

# Die physikalischen Grundlagen der Uran<sup>235</sup>-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. **32a**, 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 H<sub>2</sub>/UF<sub>6</sub> 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 U<sup>235</sup> wurde im Kernforschungszentrum Karlsruhe als Alternative zum Diffusions- und zum Zentrifugenverfahren entwickelt<sup>1, 2</sup>. 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 Vorteile des Trenndüsenverfahrens sind eine verhältnismäßig einfache Technologie und ein hohes Entwicklungspotential<sup>3</sup>.

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<sup>4, 5</sup>. Diese wird vorwiegend im Absaugkanal der schweren Fraktion dissipiert, da der Energiestrom durch die Düse vor allem vom UF<sub>6</sub> getragen und der Hauptteil des UF<sub>6</sub> mit der schweren Fraktion abgeführt wird.

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

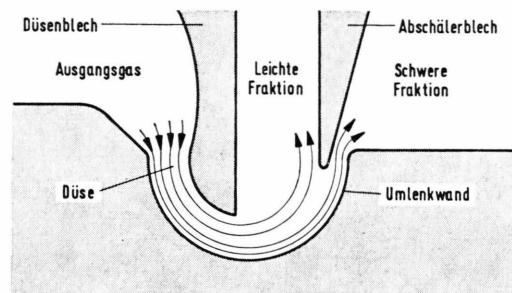


Abb. 1. Schnitt durch das bei der technischen Entwicklung gegenwärtig verwendete Trenndüsensystem mit einfacher Strahlumlenkung.

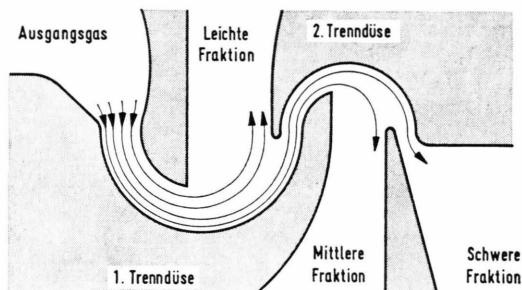


Abb. 2. Schnitt durch ein Trenndüsensystem mit zweifacher Strahlumlenkung und trifraktionärer Gasabsaugung („Doppelumlenksystem“).

\* 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)<sup>3</sup>. 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 digitized 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 Trenndüsensystem liegenden Verdichters zurückgeführt.

In der vorliegenden Arbeit wird diese Serien-schaltung von Trenndüsen („Doppelumlenksystem“) durch Strömungsmessungen sowie durch Trennver-suche mit UF<sub>6</sub> untersucht und mit dem Einzelsystem verglichen. Die Strömungsmessungen erfolgten mit molekular angestromten Drucksonden<sup>4, 6</sup> an einem vergrößerten Trenndüsensystem, wobei als Ver-suchsgas ein He/SF<sub>6</sub>-Gemisch verwendet wurde. Die Trennversuche<sup>7, 8</sup> wurden mit einem H<sub>2</sub>/UF<sub>6</sub>-Ge-misch durchgeführt.

Aus den Sondenmessungen geht hervor, daß sich in der zweiten Düse ohne zusätzlichen Pumpauf-wand ein für die Isotopentrennung geeignetes Strömungsfeld ausbildet. Die Trennversuche mit UF<sub>6</sub> zeigen, daß unter jeweils optimalen Betriebsbedin-gungen mit dem Doppelumlenksystem erheblich höhere Stufentrenneffekte als mit dem Einzelsystem erzielt werden können. Obwohl der effektive Stufen-durchsatz des Doppelumlenksystems wegen der Rück-führung 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 Auswertemethode

Abbildung 3 zeigt einen Schnitt durch das unter-suchte Doppelumlenksystem mit den verwendeten Bezeichnungen und den wichtigsten Abmessungen. Das Ausgangsgas mit der Molstromstärke L<sub>0</sub> und der Konzentration N<sub>0</sub> der schweren Gemischskompo-nente (UF<sub>6</sub> bzw. SF<sub>6</sub>) wird dem Doppelumlenk-system unter dem Einlaßdruck p<sub>0</sub> zugeführt. Die leichte Fraktion der ersten Trenndüse stellt gleich-

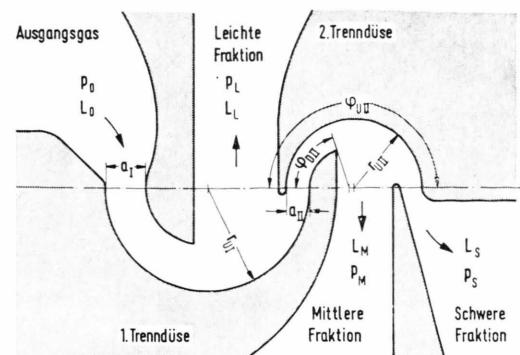


Abb. 3. Schema des untersuchten Doppelumlenksystems mit den verwendeten Bezeichnungen (Abmessungen s. Tabelle 1).

