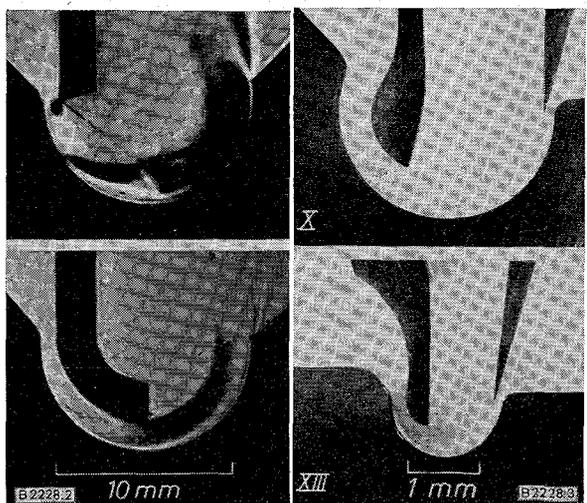


Abb. 2. Schlierenbilder eines mit einer konvergenten Düse (oben) und mit einer gekrümmten Laval-Düse (unten) erzeugten Stickstoff-Strahls bei einer Umlenkung um 180° . Einlaßdruck $p_0 = 258$ Torr, Expansionsverhältnis $p_0/p_M = 12,3$.

Abb. 3. Stirnflächen der benutzten Trenndüsenanordnungen X und XIII (vgl. Tab. 1).

Tab. 1. Die charakteristischen Abmessungen der untersuchten Trennsysteme. Die Länge l des Düsen Schlitzes (senkrecht zur Zeichenebene der Abb. 3) beträgt bei beiden Systemen 10 mm.

System	kleinste Düsenweite a [mm]	größte Düsenweite a' [mm]	Krümmungsradius r des Umlenk Körpers [mm]
X	0,40	0,60	1,5
XIII	0,20	0,30	0,75

in Abb. 3 im Schnitt gezeigten Trennelemente zur weiteren Untersuchung ausgewählt**). Die beiden Elemente haben nahezu die gleiche Form, unterscheiden sich jedoch in den charakteristischen Abmessungen der Düse und des Umlenk Körpers um den Faktor 2 (vgl. Tab. 1).

Apparatur und Auswertverfahren

Für die Trennversuche wurde die in Abb. 4 dargestellte Apparatur benutzt. Das in einem Vorratsbehälter angesetzte Gemisch aus UF_6 und Zusatzgas strömt über das Regelventil V_1 zur Düse des Trennsystems.

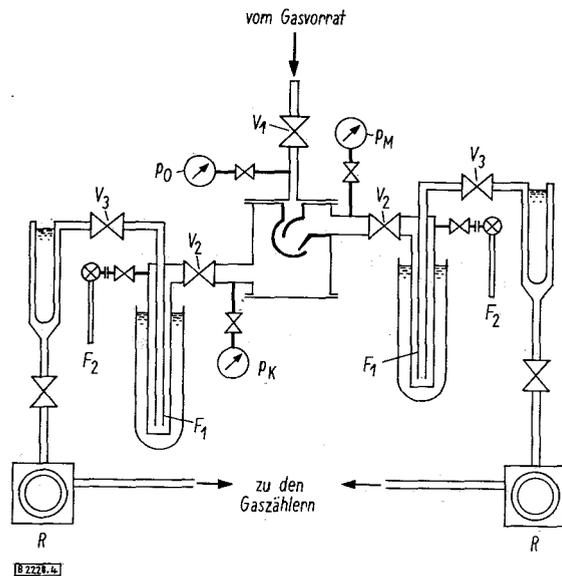


Abb. 4. Schema der Trennapparatur. F Kühlfallen, R. Rotationspumpen, V Ventile

Mit den Ventilen V_2 werden die Drücke p_M und p_K der leichten und schweren Fraktion auf die gewünschten Werte eingestellt. Zur Messung der Drücke p_0 , p_M und p_K sind drei Membranmanometer vorgesehen. Die UF_6 -Anteile der beiden Gasfraktionen werden in den mit flüssigem Stickstoff gekühlten Ausfrierfällen F_1 abgeschieden, die gegenüber den Rotationspumpen R durch die Ventile V_3 absperrbar sind.

