

GRS-Bericht

STATUS DER ENTWICKLUNG UND VERIFIKA-  
TION DES BRENNSTABVERHALTENSPROGRAMMS  
TESPA ZUR GEKOPPELTEN DEHNUNGS- UND  
TEMPERATURANALYSE

Dr. R. Ullrich

GRS-30 (Januar 1980)

## KURZFASSUNG

Im Rahmen des Arbeitspunktes A.3.3.1 "Anwendung der Ergebnisse der Forschungsvorhaben zum Brennstabverhalten im Genehmigungsverfahren" des Forschungsprogramms SR 122 des Bundesministers des Innern wurde von der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH das Kernaufheizprogramm TEMPA zum Brennstabverhaltenscode TESPAs weiterentwickelt. Der gegenwärtige Status der TESPAs-Modelle wird detailliert dokumentiert. Anschließend werden Ergebnisse bisheriger Verifikationsrechnungen an In-pile- und Out-of-pile-Experimenten vorgestellt und kritisch bewertet. Anhand von ca. 10 verschiedenen Experimenten wird aufgezeigt, daß das GRS-Dehnmodell dem der KWU und der KfK zumindest ebenbürtig ist und daß das probabilistische Berstkriterium der GRS Berstdehnungen mit hinreichender Genauigkeit vorhersagt.

## ABSTRACT

Under item A.3.3.1 "Application of the results of fuel behaviour research projects of licensing" of the BMI-research program SR 122, GRS developed the fuel behaviour code TESPAs, based on the heatup code TEMPAs. The present state of TESPAs-models is documented. Furthermore, results of code assessment by the analysis of various in-pile- and out-of-pile experiments are discussed. Results of some 10 tests indicate, that the GRS ballooning model has at least the same capabilities as the KWU- and NORA-model, respectively. Furthermore, the probabilistic GRS burst model predicts burst strains with sufficient accuracy.

## INHALTSVERZEICHNIS

	<u>Seite</u>
1. Einleitung . . . . .	1
2. Entwicklungsstand des Programms TESPAPA . . . . .	2
2.1 Der Modul TEMPA . . . . .	2
2.2 Gekoppelte Dehnungs- und Temperaturanalyse . . . . .	3
2.2.1 Überblick . . . . .	3
2.2.2 Dehngeschwindigkeiten und Dehnungen . . . . .	4
2.2.3 Hüllrohrschwächung . . . . .	6
2.2.4 Spaltgeometrie und Spaltwärmeübergangszahl . . . . .	6
2.2.5 Exzentrizitäten . . . . .	9
2.2.6 Wahrscheinlichkeitsbehaftete Berstkriterien . . . . .	10
2.2.7 Variation wichtiger Parameter für probabilistische Analysen . . . . .	13
2.3 Geplante Weiterentwicklung . . . . .	14
3. Verifikation anhand von In-pile- und Out-of-pile Experimenten . . . . .	15
3.1 Evaluation des Dehnmodells . . . . .	15
3.2 Verifikation der gekoppelten TESPAPA-Modelle an In-pile-Versuchen . . . . .	19
3.2.1 Die In-pile-Versuche des PNS . . . . .	19
3.2.2 Verifikationsrechnung für In-pile-Versuch A.1.1 . . . . .	20
3.2.3 Verifikationsrechnung für In-pile-Versuch A.2.3 . . . . .	21
4. Folgerungen . . . . .	24
5. Literatur . . . . .	25
6. Tabellen . . . . .	28
7. Bilder . . . . .	34
8. Verteiler . . . . .	77

## 1. EINLEITUNG

Das mechanische und thermische Verhalten von Reaktorbrennstäben bei Störfällen wird entscheidend beeinflusst durch das gekoppelte Dehnungs-, Temperatur- und Berstverhalten der Hüllrohre. Bislang wurden diese Phänomene im Genehmigungsverfahren nur ungenügend in Form eines iterativen Prozesses berücksichtigt.

In der Zwischenzeit ist die experimentelle Datenbasis auf diesem Gebiet erheblich erweitert worden. Es sei in diesem Zusammenhang nur auf die Experimente beim PNS in Karlsruhe, bei den Herstellern (KWU, CE, GE), auf die verschiedenen Testserien im PBF-Reaktor in Idaho und die Einzelstab- und Bündelexperimente in Oak Ridge verwiesen. Wenn die mannigfaltigen Ergebnisse zur Zeit auch noch ein großes Streuband aufweisen, so geben sie doch bedeutsame Hinweise für das Genehmigungsverfahren. Insbesondere wird eine Tendenz erkennbar, in Zukunft neben dem  $1200^{\circ}\text{C}$ -Kriterium für die Heißstelle der Forderung nach einer kühlbaren Kerngeometrie verstärkte Beachtung zu schenken.

Die Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH hat seit geraumer Zeit intensive Aktivitäten auf den Gebieten der gekoppelten probabilistischen Temperatur- und Dehnungsanalyse entwickelt (/1/, /2/, /3/, /4/). Auf programmtechnischem Gebiet wurden die jeweils neuesten Versionen des in Karlsruhe entwickelten Programms SSYST implementiert und parallel hierzu das hauseigene Brennstabprogramm TEMPA durch Erarbeitung und Einbringung von Dehnungs- und Berstmodellen zum Programm TESPА weiterentwickelt.

TESPA ("Temperature and Strain Probabilistic Analysis") ist ein Programm zur gekoppelten, probabilistischen Temperatur-, Dehnungs- und Berstanalyse von Reaktorbrennstäben. Es wird ständig weiterentwickelt und -verifiziert. In diesem Bericht sollen die neueren Entwicklungsarbeiten an TESPА und die Verifizierung anhand von In-pile-Versuchen des PNS dokumentiert werden.

## 2. ENTWICKLUNGSSTAND DES PROGRAMMS TESP

### 2.1 Der Modul TEMP

Seit Jahren ist in der GRS das Programm TEMP im Genehmigungsverfahren in Gebrauch. Dieses Programm diente als Basismodul für die TESP-Entwicklung.

Der Modul TEMP berechnet die instationären Hüllrohr- und Tablettentemperaturen nach einem Störfall. Während des Störfalles werden im Brennstab eine vorzugebende zeitabhängige Wärmequellendichte und im Hüllrohr die Reaktionswärme aus einer evtl. auftretenden Zirkon-Wasser-Reaktion (nach Baker-Just /5/) wirksam. Die Kühlmitteltemperatur wird entweder der Eingabe entnommen oder aus der Energiebilanz berechnet.

Stab und Kanal werden axial in n Schichten aufgeteilt. Zunächst wird jede Schicht getrennt und beginnend vom Kanaleintritt für alle durch Eingabe geforderten Zeitschritte durchgerechnet und das Ergebnis ausgedruckt. Der nächstfolgende Axialschritt benötigt als Eingangsgröße vom vorhergehenden nur die Kühlmitteltemperatur  $T_a(t)$ , die als Eintrittstemperatur  $T_e$  benutzt wird. Alle anderen benötigten Größen sind in den Eingabewerten spezifiziert.

Die  $UO_2$ -Tablette wird in einen Kern und konzentrische Ringe mit nach außen ansteigender Indizierung zerlegt. Das Hüllrohr ist in einen Zirkon- und einen Zirkonoxydbereich aufgeteilt (vgl. Bild 2-1).

Überschreitet die Hülltemperatur bei einem Axialschritt eine vorgegebene Grenztemperatur, dann wird von diesem Zeitpunkt an die Reaktionswärme der Zirkon-Wasserdampf-Reaktion berücksichtigt. TEMP errechnet den Aufbau der Zirkonoxydschicht in der Hülle als Funktion der Zeit; der Einfluß auf den Wärmeübergang wird berücksichtigt. Die Menge des je Zeiteinheit oxydierenden Zirkons kann begrenzt werden durch Angabe einer maximal verfügbaren Dampfmenge in den Eingabedaten.

Die Wärmeleitgleichungen werden in Differenzgleichungen umgeformt und durch numerische Integration gelöst. Die Wärmeleitung in axialer Richtung wird vernachlässigt. Alle Stoffwerte sind als Funktion der Temperatur eingegeben. Es besteht die Möglichkeit, eine Schnellabschaltverzugszeit vorzusehen; während dieser Zeit wird der Reaktor mit der stationären Leistung bei Unfallbeginn weiterbetrieben.

Für die Heißstabberechnungen während der Druckentlastung müssen die Transienten für Kerndurchsatz, Systemdruck und Dampfgehalt eingegeben werden. Diese Transienten stehen aus entsprechenden Druckentlastungs-Rechnungen für einen Kanal mittlerer Leistung zur Verfügung. In der Phase der Wiederauffüllung und des Flutens kann ein Dampfdurchsatz vorgegeben werden, der mit einem Wiederauffüllcode bestimmt wurde.

In vielen Anwendungsfällen werden die Wärmeübergangszahlen zeitabhängig vorgegeben, um auf einfache Weise experimentelle Daten in die Rechnung einsetzen zu können.

Solange die kritische Heizflächenbelastung nicht überschritten wird, wird im Programm mit einer vorzugebenden Wärmeübergangszahl der Wärmeübergang zwischen Hüllrohr und Kühlmittel berechnet. Bis zu dem Zeitpunkt, zu dem die jeweilige axiale Ebene eines Brennstabes als unbedeckt angesehen werden kann, wird mit der modifizierten Dougall-Rohsenow Beziehung gerechnet. Ersatzweise können auch die unmodifizierte Dougall-Rohsenow-Beziehung, die Gleichung von Cermak Tong oder die Groeneveld-Korrelation benutzt werden (/6/, /7/, /10/). Danach bestimmt das Programm die wirksame Wärmeübergangszahl entweder mit der Mc. Eligot-Korrelation (/8/) oder bei laminarer Strömung, nach Hausen (/19/). Ein vereinfachtes Schema der Heat Transfer Logik im Modul TEMPA ist in Bild 2-2 wiedergegeben.

## 2.2 Gekoppelte Dehnungs- und Temperaturanalyse

### 2.2.1 Ü b e r b l i c k

Im Rahmen des Forschungsvorhabens RS 122 wurde TEMPA als Modul in das Programmsystem gebracht. Ferner wurden Moduln zum Dehnverhalten neu entwickelt. Sie haben im einzelnen folgende Fähigkeiten:

- Berechnung der Dehngeschwindigkeiten und zeitabhängigen Dehnungen,
- Ermittlung der Hüllrohrschwächung,
- Berechnung der dehnungsabhängigen Spaltgeometrie und Spaltwärmeübergangszahl,
- Berücksichtigung frei wählbarer Exzentrizitäten vom vollsymmetrischen Fall bis zum geometrisch möglichen Maximum,
- Wahrscheinlichkeitsbehaftete Berstkriterien für
  - . direkt beheizte Stäbe bei geringen azimuthalen Temperaturgradienten,
  - . indirekt beheizte Stäbe bei größeren azimuthalen Temperaturgradienten und
  - . druckabhängiges Bersten bei Temperaturen  $> 1000$  °C ;
- Variation der wichtigsten Input-Parameter für eine probabilistische Temperatur- und Dehnungsanalyse,

- Abspeicherung, Sortierung und Auswertung der wichtigsten Output-Parameter für eine probabilistische Temperatur- und Dehnungsanalyse sowie
- Bestimmung probabilistischer Berstdehnungen, -temperaturen und -zeitpunkte für eine frei wählbare Anzahl von Parameterkombinationen.

Auf den derzeitigen Stand dieser Module wird im folgenden eingegangen:

### 2.2.2 D e h n g e s c h w i n d i g k e i t e n u n d D e h n u n g e n

Der Kern des Dehnungsmodells besteht aus einer Beziehung für die Dehnungsgeschwindigkeit der Hülle als Funktion von Temperatur und Differenzdruck. In Anlehnung an /11/ wurde folgende Beziehung aufgestellt:

$$\dot{\epsilon} = \text{CONZ} \cdot 10^{-4} \cdot \exp(-Q/RT) \left( \frac{P_i - p}{60 \text{ bar}} \right)^4 \quad (2-1)$$

$\dot{\epsilon}$  = Dehnungsgeschwindigkeit in 1/s

CONZ = frei wählbare Konstante

Q = Aktivierungsenergie

R = Gaskonstante

T = Hüllrohrtemperatur

P<sub>i</sub> = Innendruck

p = Systemdruck

Der Wert Q/R wurde dabei mit 39 500 K angegeben. Die Konstante CONZ wird in einem gewissen Streubereich variiert, um die Ungenauigkeiten der Beziehung erfassen zu können. Ebenso wird für den Innendruck p<sub>i</sub> eine gewisse Streubreite vorgegeben.

Es ist offensichtlich, daß das in Gleichung (2-1) aufgeführte Dehngesetz nur eine stark vereinfachende Beschreibung des Dehnvorgangs zuläßt. Andererseits sind bei Vorausrechnungen von Reaktorstörfällen und analogen Experimenten die Unsicherheiten in der Bestimmung der Hüllrohrtemperatur und der Druckdifferenz so groß, daß sie noch immer einen entscheidenden Einfluß auf das Dehnverhalten ausüben. Hier ist die Einfachheit des Dehnungsmodells von Vorteil, da die Zahl der zu variierenden Größen gering und das Ergebnis übersichtlich und leicht zu interpretieren ist. Es ist jedoch vorgesehen, das Unsicherheitsband der Temperatur- und Dehnungsberechnung durch Sensitivitätsstudien und Modellverbesserungen in der Berechnung der wesentlichen Einflußparameter systematisch einzuengen.

Die Umfangsdehnungen werden durch Integration der Gleichung (2-1) gewonnen. Die Dehnung wird gestoppt

- wenn gemäß dem probabilistischen Berstkriterium eine 100 %ige Wahrscheinlichkeit für Bersten erreicht ist

oder

- wenn die örtliche Dehnung einen vorgegebenen Grenzwert erreicht hat. Dieser vorgegebene Grenzwert kann z.B. aus der geometrisch maximal möglichen Dehnung im Bündel errechnet werden.

Bei Experimenten mit indirekt beheizten Brennstäben (z.B. /12/, /13/) und bei In-Pile-Experimenten (z.B. /14/, /15/) sind häufig azentrische Dehnungen beobachtet worden. Danach beginnt sich das Material der Hülle an der heißesten Stelle am Umfang zu dehnen, die Hülle hebt jedoch auf der entgegengesetzten Seite des Brennstabes ab. Damit wird dieser Seite weniger Wärme zugeführt, die Temperatur bleibt konstant oder sinkt sogar ab und es kommt an dieser Stelle zu keinen weiteren Dehnungen mehr. An der anliegenden Seite wird die Hülle jedoch weiterhin gedehnt. Das Material fließt so zur ungedehnten Seite hin und führt zur Vergrößerung der plastischen Ausbeulung (vgl. Bild 2-3).

Beim azentrischen Dehnungsmodell wird zunächst die maximale Dehnung an der Stelle geringster Spaltweite ermittelt. Die über den ganzen Hüllrohrumfang gemittelte Dehnung beträgt demzufolge nur einen Bruchteil dieser Dehnung:

$$\bar{\epsilon} = \beta \cdot \epsilon_{\max} \quad (2-2)$$

$$\bar{\epsilon} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \epsilon(\varphi) d\varphi \quad (2-3)$$

Demnach gilt:

$$\beta = \frac{1}{2\pi \cdot \epsilon_{\max}} \cdot \int_0^{2\pi} \epsilon(\varphi) d\varphi \quad (2-4)$$

Für eine gleichmäßige Zunahme der Dehnung zwischen 0 und  $2\pi$  gemäß

$$\epsilon(\varphi) = \frac{\epsilon_{\max}}{2} (1 + \cos(\varphi)) \quad (2-5)$$

folgt mit Gleichung (2-4)

$$\beta = 0.5 \quad (2-6)$$



Der Wert 0.5 stellt somit eine brauchbare 1. Näherung für  $\beta$  dar. In TESPА kann  $\beta$  über die Eingabe variiert werden. Dabei bedeutet

- $1 > \beta > 0.5$  relativ große azimutale Bereiche sind gedehnt. Das Dehnverhalten tendiert zu gleichmäßigen Umfangsdehnungen hin.
- $0 < \beta < 0.5$  relativ geringe azimutale Bereiche sind gedehnt. Das Dehnverhalten tendiert zu örtlich ausgeprägten Beulen
- $\beta = 1$  gleichmäßige, symmetrische Umfangsdehnung

Auf die zusätzliche Berücksichtigung der exzentrischen Lagerung von Brennstoff und Hülle wird unter 2.2.5 eingegangen.

### 2.2.3 H ü l l r o h r s c h w ä c h u n g

Durch Querkontraktion wird die Wandstärke  $c$  des Hüllrohres geschwächt. Unter Vernachlässigung der axialen Dehnungen ergibt sich mit der Querkontraktionszahl  $\nu$

$$c(\varphi) = c_0 \cdot (1 - \nu \cdot \epsilon(\varphi)) \quad (2-7)$$

Die Berechnung von  $\epsilon(\varphi)$  wurde unter 2.2.2 erläutert. Die Querkontraktionszahl ist ein Eingabeparameter. Sie wurde in Verifikationsrechnungen zwischen 0.25 und 0.5 variiert. Ihr Einfluß ist, verglichen mit dem anderen Parameter, gering.

### 2.2.4 S p a l t g e o m e t r i e u n d S p a l t - w ä r m e ü b e r g a n g s z a h l

Die Ermittlung der Spaltwärmeübergangszahl ist abhängig von der Art der auftretenden Dehnung. Eine mögliche Form ist die konzentrische Dehnung der Hülle. Hier ändert sich die Spaltwärmeübergangszahl nach:

$$\alpha = \alpha_0 \cdot \frac{s_0}{s_{\text{KONZ}}} \quad (2-8)$$

- $\alpha$  = Spaltwärmeübergangszahl
- $\alpha_0$  = stationäre Spaltwärmeübergangszahl
- $s_{\text{KONZ}}$  = Spaltweite bei konzentrisch gedehnter Hülle
- $s_0$  = Spaltweite im stationären Betrieb

Im Falle asymmetrischen Dehnens kommt es bei der Berechnung der Spaltwärmeübergangszahl zunächst darauf an, die Verhältnisse an der anliegenden Stelle zu erfassen. Hierzu wurden für das azentrische Dehnungsmodell 3 Modelle entwickelt.

