

Die physikalischen Grundlagen der Uran²³⁵-Anreicherung nach dem Trenndüsenverfahren

IV. Trenndüsen­system mit zweifacher Strahlumlenkung und trifraktionärer Gasabsaugung

E. W. Becker, W. Bier, P. Bley, U. Ehrfeld, W. Ehrfeld, G. Eisenbeiß *,
F.-J. Rosenbaum ** und E. Schmid

Institut für Kernverfahrenstechnik der Universität und des Kernforschungszentrums Karlsruhe

(Z. Naturforsch. **32 a**, 401–410 [1977]; eingegangen am 16. Februar 1977)

The Physics of Uranium-235-Enrichment in the Separation Nozzle Process *IV. Separation Nozzle with Double Flow Deflection and Triple Stream Splitting*

In the separation nozzle process for enrichment of U-235 the kinetic energy of the jet is concentrated in the heavy fraction of the H₂/UF₆ mixture. Flow measurements with free molecular probes and separation experiments have shown that this energy can be utilized in a so-called double deflection nozzle to increase significantly the overall isotope separation effect.

1. Einleitung

Das Trenndüsenverfahren zur Anreicherung des leichten Uranisotops U²³⁵ wurde im Kernforschungszentrum Karlsruhe als Alternative zum Diffusions- und zum Zentrifugenverfahren entwickelt^{1, 2}. Es beruht auf der partiellen räumlichen Entmischung verschieden schwerer Komponenten in einer auf gekrümmten Bahnen laufenden schnellen Strömung aus Uranhexafluorid und einem leichten Zusatzgas. Die wesentlichen Vorzüge des Trenndüsenverfahrens sind eine verhältnismäßig einfache Technologie und ein hohes Entwicklungspotential³.

Das bei der technischen Entwicklung gegenwärtig verwendete Trenndüsen­system ist in Abb. 1 schematisch dargestellt. Wie aus Strömungsmessungen an dieser Anordnung hervorgeht, besitzt die Trenndüsenströmung am Ende der Umlenkung noch eine beträchtliche kinetische Energie^{4, 5}. Diese wird vorwiegend im Absaugkanal der schweren Fraktion dissipiert, da der Energiestrom durch die Düse vor allem vom UF₆ getragen und der Hauptteil des UF₆ mit der schweren Fraktion abgeführt wird.

Die in der schweren Fraktion am Ende der Umlenkung noch vorhandene Strömungsenergie bietet

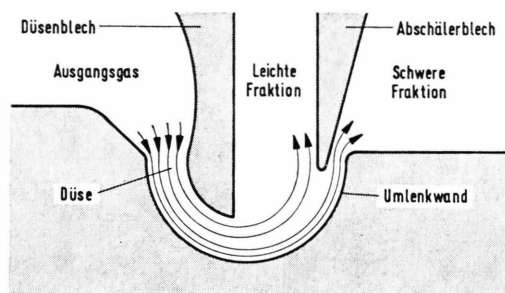


Abb. 1. Schnitt durch das bei der technischen Entwicklung gegenwärtig verwendete Trenndüsen­system mit einfacher Strahlumlenkung.

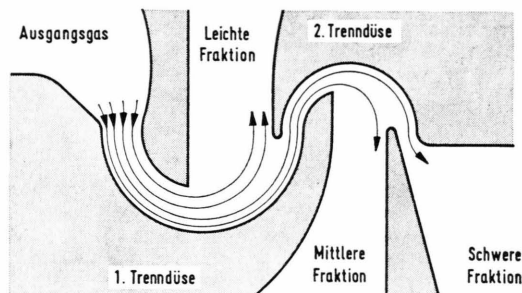


Abb. 2. Schnitt durch ein Trenndüsen­system mit zweifacher Strahlumlenkung und trifraktionärer Gasabsaugung („Doppelumlenk­system“).

* Jetzt: D-5300 Bonn, Bundesministerium für Forschung und Technologie.

** Jetzt: D-8000 München, Firma Messerschmitt-Bölkow-Blohm GmbH.

Sonderdruckanforderungen an das Institut für Kernverfahrenstechnik des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Postfach 36 40, D-7500 Karlsruhe.

die Möglichkeit zur weiteren Aufspaltung dieser Fraktion in einem direkt anschließenden zweiten Trenndüsen­system (Abbildung 2)³. Die zusätzlich anfallende mittlere Fraktion, deren Isotopenzusammensetzung etwa der des Ausgangsgases entspricht,



Dieses Werk wurde im Jahr 2013 vom Verlag Zeitschrift für Naturforschung in Zusammenarbeit mit der Max-Planck-Gesellschaft zur Förderung der Wissenschaften e.V. digitalisiert und unter folgender Lizenz veröffentlicht: Creative Commons Namensnennung-Keine Bearbeitung 3.0 Deutschland Lizenz.

Zum 01.01.2015 ist eine Anpassung der Lizenzbedingungen (Entfall der Creative Commons Lizenzbedingung „Keine Bearbeitung“) beabsichtigt, um eine Nachnutzung auch im Rahmen zukünftiger wissenschaftlicher Nutzungsformen zu ermöglichen.

This work has been digitalized and published in 2013 by Verlag Zeitschrift für Naturforschung in cooperation with the Max Planck Society for the Advancement of Science under a Creative Commons Attribution-NoDerivs 3.0 Germany License.

On 01.01.2015 it is planned to change the License Conditions (the removal of the Creative Commons License condition “no derivative works”). This is to allow reuse in the area of future scientific usage.

wird dabei zweckmäßigerweise auf die Ansaugseite des vor dem ersten Trenndüsen system liegenden Verdichters zurückgeführt.

In der vorliegenden Arbeit wird diese Serienschaltung von Trenndüsen („Doppelumlenksystem“) durch Strömungsmessungen sowie durch Trennversuche mit UF_6 untersucht und mit dem Einzelsystem verglichen. Die Strömungsmessungen erfolgten mit molekular angeströmten Drucksonden^{4, 6} an einem vergrößerten Trenndüsenmodell, wobei als Versuchsgas ein He/SF_6 -Gemisch verwendet wurde. Die Trennversuche^{7, 8} wurden mit einem H_2/UF_6 -Gemisch durchgeführt.

Aus den Sondenmessungen geht hervor, daß sich in der zweiten Düse ohne zusätzlichen Pumpaufwand ein für die Isotopentrennung geeignetes Strömungsfeld ausbildet. Die Trennversuche mit UF_6 zeigen, daß unter jeweils optimalen Betriebsbedingungen mit dem Doppelumlenksystem erheblich höhere Stufentrenneffekte als mit dem Einzelsystem erzielt werden können. Obwohl der effektive Stufendurchsatz des Doppelumlenksystems wegen der Rückführung der mittleren Fraktion merklich kleiner ist als der des Einzelsystems, ergeben sich beim Doppelumlenksystem auch etwas günstigere Werte des spezifischen Energieverbrauchs sowie der übrigen spezifischen Aufwandsgrößen.