Das Abschälverhältnis ϑ des Zusatzgases, z. B. Heliums,

$$\vartheta_{He} = \frac{\text{He-Strom in der leichten Fraktion}}{\text{He-Strom im Ausgangsgas}} \quad (1)$$

***) Der innere Formkörper der gekrümmten Laval-Düse kann ohne Verminderung der Trennleistung durch einen Vollzylinder mit passendem Radius ersetzt werden. Von dieser Möglichkeit wird in der im nächsten Heft beschriebenen Untersuchung von R. Schütte und D. Seidel Gebrauch gemacht.

wird mit den auf der Druckseite der Pumpen angebrachten Gaszählern bestimmt. Das Abschälverhältnis des UF_6 -Anteils

$$\vartheta_{UF_6} = \frac{\text{UF}_6\text{-Strom in der leichten Fraktion}}{\text{UF}_6\text{-Strom im Ausgangsgas}} \quad (2)$$

ergibt sich durch Auswägen der beiden auf den Kühlfällen F_1 gesammelten und in die Pipetten F_2 übergefrorenen UF_6 -Anteile.

Aus Gl. (1) und (2) folgt als Trennfaktor A zwischen Helium und UF_6

$$A = \frac{\vartheta_{He} \cdot (1 - \vartheta_{UF_6})}{(1 - \vartheta_{He}) \cdot \vartheta_{UF_6}} \quad (3)$$

Mit den Molenbrüchen n_M und n_K des leichten Uran-Isotops in der leichten bzw. schweren Fraktion des UF_6 wird der Elementareffekt ε_A der Trennung für die Uran-Isotope

$$\varepsilon_A = \frac{n_M \cdot (1 - n_K)}{(1 - n_M) \cdot n_K} - 1 \quad (4)$$

gebildet. n_M und n_K werden mit einem Massenspektrometer (Consolidated Electroynamics Corporation, Pasadena/USA, Typ 21-220 A) bestimmt.

Grundlagen der Optimierung

Bei der praktischen Anwendung des Verfahrens muß der elementare Trenneffekt durch Hintereinanderschalten einer großen Zahl von Trennelementen in einer Trennkaskade vervielfacht werden***). Bei der Zusammenschaltung ist darauf zu achten, daß sich nur Ströme mit gleichem Häufigkeitsverhältnis der zu trennenden Isotope vermischen¹²⁾. Eine Abtrennung des Zusatzgases, etwa durch Ausfrieren des UF_6 , ist dabei nur am Ende eines mit konstantem Gasdurchsatz arbeitenden Kaskadenabschnittes erforderlich. Das abgetrennte Zusatzgas wird dem UF_6 am Anfang des Kaskadenabschnittes wieder zugesetzt.

Da ein mit konstantem Gasdurchsatz arbeitender Kaskadenabschnitt in der Praxis aus vielen hintereinandergeschalteten Trennelementen besteht, kann der Aufwand für das einmalige Abtrennen des Zusatzgases gegenüber den übrigen Aufwendungen vernachlässigt werden. Die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens läßt sich daher auch bei Anwendung des leichten Zusatzgases durch die in den früheren Arbeiten^{4,9)} definierten „spezifischen Aufwandsgrößen“ charakterisieren.

Da die Ansaugdrücke p_M und p_K der leichten und schweren Fraktion bei den in der vorliegenden Arbeit beschriebenen Versuchen stets gleich groß waren, können die folgenden vereinfachten Ausdrücke benutzt werden:

1) Spezifische ideale isotherme Kompressionsarbeit E_s

$$E_s = (1/\delta U) \cdot LRT \cdot \ln(p_0/p_M) \quad (5);$$

2) Spezifisches Ansaugvolumen V_s

$$V_s = (1/\delta U) \cdot LRT/p_M \quad (6);$$

3) Spezifische Schlitzlänge l_s

$$l_s = (1/\delta U) \cdot l \quad (7);$$

*** vgl. dazu die im nächsten Heft folgende Arbeit von R. Schütte und D. Seidel.

mit

$$\delta U = \frac{L^*}{2} \cdot \varepsilon_A^2 \cdot \vartheta_{UF_6} (1 - \vartheta_{UF_6}) \quad (8)$$

(δU Trennvermögen, L Gemisch-Durchsatz, L^* UF_6 -Durchsatz, l Schlitzlänge des Trennelementes, R Gas-konstante, T abs. Temperatur).

E_s ist ein Maß für den Stromverbrauch des Verfahrens. V_s ist ein Maß für die auf die Kompressoren, Ventile und Rohrleitungen entfallenden Investierungskosten. I_s ist ein Maß für die auf die Trennelemente entfallenden Investierungskosten. Durch Untersuchung der drei Aufwandsgrößen in Abhängigkeit von den experimentellen Parametern lassen sich die günstigsten Betriebsbedingungen des Verfahrens in gewissen Grenzen festlegen.