- (1) Die Spaltwärmeübergangszahl bleibt gleich der im stationären Betrieb.
- (2) Die Spaltweite verringert sich und die Spaltwärmeübergangszahl steigt auf den maximalen Wert des Kontaktwärmeübergangs.
- (3) Die Spaltweite erhöht sich, je nach Grad der Exzentrizität. Für die Spaltwärmeübergangszahl gilt Gleichung (2-14)

Wie Vergleichsrechnungen zeigten, sind die Unterschiede in den Ergebnissen nach (1) und (2) nur sehr gering.

Dagegen kann Modell (3) in Verbindung mit verschiedenen Exzentrizitäten zu recht unterschiedlichen Heißstellen-temperaturen führen, wie in den Bildern 2-4 bis 2-6 an einer Studie zum 2 F-Bruch eines DWR gezeigt wird.

Im Falle maximaler Exzentrizität ( $e = 1$ ) bleibt die Spaltwärmeübergangszahl konstant (Modell 1). Der relativ gute Wärmetransport über den Spalt sorgt bei schlechten Kühlbedingungen zum Fluid hin für maximale Heistellentemperaturen, obwohl in diesem Falle die größten örtlichen Dehnungen erreicht werden. Bei konzentrischen Dehnungen und bei 50 % Asymmetrie ( $e = 0.5$ ) fllt die Spaltwärmeübergangszahl um mindestens eine Größenordnung ab (Modell 3), was die Wärme im Brennstoff zurückhält und somit zu niedrigeren Heistellentemperaturen führt.

Für die Spaltweite  $s_{\min}$  an der Heistelle gilt nach Modell (3):

$$s_{\min} = s_0 + \frac{d_0}{2} \cdot \beta \cdot \epsilon_{\max} \cdot (1-e) \quad (2-9)$$

Dabei ist

- $s_0$  die Anfangsspaltweite
- $d_0$  der Anfangswert des Hllrohrinnendurchmessers
- $e$  die Exzentrizität zwischen Brennstoff und Hülle  
(  $0 \leq e \leq 1$  ) (vgl. Gl. (2-15) )

Mit Gleichung (2-2) erhält man als mittlere Spaltweite

$$\bar{s} = s_o + \frac{d_o}{2} \cdot \bar{\epsilon} = s_o + \frac{d_o}{2} \beta \cdot \epsilon_{\max} \quad (2-10)$$

Im konzentrischen Fall ( $e = 0$ ,  $\beta = 1$ ) gilt

$$s_{\text{KONZ}} = s_o + \frac{d_o}{2} \cdot \epsilon_{\text{KONZ}} \quad (2-11)$$

Im Falle maximaler Exzentrizität wird dagegen

$$s_{\min} (e = 1) = s_o \quad (2-12)$$

Modell (3) mit Gleichung (2-9) geht also in diesem Fall in Modell (1) über. Wegen des geringen Einflusses des Unterschieds zwischen den Modellen (1) und (2) auf die Ergebnisse wird für die Berechnung der Spaltweite allgemein folgender Ansatz verwendet

$$s(\varphi) = s_o(\varphi) + \frac{d_o}{2} \cdot \bar{\epsilon} (1 - e \cdot \cos \varphi) \quad (2-13)$$

Dieser Ansatz ist konsistent mit den Gleichungen (2-9) bis (2-11). Die ortsabhängige Spaltwärmeübergangszahl ist dann mit Gleichung (2-8)

$$\alpha(\varphi) = \alpha_o \cdot \frac{s_o(\varphi)}{s(\varphi)} \quad (2-14)$$

Dieser Ansatz beinhaltet, daß bei wachsendem Spalt der Wärmetransport durch den Spalt primär durch die Leitfähigkeit des Gases bestimmt wird. Der Temperatureinfluß sowie der Strahlungsanteil können in guter Näherung vernachlässigt werden (/16/, /17/). Diese Annahmen wurden durch Vergleichsrechnungen mit SSYST bestätigt.

### 2.2.5 Exzentrizitäten

Die Exzentrizität zwischen Brennstoff und Hülle kann man definieren durch

$$e = 1 - \frac{s_{\min}}{\bar{s}} \quad (2-15)$$

Diese Gleichung ist konsistent mit Gleichung (2-9), wenn die Anfangsspaltweite  $s_0$  konstant über dem Umfang ist, d.h. wenn sich die Exzentrizität erst im Laufe der Transiente ausbildet. Soll bereits im Ausgangszustand Exzentrizität vorliegen, so bleibt Gleichung (2-15) unverändert, in Gleichung (2-9) ist jedoch  $s_0$  durch  $s_{0,\min}$  und in Gleichung (2-10) durch  $\bar{s}_0$  zu ersetzen.

Die Berücksichtigung der Exzentrizität während des Dehnvorgangs ist bereits in Gleichung (2-13) enthalten.

Es ist noch zu prüfen, inwieweit sich eine Exzentrizität auf das Verhältnis  $\beta$  zwischen maximaler und mittlerer Dehnung auswirkt (Gleichung 2-2). Es werden folgende Annahmen getroffen:

- Im konzentrischen Fall ( $e = 0$ ) soll auch die Dehnung symmetrisch verlaufen ( $\beta = 1$ ).
- Im Falle maximaler Exzentrizität ( $e = 1$ ) soll  $\beta$  einen einzugebenden Wert  $\beta_0 < 1$  erhalten.
- Für Exzentrizitäten  $0 \leq e \leq 1$  wird zwischen  $\beta = 1$  und  $\beta = \beta_0$  linear interpoliert.

Demnach gilt für  $\beta (e, \beta_0)$  folgender Zusammenhang

$$\beta = 1 - e (1 - \beta_0) = 1 - e + \beta_0 \cdot e \quad (2-16)$$

Der Wert  $\beta_0$  muß aufgrund experimenteller Erfahrungen optimiert werden.

## 2.2.6 Wahrscheinlichkeitsbehaftete Berstkriterien

Das Hüllrohrbersten eines Reaktorbrandstabs hat im Hinblick auf die Sicherheit von Kernergieanlagen einen positiven und einen negativen Effekt:

Der negative Effekt besteht in der Durchbrechung der Sicherheitsbarriere "Hüllrohr" mit der Möglichkeit von Spaltgasfreisetzungen ins Kühlmittel.

Der positive Effekt besteht im Druckausgleich zwischen Hüllrohrinnen- und Hüllrohraußenseite und damit in der Verhinderung noch größerer Dehnungen und Blockaden.

Hinsichtlich der mechanisch-thermischen Kopplung bedeutet der Stillstand der Dehnung auch das Festhalten der zuletzt erreichten Wärmeübergangszahl im Spalt. Niedrige Berstdehnungen führen demnach bei sonst gleichen Bedingungen zu höheren Hüllrohrtemperaturen als hohe. Bei den Kühlkanalblockaden ist es dagegen umgekehrt; allerdings wird die hydraulisch-thermische Kopplung, d.h. die Erhöhung der Hüllrohrtemperatur infolge Kühlkanalblockade, erst bei relativ hohen Blockadegraden voll wirksam.

Wegen der starken und schon bei kleineren Dehnungen wirksamen Kopplung zwischen Hüllrohrdehnung und Hüllrohrtemperatur infolge Spaltvergrößerung nach Gl. (2-14) genügt es nicht, zunächst die Temperaturen ohne Beachtung eines Berstkriteriums zu berechnen und erst nach Erhalten der Dehn- und Temperaturkurven für die gesamte Transiente die Berstdehnung durch Vergleich der analytischen Dehnkurve mit einer Berstkurve zu ermitteln. Bei dieser Methode ist die Temperaturkurve vom Berstzeitpunkt ab zu niedrig, da sie mit einem zu hohen Widerstand im Spalt berechnet wurde. Aus diesem Grunde ist es für ein gutes Brennstabverhaltensprogramm erforderlich, während der Berechnung der Transiente die aktuelle Dehnung anhand eines Berstkriteriums zu prüfen und gegebenenfalls zu stoppen. Dieses Vorgehen ist auch im Programm TESPА realisiert.

Wie zuvor verdeutlicht wurde, hat das Berstkriterium einen großen Einfluß auf die Ergebnisse der Temperatur- und Schadensumfangsanalysen. Leider läßt der Genauigkeitsgrad der zur Zeit verfügbaren Berstkriterien ein deterministisches Vorgehen kaum zu. Verwendet man nämlich, um konservativ hinsichtlich der Kühlkanalblockaden zu bleiben, die obere Einhüllende der zur Zeit verfügbaren Daten (vgl. Bild 2-7), so werden Dehnungen und Kühlkanalblockaden errechnet, die kaum noch tolerierbar, aber auch extrem unwahrscheinlich sind. Wegen der großen Zahl von Brennstäben und Unterkanälen im Reaktor-kern bietet sich als gangbarer Alternativweg die probabilistische Vorgehensweise an:

Für das Berstkriterium bedeutet das z.B., daß anstelle des deterministischen Kriteriums der Form

$$\epsilon_B = \epsilon_B \left( T, \frac{dT}{dt}, \dots \right) \quad (2-17)$$

ein Band möglicher Berstdehnungen zwischen  $\epsilon_{B, \max}$  und  $\epsilon_{B, \min} \left( T, \frac{dT}{dt}, \dots \right)$  tritt, wobei für jeden möglichen Wert der Berstdehnung  $\epsilon_{B,i}$  zwischen  $\epsilon_{B, \max}$  und  $\epsilon_{B, \min}$  die Wahrscheinlichkeitsdichte pdf  $(\epsilon_{B,i})$  anzugeben ist. Dabei ist

$$\int_{\epsilon_{B, \min}}^{\epsilon_{B, \max}} \text{pdf} (\epsilon_{B,i}) d\epsilon_{B,i} = 1 \quad (2-18)$$

für alle Parameterkombinationen

$$\left( T, \frac{dT}{dt}, \dots \right)$$

Im Programm TESPА wurde dieses Vorgehen in folgender Weise realisiert: Als Berstkriterium im Bereich bis 1000 °C wird  $\epsilon_B$  als Funktion der Hüllrohrtemperatur verwendet; der Einfluß anderer Parameter geht in die Streuung ein. Die Ermittlung der Berstkurven und statistischen Verteilungen basiert auf Arbeiten von Höfler und Chakraborty /3/. Im Programm TESPА wird von File FT05Foo1 je eine untere und obere Berstkurve (EPBU (t) und EPBO (t)) in Tabellenform eingelesen sowie zusätzlich die Zahl und die Wahrscheinlichkeitsdichte für die Klassen zwischen diesen beiden Kurven. Die Wahrscheinlichkeit für das Bersten vor Erreichen der unteren Berstkurve EPBU (t) ist gleich Null, bei Erreichen der oberen Berstkurve EPBO (t) sind mit Sicherheit alle Stäbe geborsten.

Zusätzlich zur unteren und oberen Berstkurve wird die Zahl der Klassen zwischen beiden Grenzkurven angegeben und die Berstwahrscheinlichkeit für jede Klasse. Bei z.B. 4 Klassen ergibt sich die in Bild 2-8 dargestellte Kurvenschar. Die Wahrscheinlichkeit für das Bersten in der i-ten Klasse wurde durch Auswertung repräsentativer Versuche gewonnen.

Unterstellt man auch azentrisches Dehnen, so gibt es generell 2 Möglichkeiten der Anwendung eines Berstkriteriums:

- Man errechnet die Dehnung (Spannung) an der höchstbelasteten Stelle und vergleicht sie mit Meßwerten für örtliche Berstdehnungen (Berstdehnungen).
- Man errechnet die mittleren Dehnungen und vergleicht diese mit experimentell gemessenen Berstumfangsdehnungen.

Der erste Weg erscheint zunächst physikalisch exakter, doch liegen nur in seltenen Fällen Meßwerte für die örtlichen Berstdehnungen oder Berstspannungen vor. Man muß diese also entweder extrapolieren oder die Annahme treffen, daß die Berstspannungen (Berstdehnungen) bei symmetrischem und azentrischem Dehnen identisch sind.

Für das Programm TESPAPA wurde der zweite Weg eingeschlagen, da sehr viel mehr Meßwerte für mittlere Berstumfangsdehnungen vorliegen als für örtliche und da für die Ermittlung eines probabilistischen Berstkriteriums möglichst viele Meßwerte von Vorteil sind. Die statistische Auswertung aller in /3/ verwendeten Daten zeigte, daß eine Anhäufung von Versuchspunkten am oberen und unteren Streubandrand, bei freibleibender Mitte, vorlag (Bild 2-14). Diese Anhäufungen von Versuchspunkten ließen sich im oberen Bereich eindeutig Versuchen mit direkter elektrischer Heizung und solchen mit Dehnungsbehinderung und im unteren Bereich Versuchen mit indirekter Heizung zuordnen.

Die getrennte Auswertung nach Versuchsklassen ergab ein "oberes Berstkriterium", charakterisiert durch geringste azimutale Temperaturschwankungen (Bild 2-15) und ein "unteres Berstkriterium" mit azimutalen Temperaturunterschieden (Bild 2-16).

Da in Kernreaktoren und indirekt beheizten Versuchsstäben wegen der zu erwartenden Pelletrisse und/oder wegen umfangsvariabler Kühlbedingungen azimutale Temperaturunterschiede zu erwarten sind, wird für derartige Brennstäbe das "untere Berstkriterium" empfohlen, für Einzelstabexperimente mit direkter Beheizung und geringen azimutalen Schwankungen im Wärmetransport dagegen das obere Berstkriterium. Bei der Verwendung mittlerer Berstumfangsdehnungen als Berstkriterium ist also darauf zu achten, daß die zur Entwicklung des Kriteriums verwendeten Experimente repräsentativ für den analysierten Fall sind.

Wegen der besondere sicherheitstechnischen Relevanz für Druckwasserreaktoren wurden die weiteren Aktivitäten auf die verfeinerte statistische Evaluation des "unteren Berstkriteriums" konzentriert, das besser "reaktorrepräsentatives Berstkriterium" genannt werden sollte.

Die Auswertung der relativen Häufigkeiten der Berstdehnungen für mehrere Temperaturbereiche zeigte den in Bild 2-16 dargestellten typischen Verlauf. Die bezüglich des Mittelwerts unsymmetrische Verteilung streut in der Regel zu höheren Berstdehnungswerten etwa doppelt so weit wie zu niedrigeren. Für eine genaue Bestimmung des Typs und der Parameter der Verteilung ist die Anzahl der zur Zeit zur Verfügung stehenden Versuchspunkte zu gering. In TESPА hat man sich daher zur Zeit auf histogrammartige Verteilungskurven beschränkt.

Das bisher vorgestellte Berstkriterium hat bis etwa 1000 °C Gültigkeit. Entsprechend einem in /3/ gemachten Vorschlag wurde für Temperaturen >1000 °C in TESPА zunächst ein Kriterium der Form  $T_B(p)$  implementiert. Neuere Untersuchungen von Chakraborty<sup>B/18/</sup> ergaben zumindest für die Flutphase des Kühlmittelverluststörfalles ein differenzierteres probabilistisches Kriterium der Form  $\epsilon_B(T)$ . Die Implementierung dieses Kriteriums in TESPА ist vorgesehen.

#### 2.2.7 Variation wichtiger Parameter für probabilistische Analysen

Ein Hauptziel der TESPА-Entwicklung ist es, ein Programm mit kurzem Rechenzeitbedarf und hinreichender Genauigkeit zu besitzen, um mit einer Vielzahl von Rechenläufen für unterschiedliche Parameterkombinationen probabilistische Aussagen abzustützen. Um diese Parametervariationen ohne größeren Aufwand durchführen zu können, wurde die I/O des Systems TEMPА/TESPA umorganisiert. Durch Setzen einer Schaltvariablen wird angegeben, ob weitere Rechnungen zum gleichen Fall, aber mit variierten Parametern durchgeführt werden sollen. Die gleichbleibenden Tabellen brauchen dann nicht nochmals eingelesen werden; es genügt vielmehr, in nur zwei Eingabedatensätzen die veränderte Parameterkombination zu spezifizieren.

In diesem beschleunigten Verfahren können spezifiziert werden

- ob mit oder ohne plastische Dehnungen gerechnet werden soll,
- die Art der Ermittlung transienter Spaltwärmeübergangszahlen (dehnungsabhängig oder konstant),
- das Dehnmodell (GRS, KfK oder KWU-Modell),
- ob mit oder ohne Kühlmittelüberhitzung gerechnet wird,
- die Querkontraktionszahl,
- die Maximale Umfangsdehnung,
- Steuergrößen für verschiedene Wärmetransportbeziehungen,
- der Gesamtheistellenfaktor,
- der Stabinnendruck,
- die Konstante im GRS-Dehnmodell,
- die Exzentrizität  $e$  nach Gl. (2-15),
- der DNB-Zeitpunkt und
- die stationäre Spaltwärmeübergangszahl.



Jeder Rechenfall wird nunmehr durchnummeriert und alle Fälle werden in einem Programmumlauf durch zyklisches Aufrufen der Dehn- und Wärmetransportmodulen analysiert. In der Ausgabe werden sodann für jeden Fall die wichtigsten Daten angegeben, insbesondere auch die Dehn- und Berstwahrscheinlichkeiten nach dem probabilistischen Berstkriterium. Wird nun jeder Parameterkombination eine Eintrittswahrscheinlichkeit zugeordnet, so kann durch Faltung dieser Wahrscheinlichkeiten mit den bedingten Dehn- und Berstwahrscheinlichkeiten jeden Falles eine integrale Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion und die kumulative Wahrscheinlichkeitsdichte ermittelt werden.