2. Bezeichnung und Auswertmethode

Abbildung 3 zeigt einen Schnitt durch das untersuchte Doppelumlenksystem mit den verwendeten Bezeichnungen und den wichtigsten Abmessungen. Das Ausgangsgas mit der Molstromstärke L_0 und der Konzentration N_0 der schweren Gemischkomponente (UF_6 bzw. SF_6) wird dem Doppelumlenksystem unter dem Einlaßdruck p_0 zugeführt. Die leichte Fraktion der ersten Trenndüse stellt gleich-

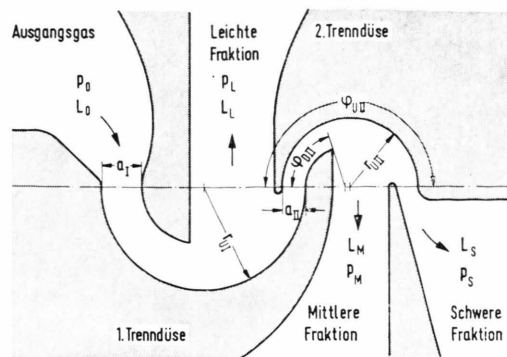


Abb. 3. Schema des untersuchten Doppelumlenksystems mit den verwendeten Bezeichnungen (Abmessungen s. Tabelle 1).

zeitig die leichte Fraktion des Gesamtsystems dar; die schwere Fraktion der ersten Düse wird durch die direkt nachgeschaltete zweite Düse in zwei weitere Fraktionen aufgeteilt.

Im folgenden geht man davon aus, daß beim Betrieb des Doppelumlenksystems in einer Kaskade nur die leichte und die schwere Fraktion des Doppelumlenksystems als leichte und schwere Fraktion einer Trennstufe in andere Trennstufen weitergeleitet werden, während die mittlere Fraktion, d. h. die leichte Fraktion der zweiten Düse, direkt vor den Kompressor dieser Trennstufe zurückgespeist wird. Hierdurch vermindert sich der effektive Durchsatz durch eine Trenndüse um den in der mittleren Fraktion strömenden Anteil. Die sich bei dieser Kaskadenschaltung ergebenden Kennwerte einer Trennstufe werden im weiteren Verlauf der Arbeit Stufenwerte genannt. Die in der leichten, mittleren und schweren Fraktion des Doppelumlenksystems herrschenden Absaugdrücke werden mit p_L , p_M , p_S , die Gesamtteilchenströme in diesen Fraktionen mit L_L , L_M und L_S bezeichnet.

Als partielles Abschälverhältnis ϑ_{ik} der Komponente i und des Trennsystems k wird das Verhältnis

Tab. 1. Abmessungen der bei den Strömungsmessungen und bei den Labor-Trennversuchen mit UF_6 eingesetzten Systeme (l = Schlitzlänge des Trennelements). Zum Vergleich sind zusätzlich die Abmessungen der bei der technischen Realisierung des Trenndüsenverfahrens verwendeten Einzeltrenndüsen angegeben, welche aus Gründen eines hohen Betriebsdruckes wesentlich kleiner sind.

Bezeichnung	r_I [mm]	a_I [mm]	r_{II} [mm]	$a_{II}=f_I$ [mm]	φ_{0II} [°]	φ_{0I} [°]	l [mm]
Trennelement für Sondenmessungen	100	26,6	66	17 u. 26,6	180	0 u. 90	150
Trennelement für Labortrennversuche mit UF_6	0,75	0,3	0,3–0,75	0,13–0,14	120–210	0–75	10
Technisches Trennelement	0,10	0,027	—	0,02	—	—	4–500

des Molstroms der Komponente i in der leichten Fraktion des Trennsystems k zu dem Gesamtstrom dieser Komponente durch dieses Trennsystem bezeichnet:

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

$i=1, s$ für die leichte und schwere Komponente des Gasgemisches; $k=I, II, St$ für die erste und zweite Düse des Doppelumlenksystems bzw. für die Trennstufe.

Als Maß für die Entmischung der schweren Gemischkomponente und des leichten Zusatzgases im Trennsystem k wird der Gemischtrennfaktor A_k herangezogen:

$$A_k = \frac{\vartheta_{1k}(1 - \vartheta_{sk})}{\vartheta_{sk}(1 - \vartheta_{1k})} \text{ mit } k=I, II, St. \quad (2)$$

Die Entmischung der Uranisotope in einem Trennsystem wird wie üblich durch den Elementareffekt der Isotopentrennung ε_{Ak} beschrieben:

$$\varepsilon_{Ak} = \frac{n_{1k}(1 - n_{sk})}{n_{sk}(1 - n_{1k})} - 1 \text{ mit } k=I, II, St. \quad (3)$$

Hierbei stellen n_{1k} und n_{sk} die Molenbrüche des leichten Uranisotops in der leichten und schweren Fraktion des Trennsystems dar.

Mit dem Sondenverfahren zur Untersuchung strömender Gasgemische, welches bereits in früheren Arbeiten ausführlich beschrieben wurde⁴, können die lokalen Werte der Stromdichte j_i und des Geschwindigkeitsverhältnisses S_i ⁹ der untersuchten Gemischkomponente i ermittelt werden; die entsprechenden Strömungsgrößen für das Gemisch ergeben sich aus den Meßdaten sämtlicher Einzelkomponenten. Aus dem Stromdichtefeld können dann für jeden beliebigen Ort in der Strömung durch Integration über den zugehörigen Stromquerschnitt die partiellen Abschälverhältnisse ϑ_{ik} und damit nach Gl. (2) der an diesem Ort vorliegende Gemischtrennfaktor A_k ¹⁰ berechnet werden.

Zur Beurteilung der Wirtschaftlichkeit werden wie früher¹ spezifische Aufwandsgrößen benutzt. Die spezifischen Aufwandsgrößen für die erste Trenndüse bzw. die Stufe als Ganzes sind:

Spezifische ideale isotherme Kompressionsarbeit

$$E_s^k = \frac{RT}{\delta U_k} \cdot \left[L_L \cdot \ln \frac{P_0}{P_L} + L_M \cdot \ln \frac{P_0}{P_M} + L_S \cdot \ln \frac{P_0}{P_S} \right], \quad (4)$$

mit $k=I, St$ für die erste Düse bzw. die Stufe als Ganzes, spezifisches Ansaugvolumen

$$V_s^k = \frac{RT}{\delta U_k} \cdot \left[\frac{L_L}{P_L} + \frac{L_M}{P_M} + \frac{L_S}{P_S} \right] \text{ mit } k=I, St, \quad (5)$$

spezifische Schlitzlänge

$$l_s^k = l / \delta U_k \text{ mit } k=I, St, \quad (6)$$

mit der Trennleistung der ersten Trenndüse¹¹

$$\delta U_I = \frac{1}{2} N_0 L_0 \varepsilon_{AI}^2 \vartheta_{uI} (1 - \vartheta_{uI}) \quad (7)$$

bzw. der Trennleistung der Stufe

$$\delta U_{St} = \frac{1}{2} N_0 L_0 \varepsilon_{ASt}^2 \vartheta_{uSt} (1 - \vartheta_{uSt}) \cdot [\vartheta_{uI} + (1 - \vartheta_{uI})(1 - \vartheta_{uII})], \quad (8)$$

wobei R die allgemeine Gaskonstante, T die absolute Temperatur und l die Schlitzlänge des Trennelements bezeichnen.

Bei der Vervielfachung des Trenneffekts in einer Kaskade muß zur Vermeidung von Vermischungsverlusten mit einem ganz bestimmten, durch die Kaskadenschaltung festgelegten Uranabschälverhältnis ϑ_u gearbeitet werden. Die mit unterschiedlichem ϑ_u anfallenden Meßergebnisse bei den UF₆-Trennversuchen wurden daher für den weiteren Wirtschaftlichkeitsvergleich mit dem aus der Theorie für den Fall der Gleichgewichtsentmischung folgenden Zusammenhang¹²

$$\varepsilon_A = \text{const} \cdot \ln \vartheta_u / (\vartheta_u - 1) \quad (9)$$

auf konstantes ϑ_u umgerechnet. Die Zuverlässigkeit der Umrechnung konnte durch Kontrollmessungen nachgewiesen werden. Aufgrund einer Abschätzung der wirtschaftlichen Ausnutzung wurde für das erste Einzelsystem $\vartheta_{uI} = 1/4$ und für das zweite sowie für die mit Doppelumlenkung arbeitende Stufe als Ganzes $\vartheta_{uII} = \vartheta_{uSt} = 1/3$ angenommen.

