



KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH

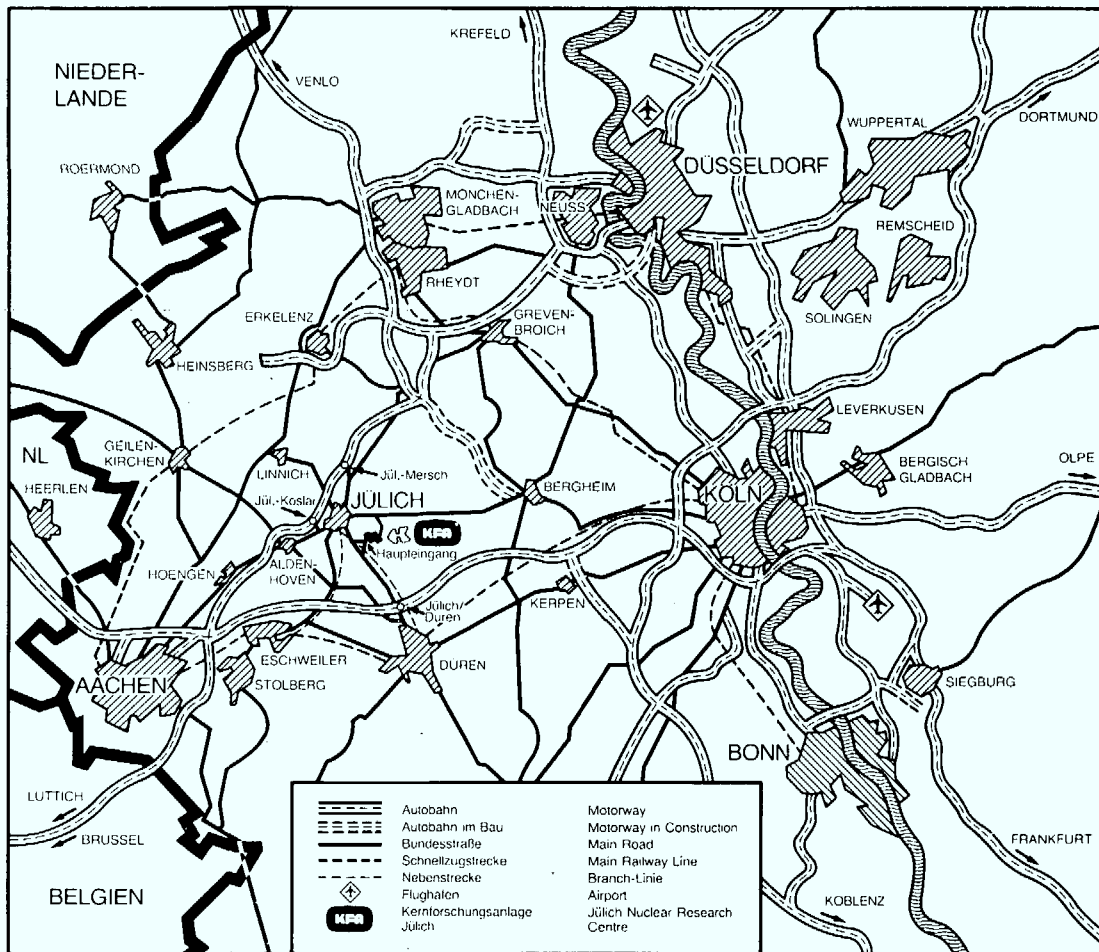
Institut für Chemische Technologie
der Nuklearen Entsorgung

**Verfahren zur mechanischen Trennung
zwischen Hüllrohr und Brennstoff von
Leichtwasserreaktor-Brennelementen**

von

R. Koch

Jül - 1955
Oktober 1984
ISSN 0366-0885



Als Manuskript gedruckt

Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 1955

Institut für Chemische Technologie der Nuklearen Entsorgung Jül - 1955

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH

Postfach 1913 · D-5170 Jülich (Bundesrepublik Deutschland)

Telefon: 024 61/610 · Telex: 833 556-0 kf d

Verfahren zur mechanischen Trennung zwischen Hüllrohr und Brennstoff von Leichtwasserreaktor-Brennelementen

von

R. Koch

D 82 (Diss. T. H. Aachen)

<u>INHALTSVERZEICHNIS</u>		Seite
1.	EINLEITUNG UND AUFGABENSTELLUNG	1
2.	STAND DER TECHNIK	4
2.1	Chemische Enthüllverfahren	4
2.2	Mechanische Enthüllverfahren	5
2.2.1	Die Schneid-Schälverfahren	6
2.2.2	Hüllrohrexpanionsverfahren	13
2.2.3	Stabverformungsverfahren	15
3.	DER BRENNSTAB UND SEINE SIMULATION	15
3.1	Die Änderung der Hüllrohreigenschaften und ihre Ursachen	16
3.2	Der Brennstoff - Eigenschaften nach dem Reaktoreinsatz	19
3.3	Die Simulation des Brennstabs	23
4.	ALTERNATIVEN DER MECHANISCHEN ENTHÜLLUNG	25
4.1	Analyse der Verfahrensschritte und ihre Kombinationsmöglichkeiten	27
4.2	Verfahrensauswahl	29
4.3	Vorversuche	34
5.	MECHANISCHE BRENNSTOFF-HÜLLROHR-TRENNUNG MITTELS KAVITATION BEIM WASSERSTRAHLEN	36
5.1	Schädigungsmechanismus der Kavitation	37
5.2	Kavitationsversuche	42
5.2.1	Hochdruckwasserstrahlanlage	42
5.2.2	Probenvorbereitung	45
5.2.3	Versuchsdurchführung	46
5.2.4	Versuchsergebnisse und ihre Interpretation	46
5.2.4.1	Abstand s	47
5.2.4.2	Düseneingangsdruck	54
5.2.4.3	Volumenstrom	58
5.2.4.4	Düsengeometrie	61
5.2.4.4.1	Eintrittswinkel	62
5.2.4.4.2	Länge des Düsenaustrittskanals	64
5.2.4.5	Werkstoffeinflüsse	66
5.2.4.6	Einfluß von Werkstoffrissen	67
5.2.4.7	Größe der Werkstoffbruchstücke	70
5.2.4.8	Erreichbare Erosionstiefe	70
5.2.4.9	Angriff auf das Hüllrohr	74

	Seite
6. KONZEPT EINER ANLAGE IM TECHNISCHEN MASSSTAB	77
6.1 Entwurf	77
6.2 Dimensionierung	82
6.3 Sicherheitsbetrachtungen	85
7. ZUSAMMENFASSUNG	85
8. LITERATURVERZEICHNIS	88
9. NOMENKLATUR	94
10. ANHANG	95

Brennelemente von wassergekühlten Reaktoren und Schnellen Brutreaktoren bestehen aus einer großen Zahl (beispielsweise 169 Stück) bis zu fünf Meter langer Brennstäbe (Bild 1), die durch Kopf- und Fußstücke zusammengehalten werden. In den Hüllrohren aus einer Zirkoniumlegierung oder Edelstahl befindet sich gasdicht eingeschlossen der Brennstoff: hochgesintertes UO_2 oder $(\text{U-Pu})\text{O}_2$ in Tablettenform. Der äußere Durchmesser der Brennstäbe beträgt 6 bis 15 mm, die Wandstärke des Hüllmaterials etwa 1 mm (Brutreaktor 0,5 mm).

Für die chemische Wiederaufarbeitung der bestrahlten Kernbrennstoffe muß der Brenn- und Brutstoff zunächst in Salpetersäure gelöst werden. Dazu werden die Brennstäbe in 40 bis 50 mm lange Stücke gesichert und mit siedender Salpetersäure behandelt. Brenn- und Brutstoff werden quantitativ aus den Hüllrohrabschnitten herausgelöst, hingegen widerstehen die Hüllrohrmaterialien einem Angriff durch Salpetersäure infolge Passivierung der Metalloberfläche. Anders ist die Sachlage, wenn anstelle reiner Salpetersäure eine mit Fluoridionen versetzte Säure zur Auflösung benötigt wird, wie im Falle der Auflösung thoriumhaltiger Mischoxidbrennstoffe.

Das meist verwendete Hüllrohrmaterial Zircaloy, eine 96 bis 98 %ige Zirkoniumlegierung, wird von der mit Fluoridionen katalysierten Salpetersäure relativ stark angegriffen. Das in die Lösung gelangende Zirkonium erschwert den nachfolgenden chemischen Trenn- und Reinigungsprozeß erheblich. Aus diesem Grunde besteht in diesem Falle ein starkes Interesse an einer weitgehend mechanischen Trennung des Hüllmaterials von dem Kernbrenn- und Brutstoff.

Bereits zu Beginn der Kernenergieentwicklung wurden verschiedene Methoden des Aufschneidens der Metallhülsen oder das Herauspressen der Schwermetalloxide aus den Hülsen ausprobiert /1/. Die Erfolge waren nicht befriedigend; weitere Bemühungen unterblieben, da das oben beschriebene selektive Herauslösen (engl.: chop-leach) sich bei reinen, bisher überwiegend verwendeten UO_2 -Brennstoffen als überlegen erwies.

Es sollen nun die früheren Untersuchungen wieder aufgenommen und fortgeführt werden. Im Rahmen der deutsch-brasilianischen Zusammenarbeit auf dem Gebiet der Kernenergie rücken thoriumhaltige Brennstoffe auch im LWR-Brennstoffkreislauf ins Interesse, da Brasilien über mehr Thorium- als Uranvorkommen verfügt. Auch verfügt man heute über neue Techniken, zum anderen können gegebenenfalls früher entwickelte Methoden weiter optimiert werden. Besonders erfolgversprechend sind solche Verfahren, die weitgehend spanlos arbeiten, da feine Zirkoniumspäne pyrophor sind und damit ein Gefahrenpotential darstellen.

Die Trennung von Hüllrohr und Brennstoff gehört zum head-end in dem die Vorarbeiten zum chemischen Teil, der eigentlichen Wiederaufarbeitung, stattfinden. Eine Übersicht zu den einzelnen Teilschritten des head-ends, das den Rahmen zu diesem Trennschritt von Brennstoff und Hülle bildet, verschafft Bild 1.

Eine Vielzahl an chemischen und physikalischen (im wesentlichen mechanischen) Verfahren zur Trennung des Hüllmaterials vom Brennstoff sind geprüft worden. Die hier betrachteten Verfahren betreffen nur die Zerlegung von stabförmigen Brennelementen.

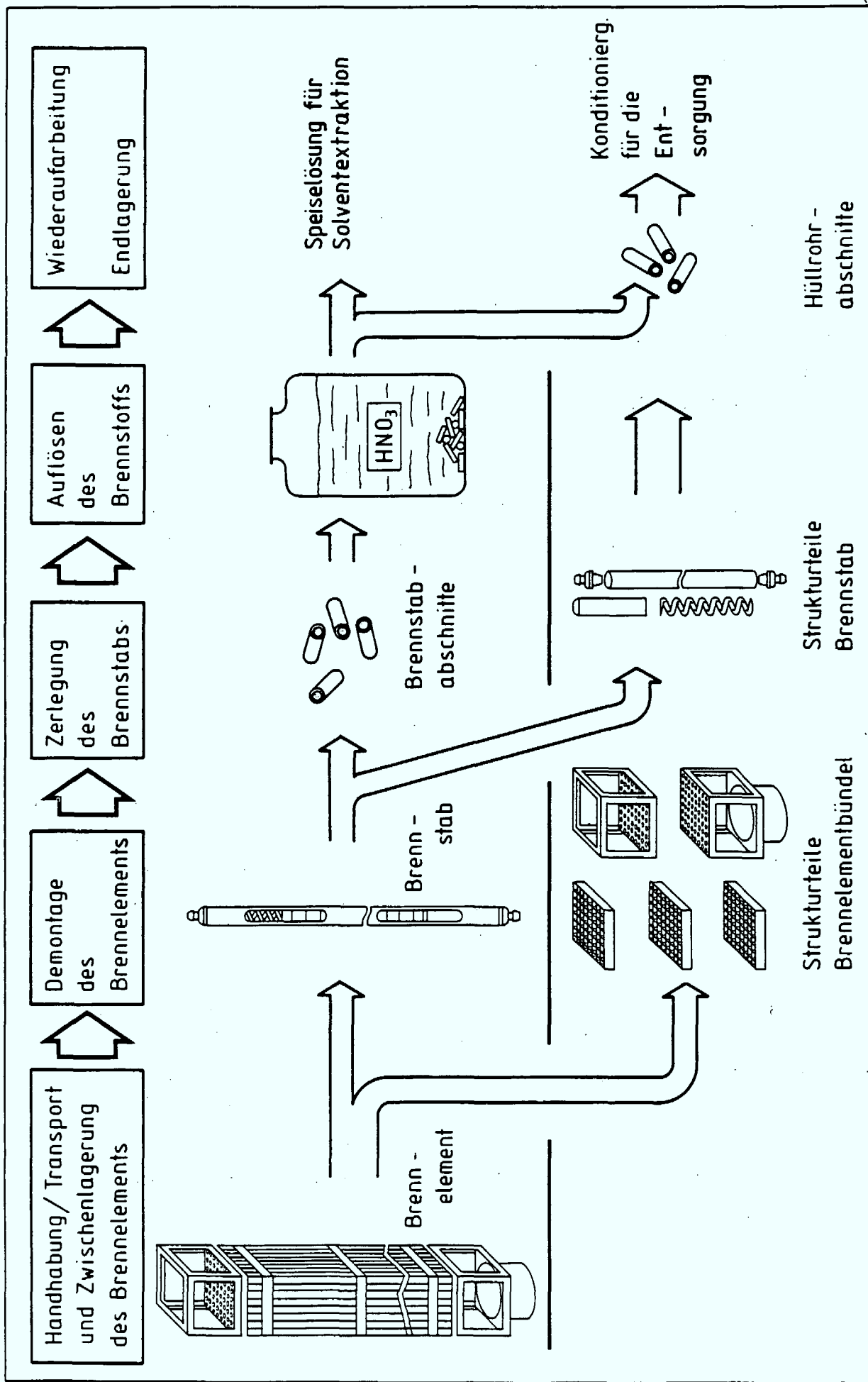


Bild 1: Fließbild des "head-ends"

2. STAND DER TECHNIK

2.1 Chemische Enthüllverfahren

Zur chemischen Trennung bieten sich drei Wege an:

- Lösen des Hüllwerkstoffs (Neutralität des Reagens gegenüber dem Brennstoff). Das Lösen der Hülle produziert flüssigen, radioaktiven Abfall, der wesentlich aufwendiger für die Endlagerung zu konditionieren ist als festes Material. Zirkonoxidschichten pellen sich außerdem beim Zirflex-Verfahren erst nach Stunden ab, nachdem das darunterliegende Zirkonium gelöst wurde. (Beim Zirflex-Prozeß werden Ammoniumfluorid oder Ammoniumfluorid/Ammoniumnitrat-Agenzien zur Zersetzung der Hülle eingesetzt.) Auch ist die Bildung von Uranfluoriden nicht zu vermeiden /2/.
- Lösen des Brennstoffs (Neutralität des Reagens gegenüber dem Hüllmaterial). Das Lösen des Brennstoffs erfordert relativ viel Zeit, da der Brennstoff lediglich am Anfangs- und Endquerschnitt des Brennstabs mit der Säure in Kontakt kommt.
- Auflösen des gesamten Brennstabs und Trennung der Komponenten auf chemischen Wege. Als Nachteil fällt hierbei vor allem die große Zunahme des hochaktiven Abfalls ins Gewicht. Die Spaltproduktlösung wird mit dem gesamten Hüllwerkstoff zusätzlich beladen.

Im aktuellen Stadium - d. h. bei der Wiederaufarbeitung von UO_2 -Brennstoffen aus Leichtwasserreaktoren - wird eine Kombination von chemischen und mechanischen Trennverfahren eingesetzt, das "chop-leach"-Verfahren. Der vorgeschaltete Scherprozeß führt zu einer Abnahme der Lösezeit, da einerseits eine größere Angriffsfläche zur Verfügung steht, andererseits der Zutritt für die Säure und damit ein Austausch gesättigter und ungesättigter Lösung erleichtert wird.

2.2 Mechanische Enthüllverfahren

Eine Zusammenfassung bestehender, nicht chemischer Enthüllverfahren ist bei Blanco und Watson /2/ 1961, Long /3/ 1967 und Hammad /4/ 1971 zu finden. Obwohl die Anstrengungen auf diesem Gebiet im wesentlichen von Mitte der 50er- bis Mitte der 60er-Jahre unternommen wurden, gibt keiner der genannten Artikel eine vollständige Zusammenstellung. Auch wird auf die Darstellung verfahrensspezifischer Vor- und Nachteile selten eingegangen.

Nur wenige Verfahren gelangten über das Versuchsstadium hinaus bis zum "heißen" Einsatz, da viele Probleme auftraten (beispielsweise im heißen Einsatz Beschädigungen des Brennstabs). Auch sind einige Verfahren nur für bestimmte Brennstabsorten geeignet, wie z. B. das Dampfverfahren (halb chemisch, halb mechanisch) nur für Uranmetall-Brennstoffe anwendbar ist.

Wie bereits angedeutet, führen der mögliche Einsatz von Thorium als Brutstoff und auch die Entwicklungen auf dem Gebiet der Fertigungstechnik zu einer erneuten Betrachtung und Beurteilung nicht-chemischer Wege zur Trennung der Brennstabkomponenten. Im einzelnen sprechen folgende Gründe für deren Einsatz:

- Entlastung der Solventextraktion von aufgelöstem Zircaloy
 - Verringerung bzw. Vermeidung der Schlammbildung (Zirkon-crud)
 - Erhöhung des Durchsatzes der chemischen Anlage
 - Keine Verwendung korrosiver Reagenzien für diesen Schritt erforderlich wie bei etlichen chemischen Verfahren
 - geringeres Volumen an flüssigem Abfall im Vergleich beispielsweise zum chemischen Lösen der Hülle
 - Einfachere und bessere Konditionierung der Hüllrohrstücke in fester als in flüssiger Form
- (- für Elemente mit NaK-Bindung zwischen Hüllrohr und Brennstab: Umgehen der Feuergefahr bei chemischen (wässerigen) Techniken.)

Um mechanische Verfahren konkurrenzfähig werden zu lassen, müssen jedoch folgende Nachteile der bisherigen Verfahren zu umgehen

bzw. zu reduzieren sein:

- Höhere Brennstoffverluste bei Brennstabdefekten (Risse, Verwerfungen, Verbiegungen, Schwellungen der Brennstäbe)
- Hohe Anlagen- und Arbeitskosten
- Hoher Werkzeugverschleiß
- Geringe Maschinenlebensdauer
- Brandgefahr durch feine Späne von Zircaloy-Hüllrohren.

Vorzüge und Handicaps sollen an dieser Stelle, soweit die Darstellung in der Literatur dies erlaubt, die bisherigen Verfahren bewerten und als Basis für eine Weiter- bzw. Neuentwicklung dienen. Diese Verfahren lassen sich entsprechend ihrer charakteristischen Teilfunktionen unter 3 Gruppen fassen:

- Kombiniertes Schneid-Schälverfahren (incl. Preßverfahren)
- Hüllrohrexpansionsverfahren
- Stabverformungsverfahren.

Eine umfassende Literatursammlung, geordnet nach den einzelnen Verfahren, befindet sich im Anhang dieser Arbeit.

2.2.1 Die Schneid-Schälverfahren

In dieser ersten Gruppe findet man wohl die am häufigsten angewandte Technik. Die meisten Verfahren haben dabei gemeinsam, daß das Hüllrohr zunächst geschnitten bzw. gekerbt wird, der Brennstoff jedoch unverletzt bleiben soll.

Zwei Arten des Schnitts sind zu unterscheiden, die das Werkzeug der anschließenden Schäloperation weitgehend bestimmen (Bild 2):

- Beim Axialschnitt wird das Hüllrohr durch zwei oder mehr Schnitte - über den Umfang verteilt - in entsprechend viele Segmente zerlegt. Sie werden mittels mehrerer Keile oder - in den meisten Fällen - mit einer ringförmigen Vorrichtung vom Brennstoff abgeschält /3,4,5,6,7,8,9,10,11,12,13,14,15/
(Bild 2, oberer Teil)

- Beim Schraubenschnitt wird der Brennstab schraubenförmig geschnitten bzw. gekerbt und das Hüllrohr mit einem drehmeißel-ähnlichen Werkzeug abgeschält /5,7,9/ (Bild 2, unterer Teil).

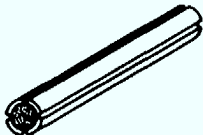
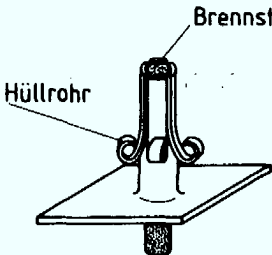
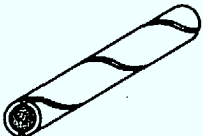
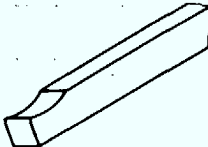
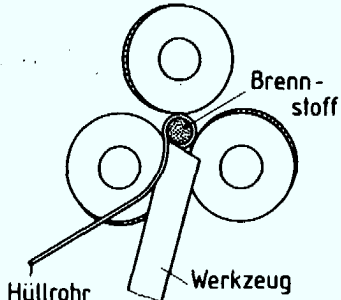
Axial- schnitt			
Schrauben- schnitt			
Art des Schnitt	Schnittverlauf am Brennstab	Schälwerkzeug	Schälprozeß

Bild 2: Die beiden Alternativen des kombinierten Schneid-Schälverfahrens

Der vorbereitende Schneidprozeß ist bereits durch eine Vielzahl von Werkzeugen realisiert worden, die sich nach fertigungs-technischen Gesichtspunkten ordnen lassen (Bild 3).

Die spanenden Verfahren haben den Nachteil, daß sie kleine Hüllrohrpartikel (Späne) erzeugen, die sich - handelt es sich um Zircaloy - an Luft entzünden können /17,18,19/. Je höher bei solch einem Partikel das Verhältnis Oberfläche/Volumen steigt, desto größer wird die Gefahr von spontan entstehenden Zircaloybränden. Obwohl die Trennscheibe die feinsten Partikel produziert, wird dieses Verfahren für den Laboreinsatz wegen der genauen und

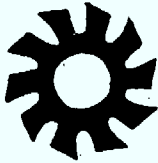
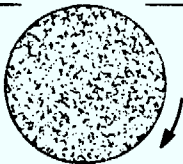
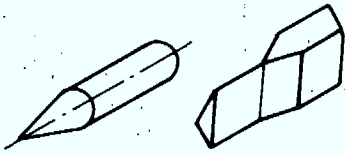
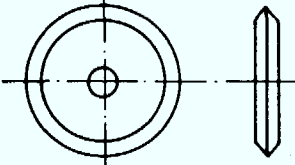
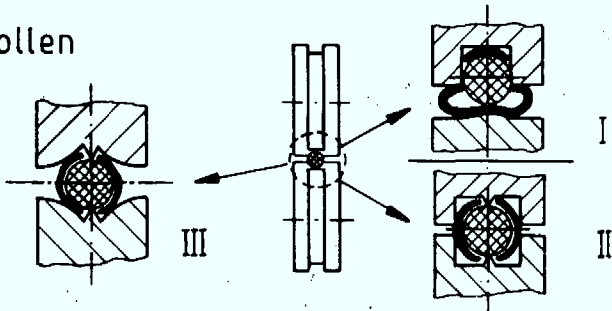
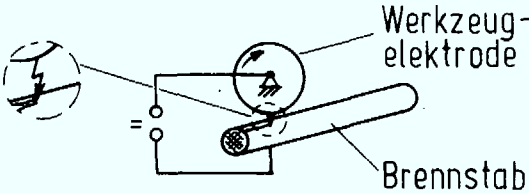
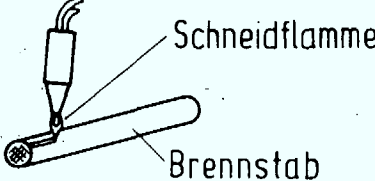
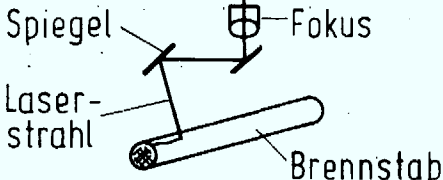
ART DER TRENNUNG	WERKZEUG
mechanisch	Fräser  spanend Trennscheibe 
	Schneidkeil / Schneidpflug  Schneidrolle / Rundmesser  Scherrollen 
thermisch	Elektro- erosion  Werkzeug- elektrode Brennstab
	Plasma - bzw. Brennschneiden  Schneidflamme Brennstab
	Laserschneiden  Spiegel Fokus Laser- strahl Brennstab

Bild 3: Schneidwerkzeuge zur mechanischen Brennstabenhüllung

schmalen Schnittfugen und des geringen zu zerspanenden Volumens favorisiert. Trotz einer herabgesetzten Schnittgeschwindigkeit bleibt die Zeit für einen Schnitt in niedrigen Grenzen. Allerdings stören diese Späne den chemischen Wiederaufarbeitungsprozeß.

Die andere Gruppe der mechanischen Verfahren gilt gemeinhin als spanlos. Dennoch entstehen auch hier in begrenzter Menge sehr feine Späne (Erfahrungen beim Scheren). Schneidkeil (oder Schneidpflug) stellen beim Hüllrohrschneiden eine Vorentwicklung zu den Schneidrollen dar. Das Hüllrohr wird von dem Schneidkeil im Regelfall nicht ganz durchtrennt (Schnitttiefe etwa 90 %), um den Brennstoff möglichst nicht anzugreifen. Trotz guter Leistung /20/ und einfacher Konstruktion ging man zur Verwendung von Schneidrädern über, da sich bei relativ duktilen Hüllrohrmaterialien Metallablagerungen an der Schneide sammelten (Bildung von Aufbauschneiden) und dadurch unsaubere Schnitte, ein Wellen oder gar Klemmen des Hüllrohrs auftraten. Die Verwendung von Schneidrollen bringt gute Ergebnisse, doch stumpfen die V-förmigen Schneiden schnell ab und liefern dann nur unvollkommene, unterbrochene Schnitte /5/.

Der Einsatz von Scherrollen - wie in Bild 3 gezeigt - hat sich als zuverlässiger erwiesen als die Schneidrollen /5/. Der Kraftaufwand bleibt wesentlich geringer (2000 gegenüber 5000 N beim Schneiden). Nur ist dieses Verfahren empfindlich gegenüber Brennstabschäden wie Brennstabschwellung oder Risse. Dadurch sind erhöhte Brennstoffverluste in Kauf zu nehmen, da beispielsweise an geschwollenen Stellen durch das vorgegebene Radprofil auch ein Teil des Brennstoffs abgeschert wird (Folgen: Klemmen des Brennstabs, hoher Werkzeugverschleiß).

Problematik aller geschilderten Verfahren ist das - bei Brennstabschäden unvermeidbare - Einschneiden in den Brennstoff und damit ein hoher Werkzeugverschleiß ganz abgesehen von der damit verbundenen Partikelkontamination. Auch ist der ferngesteuerte Werkzeugwechsel kompliziert.

Als dritte Gruppe der kombinierten Schneid-Schäl-Verfahren sind die thermischen Verfahren zu nennen. Die Brenn- und Plasma-

schneidverfahren sind zwar versuchsweise eingesetzt worden, doch wurden Ergebnisse bisher kaum bekannt. Die Vorteile wie entfallender Werkzeugverschleiß und Installation der wesentlichen Maschinenteile außerhalb der "heißen Zelle" werden durch den hohen Gasdurchsatz, die Entstehung feinsten Aerosole und die Handhabung hoher Temperaturen erkauft. Aerosole und auch Gase sind im Zusammenhang mit Filteraufwand und Dekontamination besonders problematisch. Hohe Temperaturen erhöhen das Gefahrenpotential hinsichtlich Brand.

Das Laserschneiden wird erst seit neuerer Zeit erprobt. Obwohl auch hierbei hohe Temperaturen und ein teilweises Verdampfen der Materialien auftreten, bietet es mehr Vorteile als das Brennschneiden:

- die gesamte Apparatur kann aus dem heißen Bereich ausgelagert werden. Lediglich die Fokussierung bzw. die Spiegel zur Lichtlenkung sind in der Zelle.
- Zur Temperaturerzeugung sind keine Brenngase durch den heißen Bereich zu schleusen.
- Durch Wahl optimaler Schneidparameter erstarrt das aus der Schnittfuge fließende, schmelzflüssige Hüllrohrmaterial am Fugenrand in Tropfenform. Dies wird erst durch die hohe Energiedichte beim Laser möglich.

Als Problem sind in der Literatur bisher nur die optischen Spiegel bekannt, die durch die radioaktive Strahlung erblindeten. Die hohen Arbeitstemperaturen stellen ein ziemliches Gefahrenpotential dar und die mit dem Einsatz des Lasers verbundenen Dämpfe und Aerosole sind nicht einfach zu handhaben. Sie erfordern aufwendige Filtereinrichtungen.

Das elektroerosive Schneiden kann ebenfalls unter den Begriff "thermisches Verfahren" gefaßt werden. Nur findet hierbei das Aufschmelzen und teilweise Verdampfen des Materials in mikroskopisch kleinen Bereichen statt, weshalb somit das Problem der Handhabung hoher Temperaturen entfällt. Die Elektrode liegt im Regelfall in Form einer Scheibe vor, die zum Ausgleich unterschiedlichen Verschleißes und zur Förderung der dielektrischen

Flüssigkeit (Umwälzpumpe entfällt) im Schneidspalt rotiert. Durch die kühlende Wirkung dieser spülenden Flüssigkeit kondensiert das verdampfte Material und verfestigt sich ebenso wie der geschmolzene Anteil des Hüllmaterials und bildet mit der dielektrischen Flüssigkeit einen Schlamm. Da keine Schnittkräfte aufzufangen sind, reicht eine lockere Einspannung des Werkstücks. Leichte Fernbedienung und gute Positionskontrolle wirken sich ebenso wie enge Schnitte begünstigend auf den Einsatz dieses Verfahrens aus. Die niedrige Schnittrate stellt jedoch das entscheidende Problem dar /7/.

Die abschließende Schäloperation (Bild 2) hat bei Einsatz des Ringwerkzeugs den entscheidenden Nachteil, daß infolge von Brennstabverformungen bzw. -schäden - verursacht durch den Reaktoreinsatz - leicht ein Klemmen der Vorrichtung auftritt. Die bei Vorversuchen erfolgreich getrennten Hüllen konnten deshalb, nachdem sie thermische Belastungszyklen durchlaufen hatten, nur mit großen Schwierigkeiten oder auch gar nicht entfernt werden. Weniger anfällig vor allem in Bezug auf verbogene Stäbe erwies sich das schraubenförmige Schälens (Bild 2, unten). Ein Klemmen ist unwahrscheinlich und Verbiegungen des Stabs machen sich weniger bemerkbar. Dennoch traten auch hier Probleme beim Anschnitt auf. Zudem führt das über die Stablänge ungleichmäßige Brennstoffschwellen dazu, daß das Schälmesser in den Brennstoff oder auch in den Hüllwerkstoff eindringt. Hoher Werkzeugverschleiß und Brennstoffverluste sind die Folge.

Obwohl es sich um kein rein mechanisches Verfahren handelt, mehr um eine Kombination eines mechanischen und eines chemischen Schrittes, soll das Dampfverfahren hier noch kurz erwähnt werden. Dabei wird das Hüllrohr wieder axial in mehrere Segmente geschnitten. Durch den Einsatz des so vorbereiteten Brennstabs in Wasserdampf (340 - 380 Grad) wandelt sich der Brennstoff Uranmetall in Uranoxid um und schwillt infolge der damit verbundenen Volumenzunahme. Die Hüllrohrsegmente schälen sich dabei selbstständig ab. Der Vorgang dauert 1/2 bis 3 Stunden, die Reaktionskinematik ist also äußerst langsam. Über einen erfolgreichen experimentellen Einsatz ist man bisher nicht hinausgekommen, da der Einsatz in der Produktion als problematisch angesehen

wird /10/. Zudem kommt derzeit fast nur UO_2 als Brennstoff zum Einsatz; wodurch die für die Volumenzunahme angestrebte Oxidation wesentlich geringer ausfällt.

Ebenfalls zu den Schäloperationen zu zählen ist das Preßverfahren. Brennstoffstücke von 35 mm Länge werden dabei durch einen Kolben aus dem Hüllrohr herausgepreßt (Bild 4).

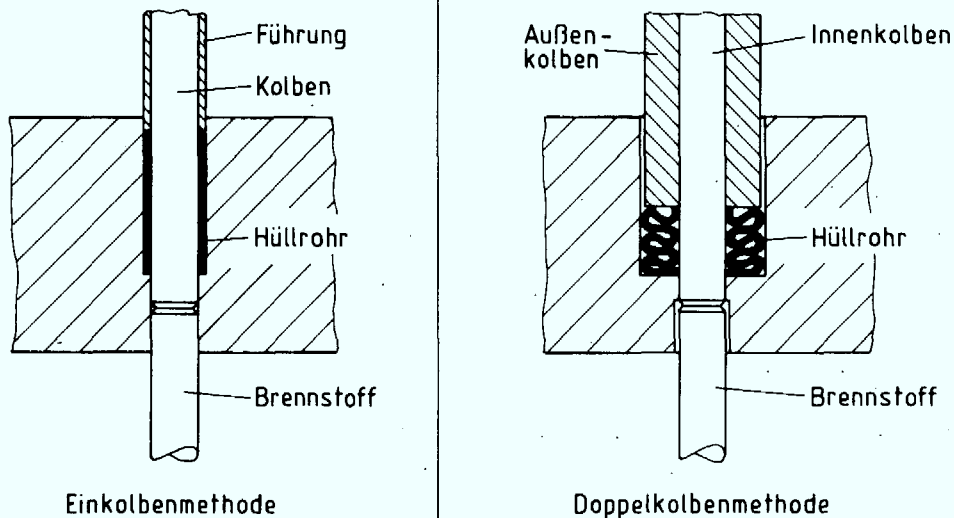


Bild 4: Preßverfahren zur mechanischen Brennstabenthüllung

Zwei Versionen sind dabei zu unterscheiden. Beide erfordern jedoch als Vorbereitung ein auf dem Umfang durchtrenntes Hüllrohr und einen durchbrochenen Brennstoffkern. Der Aufbau zur Einkolbenmethode besteht aus einem Kolben, dessen Führungshülse und einer Aufnahme für den Brennstababschnitt. Während die Führungshülse das Hüllrohr gleichzeitig fixiert, preßt der Kolben den Brennstoff heraus. Prägnantester Unterschied hierzu ist beim Doppelkolbenverfahren, daß beim Durchpressen des Brennstoffs gleichzeitig ein ringförmiger Außenkolben das Hüllrohr staucht und erst im fortgesetzten Stadium des Preßvorgangs der Innenkolben den Brennstoff ganz hinausschiebt.