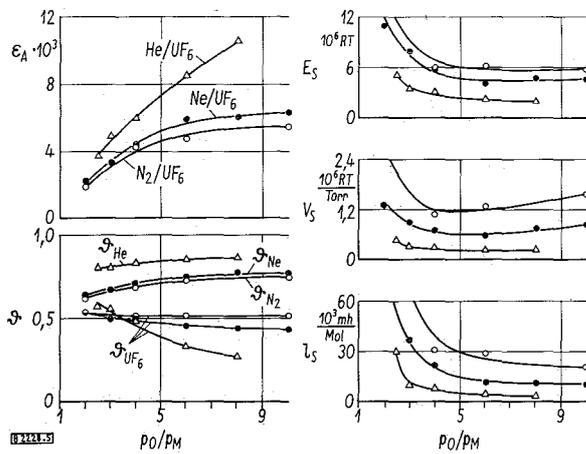


Abb. 5. Einfluß verschiedener Zusatzgase auf die spezifischen Aufwandsgrößen. Einlaßdruck $p_0 = 16, 24$ bzw. 32 Torr für N_2/UF_6 -, Ne/UF_6 - bzw. He/UF_6 -Gemisch. Trennsystem X, Abschälerweite $f = 0,19$ mm für das He/UF_6 -Gemisch bzw. $f = 0,29$ mm für die N_2/UF_6 - und Ne/UF_6 -Gemische. Der UF_6 -Gehalt betrug in allen Fällen 10 Mol-%.

Experimentelle Ergebnisse

Bei den Experimenten wurden folgende Parameter variiert: die Art des Zusatzgases, der Molenbruch des UF_6 im Gemisch, der Einlaßdruck, die Größe des Trennsystems, das Expansionsverhältnis und die Abschälerweite.

Art des Zusatzgases

Es wurden Stickstoff, Neon und Helium als Zusatzgas unter Verwendung des Trennsystems X (Tab. 1) erprobt. Der UF_6 -Anteil betrug jeweils 10 Mol-%. Durch Variation des Einlaßdruckes p_0 bei konstantem Expansionsverhältnis $p_0/p_M = 4$ wurden zuerst die für das spezifische Ansaugvolumen optimalen Einlaßdrücke für die drei Gemische ermittelt ($16, 24$ und 32 Torr). Danach wurde, bei jeweils optimalem Einlaßdruck, das Expansionsverhältnis verändert. Aus den in Abb. 5 dargestellten Versuchsreihen folgt, daß mit Helium als Zusatzgas die kleinsten spezifischen Aufwandsgrößen erzielt werden. Bei den weiteren Versuchen wurde daher nur noch Helium als Zusatzgas benutzt^{o)}.

UF_6 -Molenbruch

Es wurden unter Verwendung des Trennsystems X He/UF_6 -Gemische mit $3, 5$ und 10 Mol-% UF_6 untersucht. Durch Variation des Einlaßdruckes p_0 bei konstantem Expansionsverhältnis $p_0/p_M = 4$ wurden zunächst wieder die optimalen Einlaßdrücke für die drei Gemische ermittelt ($60, 48, 32$ Torr). Danach wurde, bei jeweils optimalem Einlaßdruck, wieder das Expansionsverhältnis verändert. Aus den in Abb. 6 gezeigten Ergebnissen geht hervor, daß das spezifische Ansaugvolumen V_s und die spezifische Schlitzlänge I_s mit fallendem UF_6 -Gehalt im untersuchten Bereich monoton abnehmen. Allerdings ist der Gewinn beim Übergang vom 5 proz. auf das 3 proz. Gemisch nur noch gering. Da