3. Modelluntersuchungen mit He/SF₆

3.1. Die Anströmung der zweiten Düse

Um die Anströmbedingungen der nachgeschalteten Düse zu erfassen, wurde in der ersten Düse der Strömungsquerschnitt beim Umlenk Winkel $\varphi_I = 170^\circ$, also unmittelbar vor dem Abschäler, ausgemessen. Die Ergebnisse dieser Messungen, bei denen ein He/SF₆-Gemisch mit 4 Mol-% SF₆ verwendet wurde, sind in Abb. 4 dargestellt. Hierbei sind das Geschwindigkeitsverhältnis S_{gemI} des Gemisches, die Stromdichten der Gemischkomponenten normiert auf ihren Maximalwert $j_{iI}/j_{iI\text{max}}$, die statischen Drücke P_{statI} der Gemischkomponenten und des Ge-

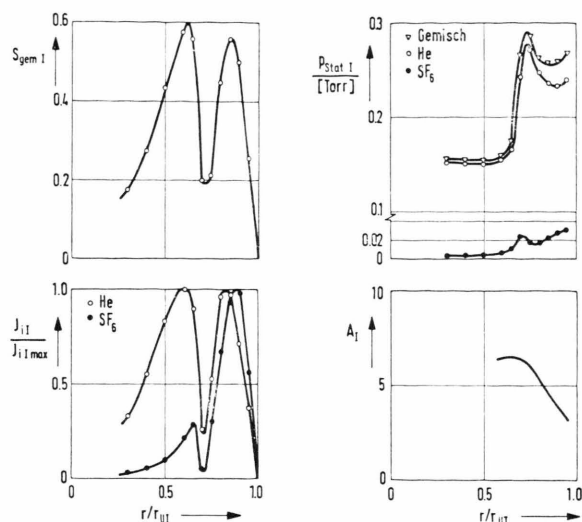


Abb. 4. Das radiale Profil der Strömung am Ende der Strahlumlenkung der ersten Düse des Doppelumlenksystems ($\varphi_I = 170^\circ$). Über dem normierten Umlenkradius r/r_{UI} sind das Geschwindigkeitsverhältnis des Gemisches S_{gemI} , die normierten Stromdichten $j_{II}/j_{II\max}$, der statische Druck p_{statI} und der Gemischtrennfaktor A_I aufgetragen. — Versuchsbedingungen: He/SF₆-Gemisch mit 4 Mol-% SF₆, Einlaßdruck $p_0 = 0,6$ Torr, Expansionsverhältnis $p_0/p_L = p_0/p_M = p_0/p_S = 4$, Abschälerweite $f_1 = 26,6$ mm.

misches sowie der Gemischtrennfaktor A_I über der normierten Radialkoordinate r/r_{UI} der ersten Düse aufgetragen.

Die Messungen zeigen, daß die Strömung durch den Abschäler stark abgebremst wird und daß sich am Einlauf der zweiten Düse, d. h. zwischen Abschäler und Umlenk wand eine Strömung mit annähernd parabelförmigem Verlauf des Gemischgeschwindigkeitsverhältnisses ausbildet. Im vorliegenden Fall, bei dem etwa 80% des gesamten SF₆-Stroms in die zweite Düse gelangen, beträgt der Maximalwert von S_{gem} für die in die zweite Düse einströmende schwere Fraktion etwa 0,6. Der statische Druck durchläuft im Bereich der Abbremszone am Abschäler ein Maximum¹³. In den Strömungsbereichen nahe der Umlenk wand steigt der statische Druck des SF₆ nach dem Durchlaufen des Druckmaximums zur Umlenk wand hin wieder an, während beim Helium keine nennenswerte Druckzunahme mehr erfolgt. Dieser Druckanstieg beim SF₆ ist auf die Zunahme des SF₆-Molenbruchs an der Umlenk wand aufgrund der Gemischtrennung zurückzuführen. Der statische Druck des in die zweite Düse einströmenden Gasgemisches ist im Mittel fast doppelt so hoch wie der Absaugdruck p_L . Der Gemisch-

trennfaktor A_I steigt mit zunehmendem Abstand von der Umlenk wand an und erreicht bei $r/r_{UI} = 0,65$ einen Maximalwert von 6,3.

Vergleichsmessungen, die bei einem Einlaßdruck von 0,4 Torr durchgeführt wurden, lieferten bezüglich der Anströmung der zweiten Teildüse qualitativ ähnliche Ergebnisse wie die in Abb. 4 dargestellten Messungen für $p_0 = 0,6$ Torr. Bei der Absenkung des Einlaßdruckes von 0,6 Torr auf 0,4 Torr nimmt das Geschwindigkeitsverhältnis um 10 bis 20% ab, wobei gleichzeitig der Strahlquerschnitt breiter wird. Trotz der Abnahme des Geschwindigkeitsverhältnisses steigt der Gemischtrennfaktor bei der Absenkung des Einlaßdruckes noch um etwa 20% an, was u. a. auf das günstigere Verhältnis von Diffusionsstrom zu Gasdurchsatz beim niedrigeren Druck zurückgeführt werden kann.

3.2. Das Strömungsfeld und der räumliche Verlauf der Entmischung in der zweiten Düse

Abbildung 5 gibt einen Überblick über das Strömungsfeld und den räumlichen Verlauf der Gemischtrennung in der nachgeschalteten Düse des Doppelumlenksystems. In den Diagrammen sind für vier radiale Querschnitte das Gemischgeschwindigkeitsverhältnis S_{gemII} , das SF₆-Geschwindigkeitsverhältnis S_{SII} , der statische Druck p_{statII} des Gemisches und der Trennfaktor A_{II} über dem Radius r_{UII} aufgetragen.

Das Strömungsprofil am Einlauf ($\varphi_{II} = 0^\circ$) weist auf den starken Einfluß der Reibung an den Kanalwänden hin; der radiale Verlauf der Geschwindigkeitsverhältnisse S_{II} ist annähernd parabelförmig. Das maximale Gemischgeschwindigkeitsverhältnis beträgt etwa 0,55. Bis zum Umlenk Winkel $\varphi_{II} = 120^\circ$ bleibt das Geschwindigkeitsverhältnis annähernd konstant, während der statische Druck des Gasgemisches in diesem Teil der Düse kontinuierlich abfällt. Im Trennelementbereich stromabwärts vom Umlenk Winkel $\varphi_{II} = 90^\circ$ fehlt wegen der Halbzylinderform des Düsenblechs (vgl. Abb. 3) eine feste Begrenzung an der Innenseite der Strömung, und es bildet sich eine Freistrahlgrenze aus. Da der statische Druck am Strahlinnenrand bei $\varphi_{II} = 120^\circ$ schon etwa auf den Absaugdruck $p_L = p_M = p_S$ abgesunken ist, ist für φ_{II} größer 120° keine wesentliche Abnahme des statischen Drucks mehr möglich, und das Geschwindigkeitsverhältnis nimmt aufgrund der Reibungsverluste und der Zunahme des Strömungsquerschnittes mit zunehmendem Umlenk Winkel kon-