Obwohl beide Verfahren auf Anhieb sehr simpel und damit besonders geeignet erscheinen, stellt sich bei näherer Betrachtung das Gegenteil heraus. Die erforderliche Vorbereitung - der Einsatz einer Schere, scheint nicht möglich zu sein - und die geringe Länge der Abschnitte von 35 mm /5/ erhöhen den Aufwand beträchtlich. Zudem reagieren die Apparaturen empfindlich auf Abmessungsänderungen mit erhöhtem Verschleiß oder Klemmen der Vorrichtung. Der Vorteil des zweiten Verfahrens, der im geringeren Kraftaufwand besteht, geht nach Bildung der ersten Schleife (siehe Bild) durch erhöhte Reibung verloren.

2.2.2 Hüllrohrexpansionsverfahren

Eine Alternative zum obengenannten Verfahrenskomplex stellt sich in der Möglichkeit, das Hüllrohr aufzuweiten. Drei Arten an Expansionsverfahren sind dabei zu unterscheiden

- hydraulisches Aufweiten des Hüllrohrs (Bild 5)
- Schrägwalzen des Brennstabs (Bild 5)
- thermische Expansion des Hüllrohrs.

Beim hydraulischen Aufweiten werden die Hohlräume im Brennstab mit einem hydraulischen Mittel (beispielsweise Kerosin) gefüllt. Durch Druck wird die Hülle aufgeweitet und anschließend der Brennstoff ebenfalls hydraulisch oder mit Hilfe einer Schraube hinausgepreßt. Neben der Voraussetzung, daß das Hüllmaterial ausreichend duktil sein muß, dürfen Brennstäbe auch keine starken Beschädigungen haben. Vorteilhaft macht sich bei diesem Verfahren die schonende Behandlung von Brennstoff und Hülle bemerkbar, die höhere Brennstoffverluste oder eine Kontamination des Brennstoffs durch Hüllrohrmaterial vermeidet. Ein wesentlicher Nachteil bleibt die Verschmutzung des Brennstoffs mit dem hydraulischen Mittel, das die Wiederaufarbeitung stört, es sei denn, das Verdünnungsmittel des Tributylphosphats wird verwendet. Damit ist jedoch eine erhöhte Brand- bzw. Explosionsgefahr verbunden.

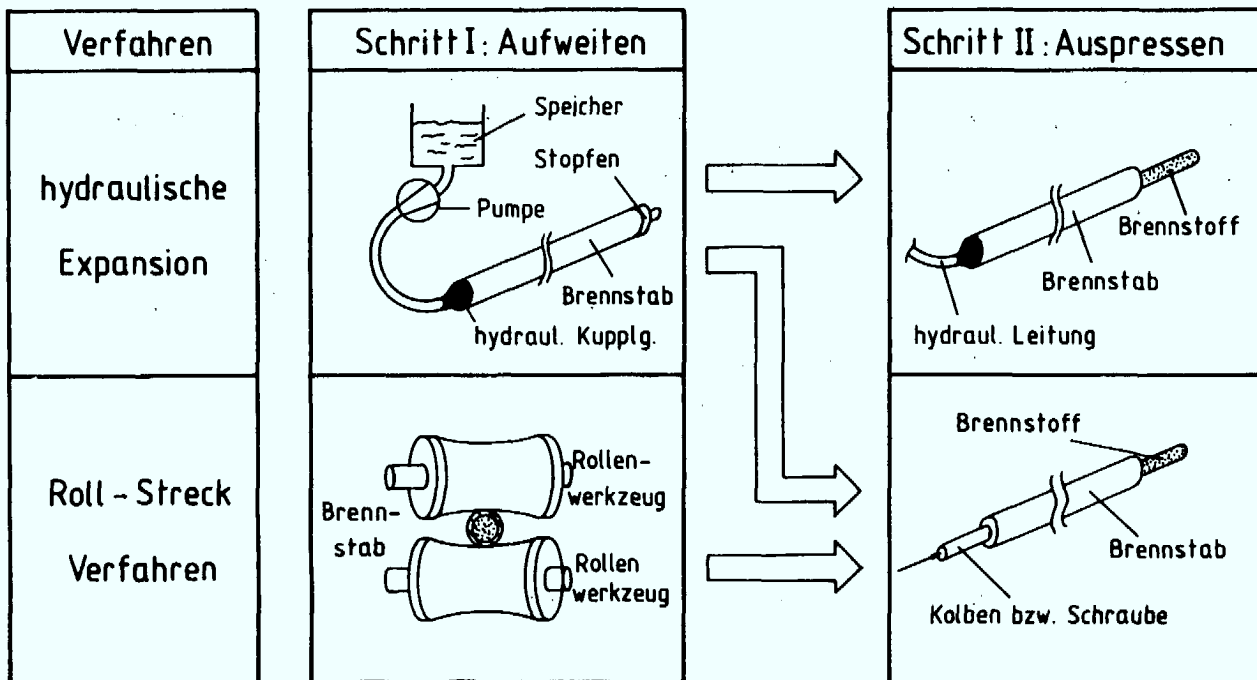


Bild 5: Mechanische Expansionsverfahren zur mechanischen Brennstabenthüllung

Das Schrägwalzen, bekannt aus der Herstellung nahtloser Rohre, wird ebenfalls zum Aufweiten der Brennstoffhüllrohre benutzt (Bild 5, unten). Dabei verdrillen zwei Walzen, die zur Stabachse gekreuzt sind, das Hüllrohr. Auf Kosten der Hüllrohrdicke und in geringem Maß durch Reduzierung der Hüllrohrlänge wird der Durchmesser größer. Voraussetzung ist dabei ein stabiler Rohrkern zur Abstützung der Walzkräfte. Eine Kontamination durch Aerosole wird hierbei weitgehend vermieden. Der - verglichen mit reinem UO_2 - geringere Elastizitätsmodul von UO_2 - ThO_2 -Mischungen verhindert die Trennung zwischen Hüllrohr und Brennstoff. Bei reinem UO_2 bricht der Brennstoff beim Walzvorgang und kann in der Regel herausgeschüttet werden. Beim Schrägwalzen handelt es sich um eines der wenigen mechanischen Verfahren, die bereits "heiß" eingesetzt wurden. Brennstäbe mit Kühlrippen sind mit diesem Verfahren nicht zu enthüllen.

Die Hochfrequenztechnik bietet die Möglichkeit, durch die unterschiedliche elektrische Leitfähigkeit von Brennstoff und Hüllrohr das Hüllrohr aufzuheizen und damit aufzuweiten sowie seine Festigkeit herabzusetzen. Mittels Ultraschall oder einem Schaber wird das Hüllmaterial dann entfernt /10,21,22,23,24/.

2.2.3 Stabverformungsverfahren

Eine der neuen Entwicklungen stellt das in Frankreich entwickelte "chop-knock"-Verfahren dar. Der erste Schritt besteht ebenso wie beim chop-leach-Verfahren in einem Schervorgang, der den Brennstab in kurze Stücke zerteilt. Diese Teilstücke werden statt in den Auflöser sodann in eine Kugelmühle überführt, wo durch Stoßprozesse zwischen den Kugeln und den Brennstabstücken letztere verformt werden. Der Brennstoff bricht dabei infolge seines spröden Verhaltens heraus, das Hüllrohr wird durch seine Duktilität lediglich verformt. Die Problematik des Verfahrens liegt vor allem in der kurzen Länge der Brennstababschnitte ≤ 10 mm. Bereits bei 10 mm und längeren Stabstücken steigt die Mahlzeit stark, und Reste des Brennstoffs werden durch die Hüllrohrverformung eingeschlossen /23/.

3. DER BRENNSTAB UND SEINE SIMULATION

Während des Reaktoreinsatzes ändern sich chemische, mechanische und geometrische Eigenschaften des Brennstabs. Die Kenntnis der Eigenschaften des abgebrannten Stabs ist für die Entwicklung von Verfahrensschritten für die Wiederaufarbeitung der Ausgangspunkt. In diesem Kapitel soll auf die wesentlichen Punkte eingegangen werden, die die mechanischen Änderungen der Brennstabkomponenten berücksichtigen. Die genaue Klärung und Beurteilung von Brennstabeigenschaften ist Thema gesonderter Arbeiten /24,25,26/. Die Autoren Keller und Möllinger /27/ geben einen guten Überblick dazu.

3.1 Die Änderung der Hüllrohreigenschaften und ihre Ursachen

Das Hüllrohr dient u. a. zur Zurückhaltung der Spaltprodukte und bildet, nach der keramischen Pelletmatrix die zweite Sicherheits-hülle im Reaktorbau. Die Rohrwerkstoffe werden dabei nach den wesentlichen Forderungen

- Formstabilität unter thermischer, mechanischer, nuklearer und korrosiver Belastung,
- geringe Neutronenabsorption und
- gute Wärmeleitfähigkeit

ausgesucht. Die Wertung dieser Forderungen richtet sich nach dem Reaktortyp. So wird beim Schnellen Brüter aufgrund des besseren Neutronenhaushalts der günstige Neutronenabsorptionsquerschnitt des Hüllwerkstoffs weniger ins Gewicht fallen als beispielsweise bei den konventionellen Leichtwasserreaktoren. Letztere werden hier vornehmlich betrachtet. Aus diesem Grund beziehen sich die folgenden Angaben auf Zircaloyrohre.

Tabelle 1 gibt eine Übersicht über die verschiedenen Beanspruchungen und ihre Ursachen.

Die thermische Belastung wirft im üblichen Einsatz mit bis zu 400 Grad C keine Probleme auf, zumal die Änderung der Gitterstruktur des Zirkon ($\alpha \rightarrow \beta$) erst bei Temperaturen oberhalb von 800 Grad C stattfindet.

Die Ursachen für die mechanische Belastung des Hüllrohrs finden sich in den beiden Wechselwirkungsmechanismen Kühlmittel - Hüllrohr und Brennstoff - Hüllrohr.

Der Kühlmitteldruck von bis zu 140 bar (beim DWR) lastet auf der Außenwand des Brennstabs. Den wesentlichen Teil der mechanischen Beanspruchung bilden die im Brennstabinnen wirkenden Kräfte. Infolge der Kernspaltung vergrößert sich das Brennstoffvolumen, insbesondere durch die Bildung von Spaltgasen, abhängig vom Abbrand, im allgemeinen bis etwa 3 %. Dabei drückt

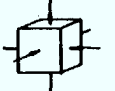
Art der Belastung	Belastungsort innen aussen	Ursachen	Wirkung auf das Hüllrohr
thermisch 	◦ ◦	Wärmeenergie des Spaltprozesses	ohne wesentlichen Einfluß
mechanisch 	◦ ◦ ◦ ◦ ◦ ◦	• Druck des Kühlmittels (bis 140 bar) • Volumenvergrößerung des Brennstoffs durch Spaltung • unterschiedliche Ausdehnung von Brennstoff und Hüllrohr durch hohes Temperaturgefälle • unterschiedliche Wärmeausdehnungskoeffizienten	Brennstabschwellen, Änderung mechanischer Eigenschaften
chemisch 	◦ ◦	• Korrosion (Radiolyse des Kühlwassers) • Korrosion durch Brennstoffverunreinigung und Spaltprodukte	Minderung der Wanddicke des Hüllrohrs
nuklear 	◦	• Stoßprozesse zwischen Hüllrohratomen und Spaltfragmenten bzw. Neutronen	Fehlstellenbildung, Kristallgitterspgn.

Tabelle 1: Belastung des Hüllrohrs während des Reaktoreinsatz

der Brennstoff gegen das Hüllrohr vom Stabinnern heraus. Auch erhöhen die Spaltgase den Innendruck des Brennstabs. Die entlang der Brennstabachse örtlich verschiedene Brennstableistung erhöht die Komplexität des Spannungsfalls. Das thermisch unterschiedliche Verhalten von Hüll- und Brennstoff (Tabelle 2), der große Temperaturunterschied zwischen Brennstoff und Hüllrohr, beides unterstützt den aufgebauten Innendruck im Brennstab.

Diese mechanische Beanspruchung ändert die Eigenschaften des Hüllrohrwerkstoffs ebenso wie die Geometrie. Das Brennstabschwellen führt zu einem über die Stabachse unterschiedlichen Anwachsen des Stabdurchmessers (Bild 6).

Werkstoff	Temperaturbereich	Wärmeausdehnungskoeffizient α^*
Zircaloy - 2/-4	20 - 500°C	$6 - 6,5 \cdot 10^{-6}$
Uranoxid	0 - 1000°C	$10 \cdot 10^{-6}$
Thoriumoxid	0 - 1000°C	$9 \cdot 10^{-6}$

Tabelle 2: Wärmeausdehnungskoeffizienten der Hüllrohrkomponenten

In Extremfällen kann dies sogar zu Rissen führen. Andere Brennstabschäden sind Verbiegungen und Verwerfungen. Diese Veränderungen des Brennstabs sind bei der Auswahl eines mechanischen Enthüllverfahrens bisher nicht oder in nicht ausreichendem Maße berücksichtigt worden. Die Bearbeitung beschädigter Brennstäbe ist also mit in die Anforderungen einzubeziehen, die an das mechanische Trennverfahren gestellt werden.

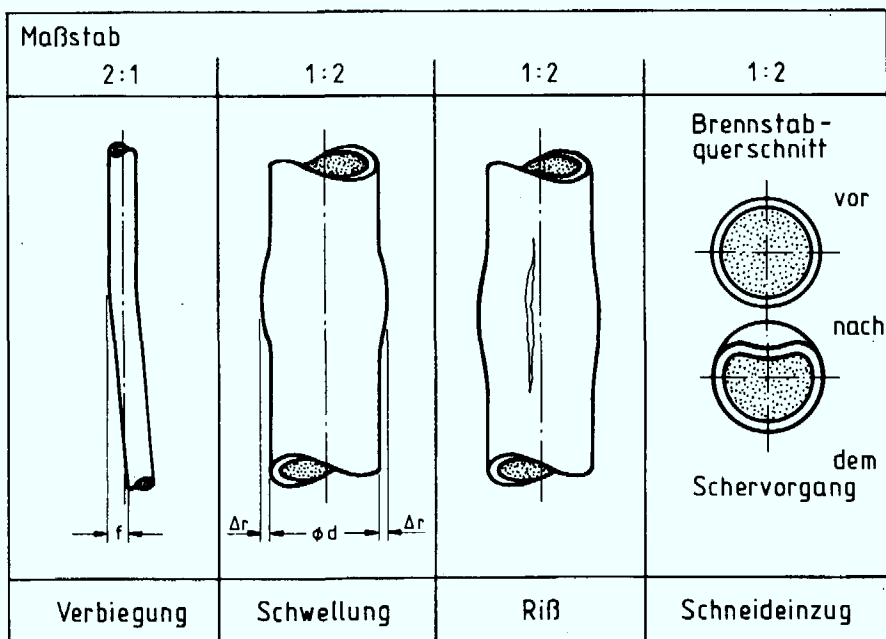


Bild 6: Brennstabschäden durch Reaktoreinsatz und Scheren im "head-end"

Ebenso ist die Änderung des offenliegenden Brennstoffquerschnitts bei einem vorgeschalteten Schervorgang mit zu berücksichtigen (Bild 6, rechts), obwohl dieser Schneideinzug bis auf einen unerheblichen Rest zu vermeiden ist /2/. Diese Aussage gilt für Stabscheren. Mit einer Bündelschere sind Schneideinzüge von $\geq 50 \%$ auch aufgrund letzter Erfahrungen beim chop-leach-Prozeß kaum zu unterschreiten.

Korrosion greift an der Hüllrohroberfläche innen und außen an (Tabelle 1). Bei Leichtwasserbrennstäben kann die Innenkorrosion lebensdauerbestimmend sein, wenn die Verunreinigung des Brennstoffs mit Wasserstoff über die Spezifikationen hinausgehen. Ausgangsstoffe für die Außenkorrosion liefert die Radiolyse des Kühlwassers. Wasserstoff und Sauerstoff greifen durch Hydridbildung bzw. Oxidation das Hüllrohr von außen an.

Neben der Schwächung der Hüllrohrwandung durch Korrosion ändern sich Streckgrenze und Zugfestigkeit der Hülle. Das geschieht durch Stoßprozesse der Spaltfragmente und der schnellen Neutronen, die zu Fehlstellenbildung führen. Die damit verursachten Gitterspannungen führen zu einer Versprödung des Werkstoffs. Die Zugfestigkeit steigt an und die Duktilität nimmt ab.

3.2 Der Brennstoff - Eigenschaften nach dem Reaktoreinsatz

Nachuntersuchungen an bestrahlten Brennstäben haben sich vornehmlich auf den chemischen Aspekt konzentriert. Art und Menge der Elemente, die nach dem Reaktoreinsatz vorliegen, sind demnach bekannt. Alkalien, Erdalkalien, Zirkonium, Molybdän, Seltene Erden und Edelmetalle stellen dabei den Hauptanteil.

Die mechanischen Kennwerte des bestrahlten Brennstoffs sind bisher kaum untersucht worden, obwohl sie hinsichtlich mechanischer head-end-Schritte wichtige Informationen bilden. Dennoch blieben die mechanischen Größen des bestrahlten Brennstoffs unbekannt, da sich mechanische Verfahrensschritte in der Regel auf eine Bearbeitung des Hüllrohr konzentrierten.

Strukturelle Untersuchungen und die Bildungsmechanismen von Fehlern im Kristallgitter sind wiederum bekannt. Sie sollen die Basis zu den folgenden Überlegungen und für die Simulation des Brennstoffs bilden.

Die Spaltung eines schweren Atomkerns erzeugt zwei leichtere Kerne, die in der Regel jedoch mehr Platz einnehmen als das ungespaltene Atom. Die resultierende Volumenzunahme des Brennstoffs wird teils durch die Pelletkonstruktion (dishings = konkav-geformte Stirnflächen, Pelletdichte von lediglich 97 %) aufgefangen, teils expandiert sie das Hüllrohr. Dieses Schwellen ist quantitativ abhängig von der Stableistung, die über die Stablänge differiert und somit unterschiedliche Durchmesser über die Stablänge verursacht /28/.

Makroskopisch fällt eine intensive Rißbildung innerhalb des Brennstoffs auf (Bild 7). Sie hat ihre Ursache in der schlechten Wärmeleitfähigkeit, den damit verbundenen thermischen Spannungen und gleichzeitig dem spröden Werkstoffverhalten. Bereits bei einer Temperaturdifferenz von 60 Grad C über den Brennstoffradius ist diese Rißbildung zu beobachten /29/.

Bei hohem Abbrand des Brennstabs bildet sich oft ein Hohlraum längs der Stabachse aus, der sogenannte Zentralkanal. Ausgangspunkt sind Poren, die von der Herstellung stammen bzw. durch entstehende Spaltgase sich bilden. Der hohe Temperaturgradient innerhalb des Brennstoffs (Bild 8) läßt infolge Verdampfungs- bzw. Kondensationsvorgängen an den innen bzw. außen liegenden Porenflächen die Poren in Richtung Brennstabmitte, d. h. entgegen dem Temperaturgefälle wandern /30/. Diese Verdampfungs- und Kondensationsprozesse führen auch zum Verheilen eines Teils der o. g. Risse.

Der gleiche Mechanismus läßt auch die einzelnen Tabletten "zusammenwachsen". Nach Abbrand des Brennelements liegen keine einzelnen Tabletten mehr vor, sondern ein von Rissen durchsetzter Brennstoffkörper, der über die gesamte Brennstablänge reicht.

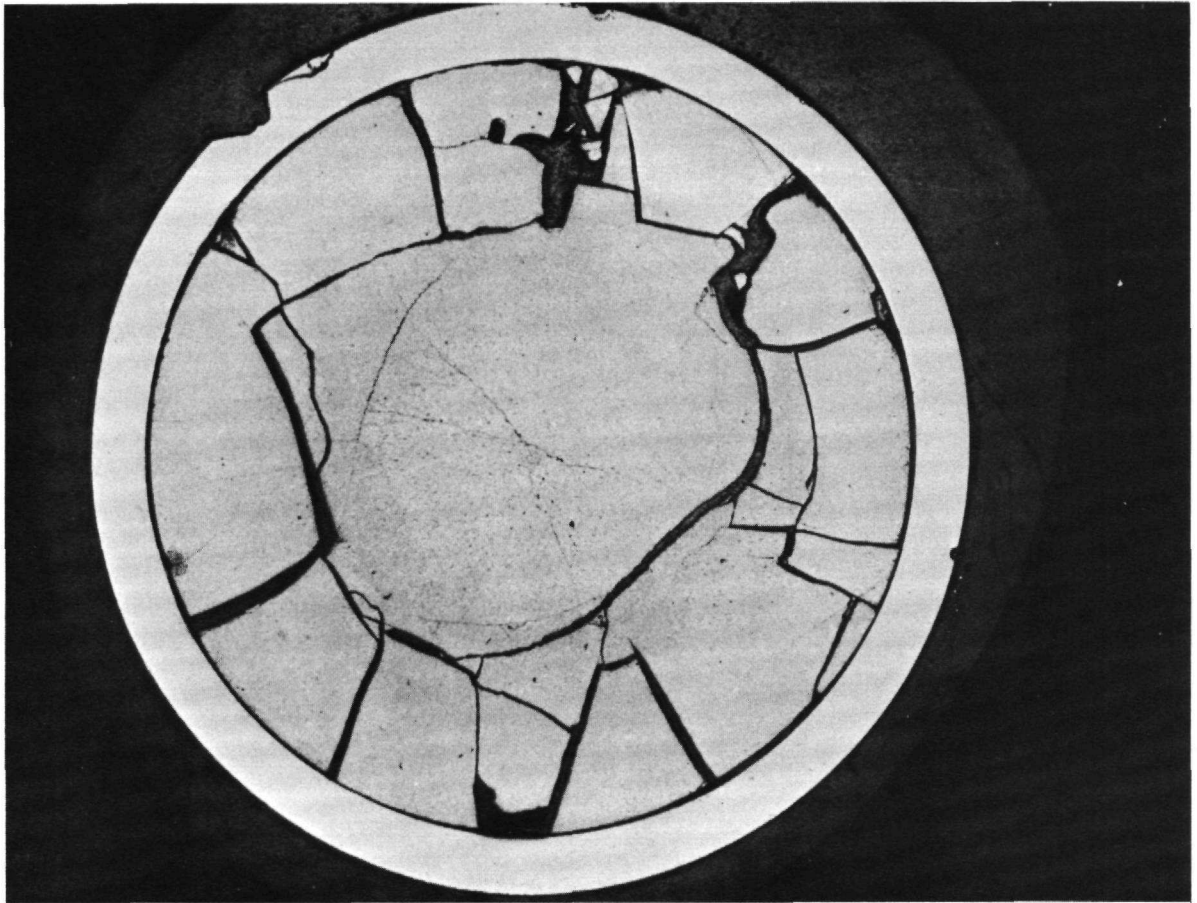


Bild 7: Rißstruktur im Brennstoff nach Reaktoreinsatz

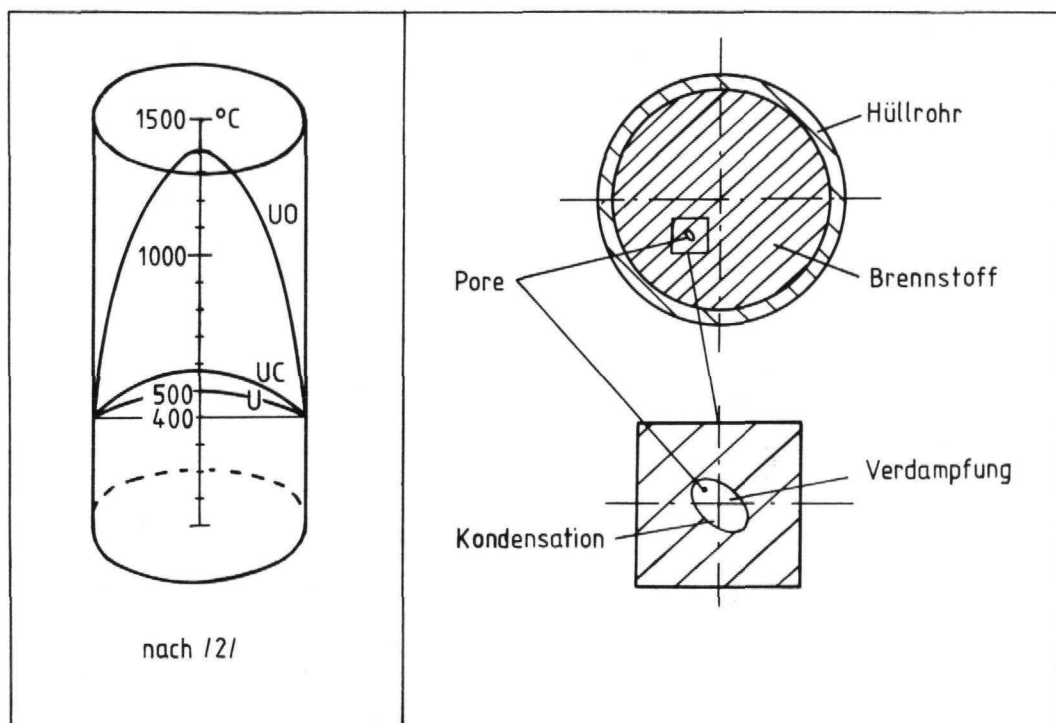


Bild 8: Temperaturverteilung und Porenwanderung in keramischem Brennstoff

Die Kristallstruktur des Brennstoffs ist nach Reaktoreinsatz nicht mehr homogen. Über den Brennstabradius lassen sich von innen nach außen vier Bereiche unterscheiden:

- Säulenkristalle vom Zentralkanal aus,
- Zone gestreckter Körner,
- Zone isometrischen Kornwachstums und
- Zone der ursprünglichen feinkörnigen Struktur.

Basierend auf den bisher gesammelten Erfahrungen sind vor allem folgende Punkte für das mechanische Brennstoffverhalten nach dem Reaktoreinsatz von Bedeutung:

- Die mechanischen Eigenschaften des Brennstoffs an sich ändern sich nicht wesentlich.
- Risse in radialer, axialer und Umfangsrichtung schwächen den Brennstoff.
- Eine direkte Bindung zwischen Brennstoff und Hüllrohr tritt in der Regel nicht auf.

Die Untersuchungen zum angesprochenen Themengebiet sind im wesentlichen an Brennstäben des (UO_2 -, PuO_2 -)Kreislaufs gemacht worden. Die Aufgabenstellung betrifft jedoch vor allem den Thoriumkreislauf, da hier ein mechanischer Zwischenschritt wegen des AnlöSENS der Hüllrohre durch das Thorex-Reagens erforderlich wird.

Die qualitativen Aussagen, die in den vorhergehenden Abschnitten getroffen wurden, können jedoch übernommen werden, da Thorium ähnliche Eigenschaften aufweist wie Uran (s. Tabelle 3, Kapitel 3.3). Mit dem Gittertyp (kubisch-flächenzentriert), der Härte (Mohs 6-7) und der Biegefestigkeit (ca. 100 N/mm^2) von Uranoxid und Thoriumoxid stimmen die für keramische Materialien wesentlichen mechanischen Eigenschaften überein. Auch sind Bildung und Ausheilung der Risse übertragbar, da neben den mechanischen Werten auch die thermischen Eigenschaften in der gleichen Größenordnung liegen.

3.3 Die Simulation des Brennstabs

Aufgrund der Strahlenschutzbestimmungen ist bei Versuchen und Experimenten soweit wie möglich ein Umgang mit radioaktiven Stoffen zu vermeiden. Auch sind für den Versuchsbetrieb übermäßig komplizierte Randbedingungen zu vermeiden. Durchführung, Kontrolle und Auswertung der Versuche werden durch Einsatz von radioaktivem Material zu aufwendig, wenn nicht unmöglich. Die bestrahlten Brennstoffe sind also zu simulieren. Das Hüllrohr kann originalgetreu verwendet werden.

Um den Einsatz mechanischer Verfahren beurteilen zu können, ist die Kenntnis mechanischer Größen unumgänglich. Erfahrungsgemäß /32/ wird davon ausgegangen, daß die mechanischen Eigenschaften bestrahlter Brennstoffe diejenigen unbestrahlter nicht überschreiten. Die Simulation von Werkstoffen bei der Wasserstrahlbearbeitung - hiermit wird auf die Entscheidung in Kapitel 4 vorgegriffen - ist besonders problematisch, da hierbei ein eindeutiger Zusammenhang zwischen Werkstoffkennwerten und Bearbeitbarkeit bisher nicht herzustellen war. Wesentlichen Einfluß haben jedoch das Gefüge, das Rißausbreitungsverhalten und die Härte des Werkstoffs. Bei der Auswahl des Simulationsmaterials ist also auf die Übereinstimmung drei wesentlicher Punkte zu achten:

- die mechanischen Eigenschaften
- die speziellen Belange der Wasserstrahlbearbeitung (Vorgriff auf das Ergebnis von Kapitel 4)
- Rißstruktur und Haftung des Brennstoffs am Hüllrohr

Zwei Werkstoffe wurden für die Versuchsdurchführung herangezogen, beide keramischer Natur. Es handelt sich dabei um ein technisches Porzellan und eine Keramik, die im wesentlichen aus Aluminiumoxid und Siliziumoxid besteht (genauere Angaben im Anhang).

Als Vergleichsmaßstab für die mechanischen Kennwerte wurden die beiden Angaben Härte und Biegebruchfestigkeit gewählt, die im allgemeinen zur Beurteilung keramischer Werkstoffe herangezogen werden (Tabelle 3).

Werkstoff	—	UO ₂	ThO ₂	TP	MK
Härte (Mohs)	—	6-7	6,5	7	7
Biegebruch - festigkeit	$\frac{N}{mm^2}$	100-200	70-100	100	80-100

Tabelle 3: Mechanische Kennwerte der Brenn- und Simulationswerkstoffe

Vergleichsgrößen, die zu einer Aussage über die Bearbeitbarkeit mit Hochgeschwindigkeitswasserstrahlen führen, sind bisher nicht entdeckt worden. Einen wesentlichen Einfluß üben mit Sicherheit die Härte und das Rißausbreitungsverhalten des zu bearbeitenden Materials aus. Mit der Wahl zweier verschiedener Simulationswerkstoffe mit nahezu identischer Härte soll das Rißausbreitungsverhalten berücksichtigt werden. Das technische Porzellan bildet einen Körper ohne jede Porosität, die Keramik weist eine gewisse Porosität auf. Mikrorisse ebenso wie Poren können als "Rißstopper" wirken. Dieser Aspekt ist besonders bei dem an sich spröden Werkstoffverhalten keramischer Werkstoffe von Bedeutung. Der höhere Glasanteil des Porzellans trägt außerdem dazu bei, daß sich große bzw. lange Risse bilden können. Es wird also beiden Extremfällen bezüglich des Rißausbreitungsverhaltens Rechnung getragen.

Vorhandene Risse im Brennstoff, die vom Reaktoreinsatz herrühren, werden in gesonderten Versuchen durch thermisch geschockte Proben simuliert. Dazu schreckt man die auf 1000 Grad C aufgeheizten Porzellankörper in Wasser ab. Eine Abschrecktemperatur von 600 Grad C stellte sich als nicht ausreichend heraus. Bei dieser Temperatur waren kaum Risse zu erzeugen. Die Haftung zwischen Brennstoff und Hüllrohr, die in Wahrheit kaum vorhanden ist, wurde durch einen Zwei-Komponenten-Kleber simuliert.

4. ALTERNATIVEN DER MECHANISCHEN ENTHÜLLUNG

Nahezu bei sämtlichen geschilderten Verfahren zur mechanischen Hüllrohr-Brennstoff-Trennung treten ähnliche Probleme auf. Vor allem die Brennstabschäden bringen eine große Anzahl der Verfahren zu Fall. Die Hauptschwierigkeit liegt dabei in der geometrisch variablen Lage der Trennstelle der beiden Brennstabkomponenten.

Nur mit erheblichem Regel- und Meßaufwand kann dem sich über die Brennstablänge ändernden Brennstoffradius gefolgt werden, andernfalls ist wie oben dargestellt mit Schwierigkeiten zu rechnen. Starker Werkzeugverschleiß und hoher Brennstoffverlust treten auf, wenn beispielsweise beim Schneiden das Werkzeug in den Brennstoff schneidet. Gerät die Schneide nur teilweise in das Hüllrohrmaterial ist bei Schneidpflügen beispielsweise mit hohen Klemmen zu rechnen. Solche Probleme fanden von vorneherein keine ausreichende Beachtung. Eine kritische Abwägung führte deshalb zur Aufstellung von Forderungen, die an ein mechanisches Enthüllverfahren zu stellen sind (Tabelle 4).