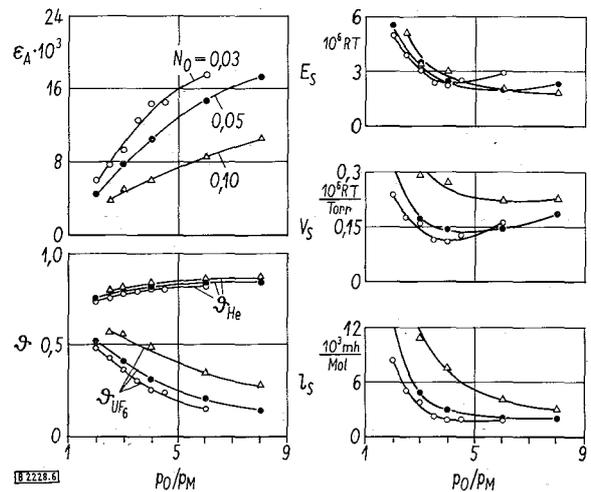


Abb. 6. Einfluß des UF_6 -Molenbruches N_0 auf die spezifischen Aufwandsgrößen. He/UF_6 -Gemisch, Einlaßdruck $p_0 = 60, 48$ bzw. 32 Torr für $N_0 = 0,03, 0,05$ bzw. $0,10$. Trennsystem X, Abschälerweite $f = 0,19$ mm.

das 5 proz. Gemisch eine etwas kleinere spezifische Kompressionsarbeit E_s liefert, wurden die weiteren Versuche mit diesem Gemisch ausgeführt.

Einlaßdruck und Größe des Trennsystems

Bei konstantem Expansionsverhältnis $p_0/p_M = 4$ wurde der Einfluß des Einlaßdruckes bei den Trennsystemen X und XIII untersucht. Aus der Auftragung gegen das Produkt aus Einlaßdruck p_0 und Düsenweite a (Abb. 7) erkennt man, daß die beiden Trennsysteme ihre optimalen Trenneigenschaften annähernd beim gleichen Wert von $p_0 \cdot a$ erreichen. Die Minimalwerte von E_s und I_s stimmen für die beiden Systeme praktisch überein. Das minimale spezifische Ansaugvolumen V_s ist bei dem kleineren System, entsprechend dem höheren Optimalwert von p_0 , nur etwa halb so groß, wie bei dem größeren System. Die weiteren Versuche wurden daher mit dem kleineren Trennsystem durchgeführt.

^{o)} Noch günstigere Ergebnisse können mit Wasserstoff als Zusatzgas erwartet werden. Da H_2 und UF_6 chemisch miteinander reagieren können, ist die Verwendung von Wasserstoff als Zusatzgas jedoch problematisch.

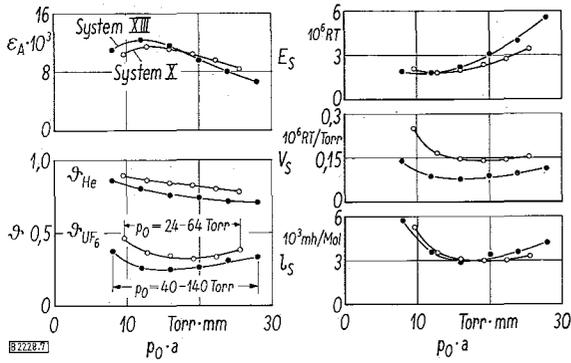


Abb. 7. Einfluß des Einlaßdruckes p_0 und der Größe des Trennsystems auf die spezifischen Aufwandsgrößen. Trennsystem X: engste Düsenweite $a = 0,4$ mm, Abschälweite $f = 0,19$ mm. Trennsystem XIII: $a = 0,2$ mm, $f = 0,11$ mm. Expansionsverhältnis $p_0/p_M = 4$. He/UF₆-Gemisch mit 5 Mol-% UF₆.

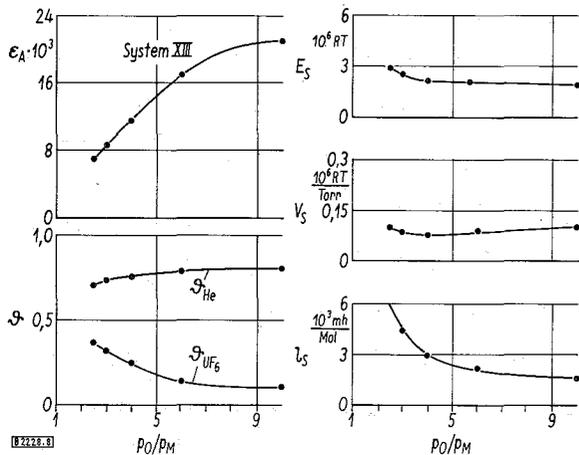


Abb. 8. Einfluß des Expansionsverhältnisses p_0/p_M auf die spezifischen Aufwandsgrößen. Einlaßdruck $p_0 = 80$ Torr. Trennsystem XIII, Abschälweite $f = 0,11$ mm. He/UF₆-Gemisch mit 5 Mol-% UF₆.