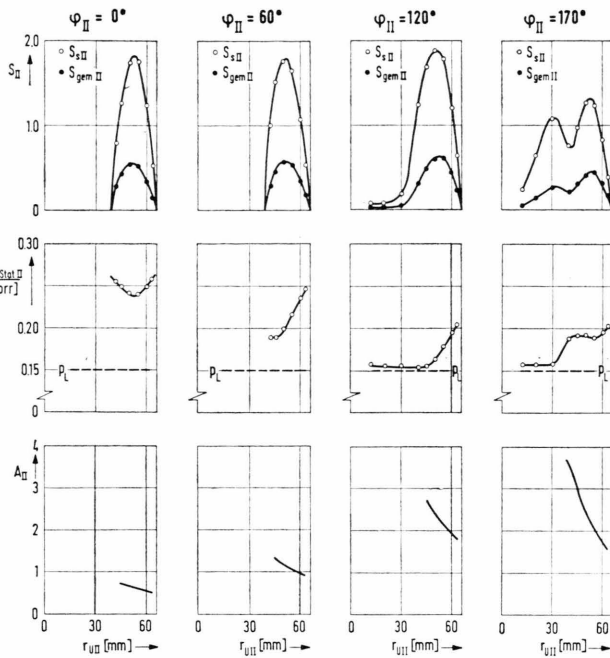


Abb. 5. Der radiale Verlauf des Gemischgeschwindigkeitsverhältnisses S_{gemII} , des SF_6 -Geschwindigkeitsverhältnisses S_{SII} des statischen Drucks p_{statII} des Gemisches und des Trennfaktors A_{II} für verschiedene Umlenkwinkel φ_{II} in der zweiten Düse. — Versuchsbedingungen: He/ SF_6 -Gemisch mit 4 Mol-% SF_6 , Einlaßdruck $p_0 = 0,6$ Torr, Expansionsverhältnis $p_0/p_L = p_0/p_M = p_0/p_S = 4$, Abschälerweite $f_I = 26,6$ mm.

tinuierlich ab. Bei $\varphi_{\text{II}} = 170^\circ$ liegen die maximalen Geschwindigkeitsverhältnisse um etwa 20% unter den am Einlauf festgestellten Werten. Bei $\varphi_{\text{II}} = 170^\circ$ bildet sich in der Umgebung des relativ stumpfen Abschälers eine Abbremszone aus, verbunden mit einem Anstieg des statischen Drucks, wie dies auch in der ersten Düse festgestellt wurde (vgl. Abbildung 4).

Der Gemischtrennfaktor A_{II} ist im Einlaufquerschnitt der zweiten Düse ($\varphi_{\text{II}} = 0^\circ$) erwartungsgemäß kleiner als 1, d. h., entsprechend dem in der ersten Düse aufgebauten Molenbruchgefälle ist die schwere Komponente an der Umlenk wand der zweiten Düse zunächst verarmt. Erst für Umlenkwinkel $\varphi_{\text{II}} > 60^\circ$ ist A_{II} im gesamten Strömungsquerschnitt größer als 1; die für die Stromlinienkrümmung der zweiten Düse gegensinnige Entmischung wird also erst nach einem Drittel der gesamten Umlenkung vollständig aufgehoben. Der Absolutwert von A_{II} steigt bis zum Umlenkwinkel $\varphi_{\text{II}} \approx 170^\circ$ an.

Messungen bei verschiedenen Düsenweiten der zweiten Düse ($a_{\text{II}} = 17$ mm und 26,6 mm) sowie bei

verschiedenen Einlaßdrücken ($p_0 = 0,4$ bis 0,8 Torr) zeigten, daß mit zunehmendem Gasdurchsatz durch die zweite Düse, d. h. mit zunehmendem Einlaßdruck p_0 und mit zunehmender Düsenweite a_{II} , das Geschwindigkeitsverhältnis des Gasgemisches im gesamten Bereich der zweiten Düse ansteigt. Dabei ist die relative Zunahme des Geschwindigkeitsverhältnisses am Ende der Umlenkung deutlich größer als am Einlauf in die zweite Düse. Beispielsweise steigt das maximale Geschwindigkeitsverhältnis des Gasgemisches bei einer Verdopplung des Düsen vor drucks p_0 und gleichzeitiger Vergrößerung der Düsenweite von 17 auf 26,6 mm am Einlauf der zweiten Düse um 25% an, während sich das Geschwindigkeitsverhältnis am Ende der Umlenkung verdreifacht. Die Gemischtrennung am Ende der zweiten Düse durchläuft mit zunehmendem Gasdurchsatz ein sehr flaches Maximum, welches jeweils bei höheren Einlaßdrücken erreicht wird als die maximale Gemischtrennung in der ersten Düse.

Bei höheren Expansionsverhältnissen $p_0/p_L = p_0/p_M = p_0/p_S$ wird das Geschwindigkeitsverhältnis am Einlauf der zweiten Düse nur geringfügig größer, da bei einer Erhöhung des Expansionsverhältnisses p_0/p_L bevorzugt die Strömungsbereiche am Strahlinnenrand der ersten Düse beschleunigt werden; die gegensinnige Entmischung am Einlauf der zweiten Düse ist bei höheren Expansionsverhältnissen jedoch deutlich stärker ausgebildet. Am Ende der Umlenkung der zweiten Düse steigt bei einer Erhöhung des Expansionsverhältnisses das Geschwindigkeitsverhältnis im gesamten Strahlbereich etwa gleichmäßig an, während der Gemischtrennfaktor A_{II} bevorzugt am Strahlinnenrand, d. h. bei kleineren Abschälverhältnissen angehoben wird.

Messungen an einem Doppelumlensystem, bei welchem der Winkel der Düseninnenführung der zweiten Düse φ_{DII} nur 0° beträgt, zeigten, daß ohne Düseninnenführung das Geschwindigkeitsverhältnis bei kleinen Umlenkwinkeln bedeutend größer ist als bei einer Düseninnenführung bis 90° , während bei hohen Umlenkwinkeln das Geschwindigkeitsverhältnis geringfügig niedriger ist. Während bei einer Düseninnenführung bis 90° das Maximum des Geschwindigkeitsverhältnisses zwischen 90° und 120° liegt, wird ohne Düseninnenführung ($\varphi_{\text{DII}} = 0^\circ$) das Maximum des Geschwindigkeitsverhältnisses zu kleineren Umlenkwinkeln $\varphi_{\text{II}} = 0^\circ$ bis 30° verschoben. Hierdurch werden bei einer Düse ohne Düseninnenführung bei kleinen Umlenkwinkeln höhere Gemisch-

trennfaktoren erreicht, während sich am Ende der Umlenkung die Gemischtrennfaktoren A_{II} jedoch nur noch geringfügig unterscheiden.