Die Bilder 2-9 bis 2-13 zeigen als Beispiel einer solchen Parameterstudie das "best estimate"-Verhalten von Reaktor-brennstäben nach einem doppelendigen Rohrbruch. Variiert wurde der Gesamtheistellenfaktor  $FQ$ . Die Rechenzeit für die Analyse der 3 dargestellten Fälle und die Erstellung der Abbildungen betrug 10.21 CPU-Sekunden, die Kosten 4.05 DM. Hierdurch wird deutlich, daß das TESPASystem geeignet ist, die für probabilistische Analysen erforderliche große Zahl von Parameterstudien mit einem vertretbaren Kosten- und Zeitaufwand durchzuführen.

### 2.3 Geplante Weiterentwicklung

Da bei der Konzeption des Programmsystems TESPASystem bewußt vereinfachende Methoden und Modellansätze verwendet wurden, um durch einfache Handhabung schnelle Rechnungen für viele Parameterkombinationen zu erhalten, ist nicht daran gedacht, durch immer feinere Detaillierung der Modelle oder durch Hinzunahme weiterer Modelle (z.B. für die Kühlkanalhydraulik oder den Druckaufbau im Spalt) das Programm immer weiter auszubauen. Für derartige Aufgaben sind bereits andere Programme auf dem Markt bzw. in Entwicklung (z.B. SSSYST, FRAP). Weiterentwicklungen an den TESPASystem-Modellen sind also nur dann vorgesehen, wenn schwerwiegende Schwächen des bisherigen Systems erkennbar werden sollten.

Der Schwerpunkt der weiteren TESPASystem-Entwicklung wird vielmehr in der fortschreitenden Automatisierung probabilistischer Analysen liegen. Dabei ist vor allem an eine programminterne Generierung der Eingabevektoren und eine Bewertung der Ausgabe gedacht. Dazu wird auch die Implementierung von probabilistischen Verfahren und ihre Kopplung mit den Dehn- und Wärmetransportmodulen erforderlich sein.

### 3. VERIFIKATION ANHAND VON IN-PILE- UND OUT-OF-PILE-EXPERIMENTEN

#### 3.1 Evaluation des Dehnmodells

Das in TESPА implementierte Dehnmodell wurde durch Verifikationsrechnungen anhand ausgewählter Einzelstabversuche verifiziert und mit den Dehnmodellen der KfK und der KWU verglichen. Hierzu dienten vor allem die Arbeiten von Zipper /19/, der hierfür Experimente von EPRI, KfK (PNS) und Battelle North West heranzog.

In einem ersten Verifikationsschritt wurde das in Kap. 2 beschriebene TESPА-Modell getestet. Zwar gelang es durch Anpassung der freien Konstanten zumindest im Bereich geringer Dehnungen, die Rechenergebnisse an die experimentell gefundenen Werte anzugleichen, jedoch zeigte sich der weitere Kurvenverlauf von dem der Versuche deutlich unterschieden (s. Bilder 3-1 bis 3-3). Beim Einsetzen der Instabilität kommt die Hülle im Versuch sehr schnell zum Bersten, d.h., die Dehngeschwindigkeit nimmt bis zum Bruch rasch zu, während in der Rechnung nur eine allmähliche Steigerung der Dehngeschwindigkeit festzustellen ist. Die Kurvenverläufe zeigen in diesem Gebiet recht unterschiedliches Verhalten, so daß es notwendig erschien, die freie Konstante durch einen Faktor zu ersetzen, der durch die unterschiedlichen Einflußgrößen, die bisher keine Berücksichtigung fanden, bestimmt wird. Hierzu wurde das TESPА-Dehnmodell verfeinert.

Als Einflußgrößen wurden hier die Hüllrohrgeometrie, sowie die Schwächung der Wand infolge der Dehnung als bestimmend erkannt, während der Einfluß der Dehngeschwindigkeit, sowie der Druckrampe sich als untergeordnet erwies. Für die Rückwirkung der Dehnung auf die Dehngeschwindigkeit erwies sich ein Polynomansatz als sehr wirkungsvoll und dem realen Geschehen angemessen. Dieser Ansatz lautet

$$CP = 0,1 + \sqrt{TE} + \epsilon^2 \quad (3-1)$$

Da der Verlauf der Dehnung über der Zeit auch jetzt noch ein zu gleichmäßiges Verhalten aufwies und die Verhältnisse beim Einsetzen der Instabilität nur unzureichend wiedergab, wurde auch der Druckterm modifiziert und zwar in folgender Weise: Der Referenzdruck, auf den die aktuelle Druckdifferenz zwischen dem Rohrinernen und der Umgebung bezogen wird, erwies sich mit 60 bar als zu hoch und wurde auf 37 bar reduziert. Darüberhinaus wurde die Wertigkeit, mit der die relative Druckdifferenz in das Gesamtergebnis eingeht, erhöht, indem ihr Exponent von vier auf sechs vergrößert wurde. Der Kurvenverlauf wird dadurch im Bereich niedriger Druckdifferenzen stark gedämpft, während große Druckdifferenzen die Dehnung stark beschleunigen. Für den Einfluß der Geometrie wird der Ansatz mit der geometrischen Kennzahl  $R/S$  der Form  $CF = (R/S)^n$  gemacht. Aus Versuchen mit Hüllrohren verschiedener Abmessungen wurde eine Abhängigkeit für den Exponenten

in der Form

$$n = - 8,351 + 0,863 (R/S) \quad (3-2)$$

gefunden.

Diese Beziehung stellt eine erste Näherung für derzeit gebräuchliche Hüllrohrgeometrien dar.

An die Stelle der bisherigen Konstanten ist somit bereits nach diesem Schritt ein Parameter getreten, der von zwei Variablen bestimmt wird. Der Ansatz lautet somit in der nun korrigierten Form

$$\dot{\epsilon} = (0,1 + \sqrt{\epsilon + \epsilon^2}) GF \cdot 10^{14} \cdot \exp - \frac{3,95 \cdot 10^4}{T} \left( \frac{\Delta P}{37 \text{ bar}} \right)^6 \quad (3-3)$$

$$\text{mit } GF = (R/S)^n \quad (3-4)$$

Um den Einfluß der Aufheizgeschwindigkeit auf die Dehngeschwindigkeit zu ermitteln, wurden im weiteren Verlauf der Untersuchung Versuche nachgerechnet, bei denen das Hüllrohr bei konstanter Druckdifferenz durch Temperaturrampen belastet wurde. Der Ansatz für die Dehngeschwindigkeit wurde daraufhin um einen Faktor erweitert, der als Funktion der Aufheizgeschwindigkeit in tabellarischer Form vorliegt. Für die Stützstellen des mit TRHR bezeichneten Parameters ist Tabelle 3-1 vorgegeben.

Zwischenwerte werden linear interpoliert. Der Ansatz für die Dehngeschwindigkeit nimmt nun die folgende endgültige Gestalt an:

$$\dot{\epsilon} = \text{VAMP} \exp \left[ - \frac{3,95 \cdot 10^4}{T} \right] \left[ \frac{\Delta p}{37 \text{ bar}} \right]^6 \quad (3-5)$$

mit dem Variablen Multiplikator VAMP

$$\text{VAMP} = (0,1 + \sqrt{\epsilon + \epsilon^2}) GF \cdot 10^{14} \cdot \text{TRHR} \quad (3-6)$$

und

TRHR nach Tab. 3-1 sowie GF nach Gl. (3-4).

Der Erfolg des verbesserten Dehnmodells kann durch einen Vergleich von Bild 3-4 und Bild 3-1 abgelesen werden.

Dieses neue Dehnmodell in TESPА wurde von Zipper /19/ an je 2 EPRI- und KfK-Experimenten verifiziert und mit den Dehnmodellen der KWU und der KfK verglichen. Die EPRI-Versuche /20/ waren isobare Versuche mit hoher (52.8 K/s) und niedriger (0.94 K/s) Aufheizrate, die PNS-Versuche /21/ waren Temperaturrampentests unter Versuchsbedingungen, die für die Wiederauffüllphase eines großen Kühlmittelverluststörfalles repräsentativ sind (Ergebnisse s. Tab. 3-2).

Die Ergebnisse zeigen folgendes einheitliches Bild:  
Zu Beginn der Rechnung wird die analytische Dehnung stark gedämpft und bleibt zunächst deutlich hinter den experimentell ermittelten Werten zurück. Im weiteren Verlauf der Rechnung erhöhen dann im wesentlichen zwei Parameter die Dehngeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_R$ . Einerseits wirkt sich die Rückwirkung der erreichten Dehnung selbst auf die Dehngeschwindigkeit über den Faktor  $0,1 + \sqrt{\epsilon + \epsilon^2}$  aus, andererseits wird der temperaturabhängige Term

$$e^{-Q/R \cdot T}$$

mit steigender Temperatur rasch größer. Beide Terme bewirken gemeinsam, daß nach einer gewissen Verweilzeit die Dehngeschwindigkeit derart gesteigert wird, daß die experimentellen Werte für die Dehnung bald erreicht und schließlich leicht überholt werden. Der Punkt, zu dem die Dehnungen des Experiments erstmals von der Rechnung erreicht wurden, lag im ungünstigsten Fall bei einer relativen Umfangsdehnung zwischen 10 % und 11 %. Experiment und Rechnung erreichen dann fast zur gleichen Zeit die Grenze des stabilen Kriechens und zeigen dementsprechend einen sehr steilen, eng beieinander liegenden Dehnverlauf, der schließlich durch das Bersten der Hülle beendet wird. Leider ist bei den EPRI-Versuchen keine Berstdehnung dokumentiert, sondern lediglich der Berstdruck bzw. die Bersttemperatur, so daß sich die Berstdehnung durch Extrapolation des Dehnverlaufs nur recht vage abschätzen läßt. Eine Verifikation des Berstkriteriums läßt sich indes auf derart unsicheren Werten nicht aufbauen.

Im Hinblick auf die Reaktorsicherheitsanalysen sind Hüllrohrdehnungen bis zu einem Bereich von ca. 10 % noch ohne große Bedeutung, da hier die Kühlkanalblockage noch sehr gering ist und somit der Kernmassenstrom kaum merklich reduziert wird. Daher ist das Nacheilen der analytischen Dehnungsrechnung, wie sie bei den Verifikationsrechnungen mit dem neuen TESPА-Modell stets zu Beginn des Dehnvorgangs auftritt, tolerierbar. Im weiteren Verlauf erreicht die analytische Dehnung sehr bald die durch Versuche gefundenen Werte und zeigt schließlich im empfindlichen Bereich großer Umfangsdehnungen (oberhalb 20 %) ein leicht konservatives Verhalten.

Die Vergleichsrechnungen mit den Dehnmodellen der KfK und KWU zeigen sehr unterschiedliche Ergebnisse. Während im Falle der PNS-Versuche (siehe Bild 3-5 und 3-6) das KWU und TESPА-Modell recht gute Übereinstimmung aufweisen und auch die Rechnung mit NORA noch eine akzeptable Abweichung vom Experiment aufweist, weichen die Resultate bei den übrigen Versuchen stärker voneinander ab.

Im Falle des EPRI-Versuchs 309, der einen sehr steilen Temperaturanstieg von 52,78 K/s aufweist, eilen die Rechnungen mit dem Modell der KWU sowie dem KfK-Modell NORA im Vergleich zur Rechnung mit dem TESPА-Modell und den experimentellen Werten beträchtlich vor, wenn auch die Verläufe der Rechnungen mit den Modellen der KWU und der KfK eine recht gute Übereinstimmung zeigen (s. Bild 3-7).

Die größten Abweichungen ergaben sich zwischen den Rechnungen mit den Modellen der KWU und der KfK einerseits und der Rechnung mittels des TESPА-Modells, sowie den Versuchswerten andererseits bei dem EPRI-Versuch 325 (siehe Bild 3-8). Bei diesem isobar durchgeführten Versuch wurde eine sehr flache Temperaturrampe von 0,94 K/s aufgebracht. Während der analytische Dehnungsverlauf, wie er mit dem TESPА-Modell erhalten wird, gut mit den experimentell festgestellten Dehnungen übereinstimmt, eilen die Rechnungen mit dem KWU- bzw. KfK-Modell sehr stark vor und werden instabil bzw. bersten zu Zeiten, da die Dehnung sowohl nach dem analytischen Befund nach dem TESPА-Modell als auch nach dem Experiment entweder noch gar nicht (TESPА-Rechnung) oder doch nur geringfügig im Bereich weniger Zehntelprozent zu finden sind (Experiment). Die Abweichungen könnten zweierlei Ursachen haben:

- Die Versuchsdurchführung entsprach in wesentlichen Punkten nicht den Versuchsbedingungen, wie sie zur Entwicklung, bzw. Verifikation der Modelle benutzt wurden.
- Die Modelle sind mit dem Programm TESPА nur bedingt verträglich, weil die Rückwirkungen der Programme, für die die Dehnansätze entwickelt wurden, hier fehlen.

Ob nun die erste, die zweite oder gar beide Vermutungen für die Abweichungen ursächlich sind, war in der zur Verfügung stehenden Zeit noch nicht zu klären, soll aber zu einem späteren Zeitpunkt untersucht werden.

### 3.2 Verifikation der gekoppelten TESPAs-Modelle an In-pile-Versuchen

#### 3.2.1 Die In-pile-Versuche des PNS

Da TESPAs vor allem im Genehmigungsverfahren Einsatz findet, erschienen wegen der nuklearen Randbedingungen die In-pile-Experimente des PNS /22/ für Verifikationsrechnungen besonders geeignet. Allerdings legt die nukleare Umgebung der Meßwerterfassung gewisse Beschränkungen auf; das gilt insbesondere für die hydraulischen Randbedingungen dieser Experimente. Da die Gutachter aber auch im Genehmigungsverfahren mit derartigen Unsicherheiten rechnen mußten, erschien die Nachrechnung von In-pile-Experimenten als ein nützlicher Test für die Brauchbarkeit von TESPAs.

Zur Erleichterung des Verständnisses der unten aufgeführten Meßdaten wird der Versuchsablauf kurz beschrieben:

Der In-pile-Versuch beginnt mit einigen Stunden Stationärbetrieb des Kreislaufes und des Reaktors. Der Kreislauf wird dabei mit folgenden Daten betrieben:

Massenstrom:	100 - 140 kg/h
Druck:	60 bar
Dampf-temperatur am Eintritt zur Teststrecke:	280 - 340 °C

Während dieses Stationärbetriebes erfolgen u.a. Messungen der Flußdichteprofile in benachbarten Positionen zur reaktorphysikalischen Bestimmung der Prüflingsleistung. Auch der Innendruck wird erst in dieser Phase endgültig eingestellt.

Zur Auslösung der Transiente wird bei konstanter Reaktor- und damit auch Prüflingsleistung das Absperrventil Ve 108 geschlossen und gleichzeitig das Entspannventil Ve 128 (s. Bild 3-12) geöffnet. Damit wird der Kühldampfstrom unterbrochen - die Temperatur des Prüflings steigt an (s. Bild 3-13). Gleichzeitig sinkt der Druck im Kühlkanal rasch ab, da Ent- hitzer, Kondensator und Abgassystem weiterarbeiten.

Unabhängig davon, ob der Prüfling im Verlauf der Transiente platzt oder nicht, wird bei einer vorher bestimmten Hülltemperatur ( $\sim 920$  °C) die Prüflingsleistung durch Reaktorscram praktisch abgeschaltet: Die Hülltemperatur beginnt langsam zu sinken. Nach Erreichen einer weiteren Temperaturmarke ( $\sim 740$  °C) wird der Kühldampfstrom wieder eingeschaltet; die Hülltemperatur sinkt schnell ab, ähnlich wie beim Abschrecken (Quenching) durch Flutung im wirklichen Reaktor. Die beiden erwähnten Temperaturmarken ergeben sich aus dem angestrebten Referenztemperaturverlauf.

Die nuklearen Prüflinge entsprechen in ihren radialen Abmessungen den Brennstäben deutscher DWR, die Länge der Prüflinge ist verkürzt auf 500 mm aktive Zone. Bild 3-14 zeigt eine vereinfachte Darstellung des Prüflings in der Teststrecke.

Die wichtigsten Prüflingsdaten sind in Tab. 3-3 zusammengestellt, es handelt sich hier um die Sollwerte des kalten, unbestrahlten Stabs. Die Ist-Werte der Hüllrohr- und Pelletabmessungen wurden im Verlauf der Fertigung festgehalten.

### 3.2.2 Verifikationsrechnung für In-pile-Versuch A.1.1

Für eine erste Verifikationsanalyse mit TESPА wurde das In-pile-Experiment A.1.1 herangezogen /23/. Diese Arbeiten sind von Keusenhoff im Frühjahr 1978 durchgeführt und in /2/ dokumentiert worden.

In Bild 3-9 ist der gemessene Temperaturverlauf in den 5 axialen Meßebenen wiedergegeben. Die Kurven wurden gewonnen durch Abschalten des Kühldampfstroms bei 0 s, Abschalten der Leistung bei ca. 170 s und Wiederanschalten des Kühldampfstroms bei ca. 350 s. In den axialen Ebenen der Thermo-elemente wurden folgende Leistungen ermittelt:

Thermoelement Nr.	T 131	T 132	T 133	T 134	T 135
Leistung in W/cm	27,5	23,35	20,5	17,9	15,7

Der Innendruck wies bis zum Bersten nur geringfügige Abweichungen auf. Für die Nachrechnung wurde der Differenzdruck auf 52 bar festgelegt.

Die Berststelle lag in der axialen Höhe des Thermoelements T 131. Für die Nachrechnung wurde die entsprechende Leistung von 27,5 W/cm zugrunde gelegt. Wegen der unbekanntem Wärmeübergangsverhältnisse nach Abstellen des Kühldampfstroms mußte nun versucht werden, die Temperaturkurve von T 131 bis zum Auftreten des Hüllrohrberstens bei 78 s unter Einschluß der durch das Meßverfahren bedingten Korrekturen möglichst genau nachzubilden.