FESTFORDERUNG	WUNSCHFORDERUNG
• Sicherheitsforderungen - keine kleinen Hüllrohrpartikel - keine brennbaren Stoffe - keine hohen Arbeitstemperaturen - Abschirmung und Fernbedienung • Exaktheit - der Trennstelle Hüllrohr-Brennstoff • geringes Abfallvolumen • Strahlenresistenz - der Bauteile und Betriebsmittel	• Flexibilität - Brennstababmessungen - Brennstabschäden • geringer Verschleiß • geringer Platzbedarf • Einfachheit - wenig Bearbeitungsschritte - unkomplizierte Verfahren • leichte Dekontamination

Tabelle 4: Forderungen an ein mechanisches Enthüllverfahren für Reaktorbrennstäbe

Die Besonderheit bei der Wiederaufarbeitung von Kernbrennstoffen, das hohe Aktivitätsniveau formuliert die Festforderungen. Brände haben wegen der schwer einzuleitenden Löschmaßnahmen und der Gefahr des Freisetzens radioaktiver Stoffe besonders schwerwiegende Folgen, weshalb sich das erstgenannte Stichwort "Sicherheitsforderungen" vor allem auf die Vermeidung von Brandgefahr bezieht. Die Abschirmung ist bei so hohem Radioaktivitätsniveau selbstverständlich. Die damit verbundene Fernbedienung hat weitreichende Folgen: Wartung und Reparatur, Werkzeug- und Werkstückwechsel, Handhabung und Kontrolle des Verfahrens müssen entweder automatisch oder fernbedient durchgeführt werden.

Möglichst niedrige Verluste und auch die Reinheit des Brennstoffs erfordern eine große Exaktheit der Trennung.

Um den Aufwand zur Konditionierung und Lagerung des Abfalls gering zu halten, ist die Forderung nach geringem und möglichst fest anfallendem Abfallvolumen nicht zu erfüllen, so kann auch diese Tatsache ein Verfahren ausschließen.

Die Strahlenresistenz der Bauteile und Betriebsmittel erklärt sich durch das hohe Radioaktivitätsniveau.

Während die Erfüllung der Festforderungen unabdingbar ist, kann man die Wunschforderungen auch als Optimierforderungen bezeichnen. Eine gewisse Flexibilität des Trennverfahrens ist wünschenswert in Hinsicht auf die Brennstabschäden. Ein Verfahren, das selbstständig die Stelle des Übergangs Brennstoff-Hüllrohr "erfühlt" wäre ideal. Eine gewisse Unabhängigkeit von den Brennstababmessungen ist ebenso von Vorteil, um durch möglichst einfaches Umrüsten auf andere Brennelemente oder zumindest Brennelementabmessungen übergehen zu können.

Hieraus ergibt sich die zweite Forderung nach Einfachheit des Verfahrens. Modulbauweise oder Auslagerung ganzer Maschinenelemente aus dem Heißzellenbereich und ein möglichst geringe Anzahl an Bearbeitungsschritten können dazu beitragen. Der geringe Spielraum hinsichtlich der Brennstoffverluste unterstützt diesen Wunsch.

Weitere Forderungen, die direkt oder indirekt im hohen Radioaktivitätsniveau begründet liegen sind:

- geringer Verschleiß, um den im Heißzellenbereich schwierigen und zeitraubenden Werkzeugwechsel im Rahmen zu halten,
- geringer Platzbedarf begründet durch hohe Investitionskosten für Heißzellenvolumen,
- geringer Aufwand zur Dekontamination. Eine Forderung, die insbesondere bei hoher Aerosolproduktion bzw. hohem Gasdurchsatz von Bedeutung ist.

4.1 Analyse der Verfahrensschritte und ihre Kombinationsmöglichkeiten

Legt man die unter Kapitel 2.2 geschilderten Verfahren zugrunde und analysiert sie hinsichtlich ihrer gemeinsamen und alternativen Teilschritte, so lassen sich vier prinzipiell mögliche Wege zur mechanischen Entmantelung erkennen (Bild 9).

Stellt der erste Weg die theoretisch einfachsten Varianten dar, so wird ihre Realisierung durch die ungünstigen geometrischen Verhältnisse ($l \gg d$, d = sehr klein) erschwert.

Die zweite und die vierte Möglichkeit nehmen einen zusätzlichen Verfahrensschritt in Kauf, der jedoch das Geometrieproblem entschärft. Beispiele dazu sind die Schneid-Schälverfahren (Weg 2) und das chop-leach-Verfahren (Weg 4).

Der dritte Weg ist zwar zunächst der unproblematischste, doch ist die hohe Zahl der Bearbeitungsschritte Ursache für hohe Brennstoffverluste und großen apparativen Aufwand. Hier können die Preßverfahren eingeordnet werden (Brennstab schlitzten - Brennstab brechen - Brennstoff auspressen).

Soweit also die erste Möglichkeit unrealisierbar bleibt reduziert sich die Wahl auf die Wege 2 und 4.

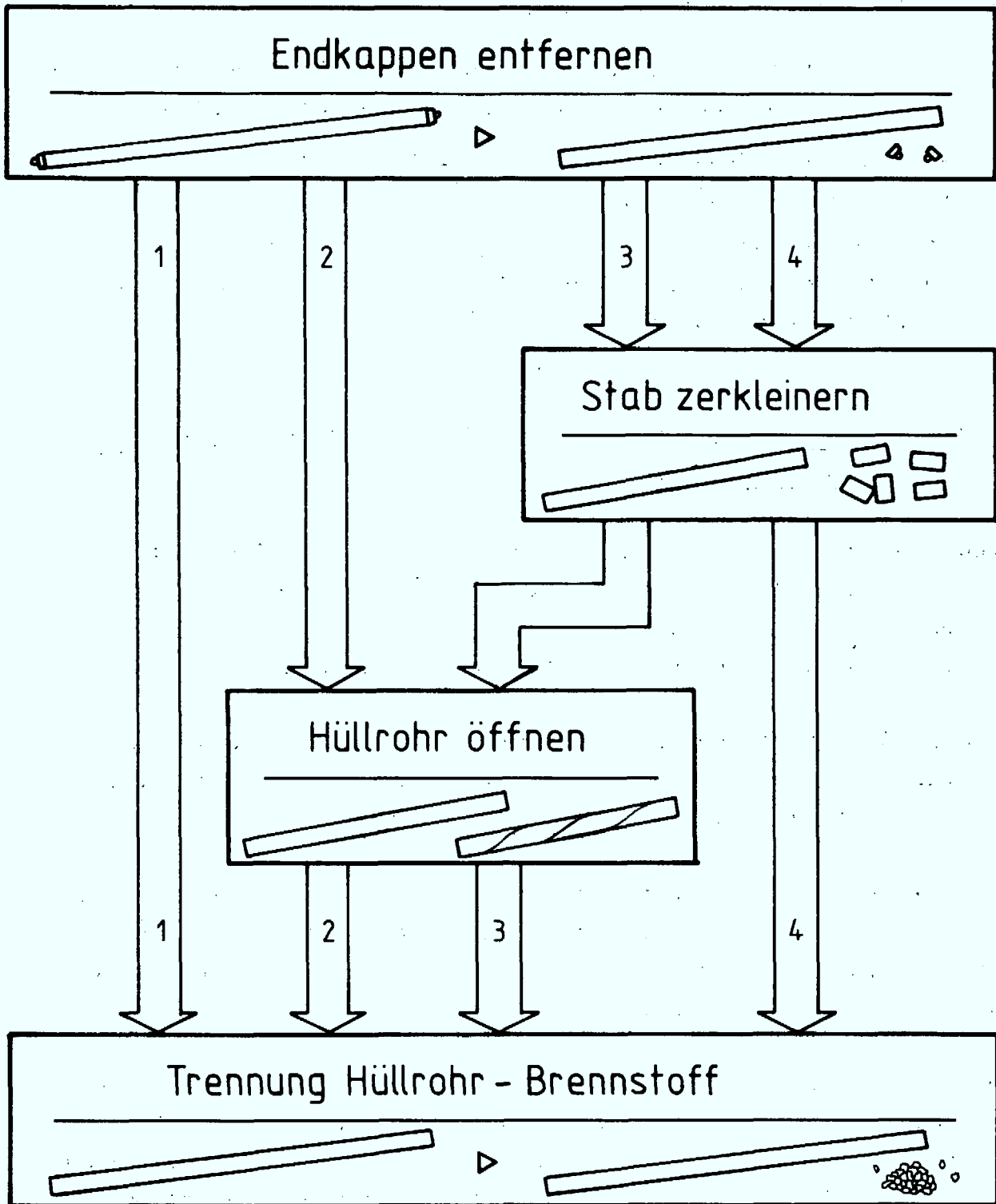


Bild 9: Prinzipielle Wege zur mechanischen Brennstabenthüllung

4.2 Verfahrensauswahl

Ausgangspunkt für eine erste Verfahrensauswahl ist eine Aufstellung der bekannten Trennverfahren, die entsprechend der DIN 8580 nach fertigungstechnischen Gesichtspunkten geordnet sind (Tabelle 5).

	1	2	3	4	5	6
	Zerteilen	Spanen mit geom. best. Schn.	Spanen mit geom. unbest. Schn.	Abtragen	Zerlegen	Reinigen
1	Scheren	Drehen	Schleifen	Elektrochem. A.	Pressen	Wasserstrahl
2	mechanisches	Fräsen	Strahlen	Elektroeros. A.	Ultraschall	
3	Brenn-	Wirbeln			hydraul. Expd.	
4	Plasma-	Bohren			Rollstrecken	
5	Elektronenstr.	Sägen			Mahlen	
6	Wasserstr.	Räumen			Stosswellen	
7	Schälen	Hobeln/Stoß.				

Tabelle 5: Hauptgruppe "Trennverfahren" nach DIN 8580

Auf der Basis der aufgestellten Anforderungen (Tabelle 4) ergeben sich die verfahrensspezifischen Vor- und Nachteile, die in Tabelle 6 gegenübergestellt sind.

Tabelle 6: Vor- und Nachteile von mechanischen Verfahren

VORTEILE	NACHTEILE
Gruppe I : Zerteilen	
1. <u>Scheren</u>	
- kontinuierliches Verfahren	- schneller Verschleiß /5/
- hoher Durchsatz	- abhängig von Brennstab-
- einfaches Verfahren	schäden (Klemmen, Brenn-
- niedrige Arbeits-	stoffverluste /5/
temperaturen	- hohe Kräfte /5/
	- Feinstpartikel
	- zusätzlicher Schälvorgang
	notwendig

2. mechanisches Schneiden

- einfach
- niedrige Kosten
- kontinuierlich
- hoher Durchsatz
- keine Späne
- hohe Kräfte zum Eindringen der Schneiden /5/
- schneller Verschleiß
- zusätzliches Schälen erforderlich
- Schneidkeil: Aufbauschneiden - Bildung, Klemmen des Werkzeugs /19,44/
- Schnitttiefenjustierung bei Schäden schwierig

3. Brenn-, Plasmaschneiden

- Mehrzweckeinsatz möglich (z. B. Endkappen abtrennen)
- keine mechanischen Brennstoffverletzungen
- kontinuierlich
- kein Werkzeugverschleiß
- keine Maschine in Heiße Zelle
- hohe Arbeitsgeschwindigkeit
- keine Späne
- hohe Arbeitstemperaturen
- Aerosole und hoher Gasdurchsatz, Dämpfe
- bei Brennstabschäden problematisch /1/
- zusätzlicher Schälschritt erforderlich

4. Laserschneiden

- Mehrzweckeinsatz
- keine Späne
- keine mechanischen Brennstoffverletzungen
- kleine Schnittfuge
- kein Werkzeugverschleiß
- kontinuierlich
- keine Maschine in HZ
- hohe Arbeitsgeschwindigkeit
- Schmelztropfen bleiben an Fuge bei optimalen Parametern
- keine Hüllrohrspäne
- hohe Arbeitstemperaturen
- Aerosole, Dämpfe
- optische Probleme (Spiegel erblinden) /33/
- zusätzlicher Schälschritt erforderlich

5. Elektronenstrahlschweißen

- | | |
|----------------------------|----------------------------|
| - Mehrzweckeinsatz | - hohe Arbeitstemperaturen |
| - keine mechanische Brenn- | - Aerosole, Dämpfe |
| stoffverletzung | - großer Aufwand (Vakuum) |
| - Schnittfuge klein | - zusätzlich Schälschritt |
| - kontinuierlich | erforderlich |
| - kein Werkzeugverschleiß | |
| - keine Hüllrohrspäne | |

6. Schälen

- | | |
|-------------------------|-------------------------------|
| - einfach | - stark abhängig von Brenn- |
| - geringer maschineller | stabschäden Brennstoff- |
| Aufwand | verluste, Werkzeugverschleiß, |
| - niedrige Temperaturen | Partikelkontamination |
| | - bei Ringwerkzeug: Klemmen |
| | - zu zeitintensiv /10/ |

Gruppe II/III : Spanen mit geometrisch best./unbest. Schneiden

- | | |
|--------------------------------|---------------------------------|
| - bewährte Verfahren | - große Spanmengen |
| - bekannte Technologien | - hohe Temperaturen an Schnitt- |
| - in der Regel kontinuierliche | stelle bei hohen Geschwin- |
| Verfahren | digkeiten |
| - Mehrzweckeinsatz möglich | - meist hoher Werkzeugver- |
| - Trennscheibe: Schmale | schleiß, Werkzeugbruch /34/ |
| Schnittfuge | - unter Wasser hohe Reibungs- |
| | verluste bei rotatorischen |
| | Werkzeugen |
| | - geringe Kapazität |
| | - hoher maschineller Aufwand |
| | - Schnitttiefenjustierung |
| | schwierig |
| | - abhängig von Brennstabschäden |
| | - zusätzlicher Schälschritt |
| | erforderlich |
| | - niedrige Geschwindigkeiten |
| | - Aerosolproduktion |
| | - Partikelkontamination |

Gruppe IV : Abtragen

- | | |
|---|--|
| - kontinuierliches Verfahren | - sehr niedrige Leistung |
| - schmale Schnittfuge | Schnittrate /1/ |
| - leichte Fernbedienung | - Brennstoffverunreinigung |
| - geringe Spannkraft, Schnittkräfte | durch entstehenden Schlamm |
| - Elektroerosion: keine Pumpe für Dielektrikum durch rotierende Scheibenelektrode | - flüssiger Abfall |
| - Mehrzweckeneinsatz möglich | - Gasproduktion (Elektroerosion) |
| | - Feinstpartikelproduktion |
| | - zusätzlicher Schälschritt erforderlich |
-

Gruppe V : Zerlegen

1. Pressen

- | | |
|------------------------------|----------------------------------|
| - keine Hüllrohrspäne | - Hochdruckleitungen |
| - Mehrzweckeneinsatz möglich | - hohe Kräfte |
| - einfaches Verfahren | - Werkzeugverschleiß |
| - niedrige Arbeitstemperatur | - abhängig von Brennstab-schäden |
| | - Partikelkontamination |
| | - kurze Brennstababschnitte |
| | - aufwendige Vorbereitung |

2. Ultraschall (Ausbohren des Brennstabes)

- | | |
|---------------------------------|--|
| - geringer maschineller Aufwand | - sehr niedrige Leistung |
| - keine Hüllrohrspäne | - Partikelkontamination |
| | - zusätzlicher Scherschnitt erforderlich |

Ultraschall (Entfernen des Hüllrohrs)

- | | |
|------------|--|
| - wie oben | - zweiter Schritt nötig: vorgeschaltetes Aufheizen durch Hochfrequenz |
| | - hohe Temperaturen |
| | - Trennung von heißem Hüllrohrmaterial und Brennstoff problematisch, da Brennstoff brüchig |

3. hydraulische Expansion

- keine mechanische Schädigung des Brennstoffs
- keine Hüllrohrspäne
- keine Partikelkontamination
- kein Werkzeugverschleiß
- Hohe Drücke in HZ
- abhängig von Brennstabschäden /35/
- Voraussetzung duktilen Hüllmaterial
- mögliche Brennstoffverschmutzung durch hydraulisches Mittel
- Schraube zum Auspressen notwendig!

4. Roll-Streck-Verfahren

- keine Partikelkontamination
- keine Späne
- hohe Leistung
- Zircaloyrohre problematisch /3/
- $l \geq 100$ cm /35/
- UO_2 - ThO_2 problematisch /36,6/
- mehrfache Durchgänge erforderlich /36,44,6/

5. Mahlen (Kugelmühle)

- einfaches Verfahren
- verringerte Lösezeit f. Brennstoffbruchstücke
- kein Ausrichten, Spannen
- unabhängig von Brennstabschäden
- keine Hüllrohrspäne
- kontinuierlich
- Partikelkontamination Aerosolgefahr
- UO_2 - ThO_2 vermutlich problematisch (Plastizität)
- sehr kurze Brennstabschnitte erforderlich /23/
- großer Aufwand beim Scheren

Gruppe VI : Reinigen

1. Hochdruckwasser

- keine Aerosole
- keine Späne
- niedrige Temperaturen
- inhärente Abschirmung
- exakte Hüllrohr-Brennstoff-Trennung
- Hochdruckleitungen
- Kontamination des Wassers
- Schervorgang erforderlich
- Platzbedarf (durch Wasserrecycling)

- unabhängig von Brennstabbeschädigungen
- unabhängig von Brennstabdurchmesser
- geringe Spannkräfte (zweiseitige Bearbeitung)
- kein Werkzeugverschleiß
- verringerte Lösezeit durch Brennstoffbruchstücke

Eine objektive Wertung ist nur durch Versuche zu jedem Verfahren möglich. Bei realistischem Aufwand ist eine solche Beurteilung nur über Kommentare in der Literatur oder bei offensichtlichen Sachverhalten durchzuführen. Wertet man so diese Gegenüberstellung aus, so führt das zu Verfahren, die

- berührungslos arbeiten, d. h. ohne Werkzeug
- eine Hüllrohr-Brennstoff-Trennung über die unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften bewerkstelligen, d. h. die Trennstelle selbstständig finden.

Den Forderungen am ehesten gerecht werden deshalb die Nutzung von Hochgeschwindigkeitswasserstrahlen und die Nutzung von Stoßwellen, wobei das Wasserstrahlen noch im Einsatz unter Wasser oder in Luft zu unterscheiden ist. Zu diesen Verfahren wurden orientierende Vorversuche gefahren. Die Grundlagen zur Charakteristik und Wirkungsweise von Stoßwellen, die nicht mit Ultraschallwellen zu verwechseln sind, werden kurz im Anhang behandelt.

4.3 Vorversuche

Ausgehend von den positiven Erfahrungen mit dem Stoßwellenverfahren bei der Behandlung von Nierensteinen, die jedoch eine geringere mechanische Belastbarkeit als das Simulationsmaterial aufweisen, wurden Versuche in der im folgenden kurz beschriebenen Apparatur unternommen.

Ausgelöst werden Stoßwellen durch elektrische Entladungen. Zur besseren Übertragung der Stoßenergie findet die Entladung unter Wasser statt. Zur Konzentration der sich kugelförmig ausbreitenden Wellen ist die Quelle in einem der beiden Zentren eines Ellipsoiden positioniert, der durch Rotation um die Längsachse der Ellipse entsteht. Infolge der Reflexion an dessen Wänden treffen die Wellen im zweiten Zentrum aufeinander und verstärken sich durch Interferenz. Der Simulationswerkstoff wird deshalb in dieses zweite Zentrum gebracht und belastet. Auch 150 Stöße zu je 20 Joule führten jedoch zu keiner Veränderung.

Bereits Gelfort /32/ hat mit der Substitution der Brennstabschere durch einen Jet-Cutter (Wasserstrahlschneidgerät, $p_{\max} = 4000$ bar) gezeigt, daß es möglich ist, Brennstabhüllrohre, zumindest solche aus Zircaloy, bei einem Flüssigkeitsdruck von 4000 bar, mit Wasser zu schneiden. Nachteilig sind dabei die geringe Schnittgeschwindigkeit (ca. 40 mm/min), die mit den heutigen Leistungen zu realisieren sind. Obwohl die Schnitte nur sehr dünn sind, wird auf eben dieser Schnittbreite das Zircaloy pulverisiert. Feine Zircaloyspäne reagieren jedoch pyrophor und lassen sich nur schlecht vom Brennstoff separieren.

Mit dem Wasserstrahlverfahren können aber weitere der in Bild 9 aufgezeigten Wege beschritten werden. Alternative eins weist auf die Möglichkeit, den Brennstoff mittels Hochgeschwindigkeitswasserstrahl aus dem Hüllrohr herauszulösen. Vorversuche zeigten, daß dieser Weg prinzipiell möglich ist. Um jedoch eine Trennung über die gesamte Rohrlänge zu bewirken, müßten die Düsen und Armaturen in den Brennstab eingeführt werden. Dazu sind sie aber zu groß. Aus diesem Grund wird zunächst Weg zwei ins Auge gefaßt. Erste Vorversuche mit den oben beschriebenen Probewerkstoffen zeigten, daß der Wasserstrahl im Einsatz unter Wasser wesentlich größere Schädigungen hervorruft als in Luft.

5. MECHANISCHE BRENNSTOFF-HÜLLROHR-TRENNUNG MITTELS KAVITATION BEIM WASSERSTRAHLEN

Bei Anwendung von Hochgeschwindigkeitswasserstrahlen in Luft verursacht neben dem anfänglichen Stoßdruck meist der Staudruck des Wassers die Zerstörungen am Objekt. Er liegt um den Faktor 1...5 niedriger als der Stoßdruck, der jedoch nur Bruchteile von Sekunden nach dem ersten Auftreffen des Strahles wirkt.

Setzt man einen Hochgeschwindigkeitswasserstrahl unter Wasser ein, so ändert sich der Schädigungsmechanismus grundlegend. Beim Einsatz unter Wasser stellt die Kavitation den Schädigungsmechanismus dar. Infolge der hohen Flüssigkeitsreibung, im Vergleich zum Wasserstrahl in Luft, nimmt gleichzeitig die Reichweite des Strahls sehr stark ab. Erosionsschäden durch Kavitation wurden zunächst durch Ausfälle in hydraulischen Anlagen hohen Drucks, beispielsweise an Pumpen oder Rohrleitungen, bekannt.

Beim Einsatz des Wasserstrahls unter Wasser wird auch den oben gestellten Forderungen (Tabelle 4) am ehesten gerecht, wie sich in Tabelle 6 schon andeutet. Das umgebende Wasser schirmt die Radioaktivität ab, verhindert Aerosolbildung und begegnet der Brandgefahr - beispielsweise durch Zircaloyspäne - und bietet somit eine günstige Basis zur Erfüllung der Sicherheitsforderungen. Der hohe Flüssigkeitsdruck stellt ein relativ geringes Gefahrenpotential dar, da Wasser im Störfall bei Druckentlastung kaum expandiert, sich also ohne schwerwiegende Folgen entspannt.

Die Forderung nach Strahlenresistenz der Bauteile ist ebenfalls zu erfüllen und lediglich zwei Bearbeitungsschritte - das Kürzen der Brennstäbe durch Scheren und das Wasserstrahlen - erscheinen nach Bild 9 als das Verfahren mit dem geringsten Aufwand.

Hohe Exaktheit und große Flexibilität bietet dieses Verfahren durch sein Vermögen, die Trennstelle zwischen Hüllrohr und Brennstoff selbstständig zu finden (siehe unten). Ein Umrüsten

auf andere Brennstabdurchmesser ist - sofern überhaupt erforderlich - durch Austausch der Düse möglich. Düse und Zuleitung sind auch die einzigen Teile in der "heißen Zelle", da die eigentliche Hochdruckpumpe aus dem Operationsbereich ausgelagert werden kann, was den Wunsch nach geringem Platzbedarf erfüllt und gleichzeitig Wartung, Reparatur etc. erleichtert. Dennoch wird die Maschine im heißen Bereich bleiben müssen, da das Wasser recycelt und insofern kontaminiert wird. Die Düsenstandzeiten bewegen sich oberhalb von 200 Betriebsstunden, wobei dieser Wert noch wesentlich durch Sonderdüsen aus Saphir - bekannt vom Wasserstrahlschneiden - gesteigert werden kann.

5.1 Schädigungsmechanismus der Kavitation

Als Kavitation bezeichnet man Bildung und Implosion von Dampfblasen in Flüssigkeiten. Sie entstehen an Unstetigkeitsstellen des Strömungsprofils, die eine Umsetzung der als Druck in der Flüssigkeit gespeicherten Energie in Geschwindigkeit verursachen. Das bedeutet: in den Düsen oder auch in der Grenzschicht zwischen Wasserstrahl und ruhendem Umgebungswasser sinkt örtlich der Druck unterhalb des Dampfdrucks der Flüssigkeit. An diesen Stellen entstehen die Kavitationsblasen. Ausgangspunkt sind Verunreinigungen oder kleine Gasblasen, die die Flüssigkeit mitführt. Die Kavitationsblasen werden mitgerissen und implodieren infolge des steigenden Außendrucks. Wegen Turbulenzen, ungleichmäßiger Druckverteilung und Störung anderer implodierender Blasen findet die Implosion jedoch nicht konzentrisch statt. Infolge der unsymmetrischen Umgebung in der Nähe einer Festkörperoberfläche schießt eine Wand der Blase schneller auf das Blasenzentrum zu (Bild 10). Dabei entsteht ein kleiner, sehr schneller Wasserstrahl, der durch die Blase schießt, ein sogenannter Microjet.

Beim Auftreffen des Microjets auf eine Festkörperoberfläche entstehen enorm hohe Drücke und Temperaturen, die rein rechnerisch bis zu 100 000 bar /38/ und 10 000 K /39/ reichen. Neben der thermischen Belastung, die bei Metallen durch Anlauffarben nachzuweisen ist /40/, wird das Material also einer dynamischen

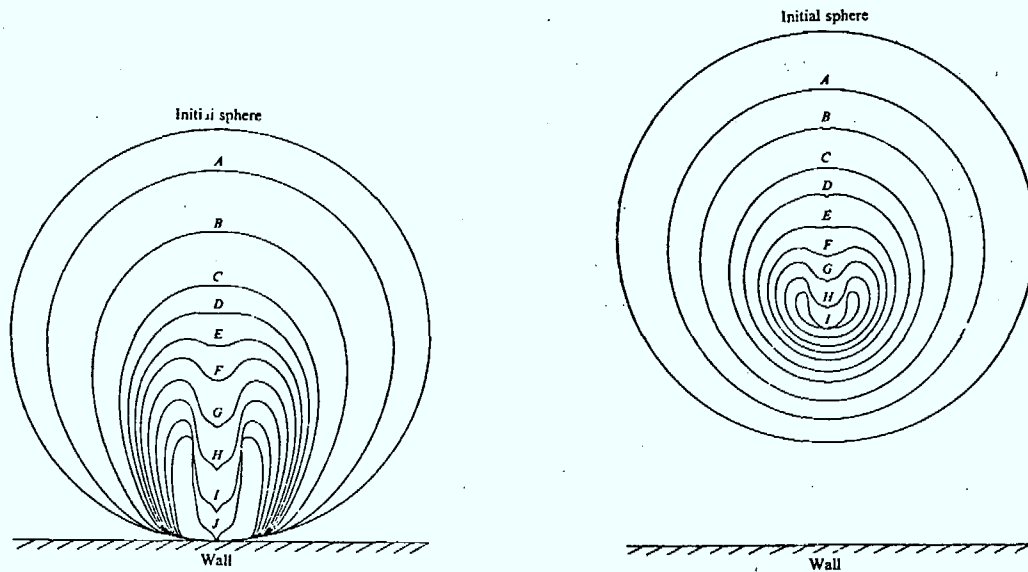


Bild 10: Microjetentstehung durch unsymmetrische Blasenimplosion nach /37/

Belastung hoher Frequenz und hoher Amplitude unterzogen. Hierauf beruht auch der Trenneffekt zwischen dem spröden keramischen Brennstoff und dem relativ duktilen Metall des Hüllrohrs. Duktile bzw. zähe Werkstoffe halten einer schwingenden Beanspruchung wesentlich besser stand als solche spröden Verhaltens. Ist der Durchmesser des erzeugten Kavitationsfeldes groß genug, so sollte der "Strahl" auch bei Schäden des Brennstabs - beispielsweise einer Schwellung - den Übergang vom Brennstoff zum Hüllrohr "von selbst" finden, weil der keramische Brennstoff zerstört und herausgeschleudert wird, bevor das Hüllrohr eine Schädigung erfährt.

Verteilung und Energie der Blasen sind jedoch nicht homogen über Länge und Querschnitt des Strahls. Der Strahlkern bleibt weitgehend blasenfrei, da die Blasenbildung am Strahlumfang eingeleitet wird. Nur wenige Blasen finden ihren Weg hierher infolge von Turbulenzen und Molekulardiffusion /36,41/.

Wirbelbildung und kaum feststellbare Unterschiede der Mikrogeometrie insbesondere an der Düseneinlaufkante führen zu einer inhomogenen Blasenverteilung über der Strahlachse und den Strahlquerschnitt.

An der Probe beeinflußt der Staudruck ein Erreichen der optimalen Blasengröße im Sinne maximaler Implosionsenergie (vgl. Besprechung von Bild 17, Kapitel 5.2.4.1). Außerdem läßt die Strömungsumlenkung an der Probe viele Blasen die Festkörperoberfläche gar nicht erreichen. Je weiter eine Blase von der Strahlachse entfernt ist, desto geringer ist deshalb die Wahrscheinlichkeit, daß sie die Probenoberfläche erreicht. Zwischen Randbereich und Kern des Strahls befindet sich eine Zone mit relativ vielen und energiereichen Blasen, die die Oberfläche noch erreichen. Dies ist der Bereich maximaler Schädigung an der Probe. Die Größe dieser Bereiche ist u. a. abhängig vom Druck und vom Volumenstrom. Bild 11, oben veranschaulicht die Blasenverteilung grob vereinfacht. Diese Darstellung erscheint trotz der Aussagen über inhomogene Blasenverteilung im Strahl (Kap. 4) als sinnvoll, wie in den folgenden Kapiteln noch dargelegt wird.

Im unteren Bildteil wird auf einen gravierenden Unterschied zwischen den bisherigen Untersuchungen auf dem Gebiet der Kavitationserosion und der besonderen Problemstellung beim Brennstab eingegangen. Ändert sich der Abstand zwischen Düse und Probe bei metallischen Proben normalerweise nur im Millimeterbereich (Bild 11, unten links bzw. mitte rechts), so ist die Änderung beim Brennstab enorm. Dadurch daß nur der Brennstoff abgebaut wird und das Hüllrohr stehen bleibt, ändern sich auch die Strömungs- und Druckverhältnisse wesentlich.

Die Schädigungsintensität der Kavitation ist von einer Vielzahl von Größen abhängig. Diesbezügliche Untersuchungen stützen sich im wesentlichen auf metallische Materialien, die im hydraulischen Anlagenbau benutzt werden. Als Meßgröße gilt der Materialabtrag. Der Materialverlust über der Zeit und damit der Schädigungsverlauf einer Metallprobe läßt sich prinzipiell mit der in Bild 12 links gegebenen Kurve darstellen, die jedoch nur bedingt auf keramische Werkstoffe zu übertragen ist.

prinzipieller Strahl Aufbau

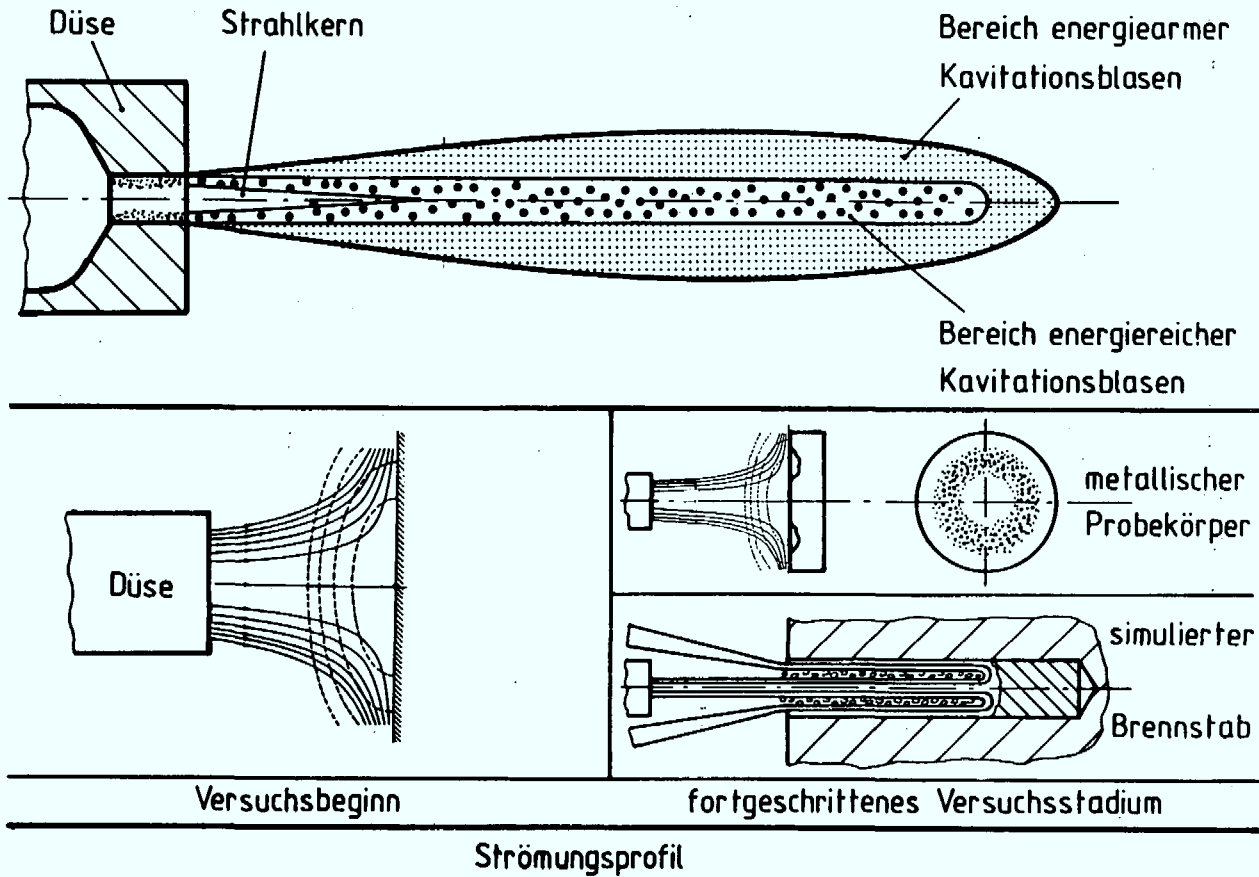


Bild 11: Prinzipielle Blasenverteilung und Strömungsprofil bei metallischen Proben und beim simulierten Brennstab

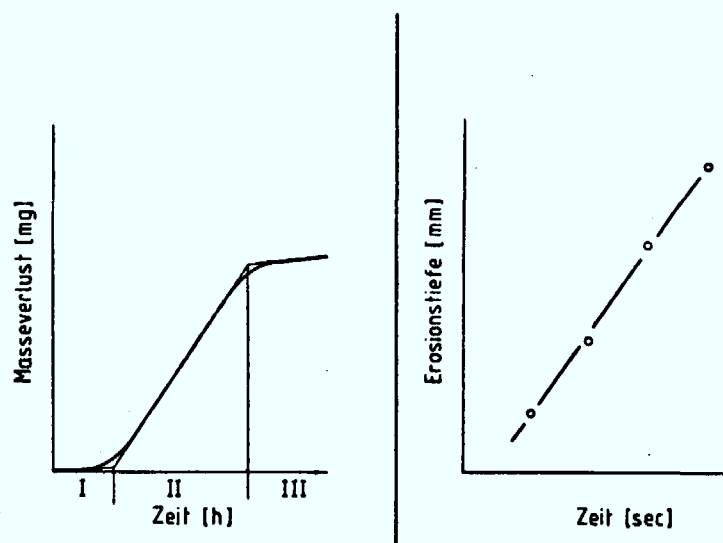


Bild 12: Vergleich der prinzipiellen Schädigungskurven bei metallischen Proben und beim simulierten Brennstab

Drei Bereiche lassen sich unterscheiden:

Das erste Intervall bezeichnet man als Inkubations- oder Induktionsperiode, die Zeit ohne wesentlichen Materialverlust durch die Kavitationsbelastung. Sie ist auch bei keramischem Werkstoff festzustellen, nur ist der Übergang zum zweiten Bereich abrupt.