4. Isotopentrennversuche mit H_2/UF_6

4.1. Einfluß verschiedener Geometrieparameter der zweiten Düse auf die Isotopentrennung

Da die früher an einem Einzeltrennsystem bei der Optimierung der Trenndüsengeometrie gewonnenen Ergebnisse¹⁴ nicht unmittelbar auf die Geometrie der zweiten Trenndüse eines Doppelumlensystems übertragen werden können, wurde an Hand von UF_6 -Trennversuchen, welche mit einem H_2/UF_6 -Gemisch mit 5 Mol-% UF_6 durchgeführt wurden, zunächst der Einfluß verschiedener Geometrieparameter der zweiten Trenndüse auf die Isotopentrennung untersucht. Hierbei wurden insbesondere der Umlenkradius der Umlenkwand r_{UII} , der Umlenkwinkel der Umlenkwand φ_{UII} sowie der Umlenkwinkel der Düseninnenführung φ_{DII} variiert (Abbildung 6). Die Untersuchungen ergaben, daß durch solche Geometrievierungen der zweiten Düse die Trennleistung der ersten Düse praktisch nicht beeinflusst wird, was eine unabhängige Optimierung der beiden Trenndüsengeometrien zuließ. Die Messungen zeigen, daß der optimale Umlenkradius der zweiten Düse r_{UII} (Abb. 6 a) wesentlich kleiner ist als der der ersten Düse r_{UI} . Bei einer Verringerung des Umlenkradius der zweiten Düse auf $2/3$ des Umlenkradius der ersten Düse steigt der Elementareffekt der Isotopentrennung ε_{AII} um 30% bis 50% an. Durch eine weitere Verkleinerung des Umlenkradius r_{UII} auf $0,4 r_{UI}$ werden jedoch nur noch geringfügige Verbesserungen im elementaren Trenneffekt erzielt. Als Ursache für die Steigerung der Isotopentrennung mit kleiner werdendem Umlenkradius dürfte die Erhöhung der über dem Umlenkwinkel der zweiten Trenndüse gemittelten Strömungsgeschwindigkeit infolge der Verringerung der reibenden Länge der Umlenkwand anzusehen sein.

Bei einer Vergrößerung des Umlenkwinkels der Umlenkwand (Abb. 6 b) φ_{UII} der zweiten Düse von 120° auf 180° wird der elementare Trenneffekt ε_{AII} um etwa 50% gesteigert. Die Isotopentrennung der zweiten Düse ist offenbar bei $\varphi_{UII} = 120^\circ$ noch nicht abgeschlossen. Bei einem noch größeren Umlenkwinkel φ_{UII} von 210° ergeben sich im hohen Einlaßdruckbereich die gleichen Werte für den Trenneffekt wie bei $\varphi_{UII} = 180^\circ$, während im Bereich niedriger

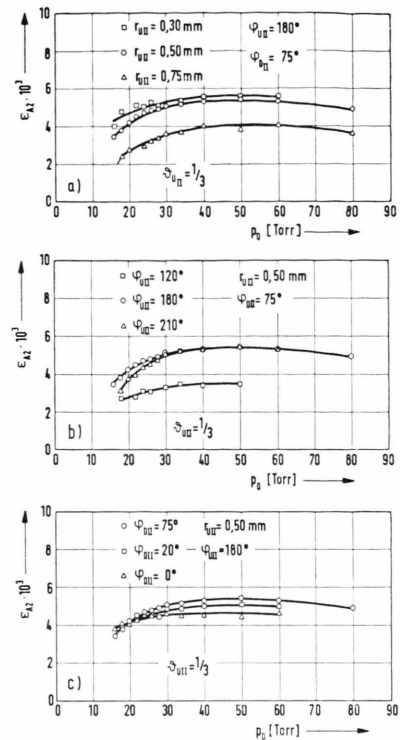


Abb. 6. Der Elementareffekt der Isotopentrennung der zweiten Düse ε_{AII} in Abhängigkeit vom Einlaßdruck p_0 für (a) verschiedene Radien der Umlenk wand r_{UII} , (b) verschiedene Umlenkwinkel φ_{UII} der Umlenk wand und (c) für verschiedene Umlenkwinkel φ_{DII} der Düseninnenführung. — Versuchsbedingungen: H_2/UF_6 -Gemisch mit 5 Mol-% UF_6 , Expansionsverhältnis $p_0/p_L = p_0/p_M = p_0/p_S = 2,8$, $\varphi_{uII} = 1/3$.

Einlaßdrücke der Trenneffekt um bis zu 20% unter den entsprechenden Werten für $\varphi_{UII} = 180^\circ$ liegt. Wie aus den Sondenmessungen folgt, beruht dieser Abfall darauf (vgl. Abb. 5), daß infolge des größeren Reibungseinflusses bei 210° die Strömungsgeschwindigkeit in diesem Einlaßdruckbereich schon zu stark abgefallen ist und dadurch die bereits erzielten Molenbruchunterschiede der Isotope nicht mehr aufrecht erhalten werden können.

Eine Veränderung des Winkels der Düseninnenführung zwischen $\varphi_{DII} = 0^\circ$ und 75° (Abb. 6 c) hatte bei einem Einlaßdruck von 20 Torr, bei welchem maximale Isotopenentmischung der ersten Trenndüse und des Gesamtsystems vorliegen, keinen merklichen Einfluß auf den elementaren Trenneffekt ε_{AII} ; bei höheren Einlaßdrücken liegt der Trenneffekt dagegen um so höher, je größer der Umlenkwinkel der Düseninnenführung ist, während bei niedrigen Einlaßdrücken eine verkürzte Düseninnenführung zu höheren Trenneffekten führt. Wie ent-

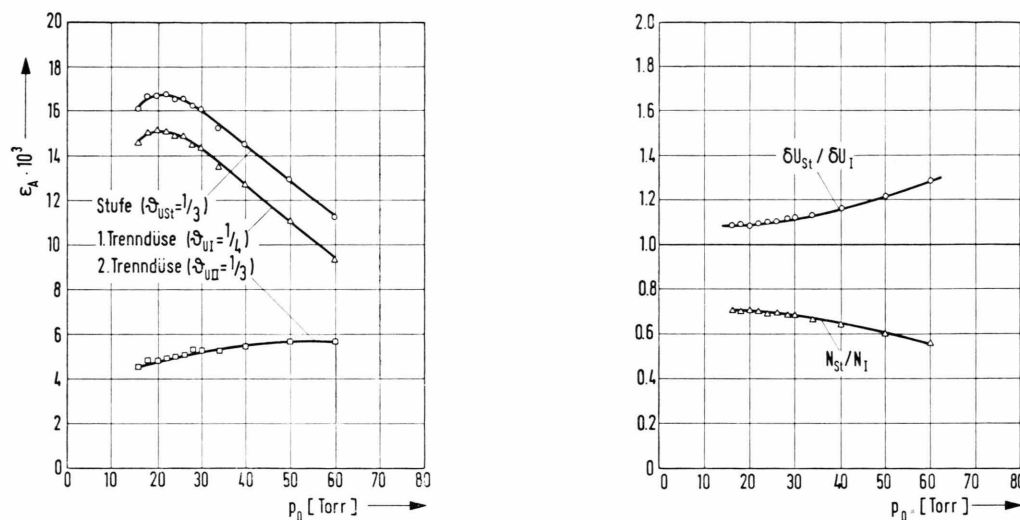


Abb. 7. Der Einfluß des Einlaßdruckes p_0 auf die elementaren Trenneffekte ϵ_A der Stufe, der ersten und der zweiten Trenndüse sowie auf das Verhältnis der Trennleistungen $\delta U_{St}/\delta U_I$ und auf das Verhältnis der Trennstufenzahlen N_{St}/N_I einer mit Doppelumlenksystemen bei $\vartheta_{uSt}=1/3$ und einer mit Einzeltrenndüsen bei $\vartheta_{uI}=1/4$ betriebenen Kaskade. — Versuchsbedingungen: H_2/UF_6 -Gemisch mit 5 Mol-% UF_6 , Expansionsverhältnisse $p_0/p_I=p_0/p_M=p_0/p_S=2,8$, $\vartheta_{uSt}=1/3$, $\vartheta_{uI}=1/4$, $\vartheta_{uII}=1/3$, $r_{uII}=0,3$ mm, $\varphi_{uII}=180^\circ$, $\varphi_{DII}=75^\circ$.

sprechende Strömungsuntersuchungen mit Drucksonden zeigen, dürfte die Steigerung der Isotopentrennung bei hohen Einlaßdrücken durch eine Verlängerung der Düseninnenführung im wesentlichen darauf zurückzuführen sein, daß mit zunehmendem Umlenkwinkel der Düseninnenführung die Strömungsgeschwindigkeit vor dem Abschäler erhöht wird. Die Verbesserung der Isotopentrennung bei einer Verkürzung der Düseninnenführung im Bereich niedriger Einlaßdrücke deutet darauf hin, daß sich in diesem Einlaßdruckbereich die zu erwartende Verminderung der Reibungsverluste infolge der Verringerung der reibenden Länge des Düsenblechs stärker bemerkbar macht.