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 Be-trieb des Doppelumlenksystems in einer Kaskade nur die leichte und die schwere Fraktion des Dop-pelumlenksystems 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 Frak-tion strömenden Anteil. Die sich bei dieser Kaska-denbeschaltung ergebenden Kennwerte einer Trenn-stufe werden im weiteren Verlauf der Arbeit Stufen-werte genannt. Die in der leichten, mittleren und schweren Fraktion des Doppelumlenksystems herr-schenden Absaugdrücke werden mit p<sub>L</sub>, p<sub>M</sub>, p<sub>S</sub>, die Gesamtteilchenströme in diesen Fraktionen mit L<sub>L</sub>, L<sub>M</sub> und L<sub>S</sub> bezeichnet.

Als partielles Abschälverhältnis  $\vartheta_{ik}$  der Kompo-nente i und des Trennsystems k wird das Verhältnis

Tab. 1. Abmessungen der bei den Strömungsmessungen und bei den Labor-Trennversuchen mit UF<sub>6</sub> eingesetzten Systeme ( $l$  = Schlitzlänge des Trennelementes). Zum Vergleich sind zusätzlich die Abmessungen der bei der technischen Realisierung des Trenndüsensverfahrens verwendeten Einzeltrenndüsen angegeben, welche aus Gründen eines hohen Betriebsdruckes we-sentlich kleiner sind.

Bezeichnung	r <sub>I</sub> [mm]	a <sub>I</sub> [mm]	r <sub>UII</sub> [mm]	a <sub>II</sub> = f <sub>I</sub> [mm]	φ <sub>UII</sub> [°]	φ <sub>DII</sub> [°]	l [mm]
Trennelement für Sondenmessungen	100	26,6	66	17 u. 26,6	180	0 u. 90	150
Trennelement für Labortrennver-suche mit UF <sub>6</sub>	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:

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

$i = l, s$  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:

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

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

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

Hierbei stellen  $n_{lk}$  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 wurde<sup>4</sup>, können die lokalen Werte der Stromdichte  $j_i$  und des Geschwindigkeitsverhältnisses  $S_i$ <sup>9</sup> 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  $\vartheta_{ik}$  und damit nach Gl. (2) der an diesem Ort vorliegende Gemischtrennfaktor  $A_k$ <sup>10</sup> berechnet werden.

Zur Beurteilung der Wirtschaftlichkeit werden wie früher<sup>1</sup> 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 Trenndüse<sup>11</sup>

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

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  $\vartheta_u$  gearbeitet werden. Die mit unterschiedlichem  $\vartheta_u$  anfallenden Meßergebnisse bei den UF<sub>6</sub>-Trennversuchen wurden daher für den weiteren Wirtschaftlichkeitsvergleich mit dem aus der Theorie für den Fall der Gleichgewichtsentmischung folgenden Zusammenhang<sup>12</sup>

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

auf konstantes  $\vartheta_u$  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/SF<sub>6</sub>

#### 3.1. Die Anströmung der zweiten Düse

Um die Anströmbedingungen der nachgeschalteten Düse zu erfassen, wurde in der ersten Düse der Strömungsquerschnitt beim Umlenkwinkel  $\varphi_I = 170^\circ$ , also unmittelbar vor dem Abschäler, ausgemessen. Die Ergebnisse dieser Messungen, bei denen ein He/SF<sub>6</sub>-Gemisch mit 4 Mol-% SF<sub>6</sub> verwendet wurde, sind in Abb. 4 dargestellt. Hierbei sind das Geschwindigkeitsverhältnis  $S_{\text{gem}I}$  des Gemisches, die Stromdichten der Gemischkomponenten normiert auf ihren Maximalwert  $j_{iI}/j_{iI\max}$ , die statischen Drücke  $P_{\text{stat}I}$  der Gemischkomponenten und des Ge-