Bereich II zeichnet sich durch seine hohe Erosionsgeschwindigkeit (Steigung) und den kontinuierlichen, linearen Masseverlust aus. Im dritten Teil der Kurve wird die Erosionswirkung des Blasenfeldes durch die sogenannte Lochdämpfung geschwächt. Diese Lochdämpfung entsteht durch Rückströmen des Wassers aus den Kavitationskratern. Dieses rückströmende Wasser behindert ein oberflächennahes Implodieren der Blasen. Außerdem schwächen einige Blasen die Wirkung folgender implodierender Kavitationsblasen, dadurch daß sie sich in Kratern und Ritzen festsetzen.

Aus Bild 12 lassen sich 3 Größen als Bemessungsgrundlage für die Wirkung der Kavitationserosion ableiten:

- Dauer der Induktionsperiode
- Masseverlust pro Zeit = Erosionsgeschwindigkeit
- Masseverlust in definierter Zeit.

Im rechten Bildteil ist die Kurve zu den Brennstabversuchen wiedergegeben. Das Diagramm der Brennstabversuche entspricht Bereich zwei der linken Versuchskurve. Beim Vergleich der Kurven fällt aber der gravierende Unterschied der Einheiten auf. Tritt beim Metall ein Materialverlust von Milligramm nach Stunden auf, so wächst die Erosionstiefe bei Keramik innerhalb von Sekunden um Millimeter fort (Millimeter Keramik entsprechen etwa Gramm des Brennstoffs).

Die Induktionsperiode kann bei keramischem Material als die Periode angesehen werden, die zur Initiierung von Rissen nötig ist. Haben diese Risse eine kritische Größe erreicht, so kommt es zur ersten registrierbaren Schädigung. Dieser Moment ist sehr gut durch ein geändertes Geräusch bzw. ein verändertes Wellenbild festzustellen.

Eine abnehmende Kurvensteigung, d. h. das Erreichen eines Grenzwertes wird nicht durch die "Lochdämpfung" sondern durch die Reichweite des Strahls bestimmt.

5.2 Kavitationsversuche

Die nachfolgend beschriebenen Versuche sollen die wesentlichen Parameter und Einflußgrößen für das vorgeschlagene Verfahren bestimmen. Die speziellen Belange dieser Arbeit erfordern zusätzlich zu den Prozeßparametern eine Untersuchung der Werkstoffeinflüsse.

- Abstand Düse - Probe
- Eingangsdruck an der Düse
- Düsengeometrie
 - . Düsendurchmesser
 - . Eintrittswinkel
 - . Länge des zylindrischen Abschnitts
- Werkstoffeigenschaften des Brennstoffs
 - . Porosität
 - . Vorschädigung
- Schädigung des Hüllrohrs

5.2.1 Hochdruckwasserstrahlanlage

Basierend auf den Vorversuchen wurde die Kapazität der Hochdruckpumpe zu:

$$\begin{aligned} p_{\max} &: 750 \text{ bar} \\ Q_{\max} &: 72 \text{ l/min} \end{aligned}$$

gewählt. Die Antriebsleistung der Pumpe beträgt 110 kW. Die Zusatzausstattung umfaßt ein pneumatisches Ventil zur stufenlosen Regelung des Drucks und einen magnetischen Schalter zur Fernbedienung. Bild 13 verschafft einen Überblick über die gesamte Anlage (von links nach rechts):

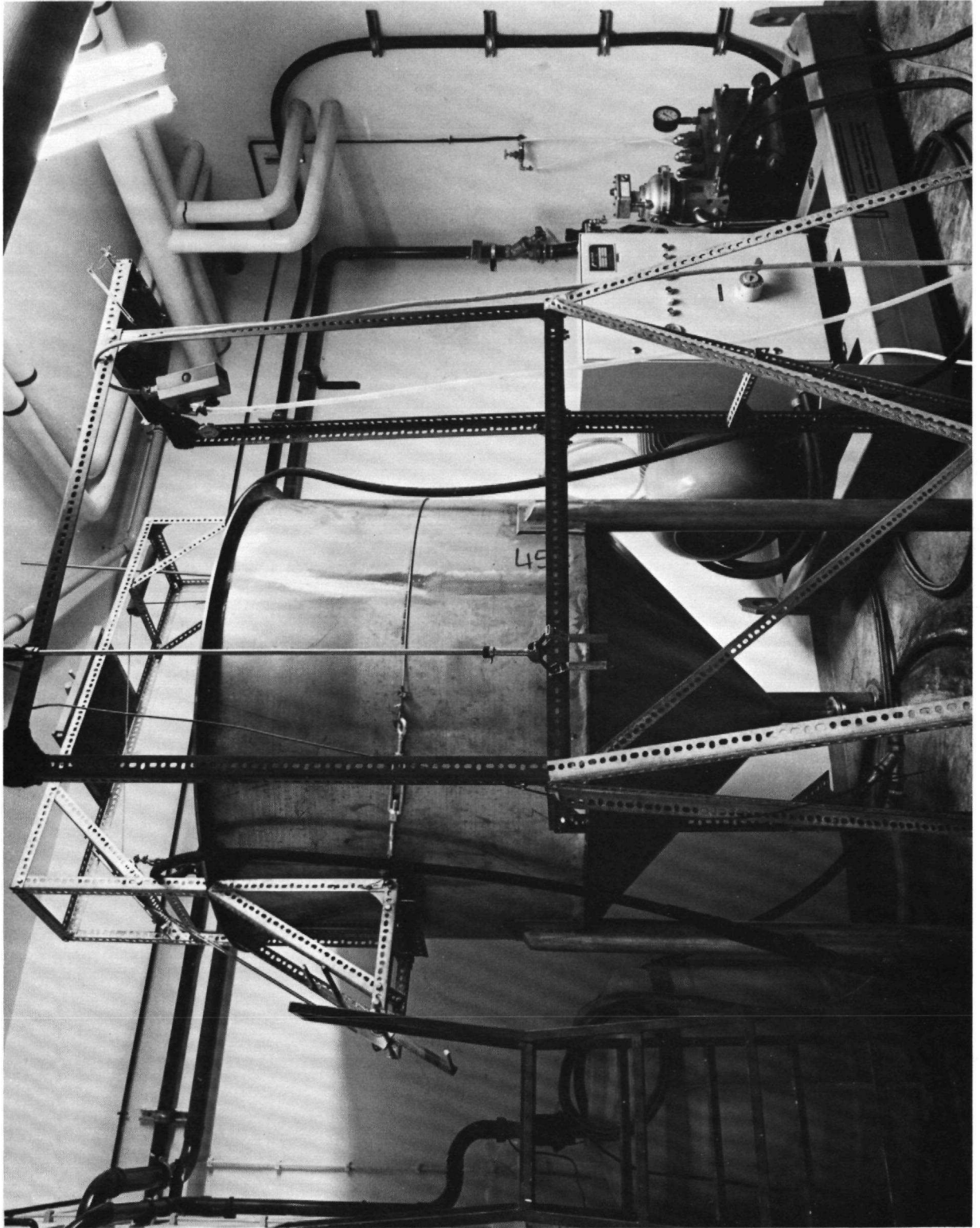


Bild 13: Versuchsanlage zur Kavitationserosion von Brennstäben

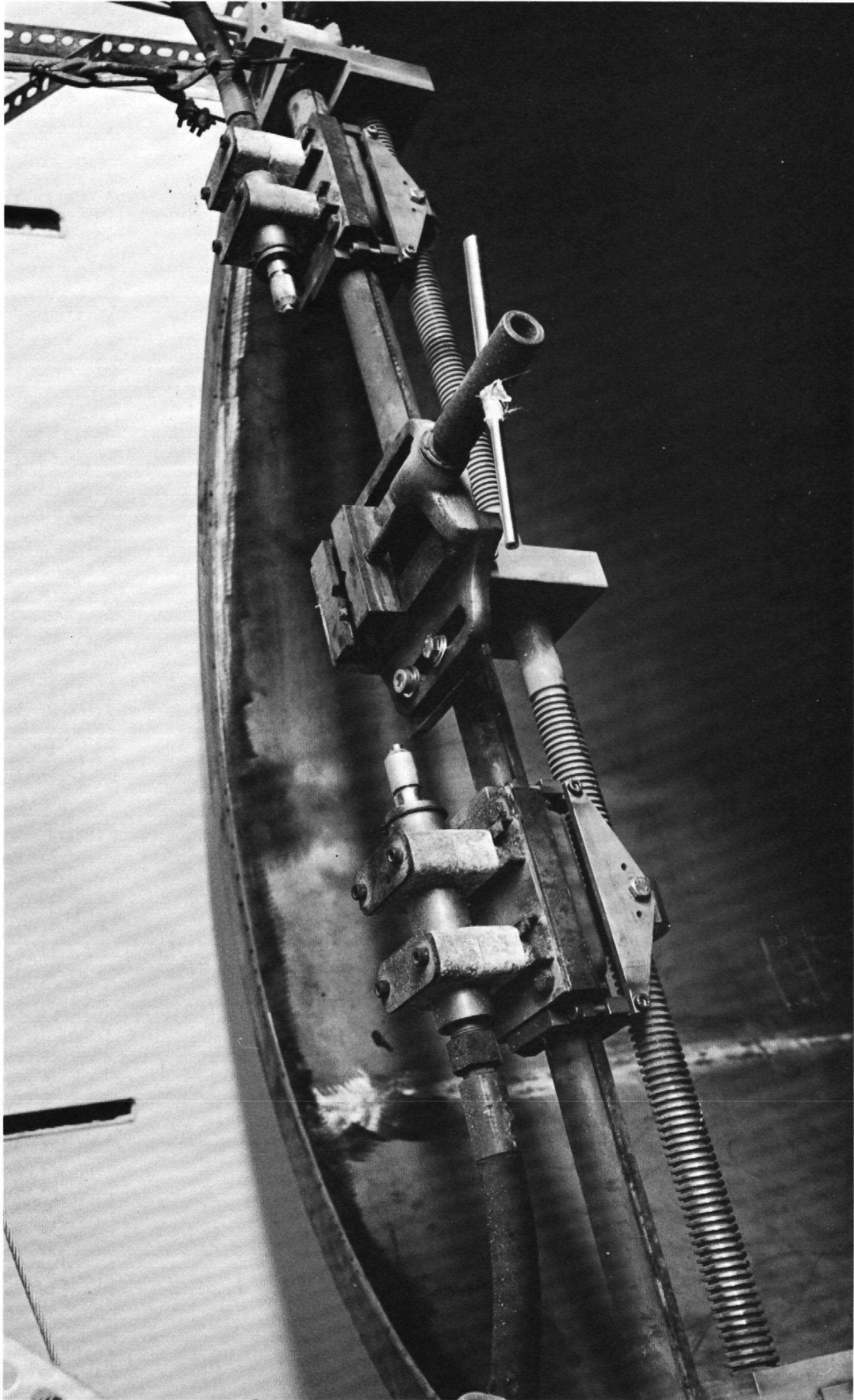


Bild 13 b: Vorrichtung zur Aufspannung der Düsen mit Schraubstock zum Einspannen der Proben

- Auffangbehälter für Schmutz- und Bypasswasser
- Versuchsbehälter ($\varnothing = 1300$ mm) mit versenkbarer Vorrichtung für die Aufnahme von Düsen und Probe.
- Hochdruckaggregat

Bild 13 b zeigt die Vorrichtung, die zur Aufspannung der beiden Hochdruckdüsenstöcke benutzt wurde. Sie sind gegeneinander verschiebbar. In die Mitte wurde ein Schraubstock so montiert, daß ein Verstellen senkrecht zur Vorrichtungssachse möglich bleibt.

5.2.2-----Probenvorbereitung

Das Simulationsmaterial für die Versuche wurde bereits in Kapitel 3 beschrieben. Der Einfachheit halber werden die Zircaloyrohre, soweit diese nicht mit den Versuchsergebnissen in Verbindung stehen, durch Stahlkörper ersetzt, die billiger und einfacher zu handhaben sind. Zur Aufnahme des Brennstoffs sind 100 mm lange Sacklochbohrungen vorgesehen. Diese Art der Bohrung wird der Durchgangsbohrung vorgezogen, da bei letzterer eine Verfälschung der Versuchsergebnisse insofern zu befürchten ist, als die "Pellets" am Bohrungsende lediglich in Strahlrichtung hinauskatapultiert werden. Im vorliegenden Fall muß aber von einem gefüllten Hüllrohr ausgegangen werden. Der zerstörte Brennstoff muß also in Gegenrichtung zum Strahl aus dem Hüllrohr hinaus gefördert werden.

Um zu gewährleisten, daß der Wasserstrahl tatsächlich den Werkstoff zerstört und nicht nur komplette Pellets aus dem Hüllrohr zu katapultieren vermag, verbindet ein Zwei-Komponenten-Kleber "Brennstoff" und "Hüllrohr", wohl wissend, daß diese Verbindung die realen Kontaktverhältnisse weit übertrifft. Auch mit Blick auf im Rohr klemmende Brennstoffbruchstücke bzw. auf eventuelle Engpässe und Verbiegungen des Hüllrohrs, die vom Reaktoreinsatz herrühren können, wurde diese Art der Verbindung gewählt.

Der Originalbrennstoff unterliegt zwei wesentlichen Strukturveränderungen. Die Pellets sintern zusammen und der Brennstoff bekommt Risse (vgl. Kapitel 3). Um nun das Zusammensintern zu simulieren wurden die Probekörper des technischen Porzellans zu 30 mm Länge gewählt. Gleichzeitig wird damit gewährleistet, daß der Erosionsfortschritt nicht nur in einer fortlaufenden Ausdehnung vorhandener Risse stattfindet, sondern daß der Strahl auch in größerer Eindringtiefe Risse noch erzeugen muß. Für Probengrößen ungleich einem Vielfachen von 30 mm wurden noch 10 mm lange Probekörper eingesetzt.

5.2.3-----Versuchsdurchführung

Soweit nicht besonders erwähnt wurden die Proben längs der Strahlachse gegenüber der Düse eingespannt und 2 Minuten bestrahlt. Alle 30 Sekunden oder bei schnellem Fortschritt der Erosion in kleineren zeitlichen Abständen wurde die Erosionstiefe vermessen. Bei Abbau nur eines Teilquerschnittes bzw. stark zerklüfteter Oberflächen der Probe wurde das abgetragene Volumen geschätzt. Diese Tatsache wird jedoch zusätzlich in der Versuchsbeurteilung berücksichtigt. Die maximale Erosionstiefe wurde zunächst mit der Länge der Sacklochbohrung auf 100 mm festgelegt.

5.2.4-----Versuchsergebnisse und ihre Interpretation

Zu den Versuchsergebnissen sind folgende prinzipielle Bemerkungen zu machen:

- Der Inkubationsbereich (s. Ende Kapitel 5.1) wird in den Erosionskurven nicht dargestellt. Bei vielen Versuchen, insbesondere wenn es sich um niedrige Drücke und Volumenströme handelt, ist die erste Schädigung nicht gleichbedeutend mit dem Beginn kontinuierlicher Schädigung. Wenn nur ein Werkstoffsplitter abspringt, wird der Strahl häufig so unglücklich reflektiert, daß die Kavitationsblasen von der Keramik abgelenkt auf das Hüllrohr bzw. in das

Wasserbassin zielt. Dieser Effekt ist dann v. a. zu beobachten, wenn außerdem die Keramik 1 - 2 mm über das Hüllrohr hinaus vorsteht.

- Eine genaue Klärung des Verlaufs des Kurvenanfangs v. a. im Übergangsbereich der Strahlleistung ist schwierig, wenn nicht unmöglich. Sie hat auch keinerlei Nutzen für die vorliegende Aufgabenstellung und ist eher in das Gebiet der Grundlagenforschung einzuordnen.

5.2.4.1 Abstand s

Den prinzipiellen Zusammenhang zwischen erodierter Hüllrohrtiefe und Dauer der Bestrahlung von Brennstababschnitten zeigte bereits Bild 12. Es ergibt sich ein linearer Kurvenverlauf, der sich jedoch in Abhängigkeit des Abstands s zwischen Düse und Probenoberfläche in Steigung und Niveau ändert (Bild 14).

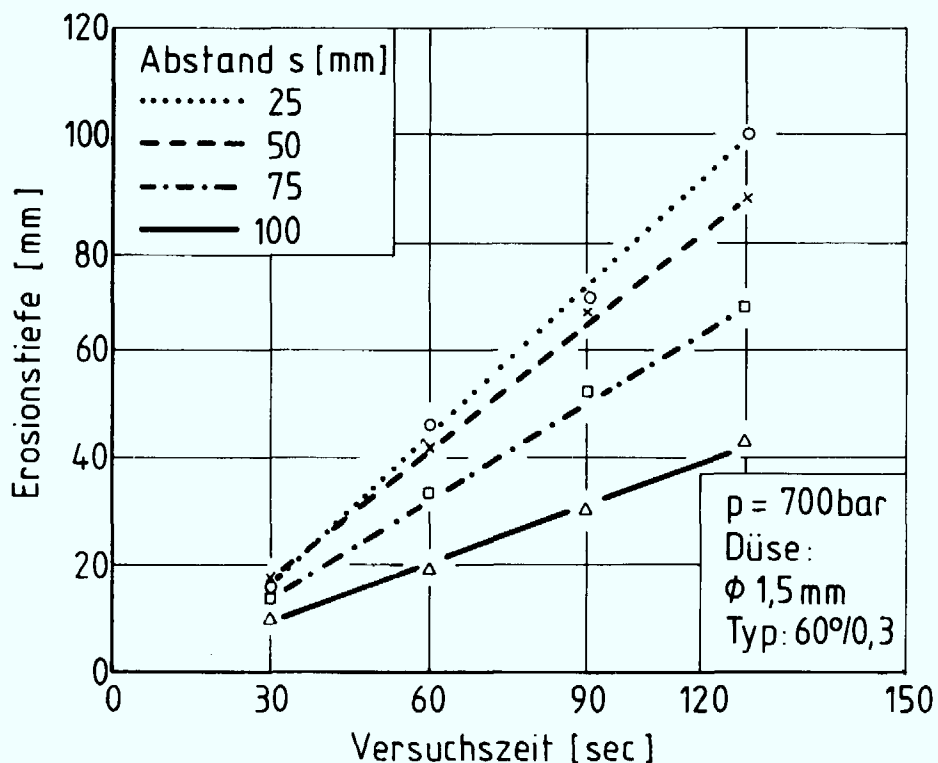


Bild 14: Erosionstiefe in Abhängigkeit vom Abstand

Der Abstand wurde in 25 mm-Schritten variiert. Um die erodierten Werkstoffpartikel beim Austritt aus dem Hüllrohr nicht zu behindern, wurde der kürzeste Abstand zu 25 mm gewählt. Der kürzeste Abstand ist im gezeigten Beispiel der günstigste. Der nächst größere Abstand folgt relativ eng, doch nimmt die Schädigung mit steigendem Abstand überproportional ab. Grundsätzlich gehört die größte Steigung zum kürzesten Abstand, vorausgesetzt es gelingt eine erste Schädigung hervorzurufen (s. Schwierigkeiten bei großen Düsendurchmessern und kleinen Abständen).

Die Inkubationszeit stellte sich als ausgezeichnete Größe heraus, die Erosionsintensität des Strahls bei verschiedenen Abständen von der Düse zu bewerten. Risse zu erzeugen, nichts anderes geschieht während der Inkubationsperiode, ist wesentlich schwieriger als vorhandene Risse auszunutzen und fortzusetzen (siehe dazu auch Kapitel 5.2.4.6). Insofern kann die Länge der Inkubationszeit als indirektes Maß für die Intensität des kavitierenden Strahls genommen werden. Das Ende der Inkubationszeit (Kap. 5.1) ist relativ unkompliziert durch eine deutliche Geräuschänderung und einen Wechsel des Wellenbildes zu registrieren, die mit einer ersten Werkstoffschädigung verbunden sind. Die sich damit ändernde Reflexion des Strahles ist mit Hilfe eines Schaukastens - zur Ausschaltung der Lichtreflexionen an der Wasseroberfläche - gut festzuhalten. Bild 15 stellt die gemessene Inkubationszeit t_i in Abhängigkeit vom Abstand s und Düsen- bzw. Strahldurchmesser bei 750 bar dar.

Die minimale Inkubationszeit und damit die maximale Erosionsintensität ist durch die punktierte Linie gekennzeichnet.

Für kleine Strahldurchmesser und größere Abstände geht die Inkubationszeit gegen unendlich. Hier reicht die Leistung

$$P = p \times Q$$

nicht, die Probe auf dieser Entfernung im gegebenen Zeitintervall zu schädigen. Bei kleineren Abständen ist dagegen kaum eine Änderung der Inkubationszeit und damit der Erosionsintensität festzustellen. Die erreichbare Erosionstiefe bleibt aber bei kleinen Düsendurchmessern sehr gering (s. Kap. 4.2.4.3).

Mit zunehmendem Strahldurchmesser ändern sich die Verhältnisse. Bei geringen Abständen streut die Inkubationszeit stark und steigt im Mittel ganz erheblich, wogegen sie selbst bei 100 mm nur das Doppelte des Minimums annimmt (Bild 15).

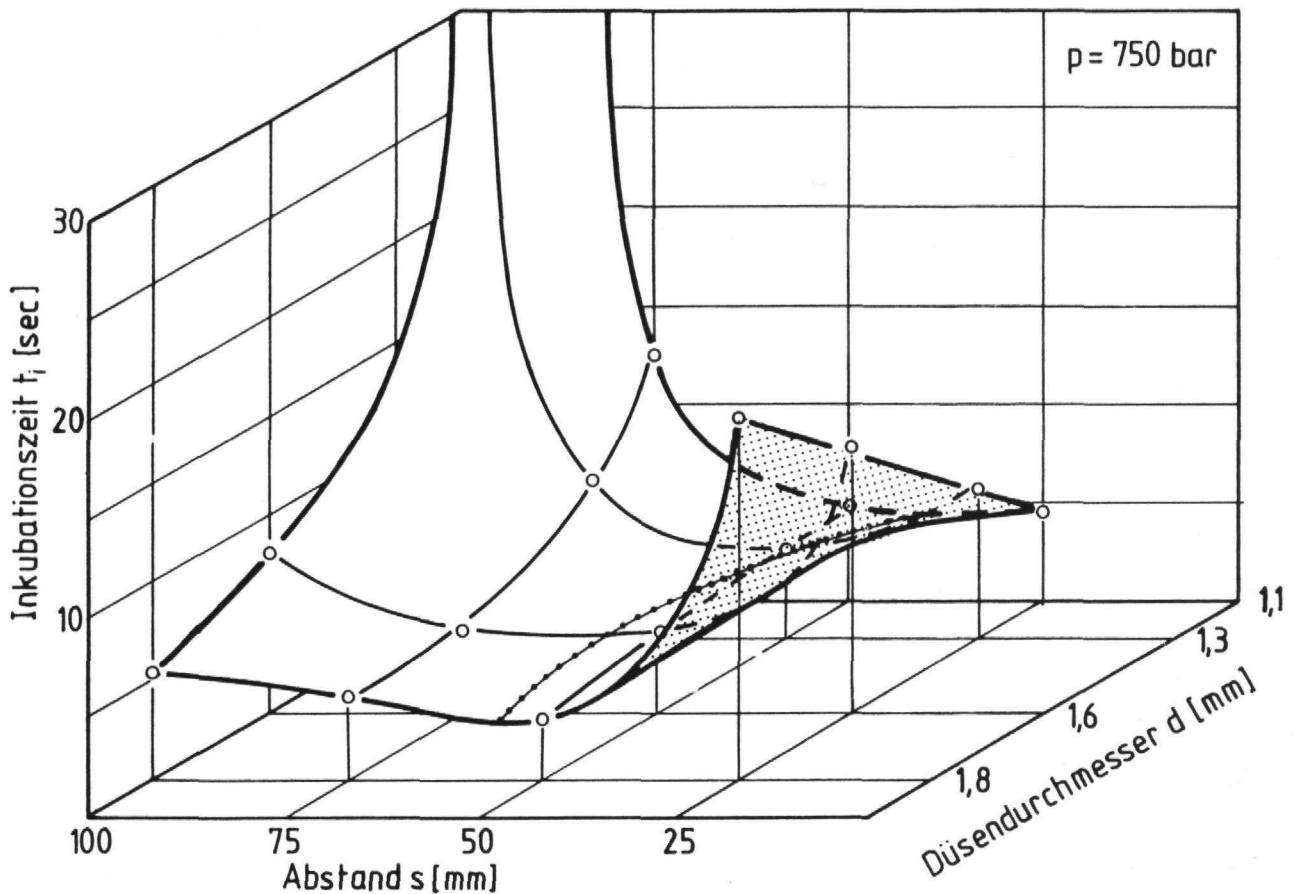


Bild 15: Inkubationszeit in Abhängigkeit vom Abstand und vom Düsendurchmesser

Die Betrachtung des kavitierenden Wasserstrahls bietet den Ansatz zur Klärung (Bild 16). Am Anfang wie am Ende des Strahls ist das Gesamtblasenvolumen klein. An diesen Stellen ist also eine geringe Schädigung zu erwarten.

Zudem nimmt mit wachsendem Abstand die Strahlgeschwindigkeit ab und damit auch der Staudruck vor der Probe; die Blasen-

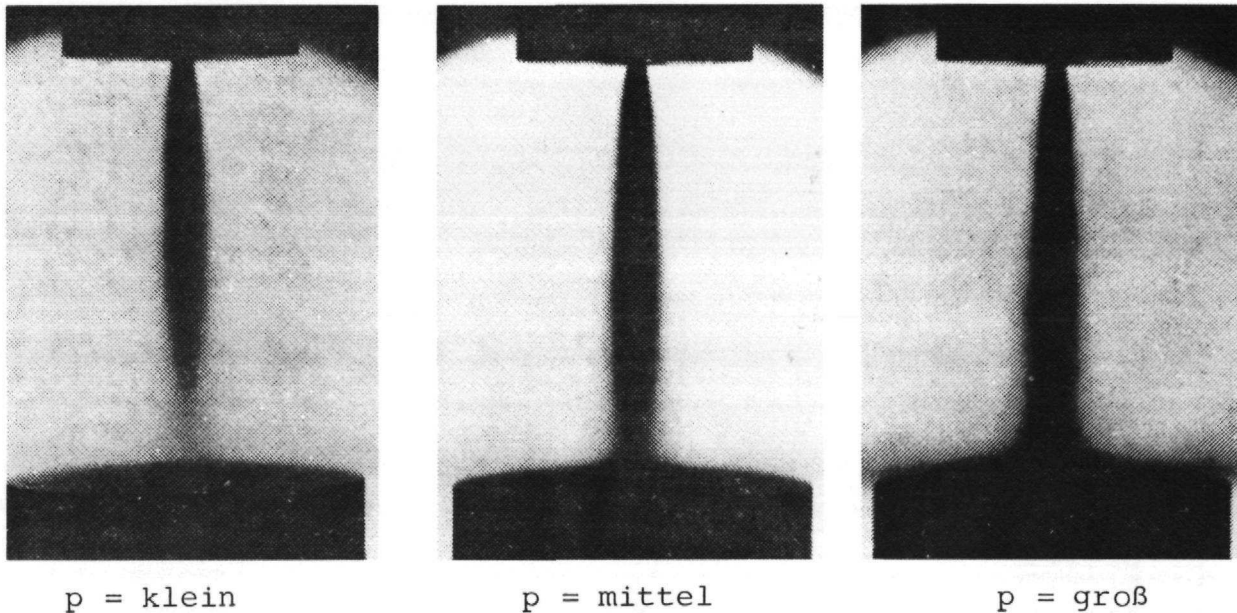


Bild 16: Photos des kavitierenden Wasserstrahls
- Gegenlichtaufnahmen -

lebensdauer nimmt zu. Hoher Staudruck infolge des höheren Druckgefälles zwischen Blase und Umgebungsdruck verstärkt aber die Blasenimplosion und somit die Kavitationserosion, andererseits begünstigt er über die Druckrückwirkung eine Implosion vor Erreichen der Probenoberfläche. Kurze Lebensdauer bei geringen Abständen läßt die Blasen ihre "optimale" Größe im Sinne der Implosionsenergie nicht erreichen /41/. Mit wachsender Lebensdauer nimmt durch Gasaufnahme, Wechselwirkungen zwischen den Blasen und a. m. die mögliche Implosionsenergie wieder ab. In Abhängigkeit vom Umgebungsdruck kondensiert der Dampf und später löst sich das Gas /41/. Staudruck und Blasenlebensdauer führen also zu einem Maximum in der Erosionskurve in Abhängigkeit vom Abstand.

Führt man sich Bild 11 nochmals vor Augen, so läßt sich das unterschiedliche Verhalten je nach Düsendurchmesser erklären. Infolge des wesentlich veränderten Strahldurchmessers befindet man sich bei den einzelnen Abständen in ganz verschiedenen Strahlbereichen. Bei der 1.1 mm Düse liegt die Probe mit $s = 100$ mm außerhalb des Bereichs wirksamer Kavitationsblasen

(stark punktierter Bereich, Bild 12). Die recht niedrige Inkubationszeit der 1.8 mm Düse bei $s = 100$ mm weist darauf hin, daß noch viele schädigungsintensive Blasen bis hierher reichen. Die relativ lange Inkubationszeit bei niedrigen Abständen rührt daher, daß der nahezu blasenfreie Strahlkern die Probe erreicht. Das radiale Abströmen des Strahlkerns verhindert, daß die Blasen des wirksamen Strahlbereichs die Probenoberfläche erreichen und schädigen. Der blasenfreie Kern bildet also ein Dämpfungspolster, das von den Microjets kaum durchdrungen wird, sofern die Blasen nicht schon vorher durch die Strömung abgelenkt wurden. Im übrigen sind die Blasen noch von relativ kurzer Lebensdauer und insofern in ihrer schädigenden Wirkung nicht optimal.

Bemerkenswert für den Einsatz des Verfahrens ist der mögliche Spielraum, den der geringe Anstieg der Inkubationszeit v. a. oberhalb des Minimums ermöglicht. Das bedeutet, zu größeren Abständen hin ist in einem Bereich von etwa 25 mm keine wesentliche Änderung der Schädigung hinzunehmen.

War bisher vom Abstand s die Rede, so war damit der Abstand Düse-Probe zu Versuchsbeginn gemeint. Wie Bild 12 schon andeutet, treten jedoch bereits kurz nach Versuchsbeginn gravierende Änderungen hinsichtlich der Strömungs- und Druckverhältnisse ein.

Die nach dem ersten Werkstoffabtrag sich ausbildende "Sacklochströmung" führt zu einer Konzentration des Strahls und zum Aufbau eines Gegendrucks, der über dem Druck des umgebenden Wassers liegt. Diese geänderten Verhältnisse müssen den linearen Schädigungsverlauf verursachen, d. h. daß der Abtrag linear mit der Zeit zunimmt, obwohl der Abstand Düse-Keramik ansteigt. Andernfalls müßten nämlich die Kurven mit der Zeit degressiv verlaufen - v. a. bei geringeren Druck- und Volumenstromwerten. Die punktierte Gerade ($s = 25$ mm, Bild 14) müßte beispielsweise ab $t = 75$ sec die Steigung der durchgezogenen Geraden ($s = 100$ mm, Bild 14) annehmen. Nach den Versuchsergebnissen ist dies jedoch nicht der Fall. Die spezielle Strömungsform hat also einen begünstigenden Einfluß auf das Abtragsverhalten des Strahls.