4.2. Einfluß des Einlaßdruckes

Abbildung 7 zeigt Versuchsergebnisse, die bei einer Variation des Einlaßdruckes p_0 an dem bisher optimalen Doppelumlenksystem erhalten wurden. Bei diesem Doppelumlenksystem wurden sowohl die in Abschnitt 4.1 bezüglich der zweiten Trenndüse gewonnenen Erkenntnisse als auch weitgehend die bei den laufenden Optimierungsuntersuchungen des Einzelsystems¹⁴ erhaltenen Ergebnisse berücksichtigt.

Der Trenneffekt der zweiten Trenndüse ϵ_{AII} ist wesentlich kleiner als der der ersten Trenndüse und hängt weniger stark vom Einlaßdruck p_0 ab. Sein

Maximum liegt im Vergleich zum Maximum des elementaren Trenneffektes der ersten Trenndüse bei einem viel höheren Einlaßdruck p_0 . Die schwächere Isotopentrennung der zweiten Trenndüse dürfte zum Teil auf die hohe UF_6 -Konzentration des in die zweite Trenndüse eintretenden Gasgemisches zurückzuführen sein, die ungefähr zwischen 10 und 20 Mol-% UF_6 liegt. Da der mittlere Gesamtdruck der schweren Fraktion des Einzelsystems nach den Sondenmessungen unter dem Einlaßdruck p_0 liegt, beruht die geringere Isotopentrennung der zweiten Trenndüse weiter auf dem kleineren effektiven Expansionsverhältnis der zweiten Trenndüse. Der hohe optimale Einlaßdruck p_0 und das flache Maximum der Isotopentrennung dürften hauptsächlich die beiden folgenden Ursachen haben. Mit größer werdendem Einlaßdruck p_0 wird der Massendurchsatz durch die zweite Trenndüse und damit die Reynolds-Zahl erhöht. Die für die Isotopentrennung günstigste Reynolds-Zahl der Trenndüsenströmung¹⁵ wird in der zweiten Trenndüse jedoch erst erreicht, wenn der optimale Gasdurchsatz der ersten Trenndüse bereits weit überschritten ist. Durch die Erhöhung des Einlaßdruckes p_0 wird außerdem der Einfluß der Strömungsverluste in der ersten Trenndüse geringer, so daß mit steigendem Einlaßdruck p_0 die an der zweiten Trenndüse anliegenden effektiven Expansionsverhältnisse zunehmen.

Der elementare Trenneffekt der Stufe ε_{Ast} liegt erwartungsgemäß deutlich über dem elementaren Trenneffekt der ersten Trenndüse ε_{AI} , wobei das Uranabschälverhältnis der Stufe ϑ_{uSt} wegen der Rückführung der mittleren Fraktion vor den Verdichter des Doppelumlenksystems größer ist als das der ersten Trenndüse. Da der Beitrag der zweiten Trenndüse zum Trenneffekt der Stufe relativ gering ist¹⁶ und nur schwach vom Einlaßdruck abhängt, durchlaufen die elementaren Trenneffekte der Stufe und der ersten Trenndüse etwa beim gleichen Einlaßdruck ein ausgeprägtes Maximum, wobei das Trennverhalten der ersten Düse voll dem eines Einzelsystems¹⁴ entspricht.

In Abb. 7 ist weiterhin das Verhältnis der Trennleistungen des Doppelumlenksystems und des Einzeltrennsystems $\delta U_{\text{St}}/\delta U_{\text{I}}$ sowie das Verhältnis der Trennstufenzahlen $N_{\text{St}}/N_{\text{I}}$ einer mit Doppelumlenksystemen bei $\vartheta_{\text{uSt}}=1/3$ und einer mit Einzelsystemen bei $\vartheta_{\text{uI}}=1/4$ arbeitenden Kaskade¹⁷ als Funktion des Einlaßdruckes p_0 dargestellt. Man erkennt, daß beim Doppelumlenksystem trotz des effektiv um 25% kleineren UF_6 -Durchsatzes der Stufe aufgrund der höheren Stufentrenneffekte eine höhere Trennleistung erreicht wird als beim Einzeltrennsystem. Im Maximum der Isotopenentmischung beträgt die Steigerung der Trennleistung etwa 10% und nimmt mit zunehmendem Einlaßdruck zu, da der Beitrag der zweiten Düse an der Gesamttrennleistung mit zunehmendem Einlaßdruck ansteigt.

Man erkennt weiter, daß im Maximum der Isotopentrennung der Stufe die für eine Kaskade mit Doppelumlenksystemen benötigte Trennstufenzahl nur etwa 70% derjenigen für eine Kaskade mit Einzelsystemen beträgt. Die mit dem Doppelumlenksystem erzielte Einsparung in der Trennstufenzahl nimmt mit zunehmendem Einlaßdruck geringfügig zu.

Vergleicht man das Doppelumlenksystem mit einem Einzelsystem, welches ebenfalls bei einem UF_6 -Abschälverhältnis von $1/3$ betrieben wird, so sind im Maximum der Isotopenentmischung der Elementareffekt der Isotopentrennung und die Trennleistung des Doppelumlenksystems sogar um 24% bzw. 16% höher, während die Einsparung an Stufen nur etwa 20% beträgt.

4.3. Einfluß des Expansionsverhältnisses

In Abb. 8 sind typische Versuchsergebnisse zum Einfluß des Expansionsverhältnisses $p_0/p_{\text{L}} = p_0/p_{\text{M}}$

$= p_0/p_{\text{S}}$ auf die einzelnen elementaren Trenneffekte ε_{Ak} , die Uranabschälverhältnisse ϑ_{uk} und die spezifischen Aufwandsgrößen dargestellt. Die beobachtete starke Zunahme des Elementareffekts der Isotopentrennung der Einzeltrenndüse, ε_{AI} , sowie der Stufe, ε_{Ast} , beruht nicht nur auf der Zunahme der Strömungsgeschwindigkeit mit zunehmendem Expansionsverhältnis, sondern wird maßgeblich auch von der Abnahme der entsprechenden UF_6 -Abschälverhältnisse ϑ_{uI} und ϑ_{uSt} verursacht.

Da eine Erhöhung der Expansionsverhältnisse in der zweiten Düse nur eine geringe Abnahme des Uranabschälverhältnisses zur Folge hat, kommt es in dieser im Gegensatz zur ersten Düse auch nur zu einem geringen Anstieg des Trenneffekts. Darüber hinaus wird die Isotopentrennung in der zweiten Trenndüse auch aufgrund der mit wachsenden Expansionsverhältnissen zunehmenden UF_6 -Konzentration des in die zweite Trenndüse eintretenden Gasgemisches vermindert.

Aus dem Vergleich der spezifischen Aufwandsgrößen der Stufe mit denen der ersten Trenndüse geht hervor, daß mit dem Doppelumlenksystem niedrigere Werte erzielt werden als mit der ersten Trenndüse.