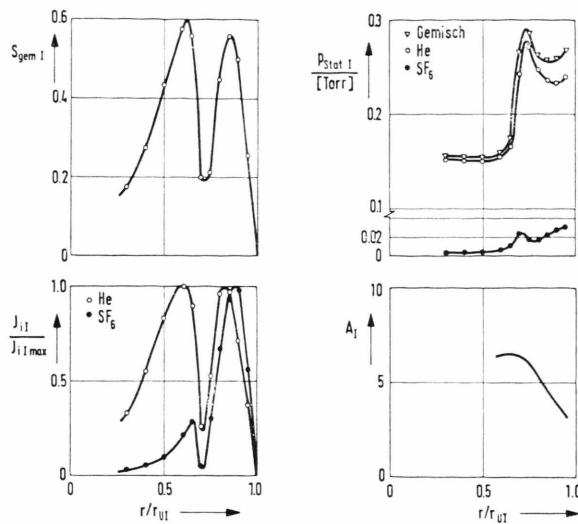


Abb. 4. Das radiale Profil der Strömung am Ende der Strahlumlenkung der ersten Düse des Doppelumlenksystems ( $\varphi_I = 170^\circ$ ). Über dem normierten Umlenkradius  $r/r_{UI}$  sind das Geschwindigkeitsverhältnis des Gemisches  $S_{\text{gem}I}$ , die normierten Stromdichten  $j_{\text{I}}/j_{\text{I},\text{max}}$ , der statische Druck  $p_{\text{stat}I}$  und der Gemischtrennfaktor  $A_I$  aufgetragen. — Versuchsbedingungen: He/SF<sub>6</sub>-Gemisch mit 4 Mol-% SF<sub>6</sub>, 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.

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 Umlenkwand eine Strömung mit annähernd parabelförmigem Verlauf des Gemischgeschwindigkeitsverhältnisses ausbildet. Im vorliegenden Fall, bei dem etwa 80% des gesamten SF<sub>6</sub>-Stroms in die zweite Düse gelangen, beträgt der Maximalwert von  $S_{\text{gem}}$  für die in die zweite Düse einströmende schwere Fraktion etwa 0,6. Der statische Druck durchläuft im Bereich der Abbremszone am Abschäler ein Maximum<sup>13</sup>. In den Strömungsbereichen nahe der Umlenkwand steigt der statische Druck des SF<sub>6</sub> nach dem Durchlaufen des Druckmaximums zur Umlenkwand hin wieder an, während beim Helium keine nennenswerte Druckzunahme mehr erfolgt. Dieser Druckanstieg beim SF<sub>6</sub> ist auf die Zunahme des SF<sub>6</sub>-Molenbruchs an der Umlenkwand 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 Umlenkwand 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  $S_{\text{gem}II}$ , das SF<sub>6</sub>-Geschwindigkeitsverhältnis  $S_{\text{SF}_6}$ , der statische Druck  $p_{\text{stat}II}$  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  $S_{\text{II}}$  ist annähernd parabelförmig. Das maximale Gemischgeschwindigkeitsverhältnis beträgt etwa 0,55. Bis zum Umlenkinkel  $\varphi_{II} = 120^\circ$  bleibt das Geschwindigkeitsverhältnis annähernd konstant, während der statische Druck des Gasgemisches in diesem Teil der Düse kontinuierlich abfällt. Im Trennelementbereich stromabwärts vom Umlenkinkel  $\varphi_{II} = 90^\circ$  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  $\varphi_{II}$  größer  $120^\circ$  keine wesentliche Abnahme des statischen Drucks mehr möglich, und das Geschwindigkeitsverhältnis nimmt aufgrund der Reibungsverluste und der Zunahme des Strömungsquerschnittes mit zunehmendem Umlenkinkel kon-

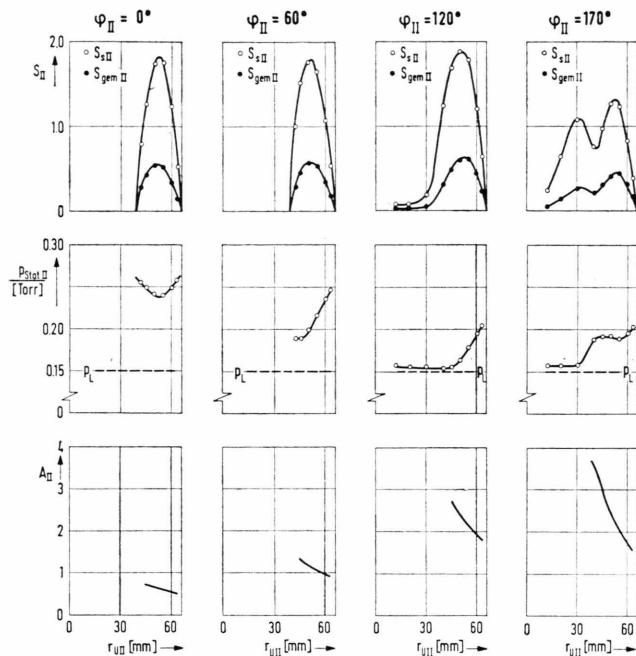


Abb. 5. Der radiale Verlauf des Gemischgeschwindigkeitsverhältnisses  $S_{\text{gemII}}$ , des  $\text{SF}_6$ -Geschwindigkeitsverhältnisses  $S_{\text{II}}$  des statischen Drucks  $p_{\text{statII}}$  des Gemisches und des Trennfaktors  $A_{\text{II}}$  für verschiedene Umlenkinkel  $\varphi_{\text{II}}$  in der zweiten Düse. — Versuchsbedingungen: He/ $\text{SF}_6$ -Gemisch mit 4 Mol-%  $\text{SF}_6$ , 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.