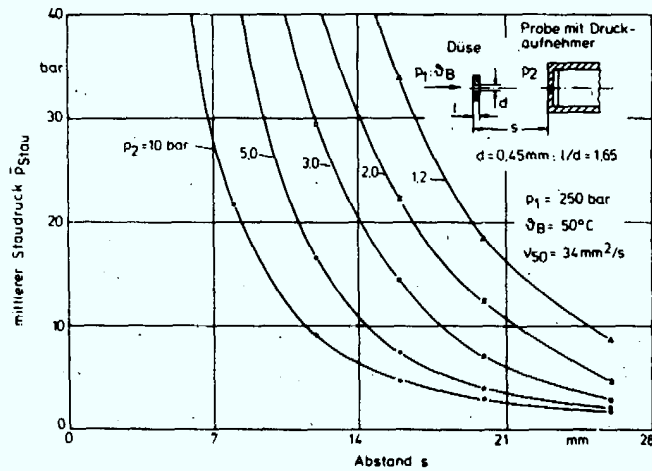


Bild 17: Abhängigkeit von Gegendruck und mittlerem Staudruck nach Kleinbreuer /41/

Der Gegendruck, der Umgebungsdruck des Strahls, hat wesentlichen Einfluß auf das Schädigungsergebnis. Der mit sinkendem Gegendruck zunehmende mittlere Staudruck verhindert, daß die Blasen eine optimale Größe im Sinne maximaler Implosionsenergie erreichen. Der optimale Abstand ist also abhängig von den Druckverhältnissen in und um den Strahl. Bei sonst konstanten Verhältnissen bestimmt der Gegendruck den Zeitpunkt und damit den Abstand bei dem die Blasen am energiereichsten implodieren (Bild 17).

Dabei hat der Gegendruck zwei Einflüsse:

- je größer die Druckdifferenz, desto größer die Druckanstiegsgeschwindigkeit und umso intensiver die Erosion.
- andererseits sinkt mit großem Gegendruck die Blasengröße und die Blasenrücklösung nimmt zu, d. h. die Erosionswirkung nimmt ab.

Der Gegendruck beeinflußt also die Druckanstiegsgeschwindigkeit und die Blasenlebensdauer entgegengesetzt. Außerdem konzentriert sich mit steigendem Gegendruck die Schädigung auf das Probenzentrum /41/. Insgesamt hat der geleerte Hüllrohrabschnitt einen positiven Effekt auf die Schädigung.

Bild 18 stellt die Erosionstiefe in Abhängigkeit vom Abstand für verschiedene Düsendurchmesser dar. Wie im Inkubationszeitbild 14 ist auch hier eine deutliche Verschiebung des optimalen Abstands zu größeren Werten hin mit zunehmendem Düsendurchmesser festzustellen. Die Verbindung $s = 50 \text{ mm}$ zu $s = 25 \text{ mm}$ für die Düsen $1,6 \text{ mm}$ und $1,8 \text{ mm}$ ist gestrichelt gezeichnet, da hier extrem große Streuungen in den Inkubationszeiten auftreten ($t_i = 10 - 90 \text{ sec}$), insofern auch nur schwer eindeutige Aussagen über die Erosionszeiten zu treffen sind.

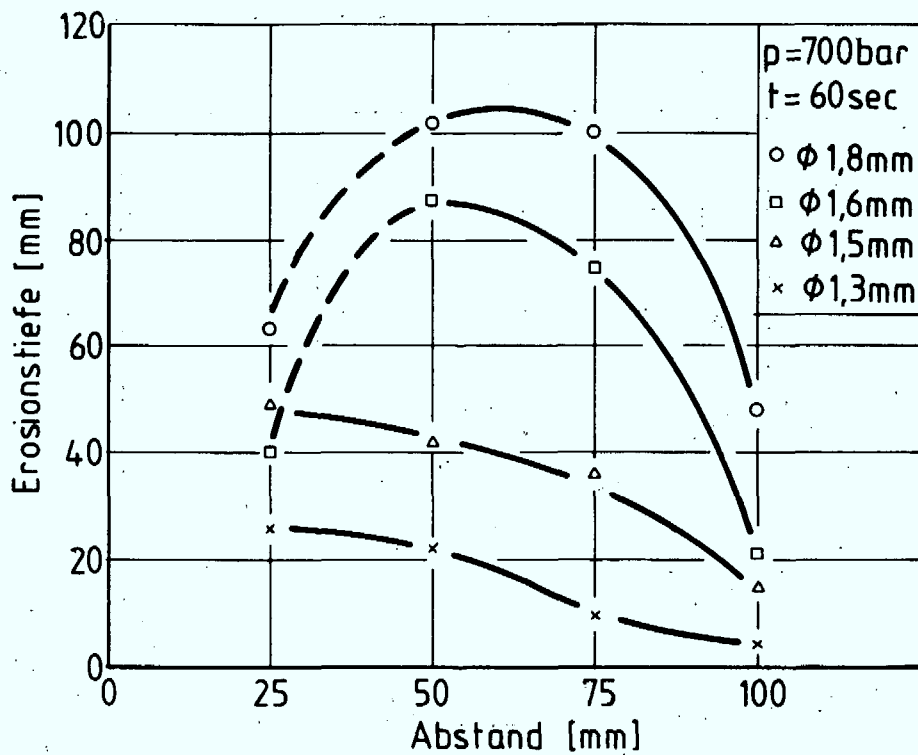


Bild 18: Erosionstiefe in Abhängigkeit vom Abstand mit dem Parameter Düsendurchmesser

5.2.4.2 Düseneingangsdruck

Die Leistung des Wasserstrahls ist das Produkt aus Volumenstrom und Druck. Augenscheinlich beeinflussen beide Parameter das Blasenvolumen. Über den Eingangsdruck der Düse wird die Strömungsgeschwindigkeit in der Düse gesteigert und dort der Druck gesenkt. Hierdurch ergeben sich wesentlich günstigere Voraussetzungen für die Bildung von Kavitationsblasen. Das Blasenvolumen nimmt zu und der mit der Strömungsgeschwindigkeit anwachsende Staudruck verbessert die Implosionsvoraussetzungen. Auch beim Druck läßt sich ein erster qualitativer Zusammenhang zwischen der Erosionsintensität und der Inkubationszeit herstellen (Bild 19). Der Abstand Düse-Probe wurde nach den Ergebnissen aus dem Kapitel Abstand im Bild zu 50 mm gewählt.

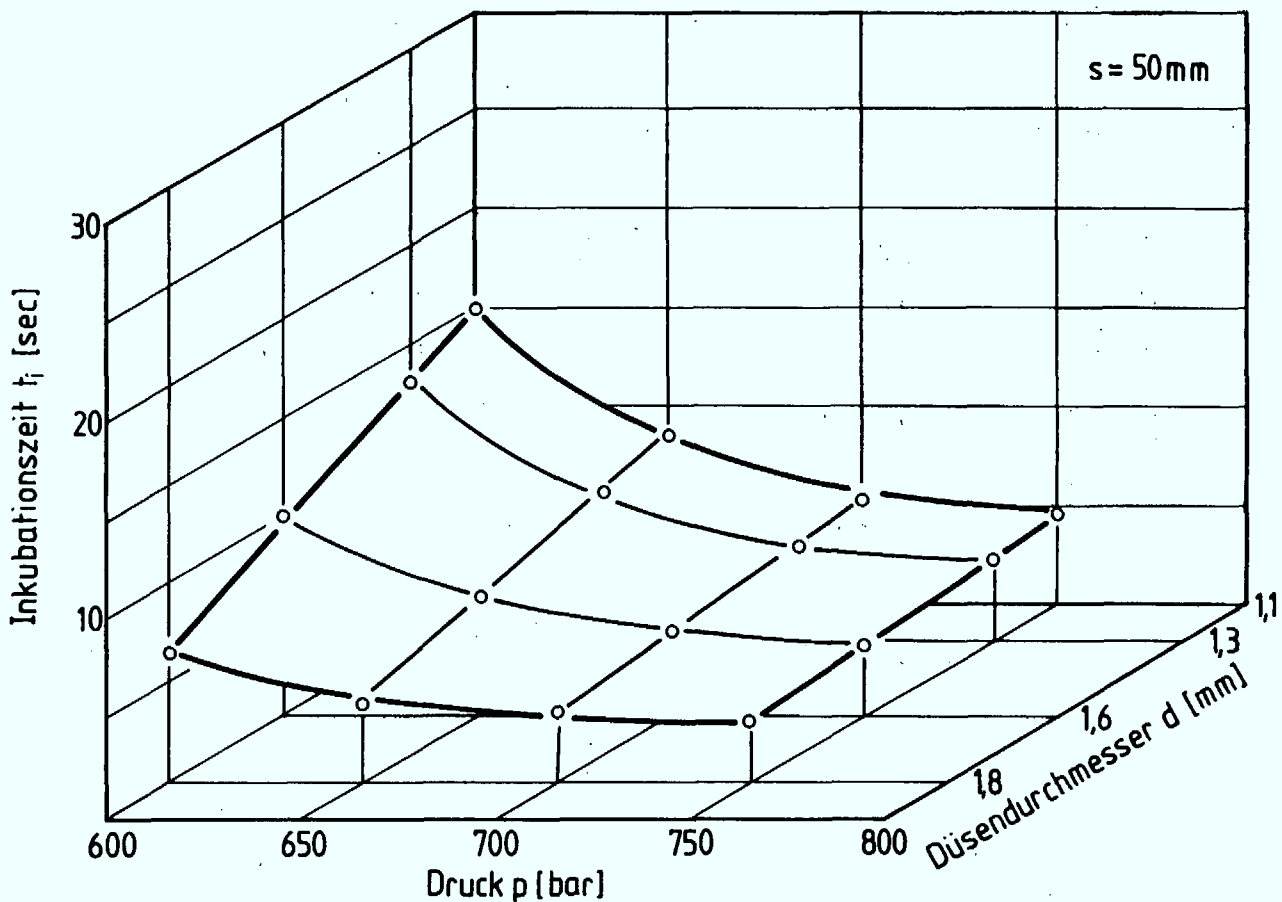


Bild 19: Inkubationszeit in Abhängigkeit vom Druck für verschiedene Düsendurchmesser

Erwartungsgemäß macht sich die Druckerhöhung bei geringen Düsendurchmessern stärker bemerkbar als bei großen.

Mit 1,1 mm ist man dem Grenzbereich zwischen Schädigung und zerstörungsfreier Belastung durch den Strahl schon sehr nahe. Auffallend ist die geringe Änderung von 700 nach 750 bar beim gesamten Düsenspektrum. Hier ist kaum eine Abnahme der Inkubationszeit festzustellen.

Eine direkte Beziehung zwischen Erosionsvermögen des Wasserstrahls und Inkubationszeit besteht jedoch nur an dieser Stelle im Abstand s zur Düse. Aufschluß über die Reichweite des Strahls und optimale Erosionszeiten in Bezug auf die Problemstellung beim Brennstab können nur die Messung der Erosionstiefe und -geschwindigkeit geben.

In Bild 20 sind für zwei beispielhafte Düsendurchmesser die Erosionskurven wiedergegeben. Auffallend ist der große Abstand zwischen den Erosionskurven wenn der Druck von 600 auf 650 bar (Düsendurchmesser 1,8 mm) bzw. von 650 auf 700 bar (Düsendurchmesser 1,3 mm) gesteigert wird. Eine weitere Steigerung bringt zwar eine Verbesserung, die beim großen Düsendurchmesser das Niveau, beim kleinen Düsendurchmesser die Steigung der Erosionszeit-Kurve anhebt, diese Verbesserung liegt aber weitaus niedriger als die vorhergehende.

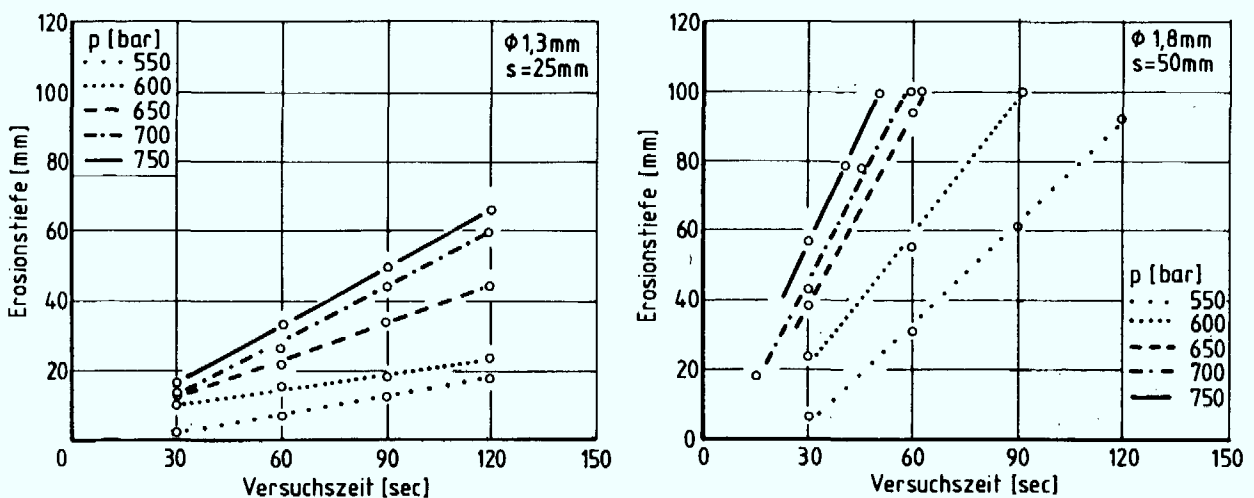


Bild 20: Erosionstiefe in Abhängigkeit vom Abstand

Die Erosionsgeschwindigkeit - sie entspricht der Steigung der Erosions-Zeit-Kurve - erreicht für 1,8 mm bei 650 bar einen Wert, der kaum noch zu steigern ist. Bei zusätzlichen 100 bar nimmt die Steigung nur unwesentlich zu.

Besser läßt sich dieser Effekt in Bild 21 links erkennen. Die Erosionstiefe zu einem festgelegten Zeitpunkt weist für große Düsendurchmesser einen deutlichen Sprung auf (zwischen 600 und 650 bar für 1,8 mm und zwischen 650 und 700 bar für 1,6 mm). Die Erosionstiefe der relativ kleinen 1,3 mm-Düse hängt linear vom Druck ab. Die 1,1 mm Düse hat bis 650 bar noch keine Erosionswirkung, weshalb sie zunächst aus der Betrachtung auszuklammern ist. Bei größeren Versuchszeiten zeigen aber auch die kleineren Düsen diesen Sprung (Bild 21, rechts).

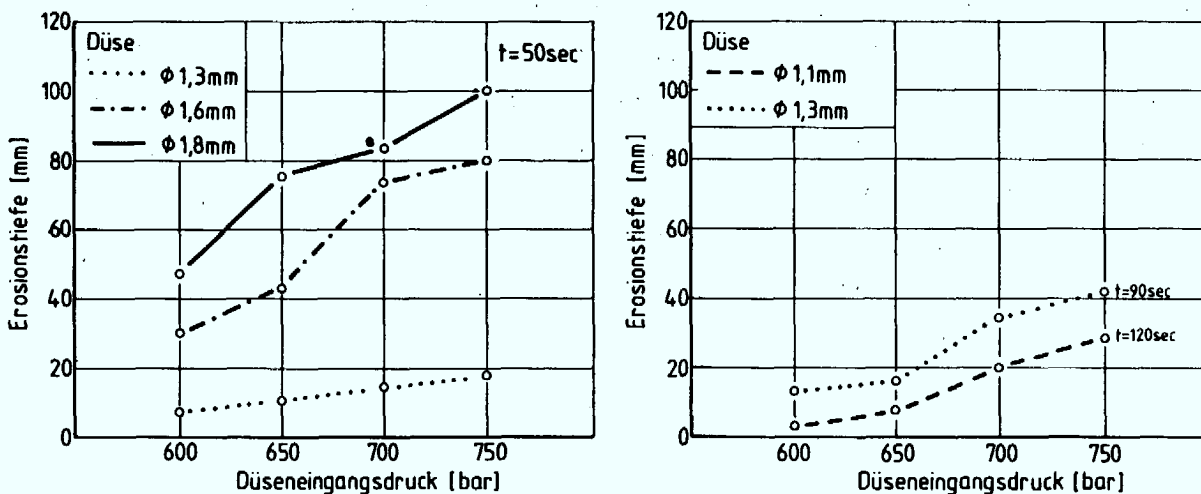


Bild 21: Erosionstiefe in Abhängigkeit vom Düseneingangsdruck

Der Düseneingangsdruck von 700 bar (für die 1,8 mm-Düse von 650 bar) nimmt also eine Schlüsselrolle ein.

Die Erosionsintensität nimmt in diesem Bereich mit einem größeren Proportionalitätsfaktor mit dem Druck zu.

Eine Änderung des optimalen Abstands bei Steigerung des Düsen-
eingangsdrucks läßt sich deutlich bei größeren Düsendurchmessern
erkennen (Bild 22).

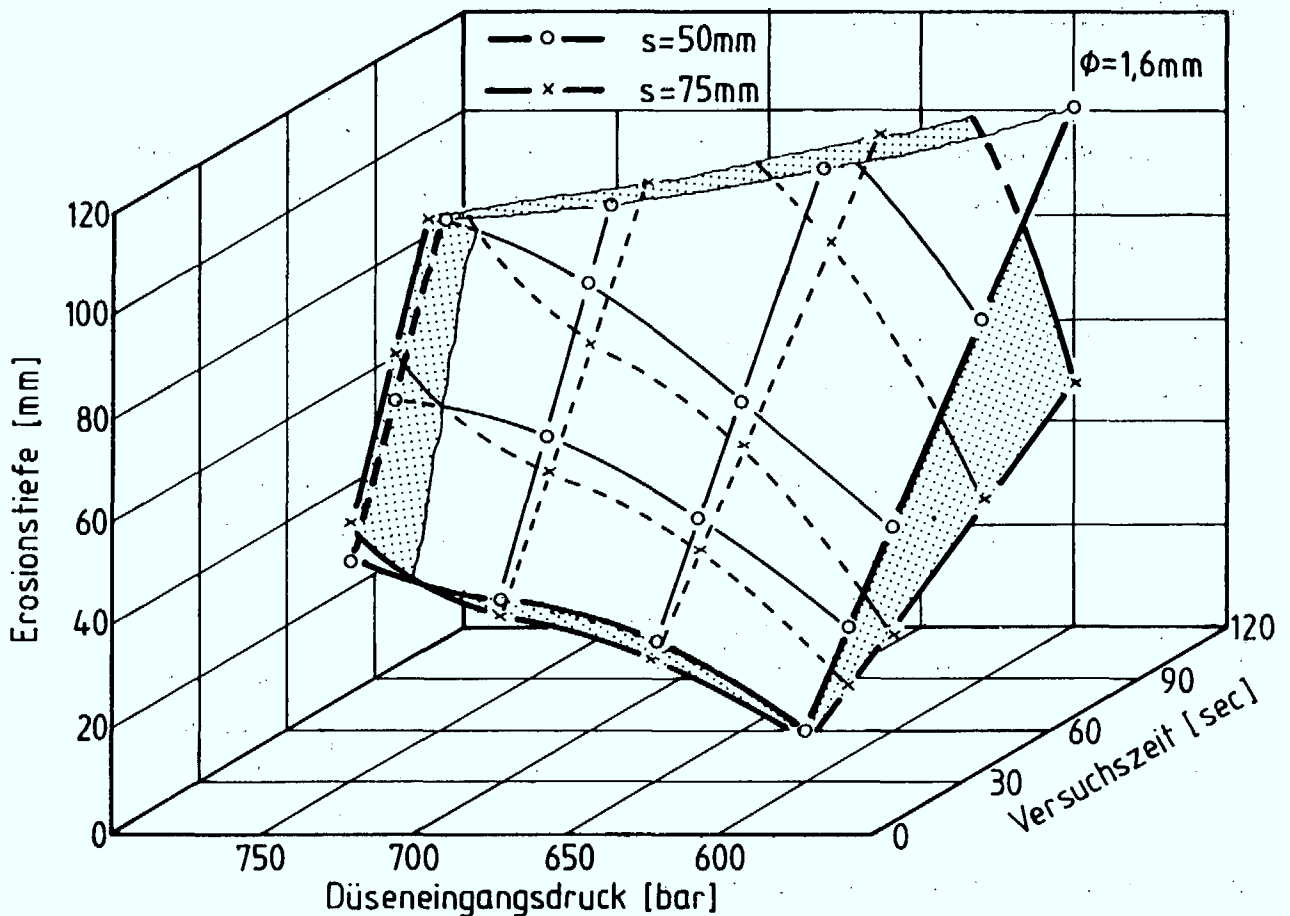


Bild 22: Änderung des günstigsten Abstands in Abhängigkeit
vom Düseneingangsdruck

Die Erosionskurven der beiden Abstände 50 und 75 mm nähern sich mit zunehmendem Druck, was gleichbedeutend mit einer Verlagerung des optimalen Abstands ist. Bei großen Drücken (750 bar) liegt der Vorteil im Zeitraum des Versuchs bei 75 mm. Kleinbreuer /41/ stellte bei seinen Kavitationsversuchen an metallischen Probekörpern bei größerem Eingangsdruck fest, daß höhere Umgebungsdrücke, die über dem atmosphärischen Druck liegen, den Materialabtrag steigern können. Die Druckverhältnisse (Düseneingangs-

druck, Gegendruck) verschieben zumindest bei großen Düsen den optimalen Abstand zu größeren Werten hin. Bei längerer Erosionsdauer wird wegen der begrenzten Strahlreichweite der Abstand zu fortgeschrittener Zeit zu verringern sein.

5.2.4.3 Volumenstrom

Der Düsen- und damit der Strahldurchmesser beeinflusst das Erosionsvermögen stark. Mit der folgenden Abschätzung ergibt sich eine Proportionalität zwischen Volumenstrom und Düsen-durchmesser.

Vernachlässigt man die Kompressibilität des Wassers, die im Höchstfall $\leq 4 \%$ beträgt

$$E = 2.1 \cdot 10^5 \text{ N/cm}^2$$

E-modul von H_2O

$$\sigma = \epsilon \cdot E$$

Hooke'sches Gesetz

$$\left. \begin{array}{l} p = 100 \text{ bar: } \epsilon_{100} = \frac{\sigma}{E} = \frac{100 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2}{2.1 \cdot 10^9 \text{ N/m}^2} = 0.48 \% \\ p = 750 \text{ bar: } \epsilon_{750} = 3.6 \% \rightarrow \text{Ausnahme } \rho = \text{konst.} \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{Kompressi-} \\ \text{bilität von} \\ \text{H}_2\text{O} \end{array}$$

und nimmt die Anfangsgeschwindigkeit als konstant an

$$w_1 = \text{const.}$$

so läßt sich über den Satz von Bernoulli eine Proportionalität zwischen Q und d erkennen:

$$\text{Bernoulli: } \rho g z_1 + p_1 + \rho/2 w_1^2 = \rho g z_2 + p_2 + \rho/2 w_2^2$$

mit $z_2 = z_1$

$$w_1 = \text{const.}$$

$$p_1 = p_2 + \rho/2 (w_2 - w_1)^2$$

$$\rho = \text{const.}$$

$$\Delta w = \sqrt{\Delta p \cdot \frac{2}{\rho}}$$

ρ = Dichte

p = Druck

w = Strömungsgeschwindigkeit

z = Höhe

Bei gleicher Druckdifferenz Δp hängt der Volumenstrom also nur noch vom Quadrat des Durchmessers ab:

$$Q = A \cdot w_2$$

$$Q = \frac{\pi d^2}{4} \cdot w_2$$

mit $\frac{\pi}{4} w_2 = \text{const.}:$

$$Q \approx d^2$$

Q = Volumenstrom

A = Strömungsgeschwindigkeit

Entsprechend diesem Zusammenhang werden die Düsendurchmesser zu 0,9 mm, 1,3 mm und 1,6 mm gewählt, deren Volumenströme im Verhältnis $0,81 : 1,60 : 2,56 \approx 1 : 2 : 3$ stehen. Im Laufe der Versuche wurden diese Düsen noch durch die Größen 1,1 mm, 1,5 mm und 1,8 mm ergänzt. Auf die Darstellung der Ergebnisse der 0,9 mm-Düse wird verzichtet, da diese Düse selbst bei einem Druck von 750 bar an der Grenze zwischen Schädigung und Wirkungslosigkeit liegt. Bild 23 zeigt den Einfluß des Düsendurchmessers bei 600 und bei 700 bar und einem Abstand von 50 mm.

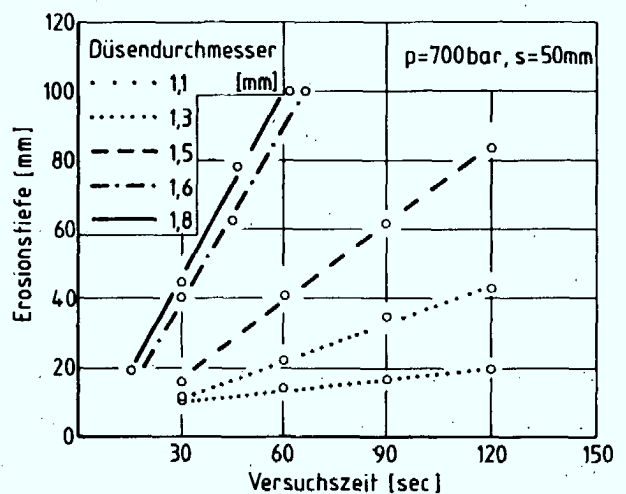
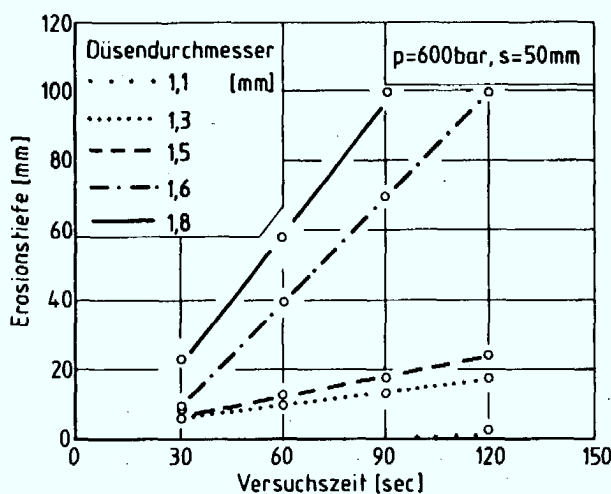


Bild 23: Einfluß des Düsendurchmessers auf die Kavitations-erosion

Wie beim Düseneingangsdruck nimmt die Steigung der Erosionskurven mit Vergrößerung des Düsendurchmessers zu, lediglich oberhalb von 1,6 mm bleibt sie bei hohem Druck nahezu konstant. Bei geringem Druck rücken die Kurven geringeren Düsendurchmesser näher zusammen, die Unterschiede größerer Durchmesser nehmen zu.

Auffallend ist der enorme Unterschied zwischen der 1,3 mm und der 1,6 mm-Düse. Die Steigerung des Volumenstroms um 50 % erzeugt nach 60 Sekunden die 4-fache Erosionstiefe. Eine vergleichbare Steigerung des Volumenstroms auf niedrigerem Niveau (von 1,1 mm auf 1,5 mm) hat erst bei der doppelten Versuchszeit (120 sec) eine 4-fache Verbesserung des Ergebnisses zur Folge. Dabei entsprechen sich die Erosionstiefen der 1,1 mm Düse bei 120 Sekunden und die der 1,3 mm-Düse bei 60 Sekunden bzw. die Werte der 1,5 mm-Düse und der 1,6 mm-Düse bei den gleichen Zeiten. V. a. bei den beiden größeren Düsen ist interessant, daß ein 10 % größerer Volumenstrom das gleiche Ergebnis in der Hälfte der Zeit erzielt (vgl. 1,6 mm-Düse bei 60 sec. mit 1,5 mm-Düse bei 120 sec). Ähnlich wie beim Druck mit dem Übergang von 650 auf 700 bar ein starker Anstieg verbunden ist, gibt es für den Zusammenhang zwischen Volumenstrom und Erosionstiefe einen ähnlichen Sprung zwischen der 1,5 mm-Düse und der 1,6 mm-Düse. In Bild 24 ist er deutlich zu erkennen. Nach dem Sprung ist die Steigung der Kurve etwa wie zuvor.

Der Düsendurchmesser 1,6 mm scheint eine Schlüsselrolle einzunehmen. Hier wird der steigernde Einfluß des Düsendurchmessers auf das Erosionsergebnis am stärksten ausgeschöpft. Eine weitere Steigerung des Volumenstroms bringt nur relativ geringe Verbesserungen.

Hassan /42/ definiert nach ihrem Entstehungsort zwei Arten von Kavitationsblasen, die induzierten, die am Übergang vom Düsen Eintritt zum zylindrischen Abschnitt (vgl. Scheitelpunkt des Winkels in Bild 25, links) und am Düsenaustritt entstehen, und die freien Kavitationsblasen, die infolge des Geschwindigkeitsunterschieds zwischen Strahl und dem ihn umgebenden Wasser entstehen.

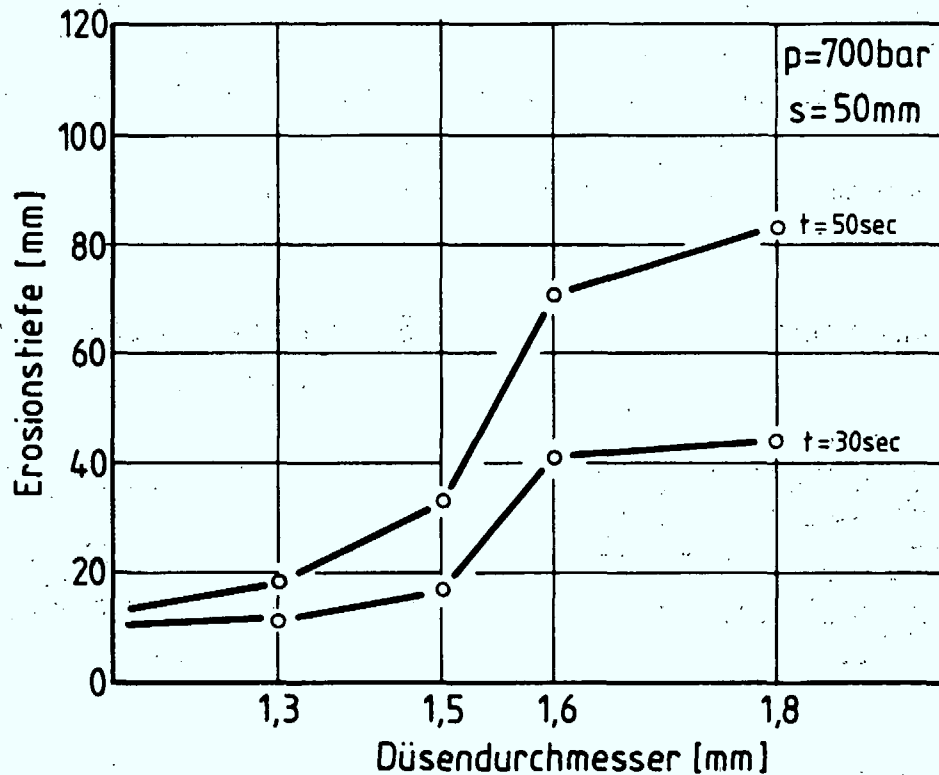


Bild 24: Erosionstiefe als Funktion des Volumenstroms (Düsendurchmesser)

Eine mögliche Erklärung für die Sonderstellung der 1,6 mm-Düse ist somit, daß der Strahl bei diesem Durchmesser eine Stabilität erreicht, die die induzierten Blasen relativ ungestört bis zur Probenoberfläche reichen läßt, deren Wirkung Hassan wesentlich größer einschätzt als die der freien Kavitationsblasen.

Beim Vergleich der Düsendurchmesser in den Bildern ist zusätzlich noch in Betracht zu ziehen, daß die Erosionswerte für 1,1 mm und 1,3 mm Düsendurchmesser relativ häufig durch Interpolation bestimmt werden mußten, weil die Erosionstiefe über den Querschnitt betrachtet oft sehr variierte.

5.2.4.4 Düsengeometrie

Die bisher aufgeführten Ergebnisse beziehen sich auf Versuche mit handelsüblichen Rundstrahldüsen. Der Hochgeschwindigkeits-

wasserstrahl wird heute hauptsächlich in Luft, nicht unter Wasser eingesetzt, eine spezielle Düsengestaltung steigert bei Nutzung der Kavitation die Schädigungsintensität des Strahls. Über den Düseneintrittswinkel und die Länge des zylindrischen Abschnitts läßt sich die Erzeugung von Kavitationsblasen und darüber das Schädigungsvermögen der Düse beeinflussen (Bild 25).

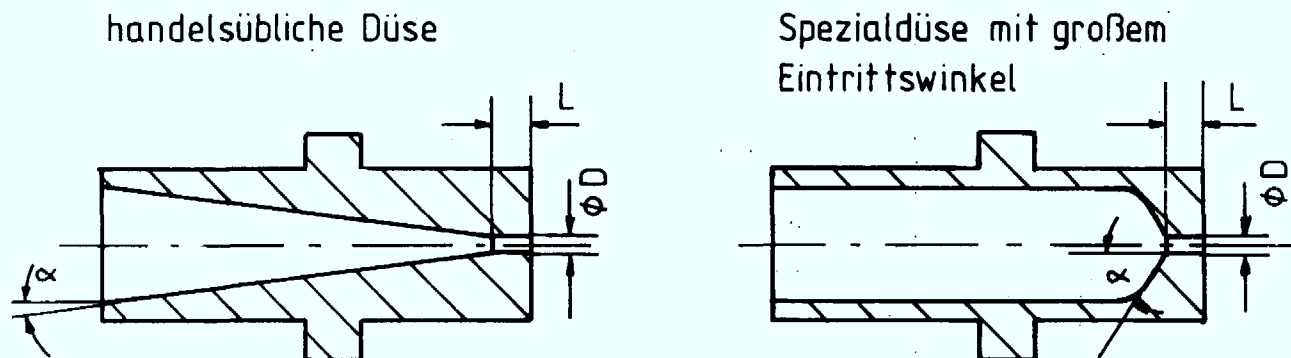


Bild 25: Vergleich der inneren Düsengeometrie bei kleinem und bei großem Eintrittswinkel

Hassan /42/ stellte für einen Düseneintrittswinkel von 60 Grad gepaart mit einem Verhältnis von Düsendurchmesser zur Länge des zylindrischen Düsenaustrittskanals von 0,5 eine maximale Schädigung fest.