Für verschiedene Werte der Exzentrizität  $e$  wurden nun Rechnungen mit Hüllrohrdehnungen durchgeführt. Die errechneten Temperaturen sind in Bild 3-10 wiedergegeben. Als Verhältnis von mittlerer zu lokaler Dehnung an der Bruchstelle für azentrisches Dehnen ( $e = 1$ ) wurde 0,5 eingesetzt.

Bild 3-11 zeigt den Verlauf der errechneten Dehnung über der Hüllrohrtemperatur. Die Dehnung ist dabei eine lokale Dehnung an der Stelle geringsten Abstandes Hüllrohr-Pellet. Im Bild sind gleichzeitig die in TESPА benutzten Werte der

Berstdehnung einschließlich ihres Streubereiches eingetragen.

Dehngesetz und Berstkriterium entsprechen dem Stand vom Frühjahr 1978. Insbesondere wurde in der damaligen TESPVersion noch keine Rückkopplung zwischen Hüllrohrbersten und Wärmetransport berücksichtigt. Auch nach Überschreiten der oberen Berstkurve wird die Hüllrohrdehnung fortgesetzt bis zum Erreichen eines vorgegebenen Grenzwertes. In den neueren TESPVersionen stoppt die Dehnung bei Erreichen des 100 %-Berstkriteriums.

Die Nachrechnung des Versuchs ergab einen Bereich der Bersttemperatur zwischen 812 °C und 832 °C und zeigt damit eine sehr gute Übereinstimmung mit dem im Versuch ermittelten Wert von 810 °C. Die Nachrechnung erfolgte dabei mit dem gemessenen Stabinnendruck, einem mittleren Wert der Dehngeschwindigkeit und der Annahme, daß die Pellets auch bei gedehnten Hüllen an der Hülle anliegen.

Die lokale Dehnung an der Berststelle zum Berstzeitpunkt wurde zwischen 51 % und 122 % ermittelt. Die aus den Versuchsergebnissen ermittelte lokale Dehnung lag bei 124 %. Der Versuchswert liegt somit an der oberen Grenze des im Rechenprogramm TESPVersion eingegebenen Toleranzbandes der Berstdehnung.

Die Vergleichsrechnung zeigte also die Brauchbarkeit des in TESPVersion verwendeten Dehn- und Versagensmodells. Weitere Vergleichsrechnungen konnten zu einer noch besseren Anpassung der in TESPVersion verwendeten empirischen Größen an die Ergebnisse der Messungen führen.

### 3.2.3 Verifikationsrechnung für In-pile-Versuch A.2.3

Als zweites In-pile-Experiment wurde der Versuch A.2.3 zur Verifikation von TESPVersion herangezogen. Gleichzeitig wurde TESPVersion bis zum heutigen Stand (vgl. Kap. 2) weiterentwickelt.

In den Bildern 3-15 bis 3-18 sind die TESPVersion-Ergebnisse nach Stand vom September 1978 festgehalten. Wie man aus Bild 3-15 sieht, konnte der Temperaturverlauf bis ca. 60 s Problemzeit gut nachgebildet werden. Danach sinken die errechneten Temperaturen schneller ab als die gemessenen.

Der Grund hierfür ist aus den Bildern 3-17 und 3-18 zu ersehen: Die damals verwendete TESPVersion besaß noch keine Rückkopplung zwischen Berst- und Temperatur/Dehnmodell. Obwohl Bild 3-18 anzeigt, daß der Stab mit Sicherheit bei ca. 45 % Dehnung geborsten ist, werden im weiteren Verlauf der Transiente noch größere Dehnungen errechnet. Demzufolge sinkt auch die Wärmeübergangszahl im Spalt weiter ab (Bild 3-16), was letztendlich zu einem Absinken der Hüllentemperatur führt. Die Temperaturanalysen sind also nur bis



zum Berstzeitpunkt ohne diese Ungenauigkeit. Wie Bild 3-18 zeigt, konnte jedoch die gemessene Berstdehnung bereits sehr gut vorausgesagt werden.

Durch statistische Auswertung zahlreicher Versuche wurde 1978 ein probabilistisches Berstkriterium entwickelt und in TESPAs implementiert. Außerdem wurde die oben angesprochene Kopplung der Temperatur-, Dehn- und Berstmodulen vollzogen. Die TESPAs-Version 78/5 weist erstmals diese Verbesserungen auf. In den Bildern 3-19 bis 3-22 sind Rechnungen für das In-pile-Experiment A.2.3 mit dieser TESPAs-Version dokumentiert.

Wie man Bild 3-19 entnehmen kann, wurde eine noch bessere Annäherung an die experimentellen Temperaturen erreicht. Da die Dehnung nunmehr bei Erreichen des 100 % Berstkriteriums stoppt (Bild 3-20 und 3-22), bleibt die Hüllrohrtemperatur nach dem Bersten höher als in der ersten Verifikationsrechnung. Der Einfluß des Parameters  $\nu$  auf die Temperatur ist nahezu bedeutungslos, da er nur in die Berechnung der Hüllrohrwandstärke eingeht (Das Berstkriterium ist ein Dehnungs- und kein Spannungskriterium!).

Trotz der geringen Temperaturunterschiede in den drei analytischen Kurven ergeben sich in den erreichbaren maximalen örtlichen Dehnungen (Bild 3-20) doch erhebliche Unterschiede. Diese resultieren aus einer starken Temperaturempfindlichkeit der Dehngeschwindigkeit und der Berstdehnungen. Bei den mittleren Berstdehnungen (Bild 3-22) ist dieser Unterschied nicht ganz so gravierend. Dennoch sollte bei der Planung zukünftiger analytischer und experimenteller Anstrengungen im Auge behalten werden, daß die Genauigkeiten bei der Temperaturbestimmung und bei der Ermittlung von Dehn- und Berstgesetzen in etwa gleicher Größenordnung bleiben: Eine immer weitergehende Verfeinerung der Dehn- und Berstgesetze bringt solange keinen wesentlichen Gewinn an sicherheitsrelevanter Vorhersagegenauigkeit für die Dehnungen, als die Temperaturtransienten bei einem Störfall noch mit größeren Unsicherheiten behaftet sind.

Eine dritte Verifikationsrechnung zum gleichen In-pile-Versuch (Bild 3-23 bis 3-26) mit der TESPAs-Version 79/2 zeigt nur geringe Unterschiede zur vorherigen. Hier wurde versucht, den verbesserten Wärmeübergang beim Aufplatzen des Hüllrohres zu simulieren. Wie man aus Bild 3-23 sieht, ergibt sich hieraus nur eine leichte Dämpfung der Temperaturen zwischen 50 und 60 Sekunden Problemzeit. Die Dehnkurven und die Berstdehnungen bleiben dagegen nahezu unverändert.

In den beiden letzten Verifikationsrechnungen lagen die gemessenen Berstdehnungen im oberen Bereich des Streubandes der Analysen. Hier macht sich eine Systemeigenart der In-pile-Versuche bemerkbar, auf die später noch näher eingegangen wird (Dämpfung azimuthaler Temperaturunterschiede durch das Dampfführungsrohr).

Für die letzte Verifikationsrechnung seien einige charakteristische Zahlenwerte aus Messung und Rechnung gegenübergestellt (s. Tabelle 3-4). Bei den experimentellen Ergebnissen ist zu beachten, daß die zerstörenden Nachuntersuchungen /25/ teilweise zu etwas anderen Werten führen als die Messungen im Versuch /24/; außerdem liegen die Meßstellen nicht genau an der Berststelle, so daß Korrekturen erforderlich werden, um die genauen Versuchsbedingungen an der Berststelle zu erhalten. Im Versuch A.2.3 lag die Berststelle kurz vor dem Thermoelement T 131.

Der Vergleich analytischer und experimenteller Werte in Tabelle 3-4 zeigt, daß mit Ausnahme des Berstzeitpunktes alle analytischen Werte im Streuband der Messungen liegen, bzw. sich mit diesem überlappen. Die Rechnung sagt Bersten zwischen 40.1 und 51.8 Sekunden voraus, gemessen wurden 55.3 Sekunden. Der Grund hierfür kann nur in einer Unterschätzung der Temperaturen liegen (bei  $T > 900$  °C steigt die Berstdehnung mit wachsender Temperatur) oder an zu hohen analytischen Dehngeschwindigkeiten oder an einem unpräzisen Berstkriterium.

Der Autor räumt Letzterem die größere Wahrscheinlichkeit ein, da die Bedingungen des Versuchsstabes im In-pile-Experiment nicht voll reaktorrepräsentativ sind: Durch die Einbringung des Prüflings in den Versuchseinsatz mit innerem und äußerem Dampfführungrohr werden die Wärmetransportbedingungen an der Hüllenaußenoberfläche vergleichmäßig, so daß das "untere" Berstkriterium nicht voll anwendbar ist, welches für Wärmetransportbedingungen mit starken azimuthalen Variationen gilt. Es ist also im Versuch eine Tendenz zu höheren Berstdehnungen und damit späteren Berstzeitpunkten zu erwarten, was sich auch bestätigt hat, wie Tabelle 3-4 verdeutlicht. Insgesamt betrachtet kann jedoch die Verifikationsrechnung zum Versuch A. 2.3 als sehr erfolgreich angesehen werden, da vor allem die sicherheitsrelevanten Hüllrohrdehnungen bei Messung und Rechnung keine Widersprüche aufzeigten.

#### 4. FOLGERUNGEN

Aufgrund der zahlreichen Vergleichsrechnungen zu Experimenten konnten die Dehn- und Berstmodelle in TESPAs bis zum in Kap. 2 beschriebenen Stand entwickelt und auch verifiziert werden. Beide Modelle bedürfen der ständigen Anpassung an neue experimentelle Ergebnisse. Insbesondere ist zu überlegen, wie neue Erkenntnisse aus den Bündelexperimenten in Form einfacher Ansätze zu den Interaktionsmechanismen in TESPAs einfließen können. Eine Weiterentwicklung der probabilistischen Aussagefähigkeiten von TESPAs ist ebenfalls eine Hauptaufgabe für die nächste Zeit.

Trotz dieser Erfordernisse ist TESPAs schon jetzt in der Lage, schnelle gekoppelte Dehnungs- und Temperaturanalysen für kritische Stellen im Reaktorkern durchzuführen. Die Einfachheit der Modelle empfiehlt in Einzelfällen Kontrollrechnungen mit detaillierteren Codes wie z.B. SSYST. Für umfangreiche Parameterstudien, wie sie u.a. im Rahmen coreweiter probabilistischer Analysen erforderlich sind, verbleibt jedoch für TESPAs ein breites Feld sinnvoller Anwendungsmöglichkeiten.

LITERATUR

- /1/ Keusenhoff J.  
Wahrscheinlichkeitsbehaftete Temperaturanalyse.  
Eine Untersuchung von maximaler Heißstabtemperatur,  
der Integrität des Kerns eines DWR und des Einflusses  
gedehnter Hüllen auf seine Kühlbarkeit mit Hilfe  
probabilistischer Methoden  
GRS-A-67 (Dezember 1977)
- /2/ Keusenhoff J.  
Verifizierung des Rechenprogramms TESPAn an  
In-pile-Versuchen des PNS  
GRS-A-130 (April 1978)
- /3/ Höfler A, A.K. Chakraborty  
Probabilistische Berstkriterien für Parameter-  
studien an Brennstabhüllrohren im Kühlmittelverlust-  
störfall  
GRS-A-204 (September 1978)
- /4/ Höfler A.  
Vergleich der Modelle für Hüllrohrbelastung und  
-verformung der transienten Brennstabverhaltenscodes  
FRAP-T und SSYST  
GRS-A-230 (Dezember 1978)
- /5/ Baker Jr. L.R. und L.C. Just  
Studies of Metal-Water-Reaktionen at High  
Temperatures, ANL-6548, May 1972
- /6/ Dougall R.S., W.M. Rohsenow  
Film boiling on the Inside of Vertical Tubes with  
Upward Flow of the Fluid at Low Qualities  
MIT-TR 9079-26 (1963)
- /7/ Farman R.F., J.O. Cermak  
Post DNB Heat Transfer During Blowdown  
WCAP-9005, December 1969
- /8/ Eligot MC, Magee, Leppert  
Effect of Large Temperature Gradients on Convective  
Heat Transfer. The Downstream Region  
Journal of Heat Transfer, Febr. 1965, S. 67-76
- /9/ Hausen H.  
Darstellung des Wärmeübergangs in Rohren durch  
verallgemeinerte Potenzbeziehungen  
VDI Zeitschrift (1943)

- /10/ Groeneveld D.C.  
An Investigation of Heat Transfer in the Liquid  
Deficient Regime  
AECL-3281 (Dec. 1968, Rev. August 1969)
- /11/ Raff S.  
Entwicklung eines Zry-Deformationsmodells (DEM0D)  
PNS-Nr. 225/78 (1978)
- /12/ Chapman R.H.  
Preliminary Multirod Burst Test Program Results  
and Implications of Interest to Reactor Safety  
Evaluations  
ORNL Paper, Presented at the Sixth Water Reactor  
Safety Information Meeting  
Nov. 6-9 (1978), Gaithersburg, Maryland
- /13/ Erbacher F. et al.  
Deformation Mechanism of Zircaloy Fuel Claddings  
in a LOCA and Interaction with the Emergency Core  
Cooling  
KFK Paper, Presented for the European Nuclear Confe-  
rence  
May 6-11 (1979) Hamburg
- /14/ Karb E.H.  
Results of the FRZ Nuclear Tests on the  
Behaviour of Zircaloy Clad Fuel Rods  
KFK Paper, Presented at the Sixth Water Reactor Safety-  
Information Meeting  
Nov. 6-9 (1978) Gaithersburg, Maryland
- /15/ Lorenz R.A., G.W. Parker  
Final Report of the Second Fuel Rod Failure Transient  
Test of a Zircaloy-Clad Fuel Rod Cluster in TREAT  
ORNL 4710 (1972)
- /16/ Chakraborty A.  
Einfluß der größer werdenden Spaltbreite auf die  
Spaltwärmeleitfähigkeit  
Interne Mitteilung vom 9.2.1979
- /17/ Lanning D.D., CR. Hann  
Review of Methods Applicable to the Calculation of  
Gap Conductance in Zircaloy - Clad UO<sub>2</sub> Fuel Rods  
BNWL-1894 (April 1975)
- /18/ Chakraborty A.  
Hüllrohrdehnung bei hohen Temperaturen während des  
Kühlmittelverluststörfalls  
GRS-A-312 (Juni 1979)

- /19/ Zipper R.  
Verifikation eines Programms zur gekoppelten Temperatur- und Dehnungsanalyse anhand ausgesuchter Brennstabverhaltensexperimente  
Diplomarbeit an der Ruhruniversität Bochum  
(Oktober 1979)
- /20/ Mohr C.L. et al.  
Transient deformation properties of zircaloy for LOCA Simulation  
EPRI-NP-526, Vol. 5 (December 1978)
- /21/ Erbacher F. et al.  
Interaction between thermohydraulics and fuel clad ballooning in a LOCA  
Paper, prepared for the 6th WRSRI-Meeting  
Gaithersburg, MD (November 1978)
- /22/ Karb E., L. Sepold  
In-pile-Experimente zur Untersuchung des Brennstabversagens  
KfK 2101 (1974)
- /23/ Karb E. et al.  
Teilbericht über Nuklearversuch A 1.1  
PNS 160/77 (Juni 1977)
- /24/ Karb E. et al.  
In-pile-Experimente zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverluststörfall  
Teilbericht I über Nuklearversuch A 2.3
- /25/ Hofmann P. et al.  
Teilbericht über Nuklear-Versuche A 2.3;  
Ergebnisse der zerstörenden Nachuntersuchung  
IMF Nr. 327/78 (Januar 1978)

6. TABELLEN

Seite

<u>Tabelle 3-1:</u>	Faktor für die Aufheizgeschwindigkeit TRHR in Abhängigkeit von der Aufheizge- schwindigkeit HR im neuen TESPА-Dehnmodell .	29
<u>Tabelle 3-2:</u>	Experimentelle und analytische Ergebnisse der TESPА-Verifikationsrechnung . . . . .	30
<u>Tabelle 3-3:</u>	Prüflingsdaten: Sollwerte unbestrahlter Stäbe . . . . .	32
<u>Tabelle 3-4:</u>	Experimentelle und analytische Ergebnisse zum In-pile-Versuch A.2.3 . . . . .	33

Tabelle 3-1: Faktor für die Aufheizgeschwindigkeit TRHR  
in Abhängigkeit von der Aufheizgeschwindigkeit  
HR im neuen TESPА-Dehnmodell

TRHR	HR /K.s <sup>-1</sup> /
1.0	0.0
2.5	6.0
4.0	17.0
8.0	53.0



Tabelle 3-2: Experimentelle und analytische Ergebnisse der TESPA-Verifikationsrechnung

EPRI-Versuch\_309

t /s/	0	1.0	2.0	3.0	4.0	5.0
$\epsilon_{Ex}$	0.0025	0.0025	0.0025	0.003	0.0035	0.004
$\epsilon_R$	0.002	0.002	0.002	0.002	0.003	0.003
	6.0	7.0	8.0	9.0	10.0	11.0
	0.0048	0.0052	0.006	0.0076	0.0087	0.0094
	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.005
						0.015

EPRI-Versuch\_325

t /s/	0.0	30.0	70.0	120.0	160.0	190.0
$\epsilon_{Ex}$	0.005	0.005	0.006	0.007	0.009	0.010
$\epsilon_R$	0.005	0.005	0.005	0.005	0.005	0.006
	220.0	230.0	240.0	250.0	260.0	270.0
	0.014	0.015	0.016	0.017	0.019	0.021
	0.009	0.010	0.013	0.016	0.021	0.027
						0.037
	290.0	300.0				
	0.032	0.042				
	0.052	0.074				

$\epsilon_{Ex}$  = experimentelle Dehnung  
 $\epsilon_R$  = Dehnung, errechnet mit TESPA