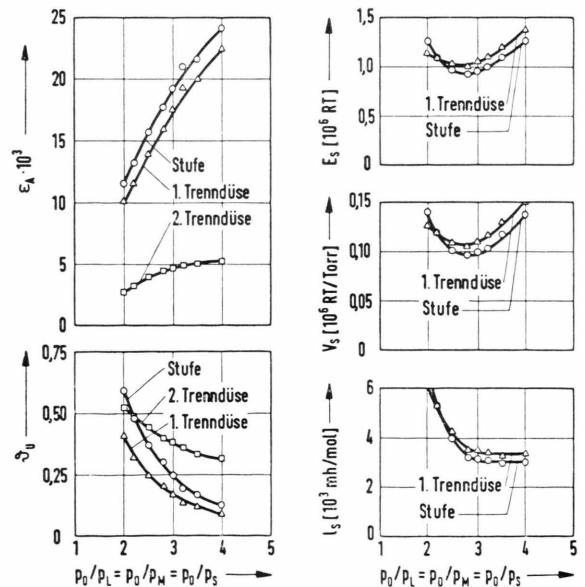


Abb. 8. Der Einfluß des Expansionsverhältnisses $p_0/p_{\text{L}} = p_0/p_{\text{M}} = p_0/p_{\text{S}}$ auf die elementaren Trenneffekte ε_{A} und die Uranabschälverhältnisse ϑ_{u} der Stufe, der ersten und der zweiten Trenndüse, sowie auf die spezifischen Aufwandsgrößen E_{s} , V_{s} und I_{s} der Stufe und der ersten Trenndüse. — Versuchsbedingungen: H_2/UF_6 -Gemisch mit 5 Mol-% UF_6 , $p_0 = 26$ Torr, $r_{\text{U11}} = 0,5$ mm, $\varphi_{\text{U11}} = 180^\circ$, $\varphi_{\text{D11}} = 75^\circ$.

4.4. Einfluß der Nachexpansion der zweiten Trenndüse

Erhöht man allein das Expansionsverhältnis der mittleren Fraktion p_0/p_M , dann nimmt der Trenneffekt der zweiten Düse wesentlich stärker zu als bei einer gleichmäßigen Veränderung der Expansionsverhältnisse $p_0/p_L = p_0/p_M = p_0/p_S$ (Abbildung 9). Dies dürfte unter anderem daran liegen, daß bei der Variation des Expansionsverhältnisses p_L/p_M die UF_6 -Konzentration des in die zweite Trenndüse eintretenden Gasstromes nahezu konstant bleibt, da durch eine Nachexpansion in der zweiten Düse die Strömungs- und Entmischungsvorgänge in der ersten Düse kaum beeinflusst werden, was unmittelbar aus der Konstanz des UF_6 -Abschälverhältnisses ϑ_{UI} und des Trenneffekts ε_{AI} der ersten Düse folgt.

Trotz des deutlichen Anstiegs des Elementareffekts der Isotopentrennung ε_{AII} in der zweiten Düse führt eine Nachexpansion mit Rückführung der mittleren Fraktion des Doppelumlensystems innerhalb der Stufe zu keiner wesentlichen Absenkung der spezifischen Aufwandsgrößen, da mit zunehmender Nachexpansion die Isotopenzusammensetzung in

der mittleren Fraktion immer stärker von der des Ausgangsgases abweicht. Die bei der Nachexpansion erzielte Trennleistung wird also durch Vermischung von Strömen unterschiedlicher Isotopenzusammensetzung weitgehend vernichtet, so daß die notwendigen Investitionen, die sich für die Verdichter beim Betrieb des Doppelumlensystems mit unterschiedlichen Absaugdrücken ergeben, die minimalen Gewinne in den spezifischen Aufwandsgrößen überkompensieren.

Eine Nachexpansion der mittleren Fraktion erscheint hingegen dann durchaus sinnvoll zu sein, wenn die mittlere Fraktion nicht in die Ansaugleitung des vor dem Doppelumlensystem liegenden Verdichters zurückgeführt wird, sondern in eine andere Trennstufe mit entsprechender Isotopenkonzentration ohne Vermischungsverluste weitergeleitet werden kann. Abschätzungen zeigen, daß in diesem Fall durch eine Erhöhung des Expansionsverhältnisses p_L/p_M der spezifische Energieverbrauch E_s des Doppelumlensystems um weitere 8% verringert werden kann.

4.5. Der optimale Betriebspunkt

Für das bisher beste Doppelumlensystem wurden durch gleichmäßige Variation der Expansionsverhältnisse p_0/p_L , p_0/p_M und p_0/p_S bei verschiedenen Einlaßdrücken p_0 die optimalen Werte der spezifischen Aufwandsgrößen der Stufe ermittelt. Da der Beitrag der ersten Trenndüse an der Trennleistung des Doppelumlensystems gegenüber dem der zweiten Trenndüse sehr hoch ist, hängen die spezifischen Aufwandsgrößen des Doppelumlensystems in ähnlicher Weise vom Einlaßdruck und von den Expansionsverhältnissen ab wie diejenigen des Einzelsystems, so daß die Minima der Aufwandsgrößen jeweils bei etwa den gleichen Betriebsbedingungen erreicht werden und daher der optimale Betriebspunkt nicht verändert wird. Im optimalen Bereich des spezifischen Energieverbrauchs, der rund 65% der Trennarbeitskosten ausmacht und damit die wichtigste spezifische Aufwandsgröße des Trenndüsenverfahrens darstellt¹⁸, liegen sämtliche Aufwandsgrößen des Doppelumlensystems etwa um 10% unter den entsprechenden Werten der Einzeltrenndüse. Bei höheren Einlaßdrücken sind die spezifischen Aufwandsgrößen des Doppelumlensystems noch günstiger als die der Einzeltrenndüse, im Bereich des minimalen spezifischen Ansaugvolumens beispielsweise beträgt der Unterschied etwa 15%.

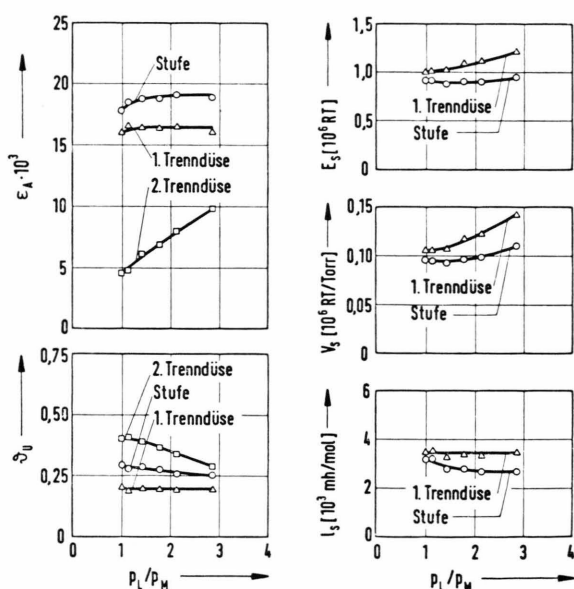


Abb. 9. Der Einfluß der Nachexpansion der mittleren Fraktion p_L/p_M auf die elementaren Trenneffekte ε_A und die UF_6 -Abschälverhältnisse der Stufe, der ersten und der zweiten Trenndüse sowie auf die spezifischen Aufwandsgrößen E_s , V_s und I_s der Stufe und der ersten Trenndüse. — Versuchsbedingungen: H_2/UF_6 -Gemisch mit 5 Mol-% UF_6 , Einlaßdruck $p_0 = 26$ Torr, Expansionsverhältnis der leichten und der schweren Fraktion $p_0/p_L = p_0/p_S = 2,8$; $r_{UI} = 0,5$ mm.