In den beiden folgenden Kapiteln wurden deshalb Sonderdüsen mit 1,5 mm Durchmesser, einem Eintrittswinkel von 60 Grad und verschieden langen zylindrischen Endstücken hergestellt. Die Innenkontur der Düsen wurde funkenerodiert, um so weit wie möglich einer mikrogeometrischen Genauigkeit Rechnung zu tragen.

5.2.4.4.1 Eintrittswinkel

Die Prüfung des geänderten Eintrittswinkels erstreckt sich über sämtliche Abstände bei zwei verschiedenen Wasserdrücken. Bild 26 vergleicht die Erosionstiefen der handelsüblichen 1,5 mm-Düse (links) mit der 1,5 mm-Sonderdüse (rechts).

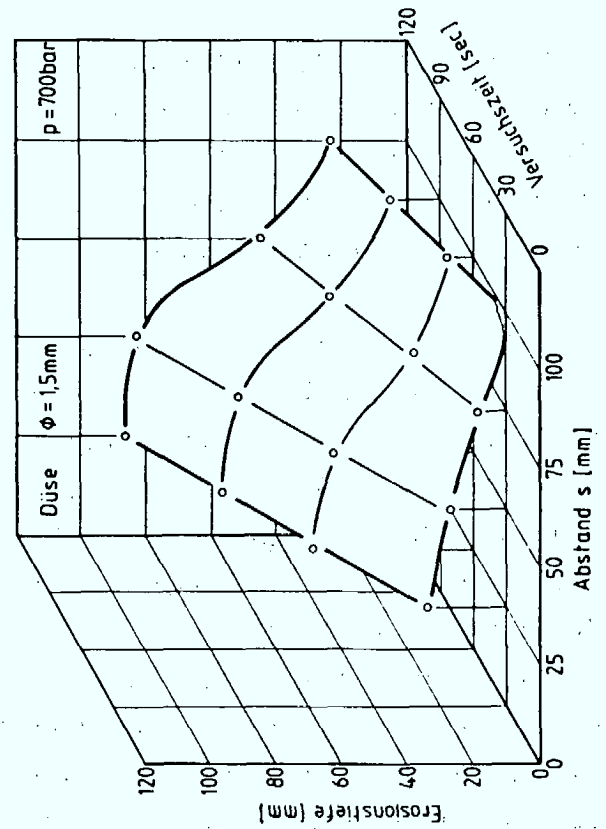
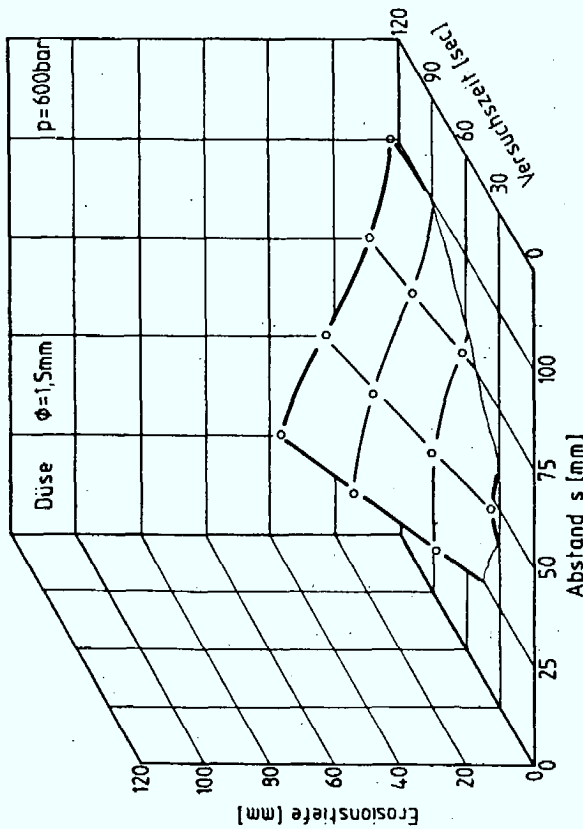
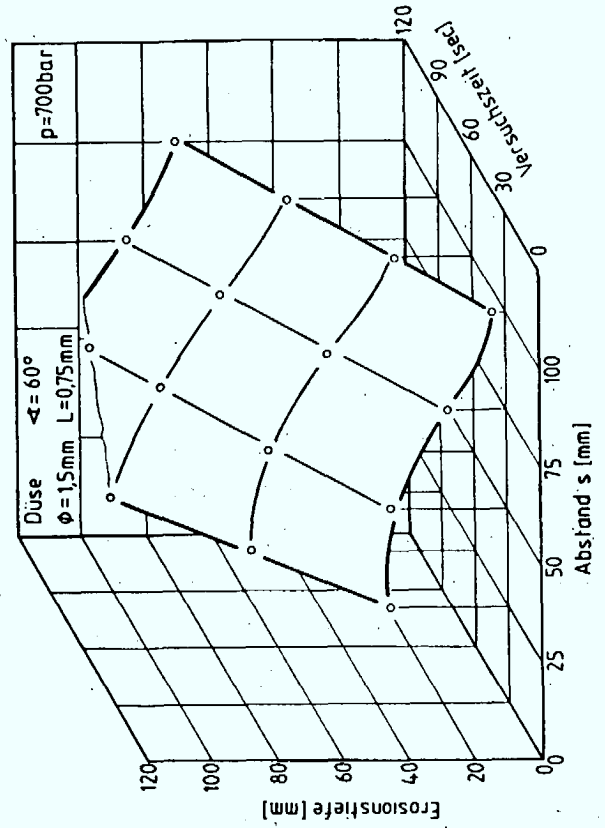
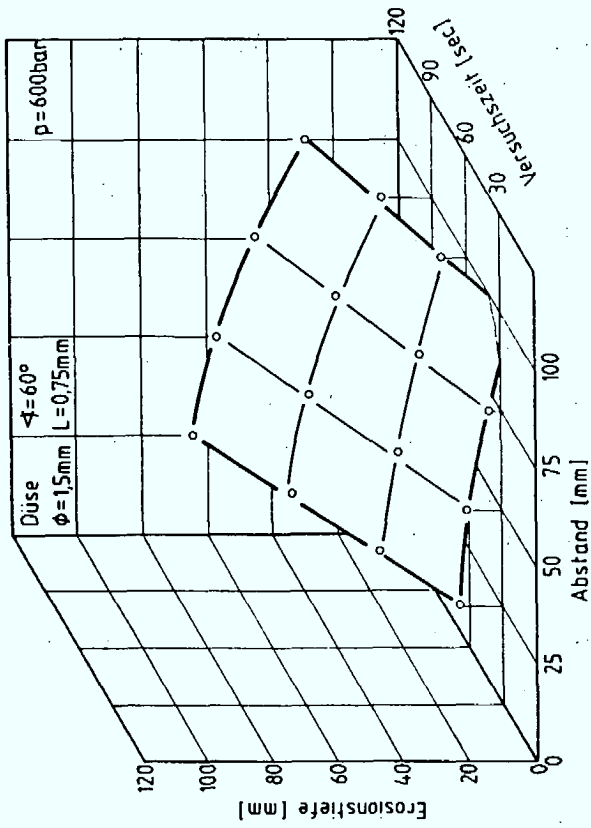


Bild 26: Erosionsvermögen in Abhängigkeit vom Düseneintrittswinkel

Die Sonderdüse ist deutlich überlegen. Das Niveau der Erosionstiefe liegt weit über dem der Düse mit kleinem Eintrittswinkel. Auch die Erosionsgeschwindigkeit liegt höher. Die Abhängigkeit vom Abstand ist bei der Düse großen Eintrittswinkels weniger ausgeprägt. Beispielsweise beträgt nach 90 Sekunden das Verhältnis der Erosionstiefen für $s = 25 \text{ mm}$ und $\hat{s} = 100 \text{ mm}$ bei der Sonderdüse $2 : 1$. Bei der handelsüblichen Düse unterscheiden sich die beiden Werte um den Faktor 3 und mehr.

Die Ursache für die günstigen Ergebnisse liegt in der stärkeren Strömungsumlenkung innerhalb der Düse. Die Bedingungen zur Bildung von Kavitationsblasen werden dadurch verbessert. Gleichzeitig werden aber Turbulenzen im Strahl verstärkt, weshalb weniger Blasen die Probenoberfläche erreichen. Bei 60 Grad überwiegen die begünstigenden Einflüsse auf die Kavitation den Nachteil erhöhter Turbulenzen. Ähnliche Ergebnisse bei metallischen Proben von Hassan /42/ können damit bestätigt werden.

5.2.4.4.2 Länge des Düsenaustrittskanals

Die Länge des zylindrischen Austrittskanals L der Düse beeinflusst die Intensität der Kavitationserosion (Bild 27). Die Wirkung dieser Größe wurde an vier Düsen mit dem L/D -Verhältnis $0,25/0,5/1/1,5$ bei zwei verschiedenen Drücken überprüft. Die besten Ergebnisse sind mit $L/D = 0,5$ zu erzielen.

Ein Grund für diese Tatsache ist nur schwer zu finden. Hassan /42/ kommt zu demselben Ergebnis, doch trifft seine Interpretation hier nicht zu. Er suchte nachzuweisen, daß bei einem Eintrittswinkel von 60 Grad die maximale Schädigung von der Entfernung zwischen Scheitelpunkt des Eintrittswinkels (vgl. Bild 26) und Probenoberfläche abhängt. Hassan /42/ sieht einen direkten Zusammenhang zwischen dieser Strecke und der maximalen Erosionswirkung der Düse. Diese Strecke ändert sich mit der Länge des Austrittskanals bei konstantem Abstand zwischen Düse und Probe. Diese Änderung ist aber unerheblich bei der Abstandsvariation der vorliegenden Versuche in 25 mm-Schritten. Die Unterschiede

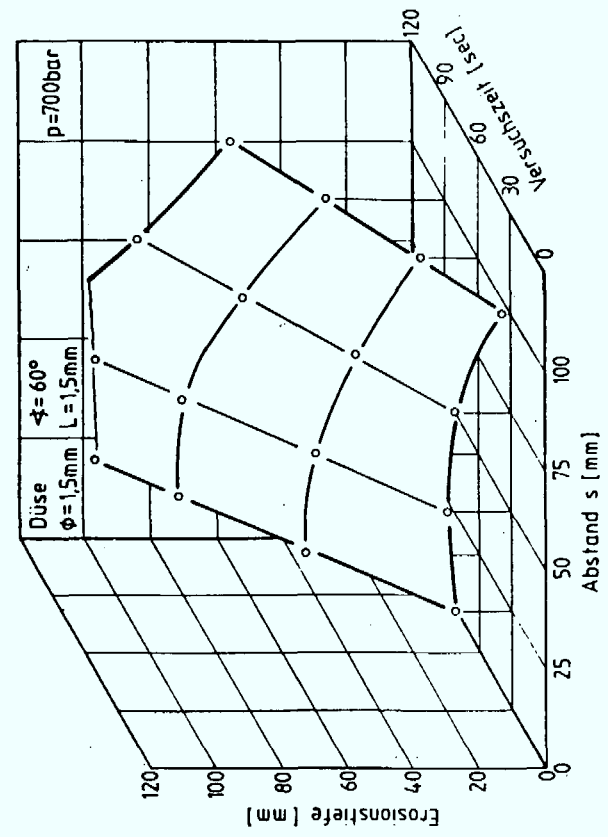
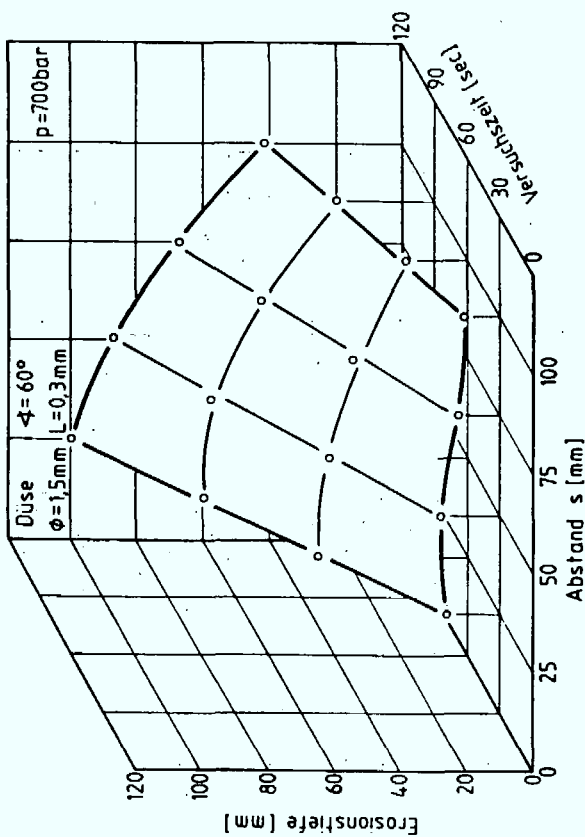
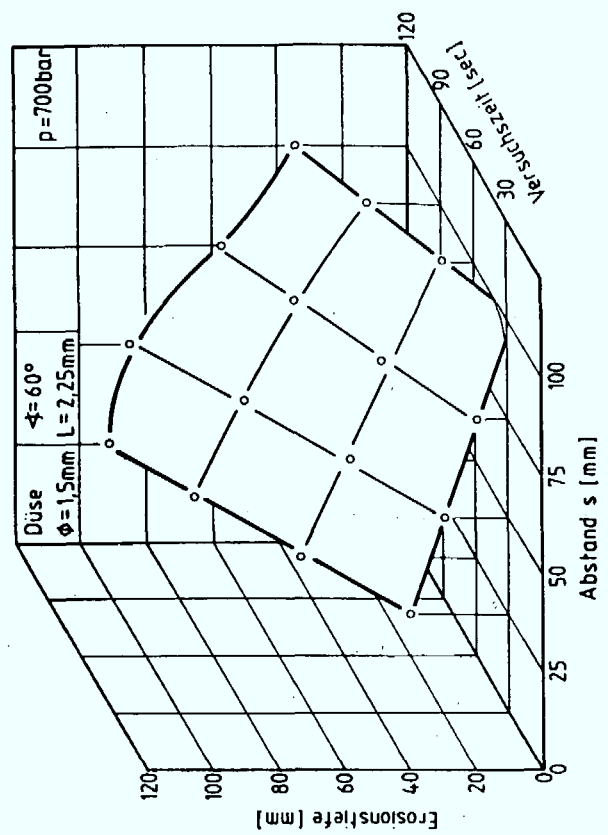
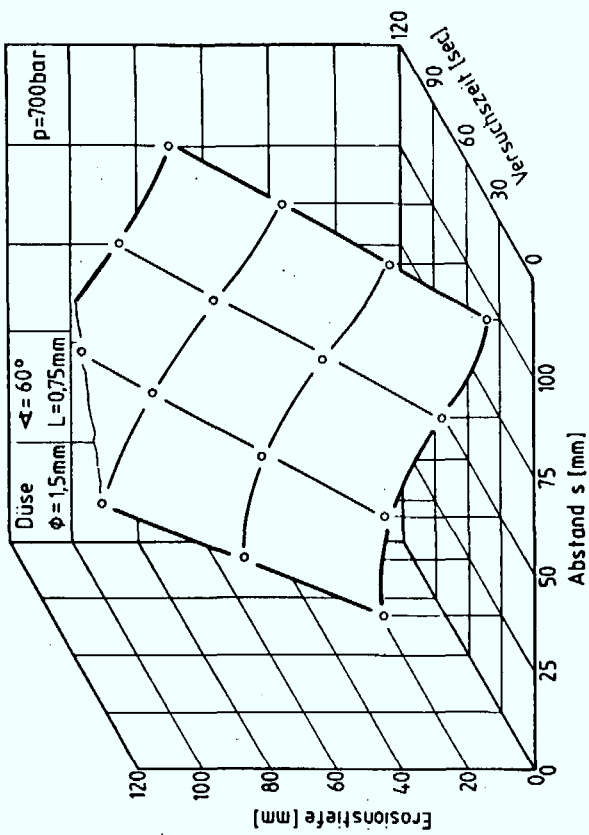


Bild 27: Einfluß des zylindrischen Düsenaustrittskanals auf die Erosionsintensität des Wasserstrahls

der Erosionstiefen bei gleichen Bedingungen in den verschiedenen Bildern (d. h. bei gleichem Druck, gleichem Abstand, gleicher Versuchszeit, aber unterschiedlichem L) sind aber weitaus größer als bei Variationen des Abstands (be beispielsweise $s = 50$ und $s = 25$). Zumindest bei keramischem Material trifft also diese Erklärung nicht zu. Der Grund dürfte vielmehr in der Blasenentwicklung und ihren Randbedingungen zu finden sein und kann damit nur durch tieferegehende Grundlagenuntersuchungen gefunden werden.

5.2.4.5. Werkstoffeinflüsse

Wegen des unterschiedlichen Rißausbreitungsverhaltens verschiedener Keramiken wird zumindest stichpunktartig die Bearbeitbarkeit einer Werkstoffalternative zum hauptsächlich getesteten technischen Porzellan untersucht. Diese Alternative besteht in einer Mischkeramik ähnlicher mechanischer Eigenschaften. Niedriger Glasanteil und Porosität wirken negativ auf die Rißlängen des Werkstoffs und damit erschwerend auf den Erosionsfortschritt. Bild 28 vergleicht die beiden Werkstoffe.

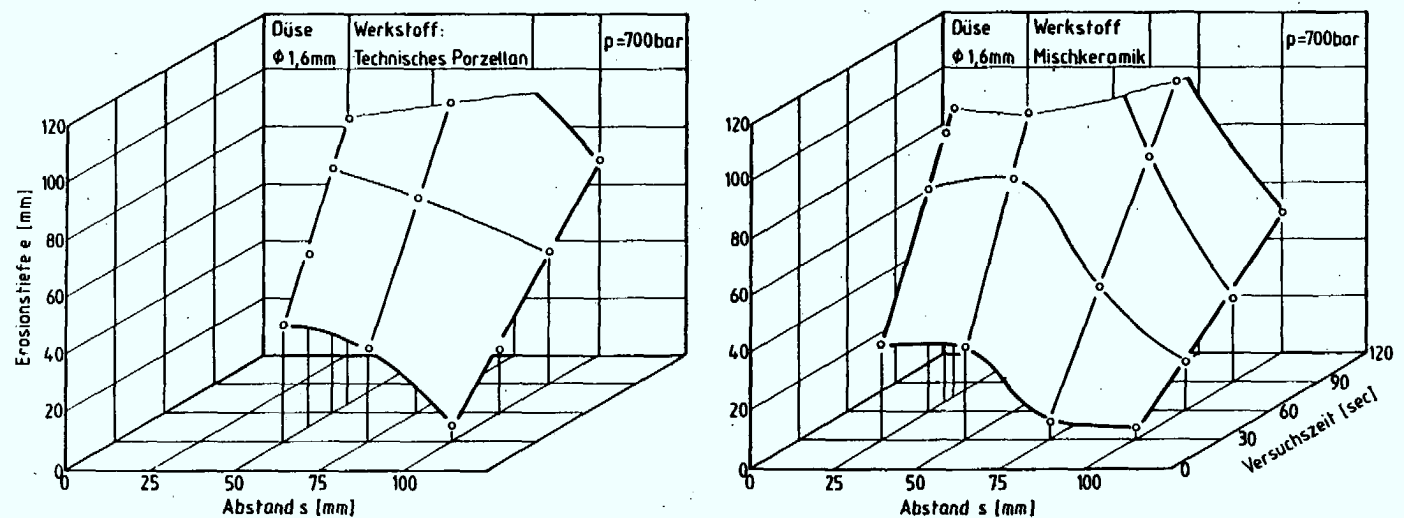


Bild 28: Qualitativer Einfluß geänderten Rißausbreitungsverhaltens

Wie theoretisch zu erwarten war, liegen die Werte für die Mischkeramik auf niedrigerem Niveau. Zwei weitere Unterschiede fallen ins Auge. Die Kurve für $s = 25 \text{ mm}$ ist für die Mischkeramik zu bestimmen (wie bereits im Kapitel "Abstand" erläutert, läßt sich bei diesem Abstand von 25 mm bei der 1,6 mm-Düse keine eindeutige Kurve wiedergeben). Ursache dafür wird die rauhe, leicht poröse Oberfläche sein, die eine bessere Angriffsfläche für die Blasen bietet als die glatte Oberfläche des Porzellans. Dadurch können auch relativ wenige Blasen bereits schädigend wirken.

Der zweite Unterschied ist die ausgeprägte Reaktion der Mischkeramik auf die Vergrößerung des Abstands über das Optimum hinaus. Dennoch kann die Bearbeitbarkeit als gut bezeichnet werden. Die Erosionstiefen zu festen Zeitpunkten liegen nur leicht unter denen des technischen Porzellans.

5.2.4.6 Einfluß von Werkstoffrissen

Nach Einsatz im Reaktor ist der Werkstoff von Rissen durchzogen. Um den Versuchswerkstoff entsprechend zu präparieren, wird er von hoher Temperatur abgeschreckt. Eine Ausgangstemperatur von 600 Grad erwies sich als ungenügend (linkes Photo), um das technische Porzellan durchgreifend zu schädigen. Erst Abschrecken von 1000 Grad (rechtes Photo) brachte den gewünschten Effekt (Bild 29).

Die Versuche erstreckten sich auf drei Düsendrößen (1,3; 1,6 und 1,8 mm) (Bild 30). Die Erosions-Zeit-Kurven des geschädigten Werkstoffs können zum Koordinatenursprung hin verlängert werden, da in allen Fällen die Inkubationszeit gleich Null ist. Bereits nach kurzer Zeit ist eine sehr hohe Erosionstiefe - ebenfalls in allen drei Fällen - festzustellen. Schließlich geht die Kurve in eine Gerade über, deren Steigung etwas größer ist als die der Kurve des ungeschädigten Werkstoffs. Das bedeutet, daß der Bearbeitungsbeginn (keine Inkubationszeit, große Anfangserosionsgeschwindigkeit) wie auch der Fortschritt (größere Steigung im linearen Teil) durch die Riß-

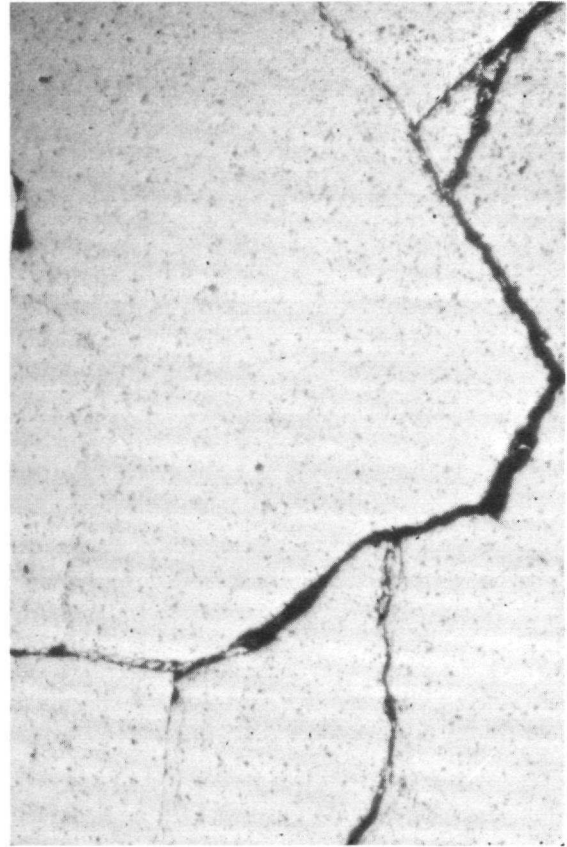
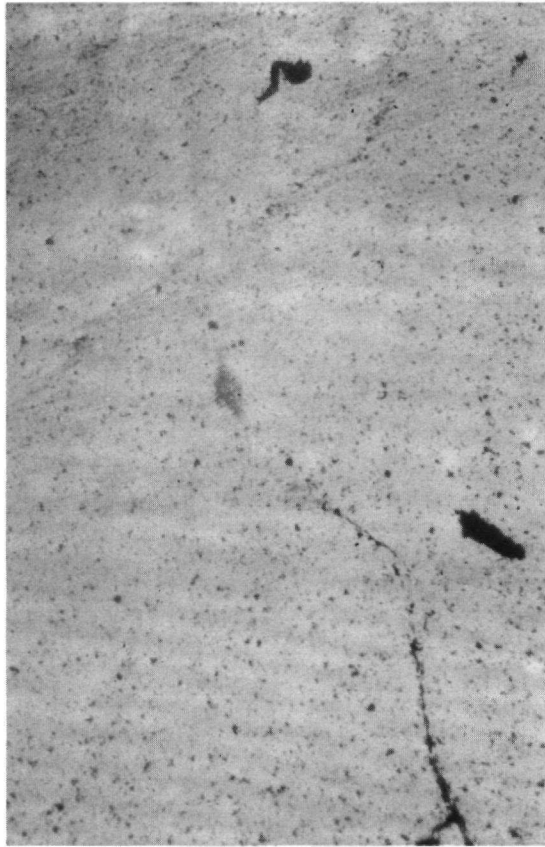


Bild 29: Künstlich erzeugt Risse im Simulationswerkstoff
(1 : 20)

struktur positiv geändert werden. Feste Erosionstiefen werden in der Hälfte der Zeit (und schneller) erreicht. Es ist durchaus möglich, daß der tatsächliche Brennstoff noch leichter zu erodieren ist, weil seine Rißstruktur "offener" ist (vgl. Bild 29 mit Bild 7).

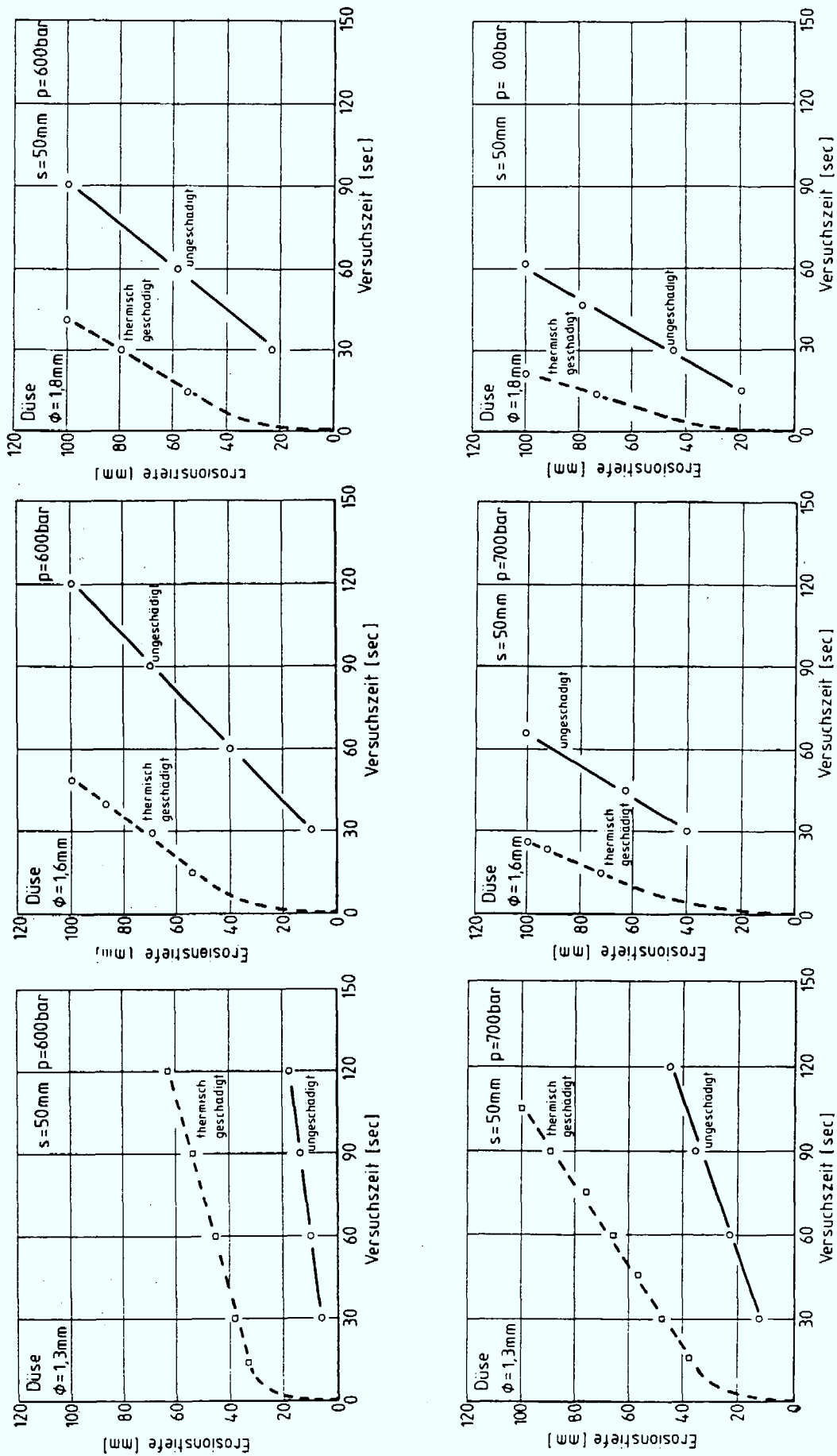


Bild 30: Vergleich der Erosions-Zeit-Kurven geschädigten und ungeschädigten Simulationswerkstoffe

5.2.4.7 GröÙe der Werkstoffbruchstücke

Die Zerkleinerung des Brennstoffs in Bruchstücke durch die Kavitationserosion hat zunächst eine positive Wirkung. Die stark vergrößerte Brennstoffoberfläche erleichtert der Säure den Angriff und fördert so den folgenden Auflöseprozeß. Werden die Bruchstücke bzw. Partikel jedoch zu klein, stellen sie hohe Anforderungen an den Schritt Wasser-Brennstoff-Trennung. Bild 31 stellt die Bruchstücke von thermisch geschädigten (links) und ungeschädigten Proben (mitte) sowie vom zweiten Simulationswerkstoff, der Mischkeramik (rechts) einander gegenüber.

Unabhängig vom Versuchswerkstoff, ob Mischkeramik oder Porzellan, fällt der größte Teil des Materials in groben Bruchstücken von 10 - 20 mm GröÙe an. Anders ist es bei den thermisch geschädigten Proben. Hier sind nur relativ wenige Bruchstücke im Bereich von 5 ÷ 10 mm GröÙe. Der weitaus größte Teil liegt im Bereich zwischen $\leq 0,25$ mm bis 5 mm. Feinste Partikel entstehen anscheinend wenig. Bei einem Gewichtsvergleich betrug die Differenz zwischen vor und nach Versuch beim thermisch geschädigten Werkstoff 1 ÷ 2 ‰. Die Maschenweite des benutzten Metallgewebes betrug 0,25 mm.

Tendenziell kommt Bild 31 links dem tatsächlichen Brennstoff am nächsten. Eine Aussage über die BruchstückgröÙe läÙt sich jedoch erst nach Versuchen mit abgebrannten Brennelementen selbst treffen.

5.2.4.8 Erreichbare Erosionstiefe

Die erreichbare Erosionstiefe hängt sicherlich vom Druck und von der Düsenbestückung ab, ebenso aber auch vom Brennstoffzustand (s. o.). Mit den optimalen Abständen und dem optimalen Druck wurden deshalb mit der 1,3 mm- und der 1,6 mm-Düse Versuche gefahren. Die Hüllrohrlänge beträgt 300 mm (Bild 32).