Fortsetzung von Tabelle 3-2

PNS-Versuch 62

t /s/	0.0	14.0	17.0	23.0	24.0	25.0	26.0
$\epsilon_{E_x}$	0.005	0.013	0.022	0.023	0.033	0.040	0.049
$\epsilon_R$	0.005	0.007	0.009	0.021	0.026	0.033	0.042
t /s/	26.5	27.0	27.5	28.5	29.0	30.0	
$\epsilon_{E_x}$	0.059	0.067	0.077	0.089	0.189	0.110	
$\epsilon_R$	0.047	0.054	0.061	0.080	0.091	0.121	

PNS-Versuch 69

t /s/	0.0	100.0	105.0	107.0	111.0	115.0	118.0	
$\epsilon_{E_x}$	0.000	0.000	0.020	0.020	0.000	0.050	0.010	
$\epsilon_R$	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.004	
t /s/	120.0	122.0	125.0	126.0	128.0	130.0	131.0	132.0
$\epsilon_{E_x}$	0.050	0.060	0.050	0.055	0.080	0.120	0.170	0.340
$\epsilon_R$	0.006	0.012	0.033	0.048	0.101	0.224	0.292	0.352

Tabelle 3-3: Prüflingsdaten: Sollwerte unbestrahlter Stäbe

Hülle			Zry-4
Durchmesser außen	mm	10,75 ± 0,05	
innen	mm	9,3 ± 0,04	
Wandstärke	mm	0,725	
Länge zwischen den Endstopfen	mm	880	
Brennstoff			UO <sub>2</sub>
U 235-Gehalt: aktive Zone	%	4,7	
Endpellets	%	0,3	
Dichte	g/cm <sup>3</sup>	10,35 (94,4 % T.D.)	
UO <sub>2</sub> -Pellets			1) 3)
Durchmesser	mm	9,11 ± 0,01 / 9,15 ± 0,	
Länge	mm	11 ± 1,0	
Säulenhöhe aktive Zone	mm	500 ± 5,5	
Endpellets	je 1	Stück beidseitig aktiver Zone	
Dishing aktive Zone		beidseitig	
Endpellets		einseitig	
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -Isolierpellets			
Durchmesser	mm	9,15 - 0,01	
Länge	mm	8,0 ± 0,2	
3 Stück an jeder Seite der UO <sub>2</sub> -Säule			
Freie Gasvolumen			
Dishing gesamt	cm <sup>3</sup>	0,73 - 0,78	
Spalt Hülle/Brennstoff	cm <sup>3</sup>	1,57 <sup>1)</sup> / 1,24 <sup>2)</sup>	
Plenum (abzüglich Feder)	cm <sup>3</sup>	15,87	
Endstopfen, Kapillare, Druckaufnehmer	cm <sup>3</sup>	12,30	

1) für diametrales Einfüllspiel "l"

2) für diametrales Einfüllspiel "s"

3) alle Endpellets

Tabelle 3-4: Experimentelle und analytische Ergebnisse zum  
In-pile-Versuch A.2.3

	Experiment	
Messungen nach /24/	Messungen nach /25/	Rechnung mit TESPА
1. <u>Bersttemperatur:</u> 1015 °C	880 °C - 940 °C	888 °C - 925 °C
2. <u>Berstdruck:</u> 24,7 bar	-	24,7 bar (Eingabe)
3. <u>Berstzeitpunkt:</u> 55.3 s	-	(40.1 - 51.8) s
4. <u>Berstdehnung</u> 34.7 %	(34 - 36) %	(5.7 - 38.6) %
5. <u>Exzentrizität am Riß</u>	-	0.38 (Eingabe)

7.	<u>BILDER</u>	<u>Seite</u>
Bild 2-1:	Kühlkanal und Brennstabgeometrie im Programm TESPA . . . . .	35
Bild 2-2:	Vereinfachtes Schema der Heat Transfer Logik in TESPA . . . . .	36
Bild 2-3:	Phänomene beim azentrischen Dehnen . . . . .	37
Bild 2-4:	Hüllrohrtemperatur beim 2F-Bruch mit Dehnungsmodell . . . . .	38
Bild 2-5:	2F-Bruch mit Dehnungsmodell, Spaltwärmeübergangszahl . . . . .	39
Bild 2-6:	2F-Bruch mit Dehnung, örtliche Dehnungen . . .	40
Bild 2-7:	Berstumfangsdehnungen als Funktion der Hüllrohrtemperatur nach verschiedenen Experimenten sowie nach FRAP - T3 . . . . .	41
Bild 2-8:	Probabilistisches Berstkriterium für azentrisches Dehnen und Dehnkurve . . . . .	42
Bild 2-9:	Hüllrohrtemperatur 2F-Bruch zwischen RDB und HKP . . . . .	43
Bild 2-10:	Wärmeübergangszahl zwischen Hülle und Kühlmittel 2F-Bruch zwischen RDB und HKP . . . . .	44
Bild 2-11:	Wärmeübergangszahl im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle, 2F-Bruch zwischen RDB und HKP . . .	45
Bild 2-12:	Örtliche Dehnung als Funktion der Zeit, 2F-Bruch zwischen RDB und HKP. . . . .	46
Bild 2-13:	Analytische Dehnung und Berstdehnung als Funktionen der Temperatur, 2F-Bruch zwischen RDB und HKP . . . . .	47
Bild 2-14:	Berstdehnung, Häufigkeitsverteilung, alle Versuche . . . . .	48
Bild 2-15:	"Oberes Berstkriterium". . . . .	49
Bild 2-16:	"Unteres Berstkriterium" (azimutaler Temperaturgradient). . . . .	50
Bild 3-1:	EPRI-Versuch 5.6, örtliche Dehnung nach TESPA 79/2 . . . . .	51
Bild 3-2:	ERPI-Versuch 5.9/1, örtliche Dehnung nach TESPA 79/2 . . . . .	52
Bild 3-3:	PNS-Versuch Nr. 69, örtliche Dehnung nach TESPA 79/2 . . . . .	53

ABBILDUNGSVERZEICHNIS - Fortsetzung

	<u>Seite</u>
Bild 3-4: EPRI-Versuch 5.6, örtliche Dehnung nach dem verbesserten TESPА-Modell . . . . .	54
Bild 3-5: PNS-Versuch Nr. 62, örtliche Dehnung im Vergleich mit verschiedenen Dehnmodellen . . .	55
Bild 3-6: PNS-Versuch Nr. 69, örtliche Dehnung im Vergleich mit verschiedenen Dehnmodellen . . .	56
Bild 3-7: EPRI-Versuch 309, örtliche Dehnung nach verschiedenen Dehnmodellen . . . . .	57
Bild 3-8: EPRI-Versuch 325, örtliche Dehnung nach verschiedenen Dehnmodellen . . . . .	58
Bild 3-9: In-pile-Versuch A.1.1, gemessener und errechneter Temperaturverlauf . . . . .	59
Bild 3-10: Nachrechnung In-pile-Versuch A.1.1, Temperaturen bei verschiedenen Exzentrizitäten . . . .	60
Bild 3-11: Nachrechnung In-pile-Versuch A.1.1, berechnete und gemessene Berstdehnung . . . . .	61
Bild 3-12: In-pile-Experimente am FR2, Stark vereinfachtes Kreislaufschema . . . . .	62
Bild 3-13: In-pile-Experimente, Versuchsablauf-Schema . . . . .	63
Bild 3-14: In-pile-Versuche, Nuklear-Prüfling vereinfacht . . . . .	64
Bild 3-15: Hüllrohrtemperatur, In-pile-Versuch A.2.3 . . .	65
Bild 3-16: In-pile-Versuch A.2.3, Wärmeübergangszahl im Spalt . . . . .	66
Bild 3-17: In-pile-Versuch A.2.3, örtliche Dehnung . . .	67
Bild 3-18: In-pile-Versuch A.2.3, Dehnung als Funktion der Hüllentemperatur, geschnitten mit unterer, mittlerer und oberer Berstkurve . . . . .	68
Bild 3-19: Hüllrohrtemperatur bei 4-SIGMA-Berstkriterium In-pile-Versuch A.2.3, CONZ=0.5 TESPА-Version 78/5 . . . . .	69
Bild 3-20: In-pile-Versuch A.2.3, örtliche Dehnung . . .	70
Bild 3-21: In-pile-Versuch A.2.3, Wärmeübergangszahl im Spalt . . . . .	71

ABBILDUNGSVERZEICHNIS - Fortsetzung

	<u>Seite</u>
Bild 3-22: In-pile-Versuch A.2.3, Dehnung als Funktion der Hüllentemperatur, Berstkriterium für asymmetrisches Dehnen, 4-SIGMA-Band, TESP A 78/5 . . . . .	72
Bild 3-23: Hüllrohrtemperatur bei 4-SIGMA-Berstkriterium In-pile-Versuch A.2.3, CONZ = 0.5, TESP A-Version 79/2 . . . . .	73
Bild 3-24: In-pile-Versuch A.2.3, örtliche Dehnung, TESP A 79/2 . . . . .	74
Bild 3-25: In-pile-Versuch A.2.3, Wärmeübergangszahl im Spalt, TESP A 79/2 . . . . .	75
Bild 3-26: In-pile-Versuch A.2.3, Dehnung als Funktion der Hüllentemperatur, Berstkriterium für asymmetrisches Dehnen, 4-SIGMA-Band, TESP A 79/2 . . . . .	76