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  $A_{\text{II}}$  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 Umlenkwand der zweiten Düse zunächst verarmt. Erst für Umlenkinkel  $\varphi_{\text{II}}>60^\circ$  ist  $A_{\text{II}}$  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  $A_{\text{II}}$  steigt bis zum Umlenkinkel  $\varphi_{\text{II}}\approx 170^\circ$  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  $a_{\text{II}}$ , 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 Düsenvordrucks  $p_0$  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  $A_{\text{II}}$  bevorzugt am Strahlinnenrand, d. h. bei kleineren Abschälverhältnissen angehoben wird.

Messungen an einem Doppelumlenksystem, bei welchem der Winkel der Düseninnenführung der zweiten Düse  $\varphi_{\text{DII}}$  nur  $0^\circ$  beträgt, zeigten, daß ohne Düseninnenführung das Geschwindigkeitsverhältnis bei kleinen Umlenkwinkeln bedeutend größer ist als bei einer Düseninnenführung bis  $90^\circ$ , während bei hohen Umlenkwinkeln das Geschwindigkeitsverhältnis geringfügig niedriger ist. Während bei einer Düseninnenführung bis  $90^\circ$  das Maximum des Geschwindigkeitsverhältnisses zwischen  $90^\circ$  und  $120^\circ$  liegt, wird ohne Düseninnenführung ( $\varphi_{\text{DII}}=0^\circ$ ) das Maximum des Geschwindigkeitsverhältnisses zu kleineren Umlenkwinkeln  $\varphi_{\text{II}}=0^\circ$  bis  $30^\circ$  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<sub>2</sub>/UF<sub>6</sub>

##### 4.1. Einfluß verschiedener Geometrieparameter der zweiten Düse auf die Isotopentrennung

Da die früher an einem Einzeltrennsystem bei der Optimierung der Trenndüsengeometrie gewonnenen Ergebnisse<sup>14</sup> nicht unmittelbar auf die Geometrie der zweiten Trenndüse eines Doppelumlenksystems übertragen werden können, wurde an Hand von UF<sub>6</sub>-Trennversuchen, welche mit einem H<sub>2</sub>/UF<sub>6</sub>-Gemisch mit 5 Mol-% UF<sub>6</sub> 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  $\varphi_{UII}$  sowie der Umlenkwinkel der Düseninnenführung  $\varphi_{DII}$  variiert (Abbildung 6). Die Untersuchungen ergaben, daß durch solche Geometrievariationen der zweiten Düse die Trennleistung der ersten Düse praktisch nicht beeinflußt wird, was eine unabhängige Optimierung der beiden Trenndüsengeometrien zuläßt. 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  $\varepsilon_{AII}$  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)  $\varphi_{UII}$  der zweiten Düse von 120° auf 180° wird der elementare Trenneffekt  $\varepsilon_{AII}$  um etwa 50% gesteigert. Die Isotopentrennung der zweiten Düse ist offenbar bei  $\varphi_{UII} = 120^\circ$  noch nicht abgeschlossen. Bei einem noch größeren Umlenkwinkel  $\varphi_{UII}$  von 210° ergeben sich im hohen Einlaßdruckbereich die gleichen Werte für den Trenneffekt wie bei  $\varphi_{UII} = 180^\circ$ , während im Bereich niedriger