Expansionsverhältnis

Abb. 8 zeigt den Einfluß des Expansionsverhältnisses bei dem für das spezifische Ansaugvolumen optimalen Einlaßdruck $p_0 = 80$ Torr. Man bemerkt, daß die Minimalwerte von E_S und V_S bei einem Expansionsverhältnis $p_0/p_M \approx 4$ erreicht werden. Die spezifische Schlitzlänge l_S nimmt bei einer Steigerung von p_0/p_M noch ab. Da l_S jedoch mit deutlich geringerem Gewicht in die Produktkosten eingeht als die beiden anderen Aufwandsgrößen, kann $p_0/p_M \approx 4$ als optimal angesehen werden.

Abschälweite

Es wurde bereits erwähnt, daß sich beim Hintereinanderschalten von Trennelementen in einer Trennkaskade nur Ströme mit gleicher Isotopen-Zusammensetzung vermischen sollen. Auf Grund dieser Forderung ist jedem rationalen Abschälverhältnis ϑ_{UF_6} eine bestimmte Schaltung zugeordnet¹⁾. Wirtschaftlich tragbare Lösungen sind jedoch nur zu erwarten, wenn sich ϑ_{UF_6} als Verhältnis kleiner ganzer Zahlen darstellen läßt. Besonders ausgezeichnet ist dabei der Wert $\vartheta_{UF_6} = 1/2$, da er zur technisch einfachsten Schaltung führt.

Bei den bisher beschriebenen Versuchen wurden die Minimalwerte der spezifischen Aufwandsgrößen ohne Rücksicht auf die sich einstellenden ϑ_{UF_6} -Werte bestimmt. Das Abschälverhältnis $\vartheta_{UF_6} = 1/2$ ergab sich dabei, wenn überhaupt, nur mit verhältnismäßig ungünstigen Werten der spezifischen Aufwandsgrößen.

Um die Minimalwerte der spezifischen Aufwandsgrößen bei den für die Praxis in Frage kommenden ϑ -Werten zu erhalten, wurde beim Einlaßdruck $p_0 = 80$ Torr der Einfluß des Expansionsverhältnisses p_0/p_M nochmals mit verschiedenen Abschälweiten f untersucht. Durch Interpolation der Meßergebnisse ergaben sich die in Abb. 9 dargestellten Kurven für $\vartheta_{UF_6} = \text{const}$. Es zeigt sich, daß die kleinsten spezifischen Aufwandsgrößen mit dem kleinsten untersuchten UF₆-Abschälverhältnis (0,2) erreicht werden. Zwischen $\vartheta_{UF_6} = 0,2$

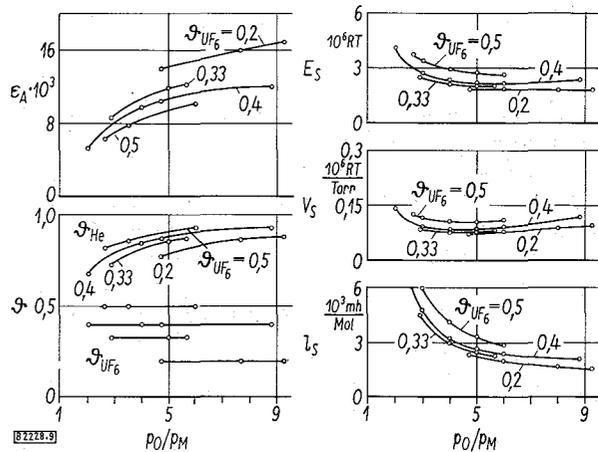


Abb. 9. Durch Variation der Abschälweite f und Interpolation der Meßergebnisse gewonnene Kurven für verschiedene UF₆-Abschälverhältnisse ϑ_{UF_6} . Einlaßdruck $p_0 = 80$ Torr, Trennsystem XIII. He/UF₆-Gemisch mit 5 Mol-% UF₆.

und 0,33 steigen die Aufwandsgrößen nur unwesentlich an. Dagegen nehmen sie zwischen $\vartheta_{UF_6} = 0,33$ und 0,5 etwa um den Faktor 1,4 zu. Da der Leitungsaufwand einer mit $\vartheta_{UF_6} = 0,33$ arbeitenden Kaskade bei vorgegebenem Ansaugvolumen nur unwesentlich größer als der einer Kaskade mit $\vartheta_{UF_6} = 0,5$ ist, wird im folgenden $\vartheta_{UF_6} = 0,33$ als optimal angenommen.