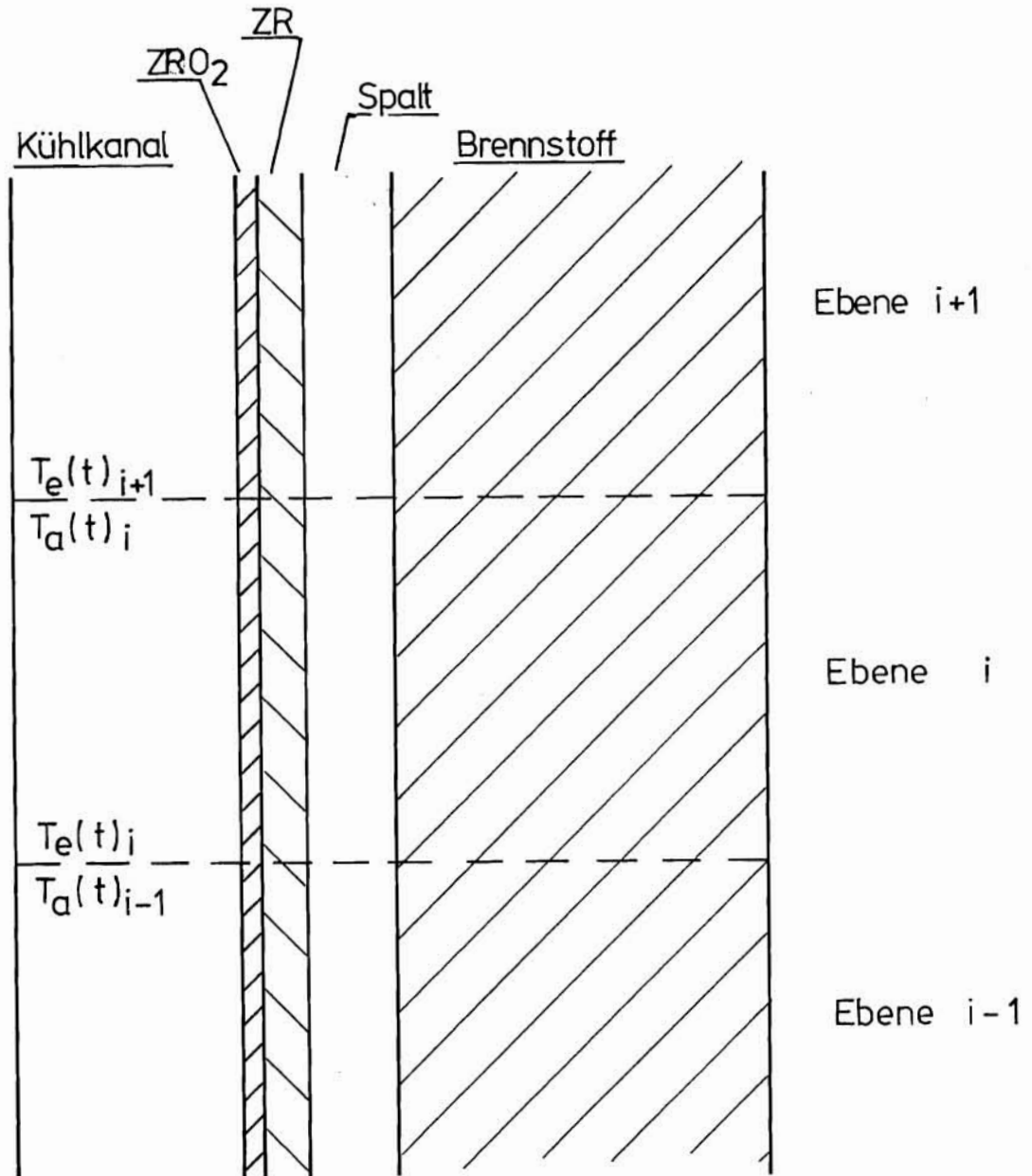


Bild 2-1: Kühlkanal und Brennstabgeometrie im Programm TESPA



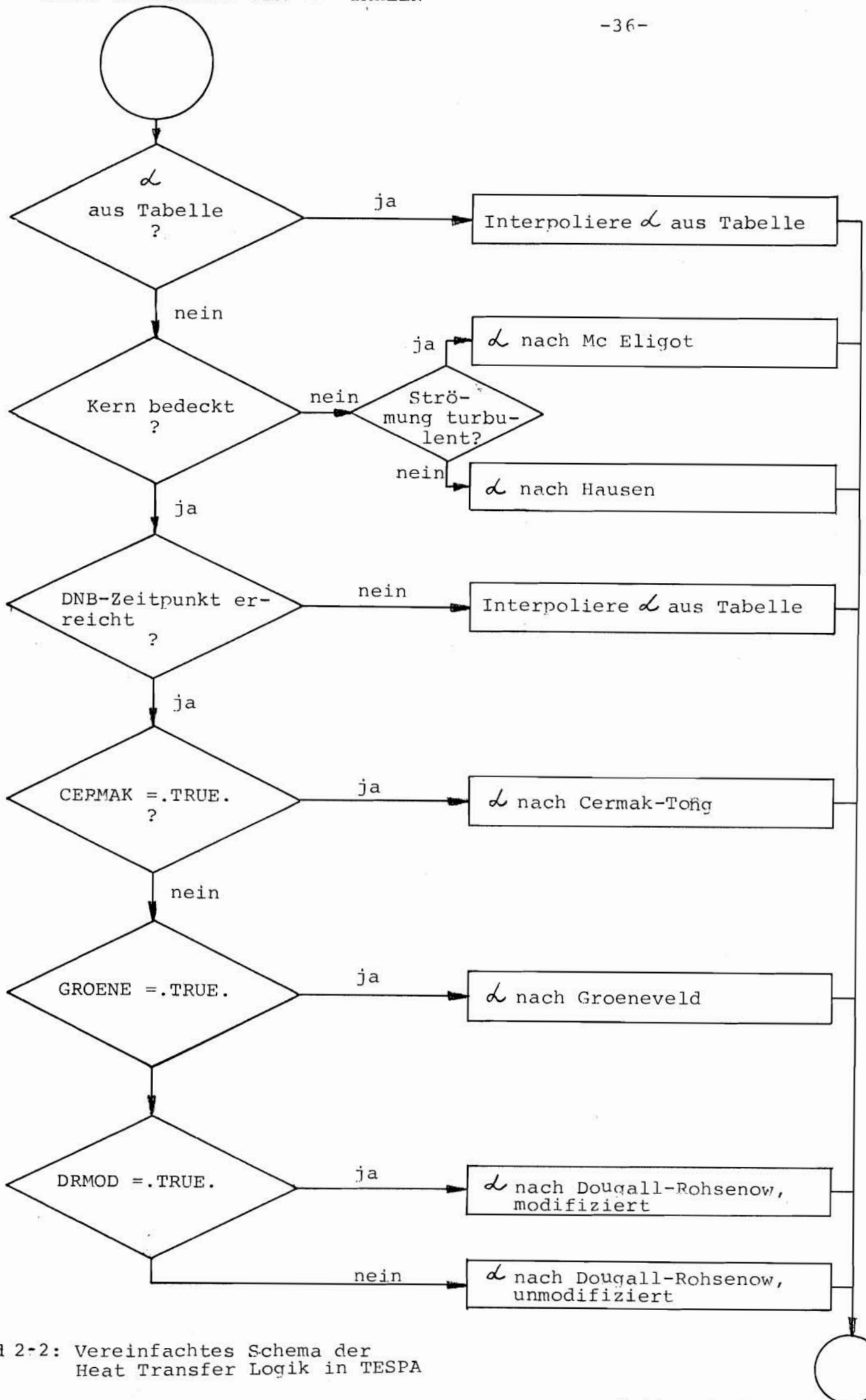


Bild 2-2: Vereinfachtes Schema der Heat Transfer Logik in TESP

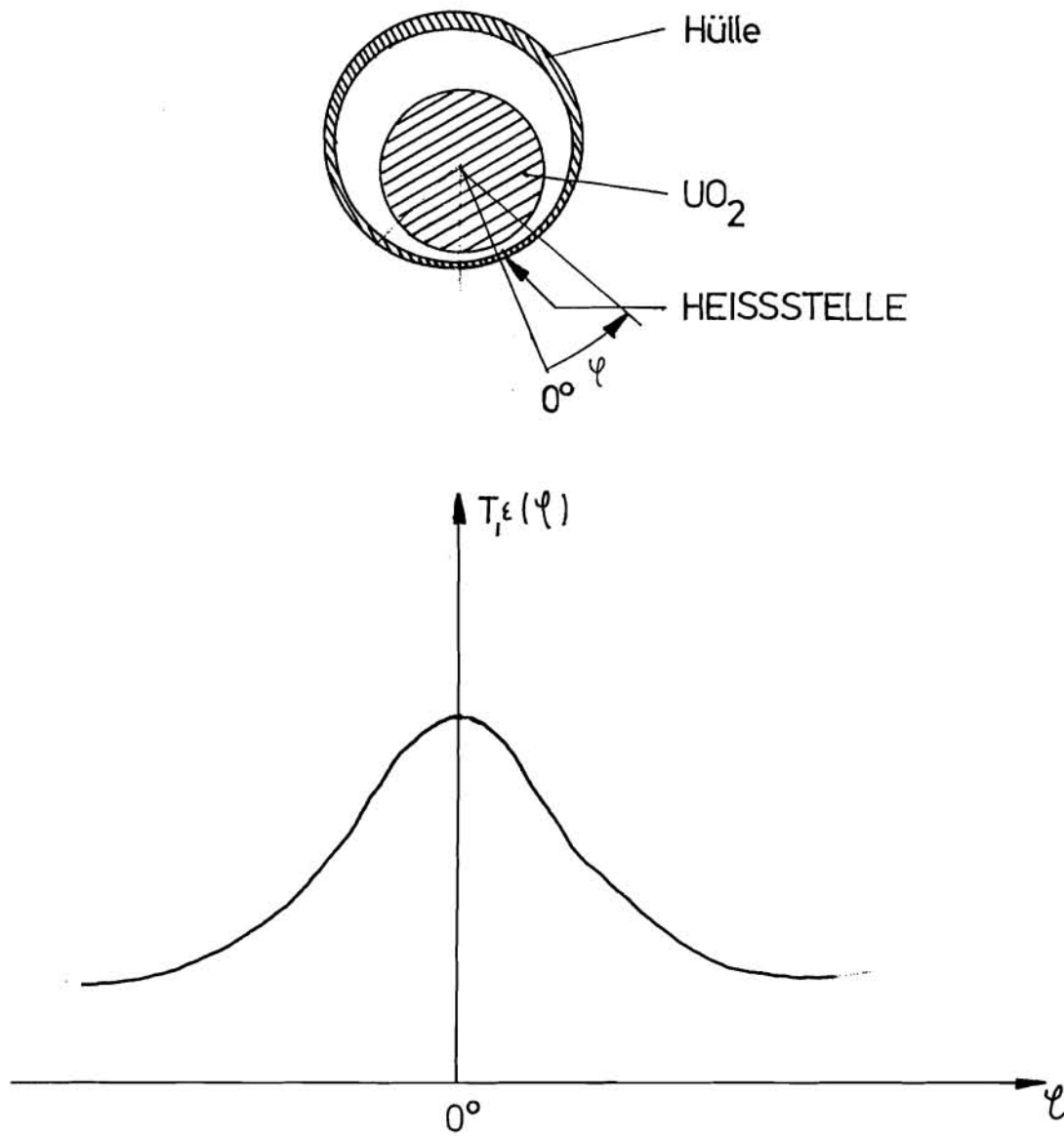
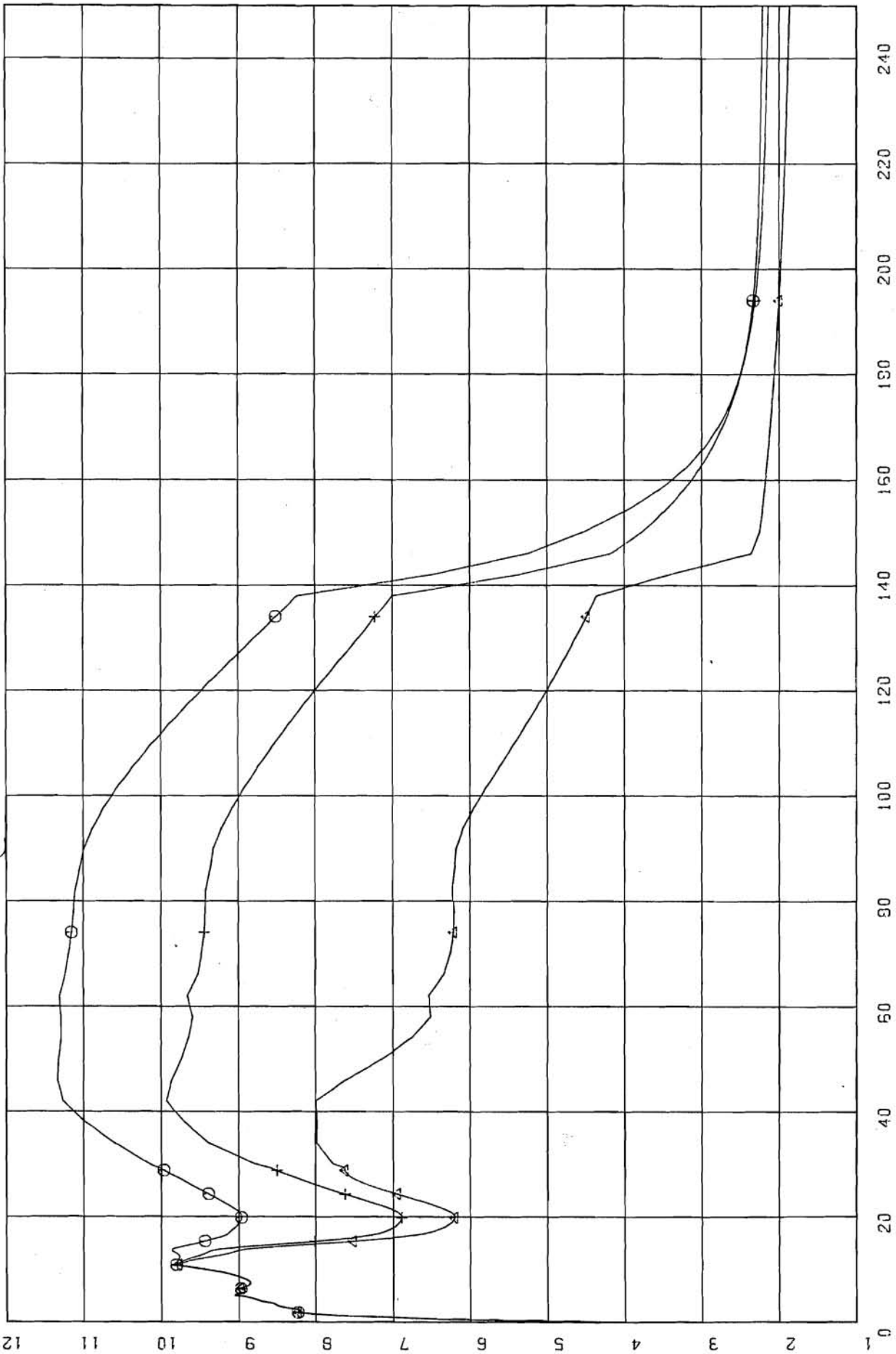


Bild 2-3: Phänomene beim azentrischen Dehnen

○ ASY. E=1

△ KONZ

+ ASY. E=0.5



ZEIT IN SEK.

Bild 2-4:  
Hüllrohrtemperatur beim 2F-Bruch  
mit Dehnungsmodell

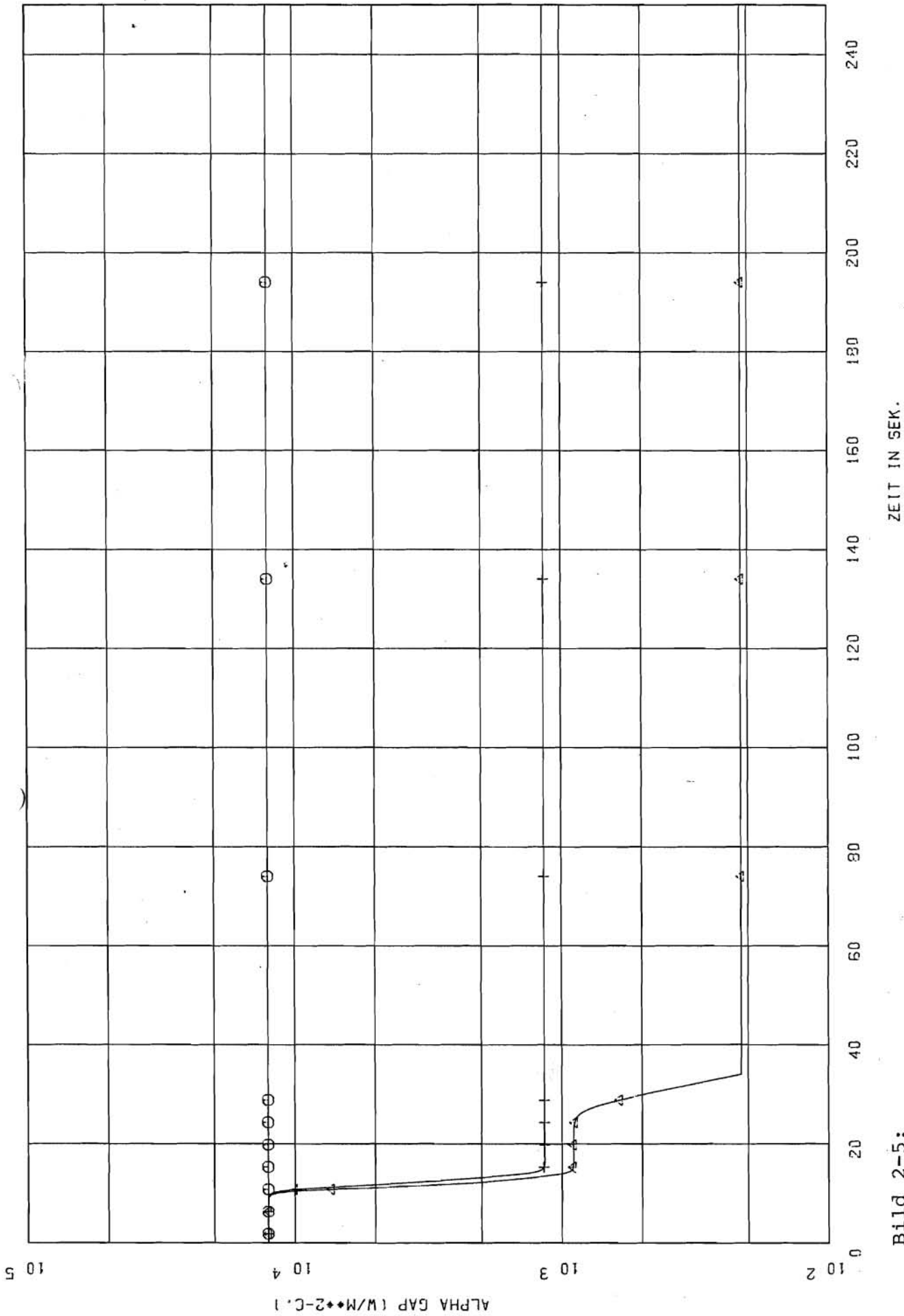
TEMP IN GRD C

♦10♦♦2

○ ASY. E=1

△ KONZ

+ ASY. E=0.5



ZEIT IN SEK.

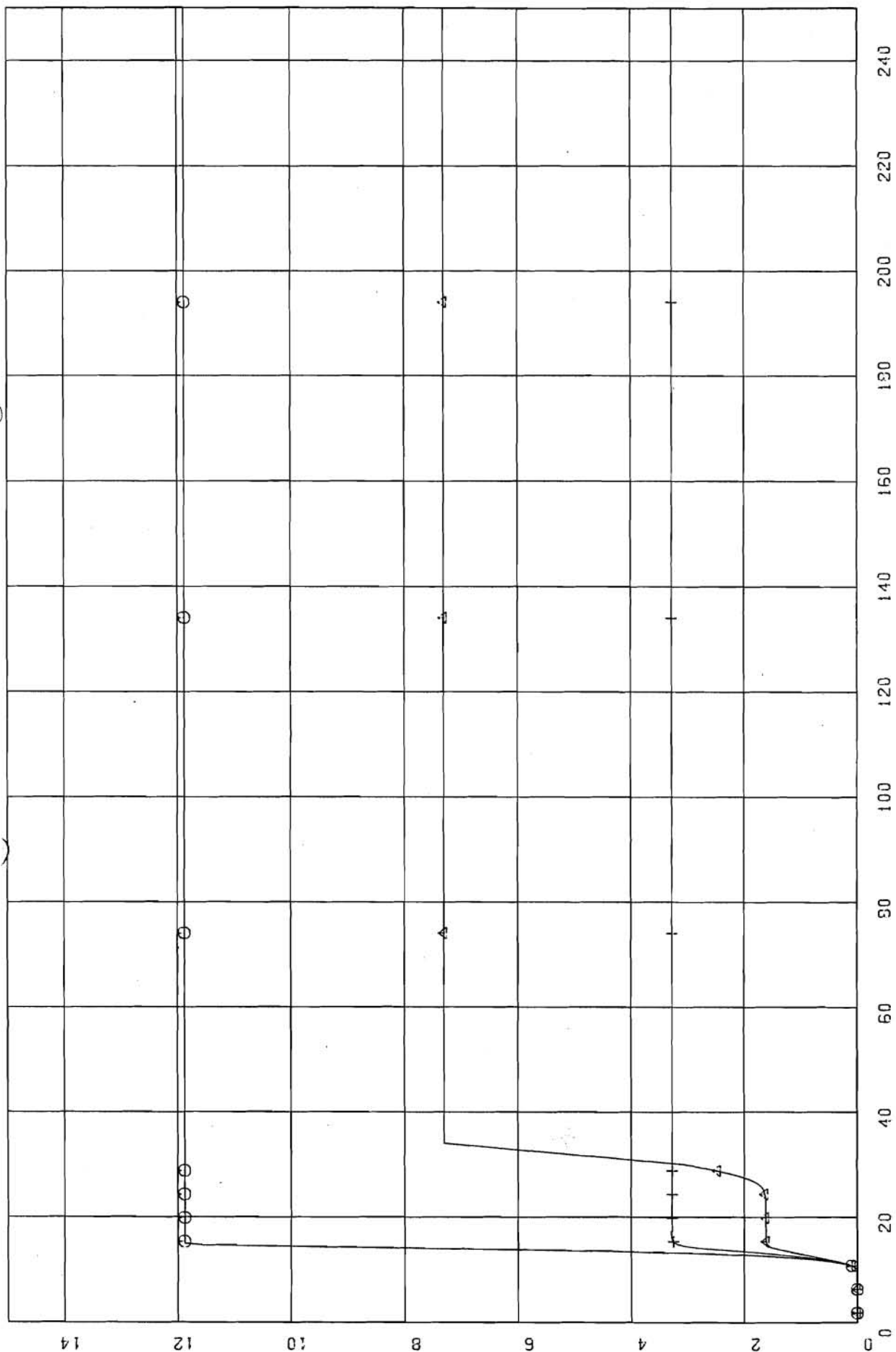
Bild 2-5:

2F-Bruch mit Dehnungsmodell, Spaltwärmeübergangszahl

○ ASY. E=1

△ KONZ

+ ASY. E=0.5



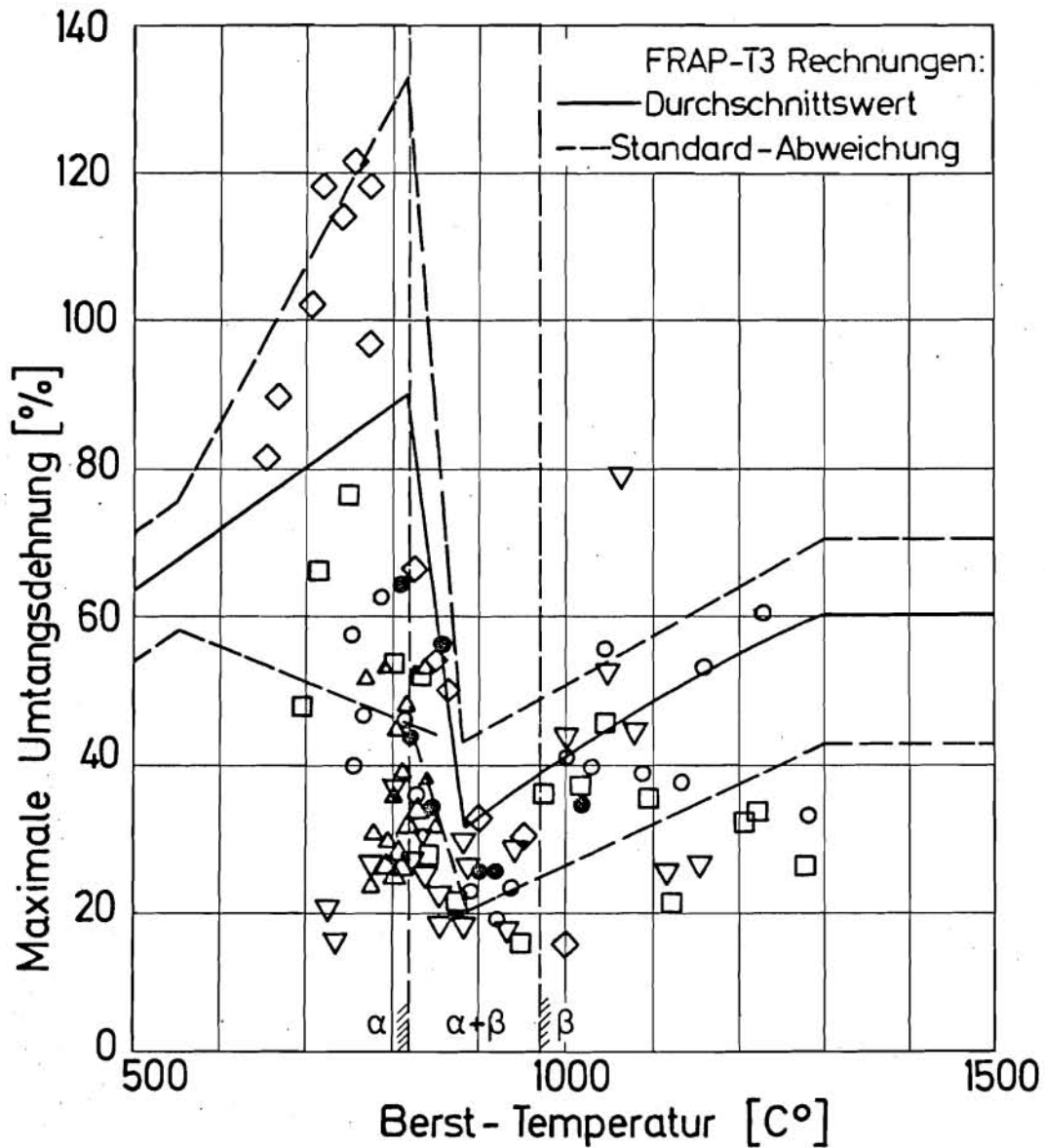
ZEIT IN SEK.