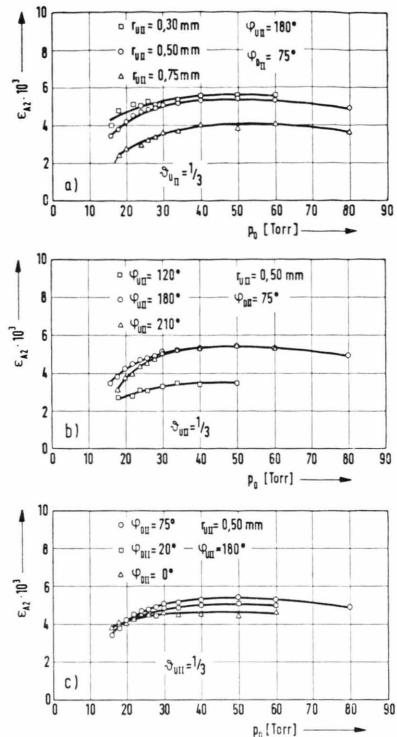


Abb. 6. Der Elementareffekt der Isotopentrennung der zweiten Düse  $\varepsilon_{AII}$  in Abhängigkeit vom Einlaßdruck  $p_0$  für (a) verschiedene Radien der Umlenkwand  $r_{UII}$ , (b) verschiedene Umlenkinkel  $\varphi_{UII}$  der Umlenkwand und (c) für verschiedene Umlenkinkel  $\varphi_{DII}$  der Düseninnenführung. — Versuchsbedingungen: H<sub>2</sub>/UF<sub>6</sub>-Gemisch mit 5 Mol-% UF<sub>6</sub>, Expansionsverhältnis  $p_0/p_{L1} = p_0/p_M = p_0/p_S = 2,8$ ,  $\vartheta_{UII} = 1/3$ .

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  $\varepsilon_{AII}$ ; 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-

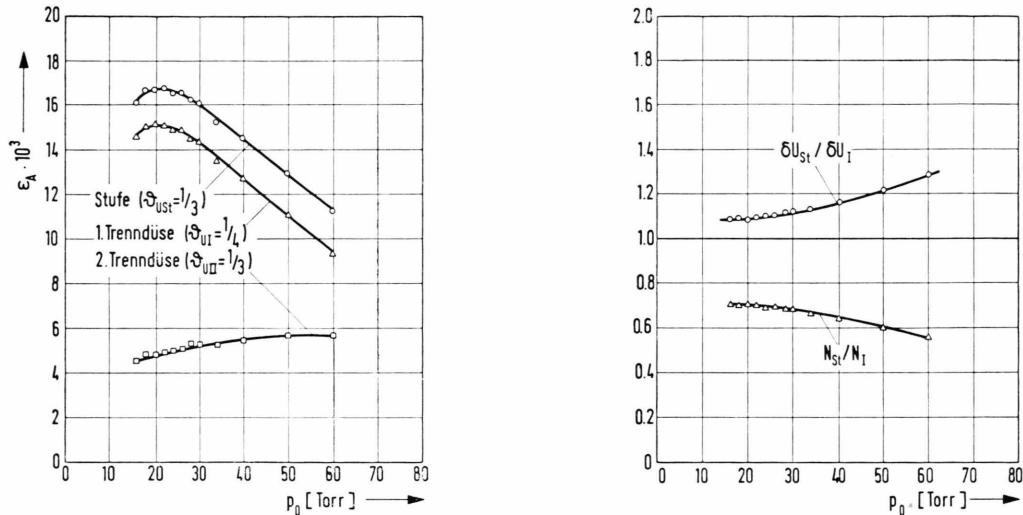


Abb. 7. Der Einfluß des Einlaßdruckes  $p_0$  auf die elementaren Trenneffekte  $\varepsilon_A$  der Stufe, der ersten und der zweiten Trenndüse sowie auf das Verhältnis der Trennleistungen  $\delta U_{St}/\delta U_I$  und auf das Verhältnis der Trennstufenzahlen  $N_{St}/N_I$  einer mit Doppelumlenksystemen bei  $\vartheta_{uSt}=1/3$  und einer mit Einzeltrenndüsensystemen bei  $\vartheta_{uI}=1/4$  betriebenen Kaskade. — Versuchsbedingungen:  $H_2/UF_6$ -Gemisch mit 5 Mol-%  $UF_6$ , Expansionsverhältnisse  $p_0/p_L = p_0/p_M = p_0/p_S = 2.8$ ,  $\vartheta_{uSt} = 1/3$ ,  $\vartheta_{uI} = 1/4$ ,  $\vartheta_{uII} = 1/3$ ,  $r_{UII} = 0.3$  mm,  $\varphi_{UII} = 180^\circ$ ,  $\varphi_{DII} = 75^\circ$ .

sprechende Strömungsuntersuchungen mit Drucksonden zeigen, dürfte die Steigerung der Isotopen-trennung bei hohen Einlaßdrücken durch eine Verlängerung der Düseninnenführung im wesentlichen darauf zurückzuführen sein, daß mit zunehmendem Umlenkinkel der Düseninnenführung die Strömungsgeschwindigkeit vor dem Abschäler erhöht wird. Die Verbesserung der Isotopen-trennung 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 Ver-ringerung der reibenden Länge des Düsenblechs stärker bemerkbar macht.