Vergleich mit dem Diffusionsverfahren

In Tab. 2 sind die Minimalwerte der spezifischen Aufwandsgrößen und die dazugehörigen Betriebsbedingungen mit den entsprechenden Daten der zuletzt veröffentlichten Arbeit¹⁰⁾ verglichen. Man bemerkt, daß die spezifische Kompressionsarbeit und das spezifische Ansaugvolumen durch die Verbesserung der Trennelementform fast halbiert wurden. Die Verminderung des optimalen Kompressionsverhältnisses von 10 auf 4 wirkt sich zusätzlich günstig aus, da sie die erforderliche Zahl der Druckstufen in den Kompressoren mindert. Durch die Erhöhung des Ansaugdruckes $p_M = p_K$ von 12 auf 20 Torr ergibt sich ferner eine Verminderung der relativen Druckverluste in den Rohrleitungen.

Tabelle 2. Die in der vorliegenden Arbeit mit dem verbesserten Trennsystem erzielten Minimalwerte der spezifischen Aufwandsgrößen und die dazugehörigen Betriebsbedingungen im Vergleich mit den entsprechenden Daten der früheren Arbeit¹⁰⁾. In beiden Fällen betrug der UF₆-Gehalt des He/UF₆-Gemisches 5 Mol-% und der Radius des Umlenk Körpers 0,75 mm. (Bei der Umrechnung von E_s und V_s von RT und RT/Torr auf kWh/gMol bzw. m³/gMol wurde eine Temperatur von 295 °K angenommen.)

	vorliegende Arbeit	frühere Arbeit ¹⁰⁾
spezif. Kompressionsarbeit E _s [kWh/gMol]	14,4 · 10 ²	26,6 · 10 ²
spezif. Ansaugvolumen V _s [m ³ /gMol]	1,40 · 10 ⁶	2,61 · 10 ⁶
spezif. Schlitzlänge l _s [mh/gMol]	3,0 · 10 ³	3,2 · 10 ³
Kompressionsverhältnis p ₀ /p _M	4	10
Ansaugdruck p _M = p _K [Torr]	20	12
Elementareffekt ε _A	10,6 · 10 ⁻³	10,6 · 10 ⁻³
Abschälverhältnis φ _{UF₆}	0,33	0,31

Zur Beurteilung der Wirtschaftlichkeit des Trenndüsenverfahrens kann man die erreichten Minimalwerte der spezifischen Aufwandsgrößen mit entsprechenden Daten des Diffusionsverfahrens vergleichen. Da die beim Diffusionsverfahren angewendeten Betriebsbedingungen und der dabei erreichte Elementareffekt nicht genau bekannt sind, lassen sich die spezifischen Aufwandsgrößen dieses Verfahrens allerdings nur abschätzen:

Nach der Theorie ist die obere Grenze für den Elementareffekt des Diffusionsverfahrens im Fall der Uranisotope bei Verwendung von UF₆ als Verfahrensgas

$$\varepsilon_{A(\text{opt})} = 0,00429 \left(1 - \frac{p_M}{p_0}\right) \frac{1}{\vartheta} \cdot \ln \frac{1}{1 - \vartheta} \quad (9).$$

Darin bedeuten p₀ wieder den Gasdruck am Eingang des Trennelementes und p_M den Gasdruck der leichten Fraktion. φ ist der Bruchteil des Ausgangsgasstromes, der beim Druck p_M als leichte Fraktion abgesaugt wird. Man kann als sicher annehmen, daß beim Diffusionsverfahren φ = 0,5 gewählt wird. Der Optimalwert des Druckverhältnisses p₀/p_M dürfte, wie beim Trenndüsenverfahren, in der Nähe von 4 liegen. Damit ergibt sich

$$\varepsilon_{A(\text{opt})} = 4,45 \cdot 10^{-3}.$$

Der so berechnete Wert des Elementareffektes wird nur erreicht, wenn die mittlere gaskinetische freie Weglänge des UF₆ groß gegen den Porendurchmesser der Membran ist und wenn auf der Hochdruckseite der Membran keine lokale Verarmung des UF₆ an leichter Komponente eintritt. Zur Verminderung der Investierungskosten wird man aber den Gasdruck so hoch wie möglich wählen und dabei eine gewisse Verminderung von ε_A auf Grund eines zu kleinen Verhältnisses von freier Weglänge zu Porendurchmesser in Kauf nehmen. Außerdem wird die Vermischung des Hochdruckgases in der zur Membranoberfläche senkrechten Richtung nicht vollständig sein.