Bild 2-6:

2F-Bruch mit Dehnung, örtliche Dehnungen

örtliche DEHNUNG

\*10+-1

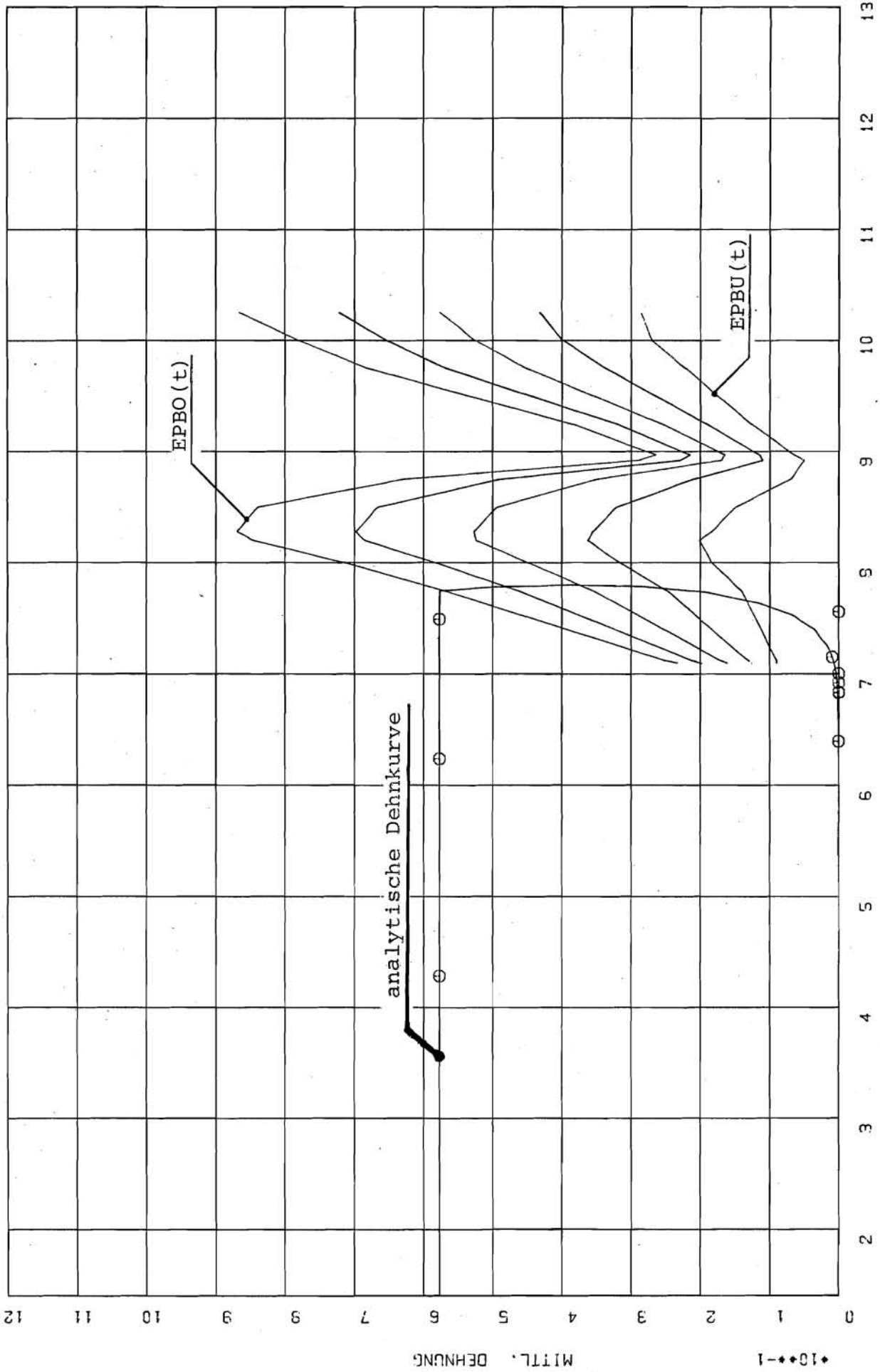


- ◇ 5K/s
  - 55 K/s, direkt beheizt, Dampf (ANL)
  - 115K/s
  - ▽ 28 K/s, innen beheizt, Dampf (ORNL)
  - △ 11K/s, innen beheizt, Luft (KfK-PNS 4238)
  - 6-19K/s in-pile, Dampf (KfK-PNS 4237)
- UNBESTRAHLTE BRENNSTÄBE

aus: P.E. Mac Donald, J.M. Broughton: Specialists' meeting Spatind  
September 1976, paper SNI 8/17

Bild 2-7:

Berstumsfangsdehnungen als Funktion der Hüllrohrtemperatur nach verschiedenen Experimenten sowie nach FRAP - T3



\*10\*\*2

TEMP. IN GRAD (C.)

FALL 1 TESPA73/2  
 2F-BRUCH ZWISCHEN RDS U. HKP.  
 ALPHAGAP:26600 W/M\*\*2 GRAD.100% AUSGANGSLEISTUNG.FG=2.5

Bild 2-8: Probabilistisches Berstkriterium für azentrisches Dehnen und Dehnkurve

FO=2.5

FO=2.2

FO=1.9

o

△

+

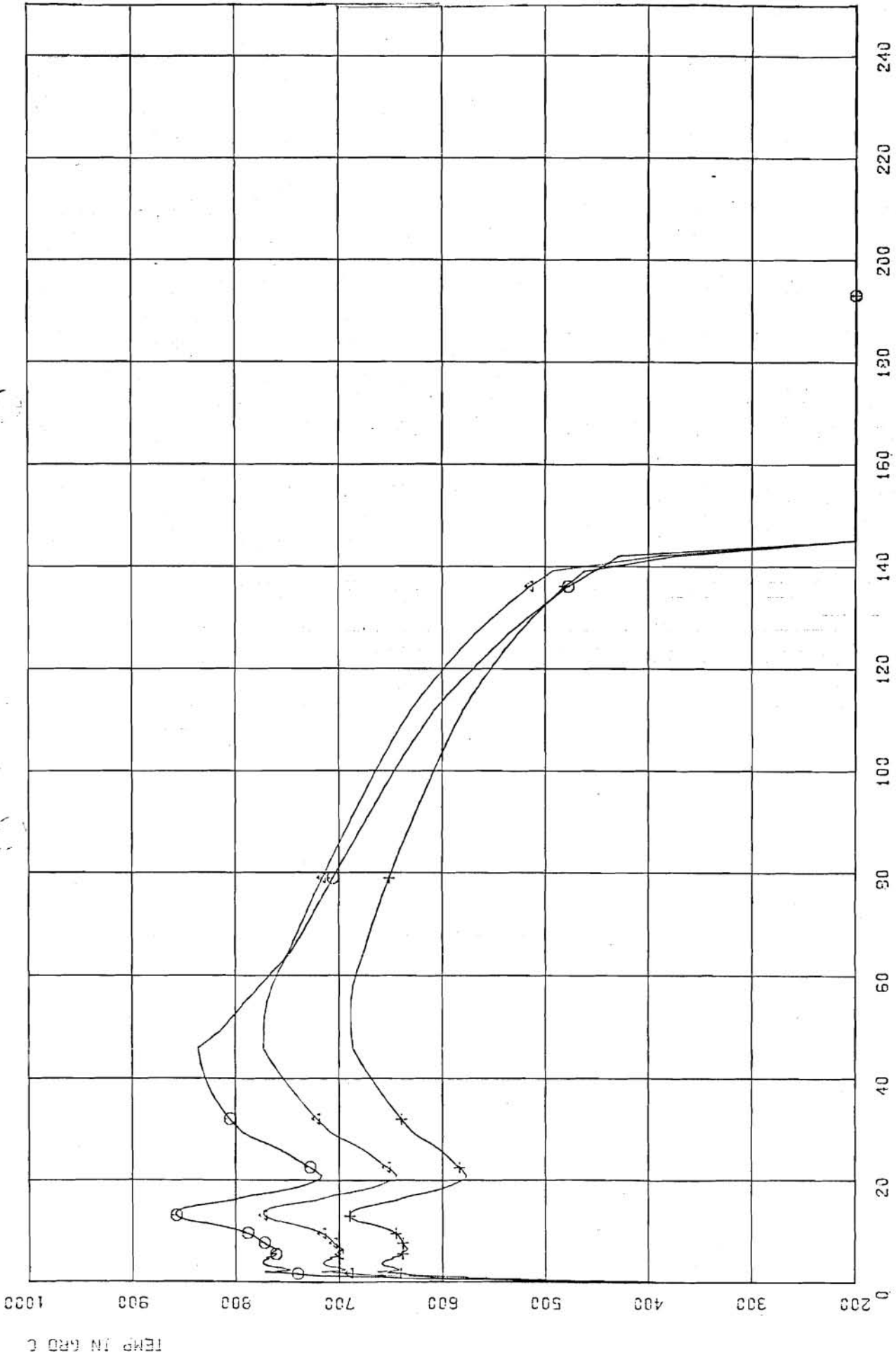


Bild 2-9:

HUELLRCHRTEMPERATUR (BEST ESTIMATE)  
 2F-GRUCH ZWISCHEN R05 U. HKP, 100% LEISTUNG, ANG\*1.0,  
 ALPHAGAP: 13660 W/M\*2 GRAD, INNENDRUCK=74 SAR



FO=2.5

FO=2.2

FO=1.9

○

△

+



Bild 2-10:

WAERMEUEBERGANGSZAHL ZWISCHEN HUELLE UND KUEHLMITTEL,  
 2F-GRUCH ZWISCHEN RO6 U. HKP, 100% LEISTUNG, ANS\*1.0,  
 ALPHAGAP: 18660 W/M\*\*2 GRAD. INNENDRUCK=74 BAR

Bild 2

WAERMEUEBERGANGSZAHL (W/(M\*\*2\*GRAD))

10 4  
10 3  
10 2  
10 1

ZEIT IN SEK. 0 20 40 60 80 100 120 140 160 180 200 220 240

FO=2.5

FO=2.2

FO=1.9

o

△

+

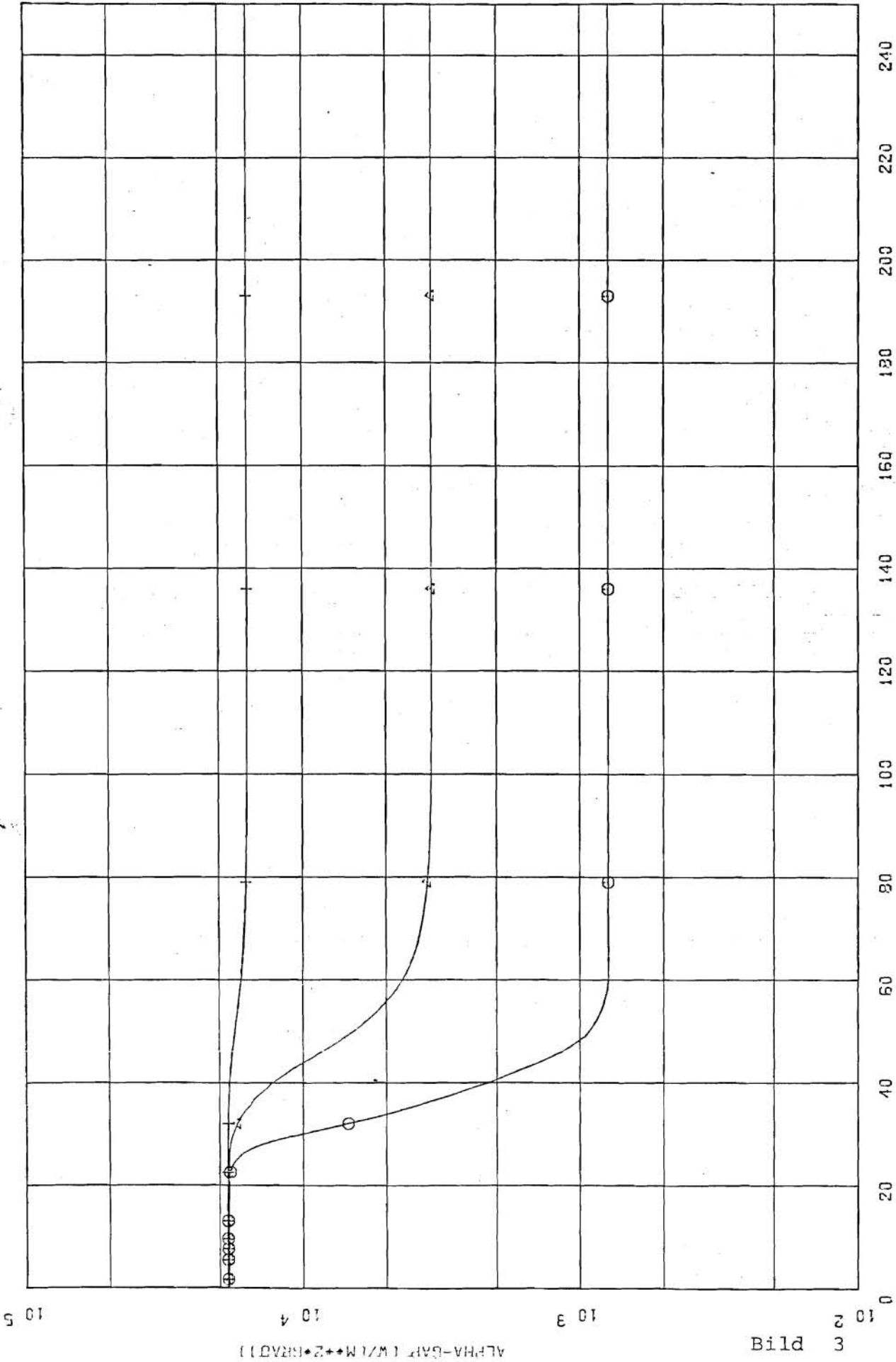


Bild 2-11:

WAERMEUEBERGANGSZAHL IM SPALT ZWISCHEN BRENNSTOFF UND HUELLE.  
 2<sup>E</sup>-BRUCH ZWISCHEN ROS U. HKP, 100% LEISTUNG, ANS\*1.0,  
 ALPHA GAP: 13660 W/M\*\*2 GRAD, INNENDRUCK=74 BAR

Bild 2

ALPHA-GARF (W/M\*\*2\*RRAD)

10 2

10 3

10 4

10 5

0

20

40

60

80

100

120

140

160

180

200

220

240

ZEIT IN SEK.