#### 4.2. Einfluß des Einlaßdrucks

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 Einzelsystems<sup>14</sup> erhaltenen Ergebnisse berücksichtigt.

Der Trenneffekt der zweiten Trenndüse  $\varepsilon_{AII}$  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 Isotopen-trennung der zweiten Trenndüse dürfte zum Teil auf die hohe  $UF_6$ -Konzentration des in die zweite Trenndüse eintretenden Gasgemisches zurück-zuführen sein, die ungefähr zwischen 10 und 20 Mol-%  $UF_6$  liegt. Da der mittlere Gesamtdruck der schweren Fraktion des Einzelsystems nach den Sonnenmessungen unter dem Einlaßdruck  $p_0$  liegt, be ruht die geringere Isotopen-trennung der zweiten Trenndüse weiter auf dem kleineren effektiven Expansionsverhältnis der zweiten Trenndüse. Der hohe optimale Einlaßdruck  $p_0$  und das flache Maximum der Isotopen-trennung dürften hauptsächlich die beiden folgenden Ursachen haben. Mit größer werden-dem Einlaßdruck  $p_0$  wird der Massendurchsatz durch die zweite Trenndüse und damit die Reynolds-Zahl erhöht. Die für die Isotopenentmischung günstigste Reynolds-Zahl der Trenndüsentrömung<sup>15</sup> 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 gerin-ger, so daß mit steigendem Einlaßdruck  $p_0$  die an der zweiten Trenndüse anliegenden effektiven Expansionsverhältnisse zunehmen.

Der elementare Trenneffekt der Stufe  $\varepsilon_{AS}$  liegt erwartungsgemäß deutlich über dem elementaren Trenneffekt der ersten Trenndüse  $\varepsilon_{AI}$ , wobei das Uranabschälverhältnis der Stufe  $\vartheta_{uSt}$  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 ist<sup>16</sup> 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 Einzelsystems<sup>14</sup> entspricht.

In Abb. 7 ist weiterhin das Verhältnis der Trennleistungen des Doppelumlenksystems und des Einzeltrennsystems  $\delta U_{St}/\delta U_I$  sowie das Verhältnis der Trennstufenzahlen  $N_{St}/N_I$  einer mit Doppelumlenksystemen bei  $\vartheta_{uSt} = 1/3$  und einer mit Einzelsystemen bei  $\vartheta_{uI} = 1/4$  arbeitenden Kaskade<sup>17</sup> als Funktion des Einlaßdruckes  $p_0$  dargestellt. Man erkennt, daß beim Doppelumlenksystem trotz des effektiv um 25% kleineren UF<sub>6</sub>-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 Gesamtrennleistung 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<sub>6</sub>-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  $p_0/p_L = p_0/p_M = p_0/p_S$

$= p_0/p_S$  auf die einzelnen elementaren Trenneffekte  $\varepsilon_{Ak}$ , die Uranabschälverhältnisse  $\vartheta_{uk}$  und die spezifischen Aufwandsgrößen dargestellt. Die beobachtete starke Zunahme des Elementareffekts der Isotopentrennung der Einzeltrenndüse,  $\varepsilon_{AI}$ , sowie der Stufe,  $\varepsilon_{AS}$ , beruht nicht nur auf der Zunahme der Strömungsgeschwindigkeit mit zunehmendem Expansionsverhältnis, sondern wird maßgeblich auch von der Abnahme der entsprechenden UF<sub>6</sub>-Abschälverhältnisse  $\vartheta_{uI}$  und  $\vartheta_{uSt}$  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<sub>6</sub>-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.