5. Diskussion

Durch die mit dem Doppelumlenksystem erreichbaren höheren Stufentrenneffekte ist eine beträchtliche Einsparung an Trennstufen, die zur Erreichung einer bestimmten U²³⁵-Konzentration benötigt werden, möglich¹⁹. Hierdurch kann eine Kaskade mit vorgegebener Trennaufgabe aus weniger, jedoch entsprechend größeren Trennstufen aufgebaut werden, die spezifisch billiger herzustellen sind. Neben der Absenkung des spezifischen Ansaugvolumens und der spezifischen Schlitzlänge dürfte sich dies positiv auf die Investitionskosten einer Trenndüsenanlage auswirken. Dem Nachteil, daß durch die Erzeugung einer dritten Absaugfraktion durch das Doppelumlenksystem zusätzliche Rohrleitungen und Überwachungseinrichtungen benötigt werden, steht das bei dem Doppelumlenksystem einfachere Rohrleitungsnetz der Kaskaden gegenüber, da für das Doppelumlenksystem das Uranabschälverhältnis $\vartheta_{uSt} = 1/3$ zu den günstigsten Aufwandsgrößen

führt, während für das Einzelsystem ein UF₆-Abschälverhältnis $\vartheta_{uI} = 1/4$ optimal ist.

Das Doppelumlenksystem bietet die Möglichkeit, bei einer vorgegebenen Trennstufe den effektiven Stufendurchsatz ohne Verlust an Trennleistung in relativ weiten Grenzen zu verändern. Dadurch läßt sich eine bessere Anpassung des Durchsatzprofils einer aus wenigen Stufentypen bestehenden Kaskade an das Durchsatzprofil der „idealen“ Kaskade erreichen. Außerdem kann gegebenenfalls auf die Sondertrenndüsenstufe bei der am Kaskadenkopf erforderlichen UF₆-Abscheidung²⁰ verzichtet werden.

Bei einer praktischen Anwendung des Doppelumlenksystems müssen die durch den höheren Stufentrenneffekt, die niedrigeren spezifischen Aufwandsgrößen und die größere Flexibilität der Kaskadenschaltung gegebenen Vorteile gegen die mit dem aufwendigeren Trennelement und dem möglicherweise komplizierteren Regelverhalten der Kaskade verbundenen Nachteile abgewogen werden.

- ¹ E. W. Becker, K. Bier, W. Bier, R. Schütte u. D. Seidel, *Angew. Chemie, Internat. Edition* **6**, 507 [1967].
- ² E. W. Becker, W. Bier, W. Ehrfeld, K. Schubert, R. Schütte u. D. Seidel, *Physics and Technology of Separation Nozzle Process*, Proceedings of the Paris Conference, Progress in Nuclear Energy Series 1976, Pergamon Press, Oxford and New York.
- ³ E. W. Becker, W. Bier, P. Bley, U. Ehrfeld, W. Ehrfeld u. G. Eisenbeiß, *Atomwirtschaft* **18**, 524 [1973].
- ⁴ K. Bier, H. Brandstädter, U. Ehrfeld u. W. Ehrfeld, KFK-Bericht 1440, Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe 1972.
- ⁵ P. Bley, R. Dürr, W. Ehrfeld u. G. Eisenbeiß, *Z. Naturforsch.* **28 a**, 1273 [1973].
- ⁶ W. Ehrfeld u. E. Schmidt, KFK-Bericht 2004, Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe 1974.
- ⁷ F.-J. Rosenbaum, Dissertation, Karlsruhe 1975.
- ⁸ Eine Beschreibung der hierfür verwendeten Versuchsanlage enthält die Arbeit von W. Bier u. F. Weis; *Kerntechnik* **14**, 105 [1972]. Für die Messungen am Doppelumlenksystem wurde die Versuchsanlage auf den trifraktionären Absaugbetrieb erweitert⁷.
- ⁹ Als Geschwindigkeitsverhältnis bezeichnet man das Verhältnis von Strömungsgeschwindigkeit zur wahrscheinlichsten thermischen Geschwindigkeit der Moleküle im Schwerpunktssystem der Strömung.
- ¹⁰ Die lokal in der Strömung ermittelten Größen ∂_{ik} und A_k lassen sich anschaulich so interpretieren, als ob die Strömung an dieser Stelle durch einen rückwirkungsfreien Abschäler in eine leichte und eine schwere Fraktion aufgeteilt würde.
- ¹¹ Bei den UF₆-Trennversuchen wird für die schwere Gemischkomponente, das UF₆, der Index u verwendet.
- ¹² E. W. Becker, W. Bier, W. Ehrfeld u. G. Eisenbeiß, *Z. Naturforsch.* **26 a**, 1377 [1971].
- ¹³ Der statische Druck des Gemisches ist im Bereich der Abbremszone höher als an der Umlenk wand, da aufgrund der Reibungsverluste an den Strahlrändern der Gesamtdruck der Strömung in den mittleren Strahlbereichen am größten ist; vgl. hierzu die in Anmerkung 5 zitierte Arbeit.
- ¹⁴ P. Bley, W. Ehrfeld, F.-M. Jäger u. U. Knapp, KFK-Bericht 2092, Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe 1975.
- ¹⁵ W. Bier, G. Eisenbeiß u. G. Heeschen, *Z. Naturforsch.* **28 a**, 1267 [1973].
- ¹⁶ Aus Materialbilanzen folgt: $\varepsilon_{AST} = \varepsilon_{AI} + \vartheta_{uII} \varepsilon_{AII}$. Nach dieser Bilanzgleichung wurde der Trenneffekt der ersten Stufe aus den direkt gemessenen Trenneffekten der Stufe und der zweiten Düse berechnet.
- ¹⁷ In einer Kaskade ist die Anzahl der für einen bestimmten Anreicherungsgrad notwendigen Trennstufen umgekehrt proportional zu dem kleinsten Konzentrationsunterschied der einzelnen Stufen. Für Uranabschälverhältnisse $\vartheta_u = 1/N$ ($N = 2, 3, 4, \dots$) ist die Trennstufenzahl einer Kaskade jeweils umgekehrt proportional zum elementaren Anreicherungsgrad des schweren Uranisotops ε_β . Aus Materialbilanzen ergibt sich für die erste Trenndüse

$$\varepsilon_{\beta I} = \vartheta_{uI} \varepsilon_{AI}$$

und für die Stufe

$$\varepsilon_{\beta St} = \vartheta_{uSt} \varepsilon_{AST} + \frac{\vartheta_{uII}(1 - \vartheta_{uI})}{1 - \vartheta_{uII}(1 - \vartheta_{uI})} [(1 - \vartheta_{uII}) \varepsilon_{AII} - \vartheta_{uI} \varepsilon_{AI}]$$

- ¹⁸ E. W. Becker, W. Bier, W. Ehrfeld, K. Schubert, R. Schütte u. D. Seidel, KFK-Bericht 2067, Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe 1974.
- ¹⁹ Ein qualitativ ähnlicher Effekt ist beim Einfügen eines zweiten Abschälerblechs am Ende der Umlenk wand des Einzelsystems (Abb. 1) zu erwarten. Außer durch zu enge Gasabsaugkanäle dürften sich jedoch Nachteile aufgrund des für eine trifraktionäre Absaugung relativ ungünstigen Konzentrationsprofils ergeben.
- ²⁰ R. Schütte, KFK-Bericht 1986, Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe 1974.