Nach ca. 3 Minuten sind Erosionstiefen erreicht, die kaum noch zu verbessern sind. Die Erosionstiefe über der Zeit aufgetragen erinnert an den Verlauf einer e-Funktion. Nach etwa

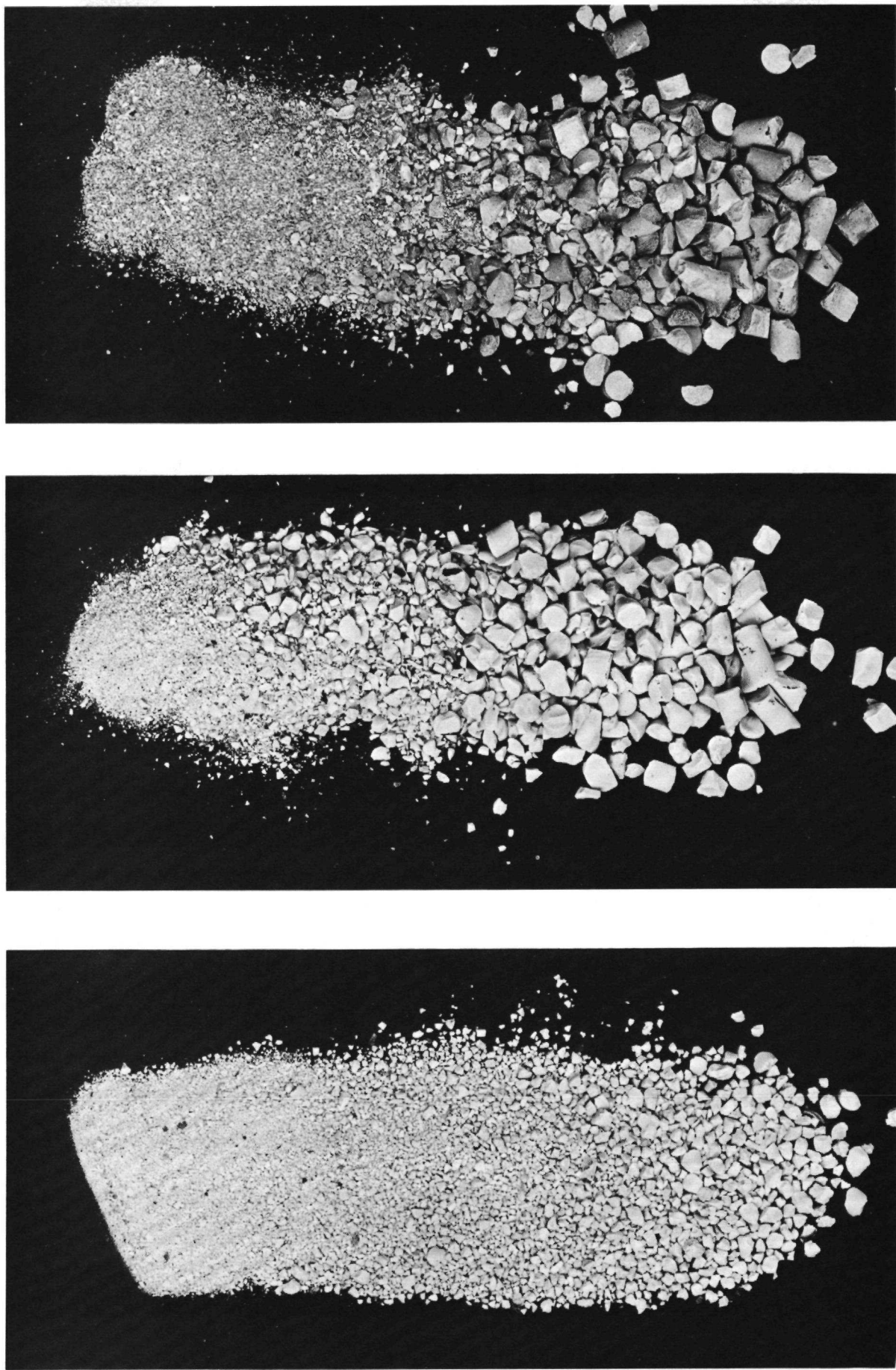


Bild 31: Größenverteilung erodierter Bruchstücke der Simulationswerkstoffe

2 Minuten läßt die Erosionsleistung nach. Die dritte Minute bringt lediglich eine Verbesserung der Erosionstiefe von 10 mm nach 120 bzw. 140 mm in den ersten beiden Minuten. Die große Differenz der Ergebnisse der 1,3 mm-Düse zu den Ergebnissen im Kapitel "Volumenstrom" kommt vermutlich durch mangelhafte Aushärtung des Klebers zustande. Dennoch wurden die Pellets zerstört. Der sich im Rohr aufbauende hydraulische Druck schob nach Lösen des Klebers die Pellets auf die Düse zu. Spätestens in Höhe des Rohrbeginns kommt es zur Zerstörung der Keramiken. Dieser Einfluß erscheint jedoch unwesentlich, da die realen Kontaktkräfte unerheblich sind (Kapitel 2). Läßt man diesen

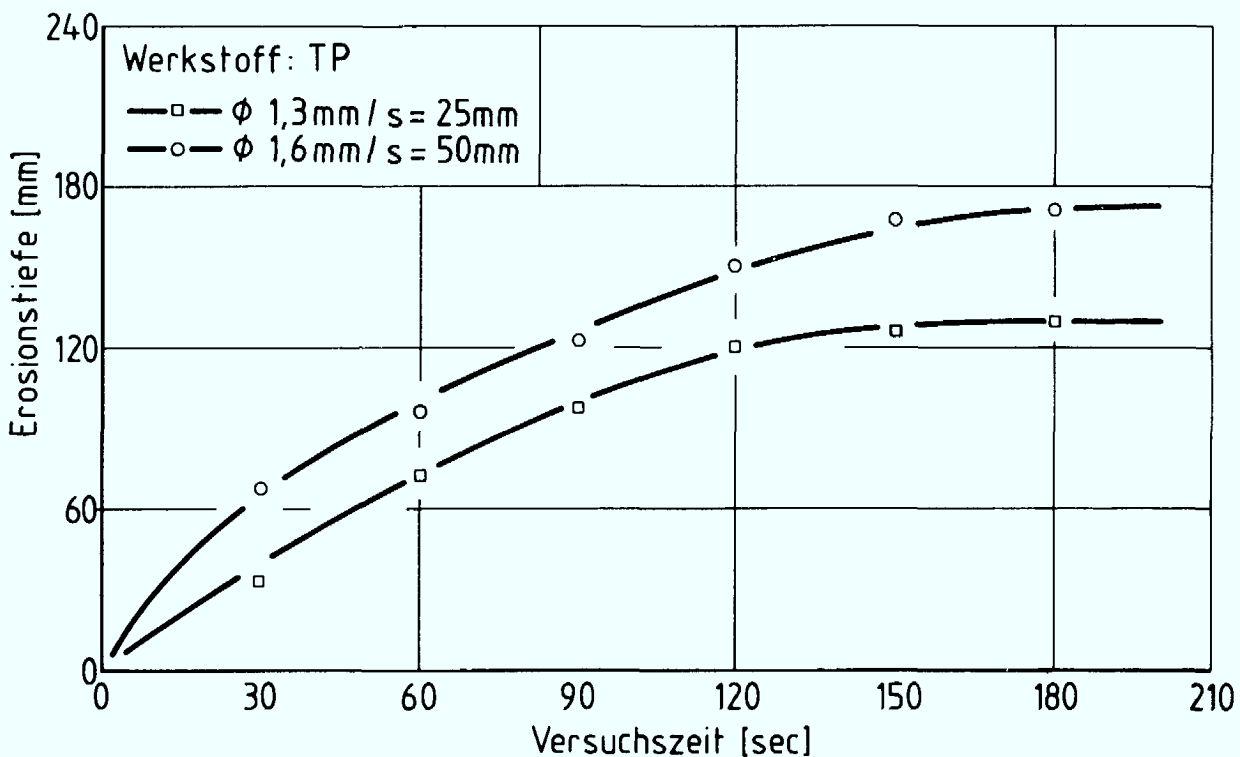


Bild 32: Maximale Erosionstiefe von technischem Porzellan (ungeschädigt)

Effekt unberücksichtigt, so unterscheiden sich die beiden Ergebnisse nur um ca. 15 %, der Volumenstrom erhöhte sich aber um 50 %. Dennoch wirkt sich der größere Strahldurchmesser zumindest bei größeren Tiefen (ab etwa 100 mm) wegen seines hohen Zeitvorteils günstig aus. Diese Daten können als stellvertretend für ungebrauchte Brennstoffpellets gelten.

Um aussagekräftigere Daten für abgebrannte Brennstoffe zu erhalten, wurden die gleichen Versuche mit thermisch geschädigtem Simulationsmaterial wiederholt (Bild 33).

Die Länge des Hüllrohrs beträgt in diesem Fall 400 mm. Folgende Unterschiede zu den vorhergehenden Versuchen sind festzustellen:

- der Kurvenverlauf erinnert eher an eine Parabel als an eine e-Funktion
- der Grenzwert liegt auf höherem Niveau
- die Kurve konvergiert schneller
- die Streuwerte sind v. a. für die 1,6 mm-Düse wesentlich geringer.

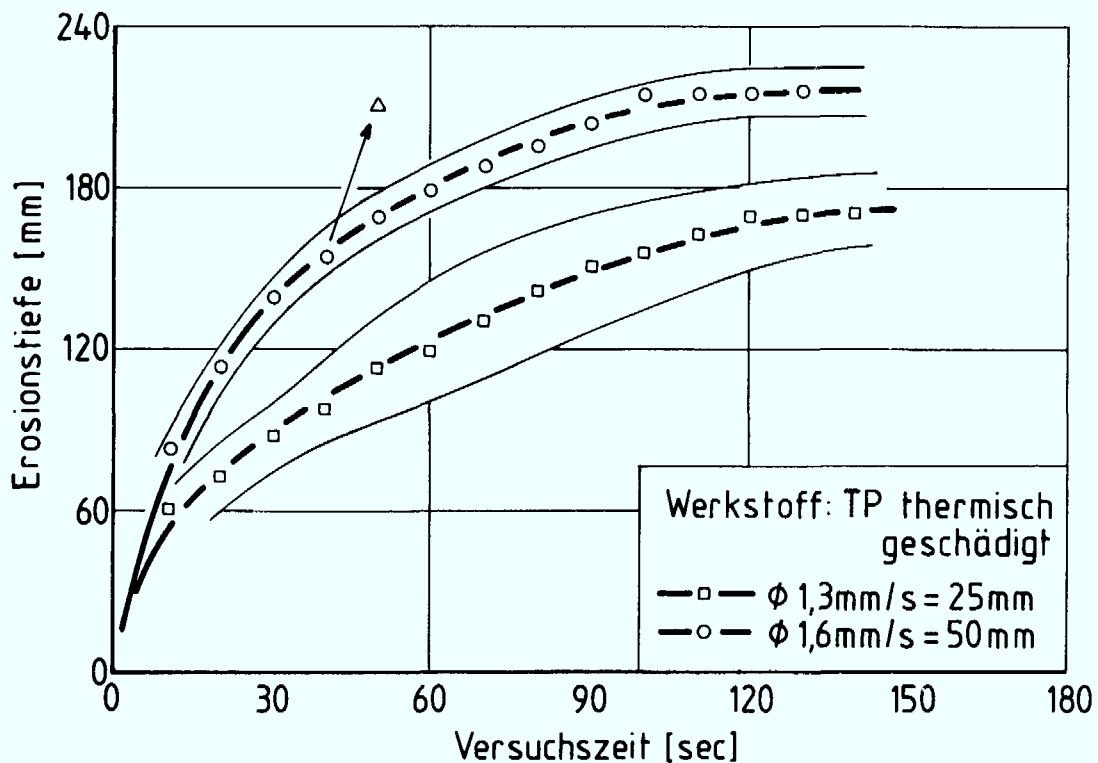


Bild 33: Maximale Erosionstiefe von technischem Porzellan (thermisch geschädigt)

Die 1,6 mm-Düse erreicht nach 2 Minuten die 215 mm-Marke, schon nach 1,5 Minuten ist der 200 mm-Wert überschritten. Die 1,3 mm-Düse benötigt für 175 mm 2,5 Minuten. Der größte Fortschritt ist nach 1,5 Minuten mit 150 mm erreicht. Eine sinnvolle Zeitgrenze ist in beiden Fällen nach 1,5 Minuten erreicht.

Im Gegensatz zur kleineren Düse ist es mit der 1,6 mm-Düse möglich, das gesamte Rohr auf 400 mm Länge zu leeren. Infolge der beschränkten Pumpenkapazität war es nicht möglich, mit zwei Düsen dieser Größe gleichzeitig zu operieren. Die Bearbeitung der zweiten Seite konnte bereits nach 50 Sekunden abgeschlossen werden, wenn das Rohr bis auf verbleibende 210 mm geleert ist. Im letzten 10 Sekunden-Intervall werden die 40 - 50 mm Brennstoff in Strahlrichtung ausgespült (Bild 33, Dreieckssymbol). Für diesen Effekt dürfte der erste Strahl schon "vorgearbeitet" haben. Nach der ersten Behandlung war es möglich, das Rohr durch leichtes Schütteln bis auf über 250 mm zu leeren. Es bietet sich also an, das Rohr beidseitig 60 Sekunden lang zu bestrahlen und anschließend einen Strahl weitere 10 Sekunden zum Ausspülen des Restes arbeiten zu lassen.

5.2.4.9 Angriff auf das Hüllrohr

Bei den Versuchen mit Originalhüllrohren wurde das Gewicht mit einer Genauigkeit von 0,01 g gemessen, vor und nach dem Versuch. Der Gewichtsverlust lag bei den 300 mm langen Rohrabschnitten zwischen 0,05 und 0,08 g, was 1 bis 2 Promille des Hüllrohrgewichts entspricht. Die 400 mm langen Rohrabschnitte verloren zwischen 0,07 und 0,13 g, ebenfalls 1 bis 2 Promille des Ausgangsgewichts. Die Rohre, die mit der 1,3 mm-Düse bearbeitet wurden, lagen meist etwas günstiger trotz teilweise sehr langer Strahlzeiten (bis zu 5 Minuten einseitig). Tabelle 7 gibt einige Beispiele an.

Um Art und Ort der Schädigung zu klären, wurden einige Hüllrohre der Länge nach aufgeschnitten. Der Vergleich mit einem unbenutzten Hüllrohr zeigt deutlich, daß die wesentliche Schädigung im Rohrrinnern an den Rohrenden auftritt und schnell mit

Rohr		Gewicht				Düse		Versuchszeit		
lfd Nr	Länge	vorher	nachher	ΔG	ΔG	links	rechts	links	rechts	gesamt
—	[mm]	[g]	[g]	[g]	[%]	[mm]	[mm]	[sec]	[sec]	[sec]
2	300	44,87	44,82	0,05	0,11	1,6	1,6	180	30	210
4	300	45,02	44,95	0,07	0,13	1,6	1,6	90	40	130
10	300	45,28	45,22	0,07	0,13	1,6	1,6	180	30	210
15	300	45,09	45,01	0,08	0,18	1,3	1,3	330	90	420
17	300	45,08	45,03	0,05	0,11	1,3	1,3	180	120	300
21	400	59,83	59,73	0,10	0,17	1,6	1,3	120	50	170
27	400	59,84	59,77	0,07	0,12	1,3	1,3	150	150	300
34	400	60,22	60,11	0,11	0,18	1,6	1,6	90	50	140
37	400	60,15	60,02	0,13	0,22	1,6	1,6	80	50	130

Tabelle 7: Angriff auf das Hüllrohr durch den kavitierenden Wasserstrahl bei der Brennstofferosion

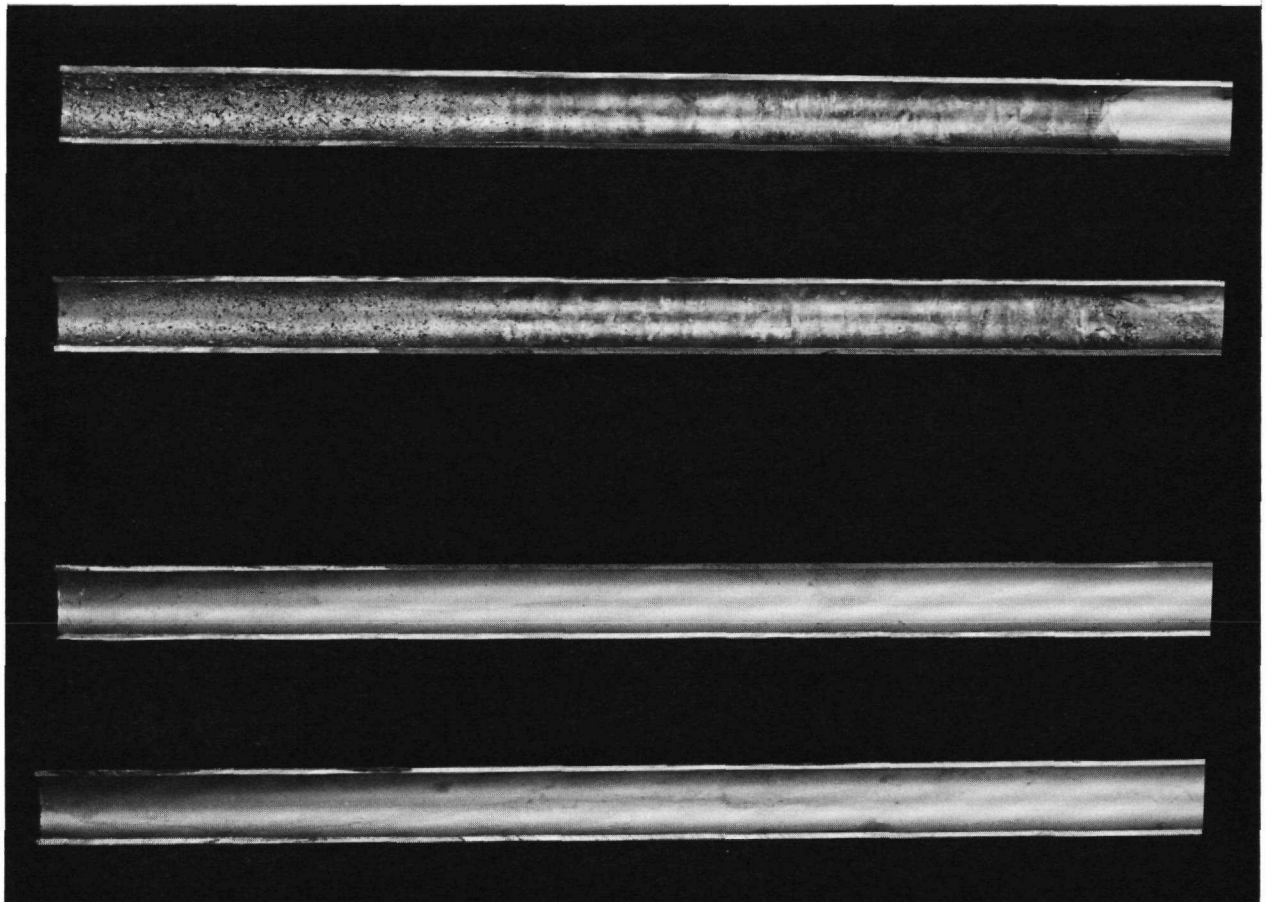


Bild 34: Schädigung des Hüllrohrinneren durch Kavitationserosion

zunehmender Tiefe abnimmt (Bild 34). Der größte Teil des Rohres bleibt unbeschädigt, weil die Dauer und die Intensität der Kavitationsbelastung an diesen Stellen für eine Schädigung zu gering ist, kleiner als die zugehörige Inkubationszeit des Zircaloy.

Ein wesentlicher Teil der Schädigung trat oft an der Hüllrohraußenseite auf und zwar an den Punkten, an denen das Hüllrohr eingespannt war (Bild 35).

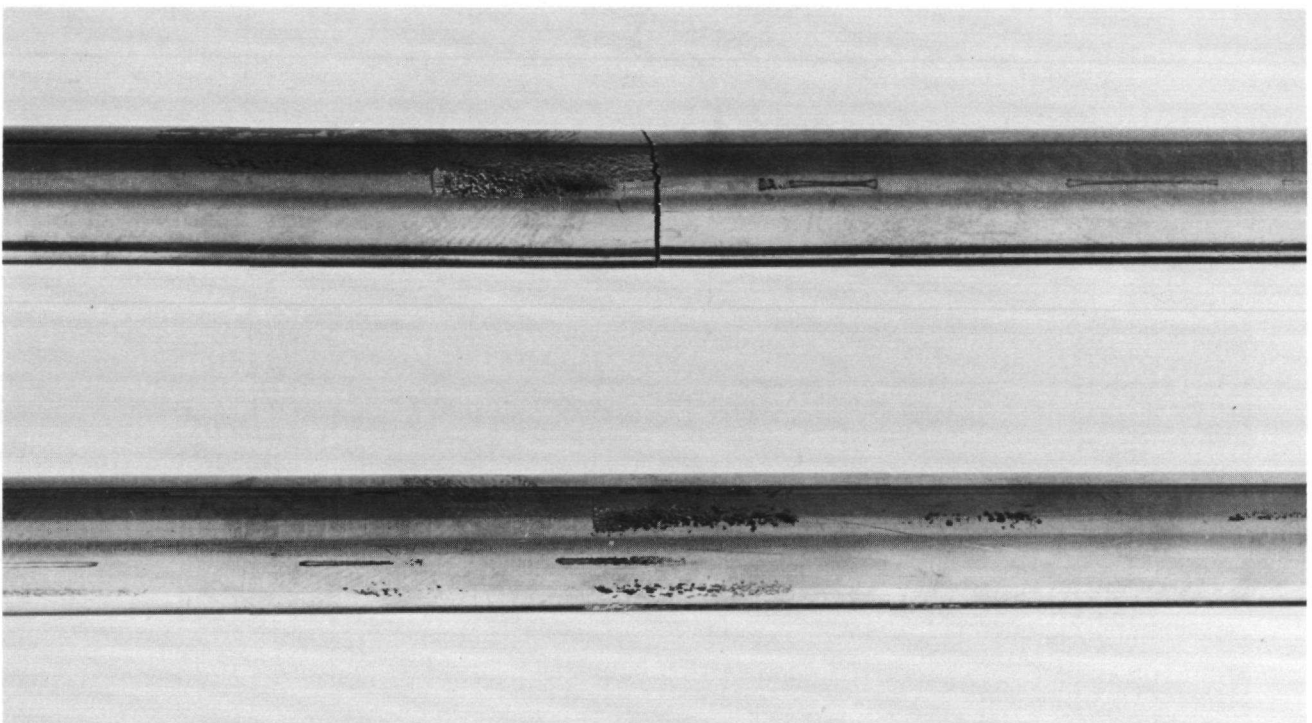


Bild 35: Schädigung der Hüllrohraußenseite nach Entfernen des Brennstoffs mittels Kavitationserosion

Kragte der Brennstababschnitt weit über die Einspannung hinaus - großer Abstand zwischen Düse und Einspannung -, geriet das Rohr in starke Schwingungen. Dadurch konnte es so stark ausgelenkt werden, daß der Strahl das Rohr verbog und ständig am Rohr vorbeizielte. Diese Belastung führte in zwei Fällen zu einem Umfangsriß (Bild 35, unten) in Höhe der Kante der Spannbacken. Hier liegt eine konstruktiv nicht zu vermeidende Unstetigkeitsstelle im Kraftfluß vor.

Im Laufe der Versuche war festzustellen, daß diese Schäden nur in geringem Maß, Risse gar nicht mehr auftraten, wenn das Hüllrohr kurz eingespannt war. Der Wert von 2 Promille des Gewichts für die Hüllrohrschädigung darf somit als maximal gelten, da die stark geschädigten - lang eingespannten - Rohre in die Wertung mit einbezogen wurden.

6. KONZEPT EINER ANLAGE IM TECHNISCHEN MASSSTAB

6.1 Entwurf

Bei der Konzeption einer Wasserstrahlanlage zur mechanischen Brennstabenthüllung sind neben der Dimensionierung noch Aufgaben der Infrastruktur zu lösen. Wie beim bisherigen chop-leach-Verfahren ist es nötig, Kopf- und Fußstücke zu entfernen und die Brennstäbe in Abschnitte zu scheren. Die Anzahl der Schnitte kann aber auf $1/3$ bis $1/8$ gesenkt werden, weil die Abschnittlänge größer bleiben kann (chop-leach-Verfahren: $l_{\max} = 50 \text{ mm}$; Wasserstrahlverfahren: $l_{\max} = 400 \text{ mm}$). Die notwendige Scherkapazität wird dementsprechend gesenkt. Trotz großer Entwicklungsanstrengungen bleibt die Scherqualität von Bündelscheren sehr niedrig. Ein Ziehen der Stäbe aus dem Bündel und die Verwendung einer Einzelstabschere sind darum vorzuziehen. Weg und Handhabung der Brennstababschnitte zwischen Schere und Wasserstrahlen abstrahiert die Darstellung in Bild 36. Die Abstraktion und die Unterteilung in Elementarfunktionen dienten in der Konstruktionstechnik dazu, sich von vorgefaßten Lösungen zu trennen und zu möglichst vielen unvoreingenommenen Vorschlägen zu den prinzipiellen und verfahrenstechnischen Alternativen zu kommen /43/. Im ersten Schritt teilt man dazu die zu erfüllenden Aufgaben soweit wie möglich in Elementarfunktionen auf (Bild 36). Sie bilden die Basis zur Effektvariation und schließlich zur Effektträgervariation. Mit Effektvariation ist die Zuordnung von Effekten zu bestimmten Elementarfunktionen gemeint. Beispielsweise sind Effekte, die das Wandeln von mechanischer Energie in Geschwindigkeit bewirken, der Energiesatz, das Bernoullische Gesetz, der Impulssatz, der Drall etc.

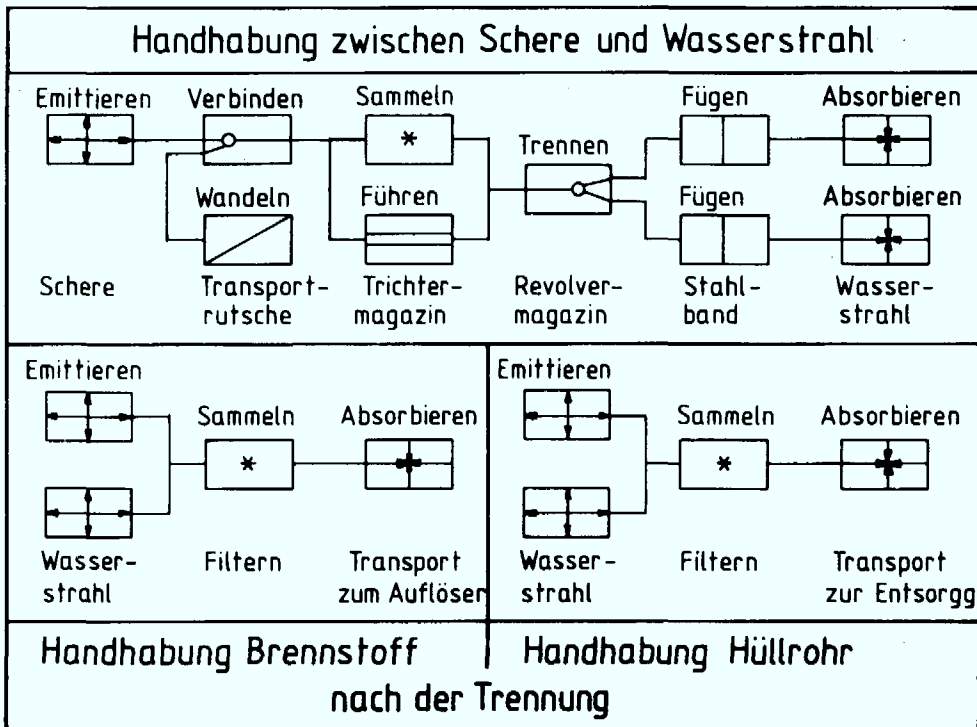


Bild 36: Blockdiagramm zur Handhabung der Brennstababschnitte zwischen Schere und Wasserstrahl

Bei der Effektträgervariation werden nun möglichst viele Effektträger zu jedem Effekt gesucht. Für das Bernoullische Gesetz sind eine Düse, oder ein Turbinenleitrad Beispiele für Effektträger, hier wird Druck in Geschwindigkeit umgesetzt. Schließlich werden die Effektträgeralternativen und Elementarfunktionen in einem morphologischen Kasten einander gegenübergestellt und die optimale Kombination der Effektträger herausgesucht. Diese Zwischenschritte entfallen hier, da sie nicht von näherem Interesse sind. Die Effektträger, die in diesem Fall ausgewählt wurden, sind deshalb in Bild 36 bereits unter den Elementarfunktionen aufgeführt. Zur Erläuterung noch drei Beispiele: Die Transportrutsche erfüllt zwei Aufgaben, sie wandelt Energie, nämlich potentielle in kinetische, und sie verbindet diese Energie mit dem Stofffluß, den Stababschnitten, im Revolvermagazin wird der Stofffluß geteilt (Trennen) und durch das Stahlband werden die Abschnitte schließlich eingespannt (Fügen).

Bild 37 zeigt dann ein Maschinenfließbild zu den o. a. Vorschlägen. Eine Trennung zwischen Maschinenhaus (Pumpen) und Bearbeitungs-

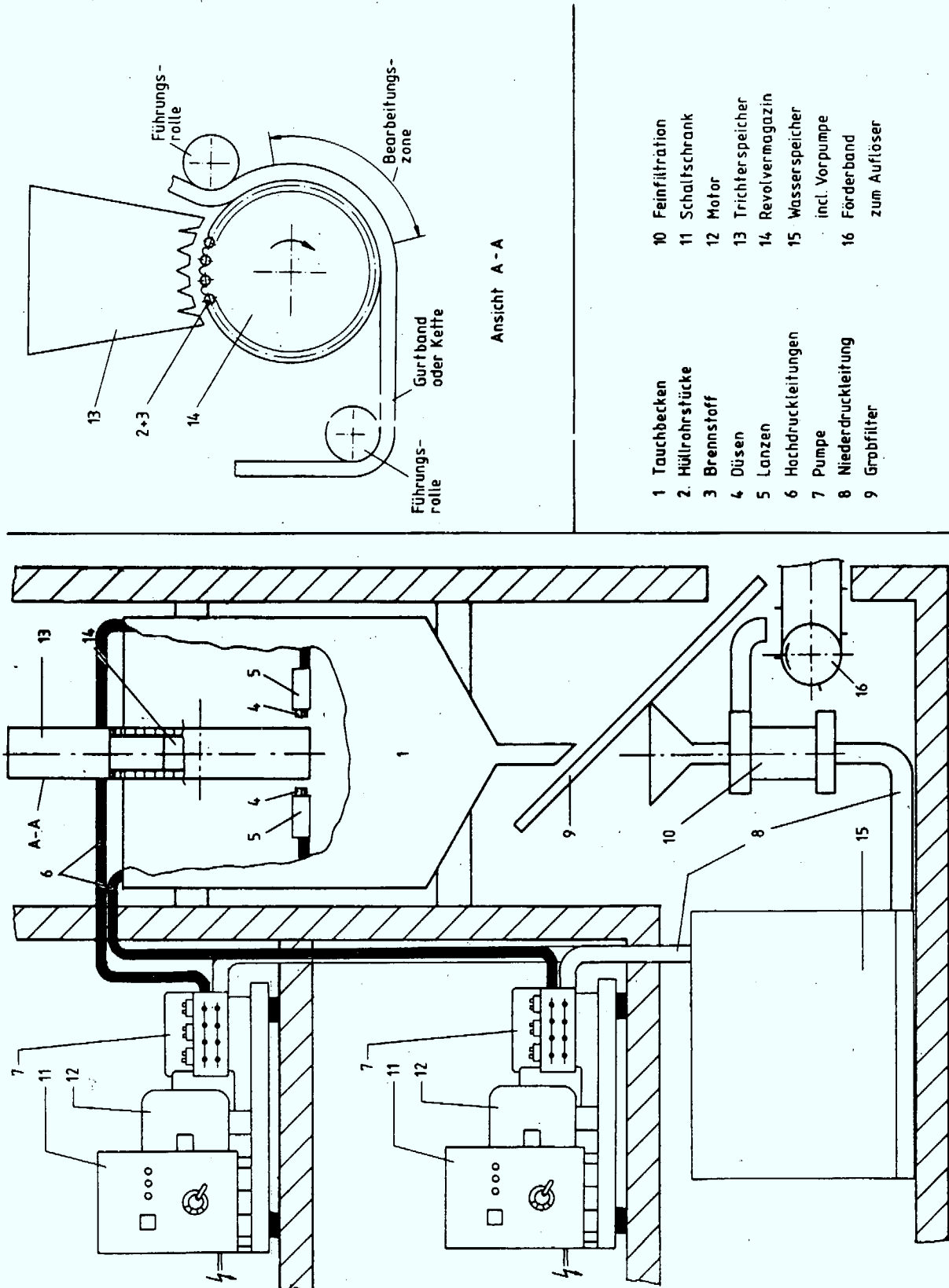


Bild 37: Konzept einer Anlage zur Brennstoff-Hüllrohr-Trennung durch Kavitationserosion

zelle bietet sich zur leichteren Wartung und Reparatur an. Jede Pumpe sollte entkoppelt in einem separaten Raum untergebracht sein, damit die Anlage bei Defekt einer Pumpe nicht ganz stillgelegt werden muß. Aus dem gleichen Grund scheint es empfehlenswert, statt einer großen Bearbeitungszelle, zwei oder mehrere kleinere Ausführungen vorzusehen.

Die Orientierung der Bearbeitungszelle ist vertikal. So kann der Transport zwischen Schere und Wasserstrahlbearbeitung einfach und unkompliziert durch Schwerkraft stattfinden. Von der Schere werden die Abschnitte über eine Rutsche (nicht mehr dargestellt) in ein Trichtermagazin (13) gefördert. Das Ausrichten der Stabstücke kann durch Gestaltung der Trichterwandung oder durch eine Rüttelvorrichtung vorgenommen werden. Das Trichtermagazin mündet mit mehreren Öffnungen über entsprechenden Aussparungen eines Revolvermagazins (14) in so engem Spalt, daß nur jeweils ein Stababschnitt in die Aussparung fällt. Wird das Magazin nun gedreht, spannt - beispielsweise - ein Stahlband die Stabstücke in den Aussparungen fest. Auf dem weiteren Umfang werden die Abschnitte mit dem Wasserstrahl bearbeitet. Schließlich laufen die Stabstücke auf dem Stahlband aus dem Strahlbereich heraus und können zur Entsorgung beispielsweise in einem Korb aufgefangen und entfernt werden. Die Bearbeitungszone sollte ca. 3 m minimalen Abstand zur Wasseroberfläche haben, um Wellen- und Wirbelbildung und damit Aerosolbildung zu vermeiden.

Wasser und Brennstoff gelangen durch den kegelförmigen Boden der Bearbeitungszelle zur Trennung von Wasser und Brennstoff. Dazu bieten sich mehrere Möglichkeiten: neben verschiedensten Filtermedien, die auch der Strahlenbelastung standhalten, wie Keramikfasern, Metallgewebe, poröses Glas oder Stahlkugeln bieten sich wegen des hohen spezifischen Brennstoffgewichts Absetzbeckenflotation oder ein Hydrozyklon an.

Genaue Aussagen über Art der Filtration bzw. Art des Filtermediums lassen sich erst nach heiß erprobtem Einsatz des Wasserstrahls geben, da nur so wichtige Aussagen über Menge und Größe der Brennstoffbruchstücke zu machen sind.