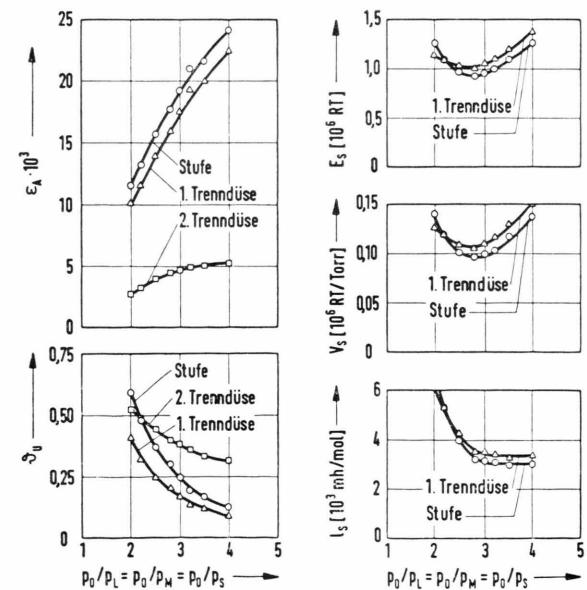


Abb. 8. Der Einfluß des Expansionsverhältnisses  $p_0/p_L = p_0/p_M = p_0/p_S$  auf die elementaren Trenneffekte  $\varepsilon_A$  und die Uranabschälverhältnisse  $\vartheta_u$  der Stufe, der ersten und der zweiten Trenndüse, sowie auf die spezifischen Aufwandsgrößen  $E_s$ ,  $V_s$  und  $I_s$  der Stufe und der ersten Trenndüse. – Versuchsbedingungen: H<sub>2</sub>/UF<sub>6</sub>-Gemisch mit 5 Mol-% UF<sub>6</sub>. –  $p_0 = 26$  Torr,  $r_{UII} = 0.5$  mm,  $\varphi_{UII} = 180^\circ$ ,  $\varphi_{DII} = 75^\circ$ .

#### 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<sub>6</sub>-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<sub>6</sub>-Abschälverhältnisses  $\vartheta_{uI}$  und des Trenneffekts  $\varepsilon_{AI}$  der ersten Düse folgt.

Trotz des deutlichen Anstiegs des Elementareffekts der Isotopen trennung  $\varepsilon_{AII}$  in der zweiten Düse führt eine Nachexpansion mit Rückführung der mittleren Fraktion des Doppelumlenksystems innerhalb der Stufe zu keiner wesentlichen Absenkung der spezifischen Aufwandsgrößen, da mit zunehmender Nachexpansion die Isotopenzusammensetzung in

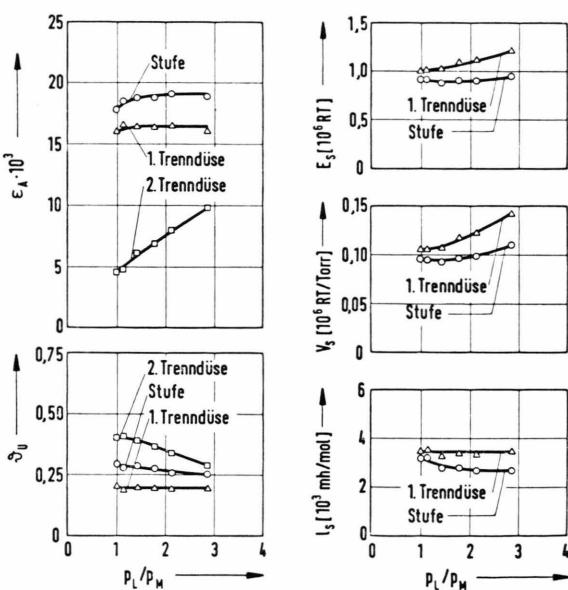


Abb. 9. Der Einfluß der Nachexpansion der mittleren Fraktion  $p_L/p_M$  auf die elementaren Trenneffekte  $\varepsilon_A$  und die UF<sub>6</sub>-Abschälverhältnisse der Stufe, der ersten und der zweiten Trenndüse sowie auf die spezifischen Aufwandsgrößen  $E_s$ ,  $V_s$  und  $l_s$  der Stufe und der ersten Trenndüse. — Versuchsbedingungen: H<sub>2</sub>/UF<sub>6</sub>-Gemisch mit 5 Mol-% UF<sub>6</sub>, Einlaßdruck  $p_0 = 26$  Torr, Expansionsverhältnis der leichten und der schweren Fraktion  $p_0/p_L = p_0/p_S = 2,8$ ;  $r_{UII} = 0,5$  mm.

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 Doppelumlenksystems 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 Ansaugeleitung des vor dem Doppelumlenksystem 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 Doppelumlenksystems um weitere 8% verringert werden kann.

#### 4.5. Der optimale Betriebspunkt

Für das bisher beste Doppelumlenksystem 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 Doppelumlenksystems gegenüber dem der zweiten Trenndüse sehr hoch ist, hängen die spezifischen Aufwandsgrößen des Doppelumlenksystems 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 darstellt<sup>18</sup>, liegen sämtliche Aufwandsgrößen des Doppelumlenksystems etwa um 10% unter den entsprechenden Werten der Einzeltrenndüse. Bei höheren Einlaßdrücken sind die spezifischen Aufwandsgrößen des Doppelumlenksystems noch günstiger als die der Einzeltrenndüse, im Bereich des minimalen spezifischen Ansaugvolumens beispielsweise beträgt der Unterschied etwa 15%.