Wenn man annimmt, daß in der Praxis 60% des theoretischen Maximalwertes erreicht werden, erhält man

$$\varepsilon_{A(\text{eff})} = 2,67 \cdot 10^{-3}.$$

Zur Berechnung der spezifischen idealen isothermen Kompressionsarbeit hat man die ideale isotherme Kom-

pressionsarbeit durch das durch Gl. (8) definierte Trennvermögen δU zu dividieren. Es ergibt sich

$$E_s = \frac{1}{\delta U} \cdot \frac{L^*}{2} RT \left(\ln \frac{p_0}{p_M} + \ln \frac{p_0}{p_K} \right) \quad (10).$$

Mit ε_A = 2,67 · 10⁻³, p₀/p_M = 4, einem geschätzten Druckabfall der schweren Fraktion p₀/p_K = 1,2 und einer geschätzten Temperatur T = 330 °K (s. unten) folgt daraus

$$E_{s(\text{Diffusion})} = 6,8 \cdot 10^2 \text{ kWh/g Mol.}$$

Der in der vorliegenden Arbeit bei φ_{UF₆} = 0,33 erreichte Minimalwert E_s = 14,4 · 10² kWh/g Mol liegt also noch um den Faktor 2,1 höher als der für das Diffusionsverfahren abgeschätzte Wert. Hinzu kommt, daß der zu erwartende Kompressorwirkungsgrad beim He/UF₆-Gemisch wegen der geringeren Molwärme dieses Gases etwas kleiner als beim reinen UF₆ ist.

Bei der Abschätzung für das Diffusionsverfahren wurde angenommen, daß die schwere Fraktion bei einem wesentlich höheren Druck angesaugt wird als die leichte. Das setzt voraus, daß jede Trennstufe entweder mit zwei Kompressoren oder aber mit einem Spezialkompressor ausgerüstet ist, der gleichzeitig bei den Drücken p_M und p_K ansaugt. Zumindest im Bereich höherer ²³⁵U-Konzentrationen könnte es aber zweckmäßig sein, diese Komplikation durch Expansion der schweren Fraktion auf den Druck p_M zu vermeiden¹³⁾. In diesem Fall würde der Unterschied der spezifischen Kompressionsarbeiten von Diffusionsverfahren und Trenndüsenverfahren fast verschwinden.

Zur Abschätzung des spezifischen Ansaugvolumens muß eine Annahme über den Absolutdruck gemacht werden, mit dem das Diffusionsverfahren arbeitet. Eine obere Grenze ist, bei Benutzung genügend feinporiger Membranen, durch den Dampfdruck des UF₆ gegeben. Er beträgt bei Zimmertemperatur etwa 100 Torr und erreicht 1 at bei 53 °C. Da die Arbeitstemperatur der Anlage nicht wesentlich über 50 °C liegen dürfte und da ein genügender Abstand vom Kondensationspunkt eingehalten werden muß, kann für p₀ mit etwa 0,5 at gerechnet werden. Mit diesem Wert für p₀ und den bereits benutzten übrigen Daten ergibt sich gemäß

$$V_s = \frac{1}{\delta U} \cdot \frac{L^*}{2} RT \left(\frac{1}{p_M} + \frac{1}{p_K} \right) \quad (11)$$

für das spezifische Ansaugvolumen: V_{s(Diffusion)} = 1,59 · 10⁶ m³/g Mol. Der in der vorliegenden Arbeit erreichte Minimalwert V_s = 1,40 · 10⁶ m³/g Mol liegt also um den Faktor 8,8 höher als der für das Diffusionsverfahren abgeschätzte Wert.

Bei der Beurteilung der wirtschaftlichen Konsequenzen des größeren spezifischen Ansaugvolumens hat man zu bedenken, daß das Trenndüsenverfahren bei φ = 0,33 mit etwa 2,7mal kleinerer Stufenzahl arbeitet¹⁰⁾. Bei vorgegebener Trennaufgabe ist das Ansaugvolumen pro Stufe also um den Faktor 8,8 × 2,7 = 24 größer als beim Diffusionsverfahren. Nach den bei der französischen Diffusionsanlage erzielten Ergebnissen läßt sich der Investierungsaufwand pro Stufe darstellen durch const · L^{0,33}, wobei L den Stufendurchsatz bedeutet¹⁴⁾.