Tendenzielle Angaben lassen sich aber jetzt schon machen:

- für grobe Bruchstücke sollte ein Filter sorgen
- für die Feinabscheidung empfiehlt sich zunächst das Sammelbecken für die Wasserrecyclierung gleichzeitig als Absetzbecken zu nutzen. Nachteilig dürfte sich die erforderliche Größe auswirken. Ein Hydrozyklon ist prinzipiell geeignet, doch wird die Funktionssicherheit durch Wirbelstörungen beeinträchtigt. Ebenfalls ohne bewegliche Teile oder verstopfungsgefährdete Siebe arbeiten Zentrifugalseparatoren. Der Trenneffekt beruht auf der Zentrifugalkraft, die die Festkörper beim Durchströmen einer spiralförmigen Röhre erfaßt. Bei einem Druckverlust von 1,2 bar garantieren Hersteller einer solchen Apparatur eine 100 %-ige Trennung von Stahlspänen bis zu einer Größe von 10 μm . Mit einer Druckerhöhung und bei höherem spezifischem Gewicht (Stahl: $\rho \approx 7 \div 8$, ThO_2 : $\rho = 10$) des Filtrats steigt die Trennleistung.

Diese zuletzt genannte Art, Feststoff und Flüssigkeit zu trennen, scheint für den vorliegenden Fall gut geeignet zu sein, insbesondere weil ein Einsatz unter Wasser möglich ist und nur wenig Platz benötigt wird. Über eine weitere Rutsche, ggf. über eine Fördereinrichtung (Band-, Schnecken- oder Vibrationsförderer) gelangt der Brennstoff in den Auflöser.

Das Wasser wird über ein Becken (15) zur Zwischenspeicherung und Wasserberuhigung geleitet und gelangt über eine Niederdruckpumpe zurück zum Hochdruckaggregat (7). Die Auslegung des Speicherbeckens sollte eine Wasserberuhigung berücksichtigen, da sonst das Hochdruckaggregat durch Kavitation geschädigt werden kann.

6.2 Dimensionierung

Bei der Dimensionierung einer Wasserstrahlanlage wird von einer Wiederaufarbeitungsanlage von 700 Jahrestonnen ausgegangen. Die Brennstoffdichte wird mit $\rho_B = 10 \frac{g}{cm^3}$ veranschlagt:

Anlagenkapazität	K_A	700 to/a
Produktionstage pro Jahr	PT	180 d/a
Arbeitsstunden pro Tag	AS	24 h/d
Brennstoffvolumen	$V_3 = \frac{\pi d^2}{4} \cdot l$	
Brennstoffdurchmesser	d	9 mm
Zeit	t	

$$\frac{K_A}{PT \cdot AS} = \frac{l \cdot \frac{\pi d^2}{4} \cdot \rho}{t}$$

$$\frac{l}{t} = \frac{K_A}{PT \cdot AS \cdot \frac{\pi d^2}{4} \cdot \rho}$$

$$\frac{l}{t} = 254,72 \frac{m}{h}$$

Entsprechend den Versuchsergebnissen werden im folgenden ein Pumpendruck von 700 bar und eine Düsengröße von 1,6 mm Durchmesser veranschlagt. Nun gibt es zwei Möglichkeiten, die erforderliche Pumpenleistung, den Wasserumsatz u. a. zu bestimmen. Die eine Optimierforderung ist, eine möglichst geringe Scherkapazität vorzusehen, d. h. möglichst wenig Schnitte, möglichst lange Stäbe. Für diesen Fall eigne sich die Stablänge von 400 mm (Kap. 5.2.4) Die Bearbeitungszeit beträgt für einen solchen Stababschnitt 70 Sekunden (60 + 10 Sekunden). Für das Drehen des Revolvermagazins wird eine Nebenzeit von $t_n = 3$ Sekunden veranschlagt. Der Düsenwechsel wurde in der Festlegung von 180 Produktionstagen/Jahr berücksichtigt.

Dauer eines Arbeitstakts	$t_h = 70 \text{ sec}$
Nebenzeit	$t_n = 3 \text{ sec}$
Zeit pro Einheit	$t_e = 73 \text{ sec}$
Erosionsgeschwindigkeit (bei 2 Düsen/Stababschnitt)	$v_E = \frac{0,4 \text{ m}}{73 \text{ sec}}$
Anzahl der gleichzeitig zu bearbeitenden Stababschnitte	$n = \frac{l/t}{v_E}$
	$\underline{n} = 12,9 \approx \underline{\underline{13}}$

13 Stäbe, die gleichzeitig bearbeitet werden, bedeuten 26 Düsen zu 1,6 mm Durchmesser bei 700 bar. Pro Minute und Düse werden unter diesen Bedingungen 42 Liter Wasser gefördert. Für jeden Liter Wasser bei 700 bar ist bei Auslastung der Pumpe eine Leistung von etwa 1,4 KW zu veranschlagen:

Literleistung einer Wasserstrahl-
anlage in einer 700-Jato-Anlage: $Q = 1092 \text{ l/min}$

erforderliche Pumpenleistung: $P = 1529 \text{ KW}$

Die zweite Optimierungsmöglichkeit ist die minimale Pumpenleistung. Sie entspricht der maximalen Erosionsgeschwindigkeit. Aus Tabelle 8 geht hervor, daß diese Bedingung bei $t_h = 10$ Sekunden erfüllt ist.

Ab einer Hauptzeit von 20 Sekunden wird in Klammern in der Spalte "erodierte Stablänge" alternativ zum ständigen 2-Düsenbetrieb die Stablänge angegeben, die erreicht wird, wenn 10 Sekunden vor Ende der Hauptzeit eine Düse abgestellt wird und ein Brennstoffrest von 50 mm in Strahlrichtung des 2. Strahls ausgeblasen wird. Ab $t_h = 40$ Sekunden ist es also günstiger, eine Düse 10 Sekunden früher abzuschalten. Nimmt man also die maximale Erosionsgeschwindigkeit als Berechnungsgrundlage, reduziert sich

Hauptzeit	Nebenzeit	Einzelzeit	Erosions- tiefe	Hüllrohr- länge *	Erosions- geschwindigkeit *
t_h	t_n	t_e	T_E	l	v_E
[sec]	[sec]	[sec]	[mm]	[mm]	[mm/sec]
10	3	13	83	166	12,5
20	3	23	113	226 (216)	9,8 (9,4)
30	3	33	142	284 (276)	8,6 (8,4)
40	3	43	152	304 (334)	7,8 (7,1)
50	3	53	165	330 (354)	6,2 (6,7)
60	3	63	174	348 (380)	5,5 (6,0)
70	3	73	182	364 (400)	5,0 (5,5)
* bei Einsatz von 2 Düsen/Brennstababschnitt					

Tabelle 8: Zeiten und Erosionsgeschwindigkeiten bei verschiedenen Stababschnittslängen

die Zahl der gleichzeitig zu bearbeitenden Stababschnitte zu

$$n = \frac{1/t}{v_{E,2}} = \frac{254,72 \cdot 13}{3600 \cdot 0,16} = 5,75 \approx \underline{6}$$

$$\text{Literleistung } Q = 12 \cdot 42 \text{ l/min} = 504 \text{ l/min}$$

$$\text{Pumpenleistung } P = 504 \cdot 1,4 \text{ kW} = 705,6 \text{ kW}$$

Je nach Zielsetzung ergeben sich sehr unterschiedliche Werte. Die angegebenen Beispiele können jedenfalls nur Tendenzen aufzeigen. Die tatsächlichen Werte dürften diese Werte jedoch kaum überschreiten, es sei denn, man sieht redundante Kapazitäten für den Ausfall von Komponenten vor. Als Grund für eine weitere Leistungssenkung läßt sich angeben, daß

- der für die Kavitation günstigere, große Eintrittswinkel nicht berücksichtigt wurde.
- der abgebrannte Brennstoff in seiner Festigkeit und Rißstruktur noch günstiger für die Wasserstrahlbearbeitung sein dürfte als der thermisch geschädigte Simulationswerkstoff.

- die Kristallstruktur des Brennstoffs nach Reaktoreinsatz ist inhomogen im Gegensatz zum Technischen Porzellan. Inhomogene Struktur erleichtert die Schädigung durch Kavitationserosion.

6.3 Sicherheitsbetrachtungen

Drei Störfallmöglichkeiten sind zu berücksichtigen:

- Leckage im Wasserkreislauf
Eine gewisse Kontamination des recyclierten Wassers ist anzunehmen. Leckagewasser ist also abzufangen - beispielsweise durch eine doppelwandige Ausführung des Bearbeitungs- und Recyclierungsbereichs.
Eine Leckage im Hochdruckteil bleibt wegen der geringen Kompressibilität des Wassers ungefährlich. Bei Auftreten eines Lecks entspannt sich das Wasser augenblicklich, so daß keine weitergehende Gefahr gegeben ist.
- Kritikalität
Wie bei jedem Teil einer Wiederaufarbeitungsanlage ist darauf zu achten, daß der kritische Zustand nicht erreicht wird. Der moderierende Effekt des Wassers ist dabei besonders zu beachten.
- Leckage des Arbeitsbehälters
Eine Leckage des Arbeitsbehälters würde zu starker Aerosolbildung führen. Dieser Fall ist einfach durch einen Schwimmerschalter auszuschließen, der die Hochdruckpumpe im Störfall abschaltet.

7. ZUSAMMENFASSUNG

Die wesentlichen Entwicklungen auf dem Gebiet der mechanischen Enthüllung von Reaktorbrennstäben wurden Mitte der 50er- bis Mitte der 60er-Jahre gemacht. Eine Durchsicht und kritische Bewertung der Erfahrungen mit den verschiedenen Verfahren führen zu einem Forderungskatalog, der das hohe Aktivitäts-

niveau, die Brandgefahr, die vom Zircaloy ausgeht, Brennstabschäden u. a. m. berücksichtigt.

Neben der Auswahl geeigneten Simulationsmaterials ist es nötig, die prinzipiell möglichen Wege aufzuzeigen, die mit mechanischen Enthüllverfahren beschriftet werden können. Die einzelnen Alternativen unterscheiden sich dabei durch mehr oder weniger weitgehende Konzessionen, die an die ideale, aber nicht praktikable Lösung gemacht werden, nämlich die Trennung in einem Schritt über die gesamte Brennstablänge zu vollziehen.

Eine Gegenüberstellung der Vor- und Nachteile heute bekannter Trennverfahren führt zu zwei Möglichkeiten, die ohne direktes Werkzeug - sozusagen berührungslos - arbeiten und über die unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften von keramischem Brennstoff und metallischem Hüllrohr auch bei Brennstabschäden selbstständig die Trennstelle Brennstoff-Hüllrohr finden. Im Gegensatz zu bisherigen Verfahren wird die Trennung nicht über die Bearbeitung des Hüllrohrs, sondern über die Bearbeitung des Brennstoffs bewerkstelligt. Vorversuche führten schließlich zur Nutzung von Kavitationserosion als Trennmechanismus.

Die Kavitationserosion ist die Folge von implodierenden Dampfbläschen, die zu einer dynamischen Belastung hoher Frequenz und hoher Amplitude führen. Der Trenneffekt beruht auf den unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften. Duktile Werkstoffe widerstehen einer dynamischen Belastung in der Regel wesentlich besser als spröde Materialien. Die Vorversuche bestätigten diese Aussage für die Werkstoffkombination des Brennstabs.

Systematische Versuche, bei denen Druck, Volumenstrom, Düsengeometrie und Abstand zwischen Düse und Probe variiert wurden, führten zu optimierten Parametern.

In den Beziehungen Druck-Erosionstiefe und Volumenstrom-Erosionstiefe war jeweils ein Sprung festzustellen. Insofern stellten sich als günstige Parameter $p = 700$ bar und $d = 1,6$ mm heraus. Die Abhängigkeit zwischen Abstand Düse - Probe und dem Erosionsergebnis hat ebenfalls ein Optimum bei $s = 50$ mm. Dieser Ab-

stand kann im Verlauf der Bearbeitungszeit verringert werden. Ein großer Eintrittswinkel kombiniert mit einem Düsenaustrittskanal der Länge $l = 1/2 D$ verbessert das Erosionsergebnis erheblich. Eine thermische Schädigung des Simulationswerkstoffs läßt die Erosionsgeschwindigkeit stark ansteigen. Die Erosionskurve verläuft günstiger und führt zu einem höheren Ergebnis, weil die Erzeugung (Inkubation) von Rissen nicht mehr nötig ist. Die Erosionstiefe nähert sich mit der Zeit nach einem steilen Anfangsbereich einem Grenzwert. Mit den o. g. Daten ist das Leeren eines 400 mm langen Brennstabs innerhalb von 70 Sekunden möglich.

Der Angriff des kavitierenden Wasserstrahls auf das Hüllrohr verursacht einen Gewichtsverlust von $\leq 2 \%$.

Das Verfahren bleibt weitgehend unabhängig vom Brennstabdurchmesser. Im Extremfall wird lediglich eine andere Düsenbestückung notwendig sein. Auch ist die Trennung zwischen Matrix und Brennstoff von Brennelementkugeln durch Kavitationserosion denkbar, wenn man die Handhabungseinrichtungen auf die Kugeln umstellt. Nach Thiele /45/ ist es möglich, mit einem Wasserstrahl in Luft die Graphitkugel aus dem Hochtemperaturreaktor zu zerstören.

Die Zielsetzung, also die Frage, ob man den Scheraufwand gering halten möchte oder ob die Wasserstrahlanlage möglichst wirtschaftlich arbeiten soll, bestimmt den Leistungsbedarf eines Hochdruckwasseraggregats zur Hüllrohr-Brennstoff-Trennung in einer 700 Jahrestonnen-Wiederaufarbeitungsanlage, der zwischen 1500 und 700 kW für den Pumpenantrieb liegt.

8. LITERATURVERZEICHNIS

- /1/ Blanco, R.E., Watson, C.D.
Head-End Processes for Solid Fuels, in:
Tipton, Reactor Handbook, Vol. II, 1961
- /2/ Kroebel, R. u. a.
Investigations on the Zirflex Decanning Operation
Eurochemic Mol, ETR 259, 1978
- /3/ Long, J.
Engineering for Nuclear Fuel Reprocessing
Gordon and Breach Science Publishers Inc.
New York, London, Paris, p.399ff, 1967
- /4/ Hammad, F.H. u. a.
Mechanical Decladding of Nuclear Fuel Elements in:
Br. Nuclear Society, p. 21-28, 10 (1971) 1
- /5/ Simon, J.P., White, J.F.
A Study of Techniques and the Development of
Equipment for Decanning EBRII-Fuel Elements
Argonne National Laboratory (Jan. 1960)
- /6/ Culler, F.L., Blanco, R.E.
Dissolution and Feed Preparation for Aqueous
Radiochemical Separation Process
in: Peaceful Uses of Atomic Energy, Geneva, 1958
- /7/ Alter, H.W., Beck, C.J., Coplan, B.V.
A Device to Remove Aluminium Jackets Mechanically
from Bonded Uraniumslugs
KAPL 1139, June 1954
- /8/ Culler, F.L. u. a.
An Analysis of Power Reactor Fuel Reprocessing
ORNL-2265, 1957

- /9/ Removille, J.
Zur Technik des Zerlegens der Brennelemente
schneller Brutreaktoren unter besonderer Berücksichtigung der Kühlung
in: Kerntechnik 16 (Feb. 1974) 2
- /10/ Blanco, R.E. u. a.
Aqueous Processing of Thorium Fuels, Part II
ORNL 3418
TID 4500
- /11/ Watson, C.D.; West, G.A.; Shaffer, W.F.
Performance of Mechanical Equipment for De jacketing
Spent SRE Core 1 Fuel
in: Am. Nucl. Soc., Vol 5, p. 317ff, 1960 und
in: TID 7599, Dec. 1960
- /12/ Oger, C.
Decanning of Irradiated Fuel Elements at Marcoule
in: Trans. Am. Nucl. Soc. 4 (Nov. 1961), p. 237f
- /13/ Higgy, H.R.; Abdel-Rassoul, A.A.
Safe Mechanical Decladding in Flow-Sheet Processing
IAEA-SM-125/55
in: Radiation Safety in Hot Facilities, p. 473ff,
Vienna 1970
- /14/ Flagg, J.F.
Mechanical De jacketing
in: Chemical Reprocessing of Reactor Fuels
Academic Press, New York, London, 1961
- /15/ Simon, J.P.; White, J.F.
Mechanical Decanning of EBRII Fuel Elements
in: Trans. Am. Nucl. Soc., p. 306ff, 5 (1962) oder
in: 10th Hot Lab. and Equip.
- /16/ Kuhn, K.D.; Kunze, P.
Aufgaben zur Optimierung des head-ends für die
deutsche Wiederaufarbeitungsanlage
KfK 2615, 1977

- /17/ Herenguel,
Métallurgie spéciale Tome 3
Le Zirkonium et ses alliages
Saclay 1962
- /18/ Leuschke, G.; Wuttig, H.
Entzündung schnell bewegter Zircaloyteilchen durch
mechanische Beanspruchung
- /19/ Watson, C.D. u. a. (ORNL)
Mechanical De jacketing of SRE Fuel
in: 8th Hot Lab. and Equip., 2nd book, 1960
- /20/ Dorner, St.; Schretzmann, K.; Reiß, F.
Verfahren und Vorrichtung zum Durchtrennen von
Reaktorbrennelementhüllen ... mittels Hochfrequenz
Offenlegungsschrift 1589815, 1970
- /21/ Patent F 1.452.479 (1966)
- /22/ Guneratne, P.P.; Robson, W.S.
Improvements in or relating to the Removal of sheets
from Nuclear Fuel Elements
Patent GB 1.097.597 (1965)
- /23/ Manevy, G.; Vouillot, M.
Dégainage mécanique
in: CEA-N-1148 (1968)
- /24/ Herren, M.; Thiele, B.A.
Nachbestrahlungsuntersuchungen an vier Testbrenn-
stäben IFA 407 I
KFA-IRW-IB-26/74 (1974)
- /25/ Herren, M.; Thiele, B.A.
Nachbestrahlungsuntersuchungen an 4 DWR-Test-
brennstäben
KFA-IB-IRW-26/74 (1974)
- /26/ Herren, M.; Thiele, B.A.
Nachbestrahlungsuntersuchungen an vier Testbrenn-
stäben IFA 407 II
KFA-IB-IRW-15/79 (1979)

- /27/ Keller; Möllinger
Kernbrennstoffkreislauf Band II
Verlag Hüthig, Heidelberg, 1978
- /28/ Romeiser, H.J.; Steinberg, E.
Anwendungsorientierte Hüllrohrstudie
BMFT-K79-8 (1979)
- /29/ Notley, M.J.F. u. a.
AECL-2143 (1965)
- /30/ Sens, P.F.
J. Nucl. Materials 22 (1967) pp 214-222
- /31/ Eiben
persönliche Korrespondenz Dr. Zimmer (KFA Jülich)
Dr. Eiben (KfK Karlsruhe) (1982)
- /32/ Ernst, P.; Gelfort, E.
Wasserstrahlschneiden von Brennelementen
DE 3007 876 A1 (1983)
- /33/ N.N. (ORNL)
CO₂ Laser Opens Nuclear-Fuel Assembly to
Demonstrate Reprocessing Concept
in: Laser Focus, p. 34, Dec. 1980
- /34/ Hammond, V.L.; Kelly, V.P.
Low Sped Saw Testing
HW 62 843 (June 1960)
- /35/ Abdel-Rassoul, A.A.; Higgy, H.R.; Hammad, F.H.
Mechanical Decladding of the Inchas Fuel
UARAEE/Rep-54 (1968)
- /36/ Bruce, F.R.
Auxiliary Processes: Introduction
in: Symp. on the Reprocessing of Irradiated Fuels
TID 7534 (1957)

- /37/ Plesset, M.S.; Chapman, R.B.
Collapse of an Initially Spherical Vapour Cavity
in the Neighbourhood of a Solid Boundary
in: Journal Fluid Mechanics, Vol. 47, Part 2,
pp 283-290, 47 (1971)
- /38/ Radek, U.
Kavitationserzeugter Druckimpuls und Material-
zerstörung
in: Acustica, Nr. 26, S. 270 (1972)
- /39/ Flynn, H.G.
Physics of Acoustic Cavitation in Liquids
in: Physical Acoustics, W.P. Mason ed.,
Vol I b, Academic Press, New York, 1964,
Seite 57-112
- /40/ Naudé, C.F.; Ellis, A.T.
On the Mechanism of Cavitation Damage by
Nonhemispherical Cavities Collapsing in Contact
with a Solid Boundary
Trans. ASME, 83, Ser. D.J. Basis Engineering,
pp 648-656 (1961)
- /41/ Kleinbreuer, W.
Untersuchung der Werkstoffzerstörung durch
Kavitation in ölhydraulischen Systemen
Dissertation, Aachen 1979
- /42/ Abdel-Hassan; Abdel-Mahmod
Beitrag zur technischen Anwendung von Hochge-
schwindigkeitsflüssigkeitsstrahlen unter Wasser
Dissertation, Hannover 1978
- /43/ Koller, R.
Konstruktionsmethode für den Maschinen-, Geräte-
und Apparatbau
Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York (1979)

- /44/ Watson, C.D. u. a.
A Report of the Power Reactor Fuel Processing
Symp. July 1955 at ORNL
ORO 144 (1955)
- /45/ Thiele, D.
Verfahren und Vorrichtung zur Aufarbeitung von
graphitischen Kernreaktor-Brennelementen unter
mechanischer Zerlegung
Offenlegungsschrift DE 31 31798 A1 (1983)

9. NOMENKLATUR

A	Querschnitt	[mm ²]
AS	Arbeitsstunden/Tag	-
D	Durchmesser	[mm]
E	Elastizitätsmodul	[N/mm ²]
K _A	Anlagenkapazität	[to/a]
P	Leistung	[kW]
PT	Produktionstage/Jahr	-
Q	Volumenstrom	[l/min]
T	Tiefe	[mm]
V	Volumen	[mm ³]
d	Durchmesser	[mm]
g	Erdbeschleunigung	[m/sec ²]
l	Länge	[mm]
p	Druck	[bar]
s	Abstand Düse-Probe	[mm]
t	Zeit	[sec]
v	Geschwindigkeit	[mm/sec]
w	Strömungsgeschwindigkeit	[m/sec]
z	geodätische Höhe	[m]
α	Düseneintrittswinkel	[Grad]
α*	Wärmeausdehnungskoeffizient	-
ε	Dehnung	[%]
ρ	Dichte	[g/cm ³]
σ	Spannung	[N/mm ²]

Indizes

B	Brennstoff
E	Erosions-
e	Einzel-
h	Haupt-
i	Inkubations-
max	maximal
n	Neben-
1	vor der Düse
2	nach der Düse

10. ANHANG

Zu Kapitel 4: Charakteristik und Wirkung von Stoßwellen

Stoßwellen breiten sich grundsätzlich ähnlich aus wie Ultraschallwellen. Ihre Charakteristik ist jedoch grundsätzlich verschieden. Der deutlichste Unterschied ist die wesentlich höhere Amplitude der Stoßwellen. Des weiteren unterscheidet sich ihr zeitlicher Verlauf. Ist die Ultraschallwelle sinusförmig mit abwechselnden Druck- und Zugperioden, so besteht die Stoßwelle lediglich aus einem Druckimpuls mit steilem Anstieg und flachem Abfall.

Die Wirkung einer Stoßwelle ist zweifach. Einerseits löst sie einen Druckimpuls an Grenzflächen aus, d. h. an Flächen, an denen die Welle auf ein anderes Material trifft; andererseits wird sie teilweise reflektiert. Der reflektierte Teil kann dabei sein Vorzeichen ändern und somit zur Zugwelle werden. Diese Änderung ist insbesondere für die Zerstörung von Nierensteinen bedeutungsvoll. Verschiedene Grenzflächen wirken auch verschieden. Mit geeigneten Materialien lassen sich diese Stoßwellen fokussieren, mit anderen gut in andere Materialien eingekoppeln /Stoßwellen in der Medizin, Forssmann, Bernd und Hepp, Wolfgang in: Medizin in unserer Zeit 1980, 1; Verlag Chemie GmbH Weinheim/.

Weitere Literatur zu den verschiedenen Verfahren:

Roll-Streck-Verfahren

Siehe /35, 1, 36, 6, 14, 3, 19, 11/

/46/ Abdel-Rassoul, A.A. u. a.
Decladding of Nuclear Fuel by Rolling-Straightener
Technique
Nuclear Energy
in: Vol 23 (1969)

- /47/ Watson, u. a.
Mechanical dejacketing of SRE-fuel
in: TID 7599/Book 2
- /48/ West, G.A. u. a.
Mechanical processing and nitric acid leaching
in: Culler, F.L. u. a.: An analysis of power reactor
fuel reprocessing
ORNL 2265

Hydraulisches Aufweiten

Siehe /10, 4, 3, 1, 36, 6, 14, 48, 9/

- /49/ Watson, u. a.
Mechanical processing of spent power reactor
fuel at ORNL
in: USAEC-Rep.: Culler, Blanco: Chemical Processing
of irradiated fuels
TID 7583
- /50/ Patent F 2 373 859 A
- /51/ Allison, G.S.
Prototype arc saw design and cutting trials
PNL 3446 (Sept. 80)
- /52/ Bevilacqua, F.
Electrical Discharge Machining for Hot Laboratories
in: TID 5280 (Jan 1956)
- /53/ Waite, T.H.
Cutting Irradiated and Radioactive Materials
EGG-M-04181 (1981)

Brenn- und Plasmaschneiden

Siehe /1, 36/

- /54/ Grant, N.R.
Disassembly and Cutting
in Unger: ORNL-TM-7192 RMF
Consolidated Fuel Reproc. Program (Oct-Dec. 1979)

- /55/ Grant, N.R. u. a.
Disassembly cutting
in Unger: ORNL/TM-7317 RMF
Consolidated Fuel Reprocessing Program
(Jan-March 1980)

Laserschneiden

Siehe /55, 33/

- /56/ Beck, R.
Zerlegung von Schnellbrüter-BE mittels Laser
(Batelle Instit. e.V. Frankfurt/Main) (1980/81)
- /57/ Carstens, J.P.; Weil, B.S.
Conceptual study for a Laser disassembly
development unit
Rep.: ORNL/TM-6662
- /58/ Higginson, P.R.; Campbell, D.A.
Laser Cutting Equipment for dismantling irradiated
PFR fuel sub-assemblies
Britisch Nuclear Energy Society, Ldon (1981)
- /59/ Patent GB 1 558 594

Hochfrequenz (zum Aufheizen des Hüllrohrs)

Siehe /4, 22/

- /60/ Patent D 1.589.815
- /61/ Patent F 1.452.479

Ultraschall (in der Regel als Folgeschritt der Hochfrequenz- behandlung)

Siehe /22, 4, 9/

Pressen

Siehe /35, 7, 4, 6/

- /62/ Patent GB 934.622

Schneiden

- /63/ Patent C 672 051
- /64/ Patent F 1.411.744
- /65/ Patent GB 1.180.033

Schneidpflug

Siehe /9, 35, 4, 19, 47, 8, 49/

- /66/ Patent D 2.326.558
- /67/ Patent GB 814.996
- /68/ Patent GB 958.598
- /69/ Patent GB 1.096.745
- /70/ Patent US 2.880.636

Rollschneiden

Siehe /10, 4, 13, 12, 9, 15, 5, 47, 19, 49, 68/

- /71/ Simon, J.P.; Wehrle, R.B.
EBR II Fuel dismantling equipment
in: Transactions Am. Nucl. Soc. 5 (1962)
S. 305-6 Zs 856/C1
in: (ausführlich) 10th Hot Lab. and Equip.
- /72/ Patent F 1.263.519
- /73/ Patent GB 1.096.805
- /74/ Patent GB 928.834
- /75/ Patent F 1.496.276
- /76/ Patent GB 934.622

Kugelmühle

Siehe /23/

- /77/ Auchapt, J. u. a.
Study and development of the decladding and
dissolving of UO_2 and PuO_2 Fuel Clad with
Stainless Steel on Zircaloy
(Franz.) CEA-B/B-191
(Engl.) ORNL-tr-2489
- /78/ Matcheret, G. u. a.
Degainage mécanique des combustibles oxydes
gainés acier inoxydables
in: CEA-R-4469
- /79/ Sauteron, J. u. a.
Le retraitement des combustibles "Rapides" en
France
IAEA-AG-63-5 (May 1976)
- /80/ Patent F 1.552.176
- /81/ Patent GB 1.171.257

Schälen

Siehe /10, 13, 81, 63, 66, 72, 69/

- /82/ Watson, C.D. u. a.
A Report of the Power Reactor Fuel Processing
Symp. July 55 at ORNL,
ORO 144
- /83/ Patent F 1.411.744

Ringschälen

Siehe /35, 4, 47, 8, 49, 67/

- /84/ Alter, H.W. u. a.
A device to remove aluminium jackets
mechanically form bonded
in: KAPL 1139, Uraniumslugs (June 1954)

Spiralschälen

Siehe /5, 1/

- /85/ Barton, W.W. u. a.
Mechanical disassembly of spent power reactor fuels

Sägen

Siehe /85, 1, 49, 35, 4, 34, 3, 11/

- /86/ Webster, C.C. u. a.
Remotely operated Band Saw
in: TID 5280 (Sept. 55)
- /87/ Zahn, L.L. jun.
Receiving, storage, and mechanical treatment
operations at Hanford for chemical processing of
Power reactor fuels
in: TID-7583 (Oct. 1959)

Scheren

Siehe /48, 85, 87, 1, 10, 4, 36, 6, 16, 3, 78, 79, 49

- /88/ Baumgärtner
Chemie der Nuklearen Entsorgung
Bd I und II (Thiemig 1978)
- /89/ Kelly, V.P.
Shear development for the nonproduction fuel
reprocessing program
Hanford Atomic Products Oper. (July 1960) Rep. 9643
- /90/ Finney, B.C. u. a.
Shear-Leach Process: Semicontinuous and Batch Leaching
of Sheared, Unirradiated Stainless-Steel-Clad and
Zircaloy-Clad UO_2 and ThO_2
ORNL 3984 (1969)

- /91/ Miller, R.S. u. a.
Equipment for Mechanical De Jacketing and Leaching
of Spent Reactor Fuels in a Low Capacity Reprocessing
Plant
in: Advances in nuclear engineering, Ldon.
3.1957
- /92/ N.N.
Bild der BE-Schere
VDI-Nachrichten 5-8-83
- /93/ Powell, R.W. u. a.
BNL Spent Fuel Cartridge Chopper
in: TID 5280 (Sept. 55)
- /94/ Ribaux, P.A.
Dismantling Facility for the Lucens Irradiated
Fuel Assemblies
- /95/ Patent GB 2.031.217 A
- /96/ Patent F 2.406.868 A
- /97/ Patent C 941.145
- /98/ Patent D 2.161.534 A
- /99/ Patent F 2.257.983
- /100/ Patent F 2.324.094
- /111/ Olcott, R.B.
Shearing irradiated uranium plates (part II)
DP-224, Rep. 11587 (July 1957)

Trennscheibe

Siehe /1, 6, 36, 98, 19, 47, 49/

- /101/ Deily, G.J.
SRL Remote Underwater Cutoff Machine
in: TID 5280 (Sept. 55)
4th Symp. Hot Lab. and Equip.

- /102/ Dluzniewski, E. u. a.
Disassembly of fuel elements
in: ORNL-tr-1976 (1976)
- /103/ Doe, W.B.
Expendable abrasive cutoff machine
in: Trans. Am. Nucl. Soc. 4 (Nov. 1961) p. 228
- /104/ Eichenberg, J.D. u. a.
Design of a Storage Safe and a Cut-Off Wheel
for Hot Laboratory Use
TID 5280 (Jan. 1956)
- /105/ Flagg, J.F.
Mechanical dejacketing
in: Chemical Reprocessing of Reactor Fuels
Academic Press, NY, Ldon (1961)
- /106/ Howell, L.N. u. a.
Remote Slitting Machine
in: TID 5280 (Sept. 55)
- /107/ Lusk, E.C. u. a.
The design and operation of a combination wet
cut-off wheel and milling machine
in: 7th Hot Laboratory Equipm. (1958)
- /108/ Torgison, G.L.
SRE-Fuel Decanner
in: Advances in Nuclear Engineering
(Pergamon Press, NY 1957)
oder: Hot Laboratory operation and equipment
(Dunning, J.R.) 1957 (No. 5)

Fräsen

Siehe /1, 6, 105, 3, 9/

- /109/ Hill, J.V. u. a.
Subassembly Hex-Tube Slitter
in: 19th Conf. on Remote Systems Technology

/110/ Reinke, C.F. u. a.

The disassembly and sampling of irradiated EBWR
fuel subassembly
in: 7th hot laboratory and equipm. (1958)

Dampf-Verfahren

Siehe /9/

Wasserstrahlschneiden

Siehe /33/

Mischkeramik

Die Mischkeramik ist im wesentlichen ein Aluminiumsilikat
folgender Zusammensetzung:

SiO_2	:	59 %
Al_2O_3	:	35 %
Fe_2O_3	:	0,9 % bis 1,6 %
CaO	:	bis 0,25 %
MgO	:	bis 0,3 %
TiO_2	:	bis 3 %

DANKSAGUNG

Diese Arbeit entstand am Institut für Chemische Technologie der Nuklearen Entsorgung der Kernforschungsanlage Jülich GmbH.

Dem Institutsleiter, Herrn Prof. Dr. E. Merz, danke ich herzlich für die interessante Themenstellung, für anregende Diskussionen und die großzügige Förderung meiner Arbeit.

Herrn Prof. Dr. Nickel, Inhaber des Lehrstuhls für Reaktorwerkstoffe der RWTH Aachen, danke ich für die Übernahme des Korreferates.

Herrn Dr. Zimmer gilt mein herzlicher Dank für kollegiale Zusammenarbeit, gute Ratschläge und Diskussionen, die zum Gelingen dieser Arbeit beitrugen.

Weiter gilt mein Dank allen Mitarbeitern des Instituts für Chemische Technologie der Nuklearen Entsorgung, die mich immer tatkräftig unterstützten.