## 5. Diskussion

Durch die mit dem Doppelumlenksystem erreichbaren höheren Stufentrenneffekte ist eine beträchtliche Einsparung an Trennstufen, die zur Erreichung einer bestimmten U<sup>235</sup>-Konzentration benötigt werden, möglich<sup>19</sup>. 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 einfache Rohrleitungsnetz der Kaskaden gegenüber, da für das Doppelumlenksystem das Uranabschälverhältnis  $\vartheta_{uSt} = 1/3$  zu den günstigsten Aufwandsgrößen

führt, während für das Einzelsystem ein UF<sub>6</sub>-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 Stuftentypen bestehenden Kaskade an das Durchsatzprofil der „idealen“ Kaskade erreichen. Außerdem kann gegebenenfalls auf die Sonder-trenndüsenvverfahren bei der am Kaskadenkopf erforderlichen UF<sub>6</sub>-Abscheidung<sup>20</sup> 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.

<sup>1</sup> E. W. Becker, K. Bier, W. Bier, R. Schütte u. D. Seidel, Angew. Chemie, Internat. Edition **6**, 507 [1967].

<sup>2</sup> 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.

<sup>3</sup> E. W. Becker, W. Bier, P. Bley, U. Ehrfeld, W. Ehrfeld u. G. Eisenbeiß, Atomwirtschaft **18**, 524 [1973].

<sup>4</sup> K. Bier, H. Brandstädter, U. Ehrfeld u. W. Ehrfeld, KFK-Bericht 1440, Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe 1972.

<sup>5</sup> P. Bley, R. Dürr, W. Ehrfeld u. G. Eisenbeiß, Z. Naturforsch. **28a**, 1273 [1973].

<sup>6</sup> W. Ehrfeld u. E. Schmidt, KFK-Bericht 2004, Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe 1974.

<sup>7</sup> F.-J. Rosenbaum, Dissertation, Karlsruhe 1975.

<sup>8</sup> Eine Beschreibung der hierfür verwendeten Versuchsausrüstung enthält die Arbeit von W. Bier u. F. Weis; Kerntechnik **14**, 105 [1972]. Für die Messungen am Doppelumlenksystem wurde die Versuchsausrüstung auf den trifaktoriären Absaugbetrieb erweitert<sup>7</sup>.

<sup>9</sup> Als Geschwindigkeitsverhältnis bezeichnet man das Verhältnis von Strömungsgeschwindigkeit zur wahrscheinlichsten thermischen Geschwindigkeit der Moleküle im Schwerpunktssystem der Strömung.

<sup>10</sup> Die lokal in der Strömung ermittelten Größen  $\vartheta_{ik}$  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.

<sup>11</sup> Bei den UF<sub>6</sub>-Trennversuchen wird für die schwere Gemischkomponente, das UF<sub>6</sub>, der Index u verwendet.

<sup>12</sup> E. W. Becker, W. Bier, W. Ehrfeld u. G. Eisenbeiß, Z. Naturforsch. **26a**, 1377 [1971].

<sup>13</sup> Der statische Druck des Gemisches ist im Bereich der Abremszone höher als an der Umlenkwand, da aufgrund der Reibungsverluste an den Strahländern der Gesamt-

druck der Strömung in den mittleren Strahlbereichen am größten ist; vgl. hierzu die in Anmerkung 5 zitierte Arbeit.

<sup>14</sup> P. Bley, W. Ehrfeld, F.-M. Jäger u. U. Knapp, KFK-Bericht 2092, Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe 1975.

<sup>15</sup> W. Bier, G. Eisenbeiß u. G. Heeschen, Z. Naturforsch. **28a**, 1267 [1973].

<sup>16</sup> Aus Materialbilanzen folgt:  $\varepsilon_{AST} = \varepsilon_{AI} + \vartheta_{uII} \varepsilon_{AIII}$ . Nach dieser Bilanzgleichung wurde der Trenneffekt der ersten Stufe aus den direkt gemessenen Trenneffekten der Stufe und der zweiten Düse berechnet.

<sup>17</sup> 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 Anreicherungseffekt des schweren Uranisotops  $\varepsilon_\beta$ . Aus Materialbilanzen ergibt sich für die erste Trenndüse

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

und für die Stufe

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

<sup>18</sup> E. W. Becker, W. Bier, W. Ehrfeld, K. Schubert, R. Schütte u. D. Seidel, KFK-Bericht 2067, Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe 1974.

<sup>19</sup> Ein qualitativ ähnlicher Effekt ist beim Einfügen eines zweiten Abschälerblechs am Ende der Umlenkwand des Einzelsystems (Abb. 1) zu erwarten. Außer durch zu enge Gasabsaugkanäle dürften sich jedoch Nachteile aufgrund des für eine trifaktoriäre Absaugung relativ ungünstigen Konzentrationsprofils ergeben.

<sup>20</sup> R. Schütte, KFK-Bericht 1986, Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe 1974.