¹⁰⁾ Die Konzentrationsverschiebung zwischen aufeinanderfolgenden Stufen ist bei der zu φ = 0,33 gehörenden Kaskadenschaltung durch 1/3 des in Gl. (4) definierten Elementareffektes ε_A, bei einer Kaskade mit φ = 0,5 dagegen durch ε_A/2 bestimmt.

Nimmt man den gleichen Zusammenhang und die gleiche Konstante für das Trenndüsenverfahren an und setzt voraus, daß Änderungen des Volumendurchsatzes infolge von Druckänderungen sich auf die Investierungskosten genauso auswirken wie Änderungen des Moldurchsatzes, so ergibt sich:

$$\left. \begin{array}{l} \text{Investierungsaufwand} \\ \text{beim Trenndüsenverfahren} \end{array} \right\} = \frac{24^{0,98}}{2,7} =$$

$$= 1,2 \cdot \left\{ \begin{array}{l} \text{Investierungsaufwand} \\ \text{beim Diffusionsverfahren} \end{array} \right.$$

Trotz des um den Faktor 8,8 größeren spezifischen Ansaugvolumens wäre nach dieser Abschätzung für das Trenndüsenverfahren also kein wesentlich größerer Investitionsaufwand zu erwarten als für das Diffusionsverfahren.

Ein wesentlicher Vorteil des Trenndüsenverfahrens gegenüber dem Diffusionsverfahren ist bezüglich der Einstellzeit der Trennkaskade zu erwarten. Als Einstellzeit bezeichnet man die Zeit zwischen der Inbetriebnahme der Kaskade und dem Erreichen der Produktionskonzentration, während der kein Produkt entnommen werden kann. Die Einstellzeit dürfte bei Kaskaden, die ^{235}U bis zu mittleren oder hohen Konzentrationen anreichern, so groß sein, daß sie bei Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen nicht mehr vernachlässigt werden kann. Bei vorgegebener Trennaufgabe ist die Einstellzeit proportional zur mittleren Verweilzeit einer UF_6 -Molekel in einer Stufe und umgekehrt proportional zu ε^2 ¹²⁾. Da die mittlere Verweilzeit beim Trenndüsenverfahren zumindest nicht größer als beim Diffusionsverfahren sein wird, kann wegen des höheren Elementareffektes mit

einer Verminderung der Einstellzeit um etwa eine Größenordnung gerechnet werden.

Für die Mitwirkung bei den Versuchen danken wir Fräulein *B. Gebauer* und Herrn *G. Schüler*.

Eingegangen am 8. Dezember 1966 [B 2228]

Literatur

- 1) Vgl. *E. W. Becker*, diese Ztschr. 29, 365 [1957].
- 2) Vgl. *W. Groth*, diese Ztschr. 31, 310 [1959].
- 3) *E. W. Becker, K. Bier u. H. Burghoff*, Z. Naturforschg. 10a, 565 [1955].
- 4) *E. W. Becker, W. Beyrich, K. Bier, H. Burghoff u. F. Zigan*, Z. Naturforschg. 12a, 609 [1957].
- 5) *E. W. Becker u. R. Schütte*, Z. Naturforschg. 15a, 336 [1960].
- 6) *K. Bier*, Z. Naturforschg. 15a, 714 [1960].
- 7) *F. Zigan*, Z. Naturforschg. 17a, 772 [1962].
- 8) *E. W. Becker, H. Burghoff u. J. Gspann*, Z. Naturforschg. 16a, 955 [1961].
- 9) *E. W. Becker, K. Bier u. W. Bier*, Z. Naturforschg. 17a, 778 [1962].
- 10) *E. W. Becker, K. Bier, W. Bier u. R. Schütte*, Z. Naturforschg. 18a, 246 [1963].
- 11) *K. Bier, V. Lippig u. K. Schlegel*, erscheint demnächst.
- 12) *K. Cohen*: The Theory of Isotope Separation as Applied to the Large-Scale Production of ^{235}U , McGraw Hill, New York, 1951.
- 13) *H. Kronberger u. G. R. H. Geoghegan*, Proc. Internat. Symp. Isotope Sep. (Amsterdam 1957), North Holland Publ. Comp. Amsterdam 1958, S. 517.
- 14) *C. Frejacques u. R. Galley*, 3. Internat. Conf. Peaceful Uses of Atomic Energy, Genf 1964, Paper 28/P/89.