F0=2.5

F0=2.2

F0=1.9

o

△

+

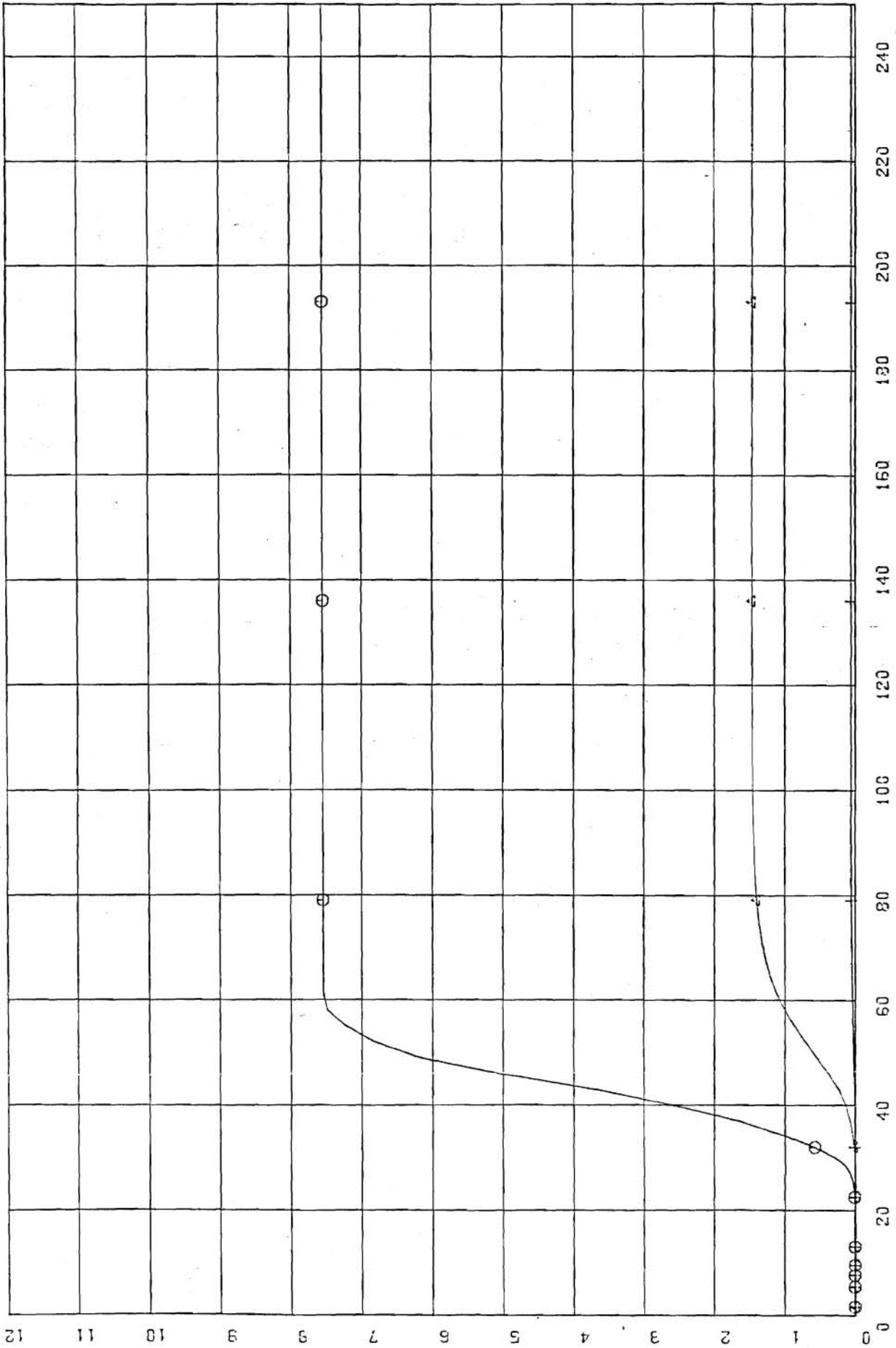


Bild 2-12:

VERTICALE DEHNUNG ALS FUNKTION DER ZEIT  
 2F-BRUCH ZWISCHEN RDS U. HKP, 100% LEISTUNG, ANG=1.0,  
 ALPHASAP: 13660 W/M\*\*2 GRAD. INNENDRUCK=74 BAR

VERTICALE DEHNUNG

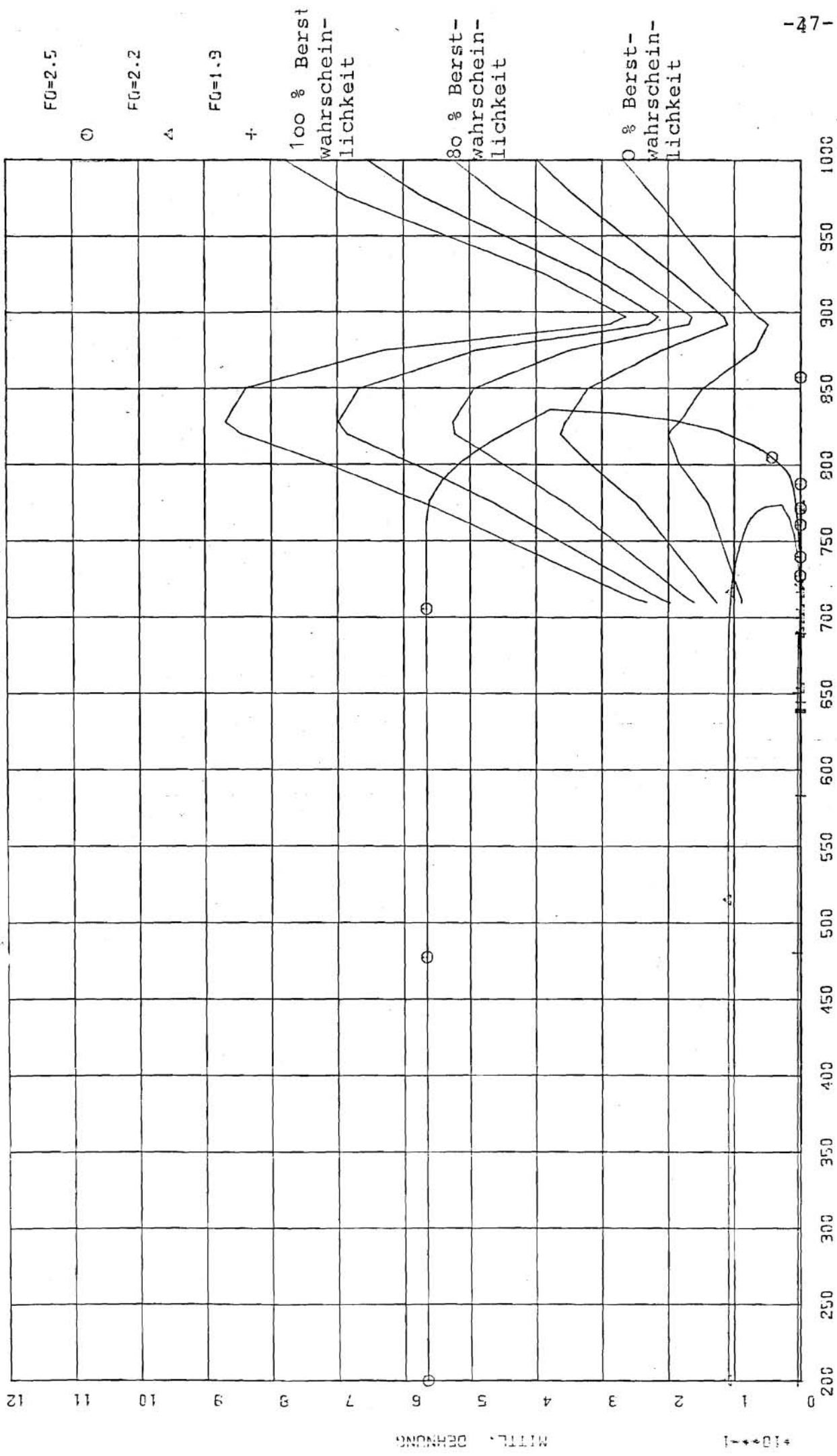
+10+-1

2000

CHIMIA

WILHELM

7 Bild



FO=2.5

○

FO=2.2

△

FO=1.9

+

100 % Berst-  
wahrschein-  
lichkeit

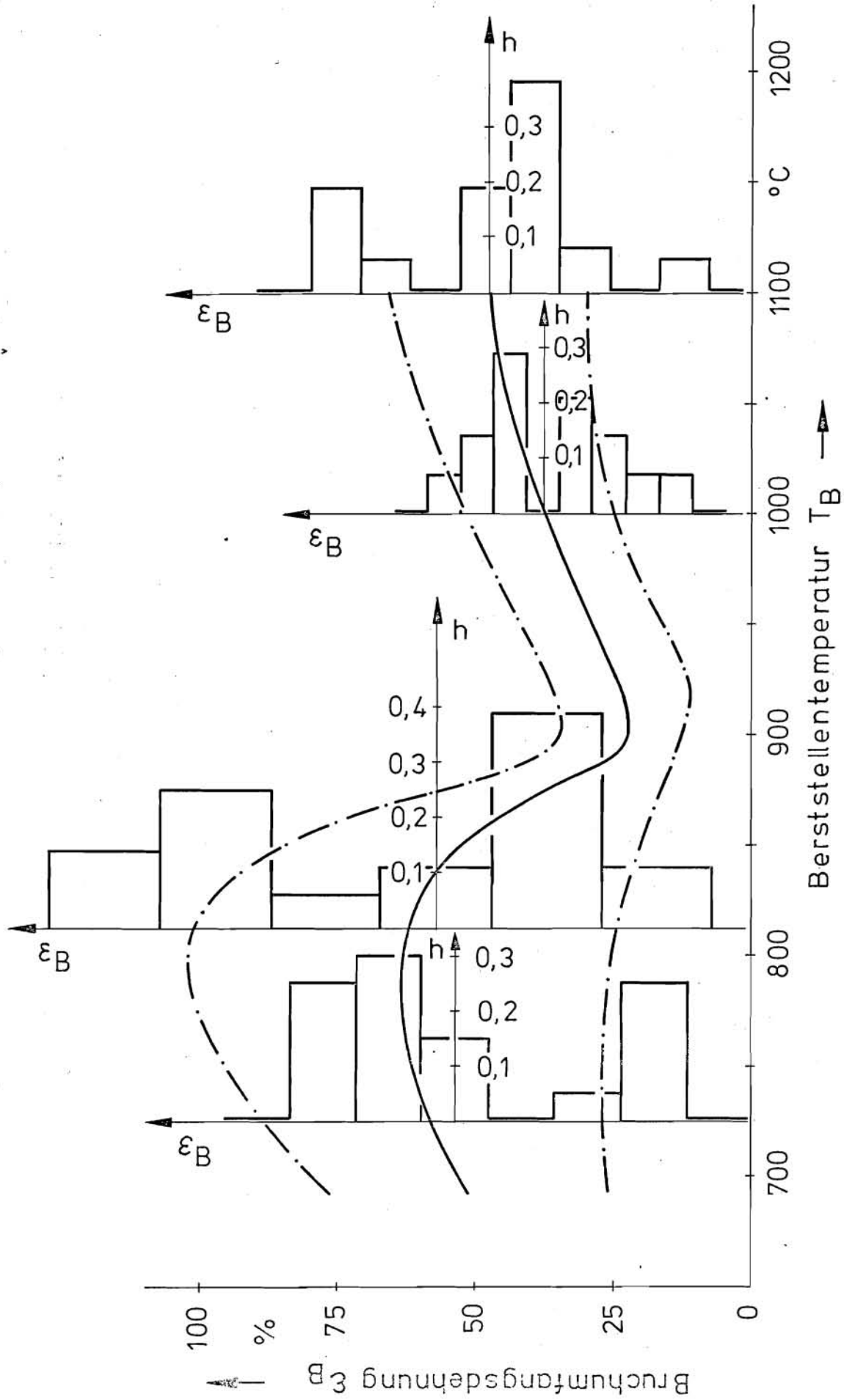
80 % Berst-  
wahrschein-  
lichkeit

0 % Berst-  
wahrschein-  
lichkeit

Bild 2-13:

HUELLENTEMPERATUR (GRAD C.)

ANALYTISCHE DEHNUNG UND ERSTDEHNUNG ALS FUNKTIONEN DER TEMPERATUR,  
ZF-BRUCH ZWISCHEN R06 U. HKP, 100% LEISTUNG, ANS\*1.0,  
ALPHAGAP: 12660 W/M\*2 GRAD, INNENDRUCK=74 BAR



**Bild 2-14:** Berstdehnung  
Häufigkeitsverteilung, alle Versuche

Versuche mit direkter Heizung:  
geringer azimuthaler Temperaturgradient  
(symm. Verformung)

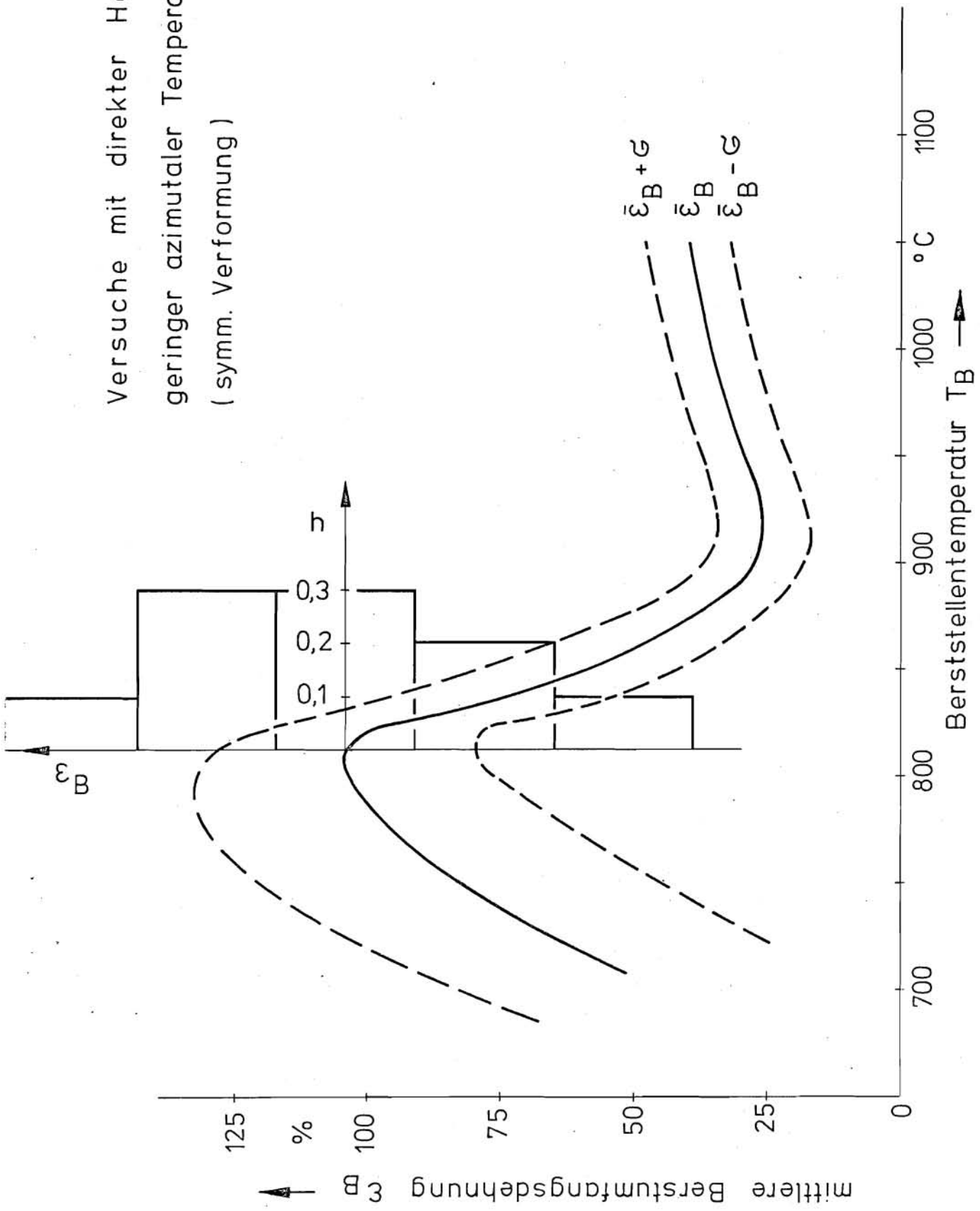


Bild 2-15: „Oberes Berstkriterium“

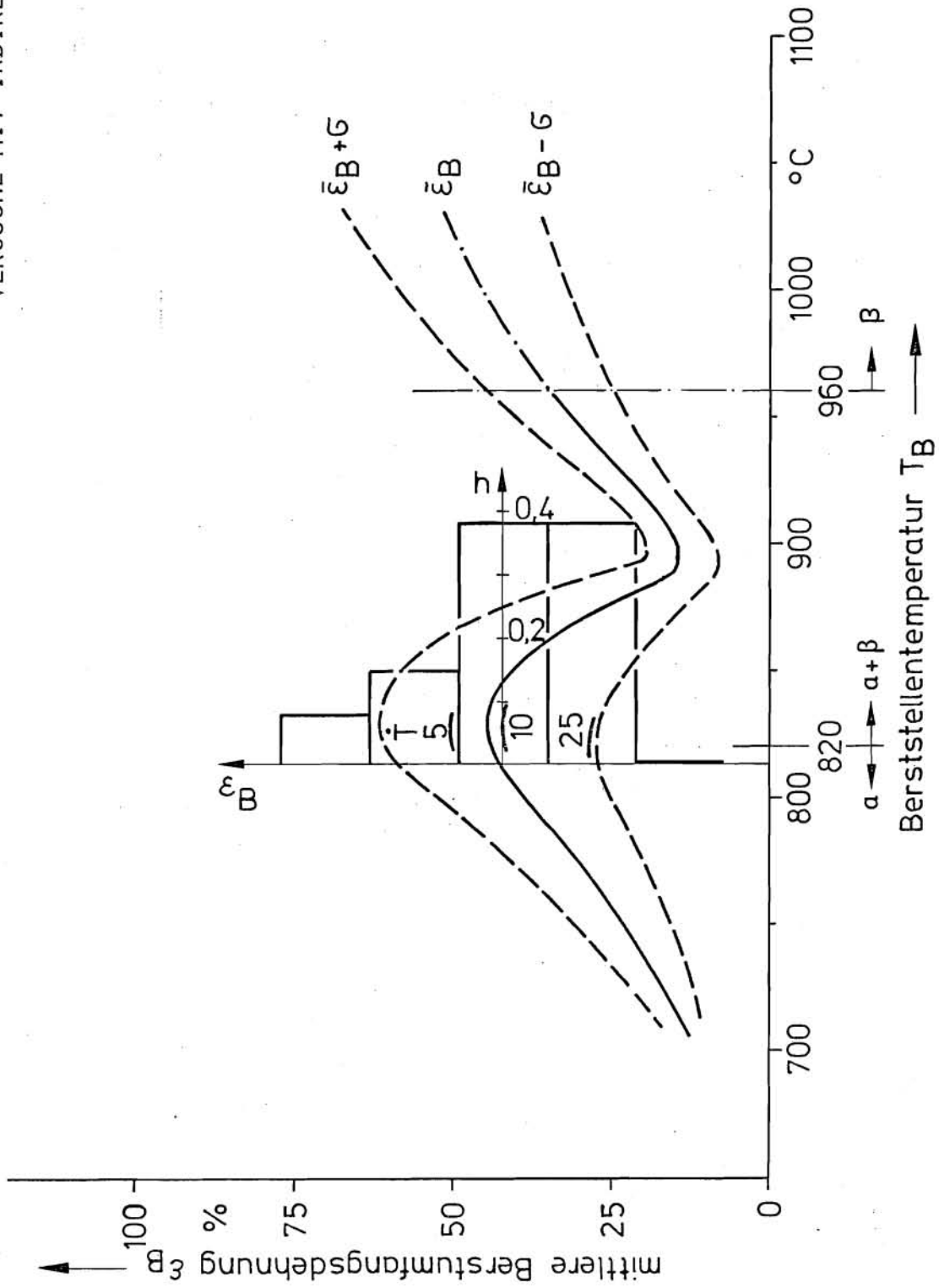


Bild 2-16: "Unteres Berstkriterium" (azimutaler Temperaturgradient)

○ TESPA

x Versuch

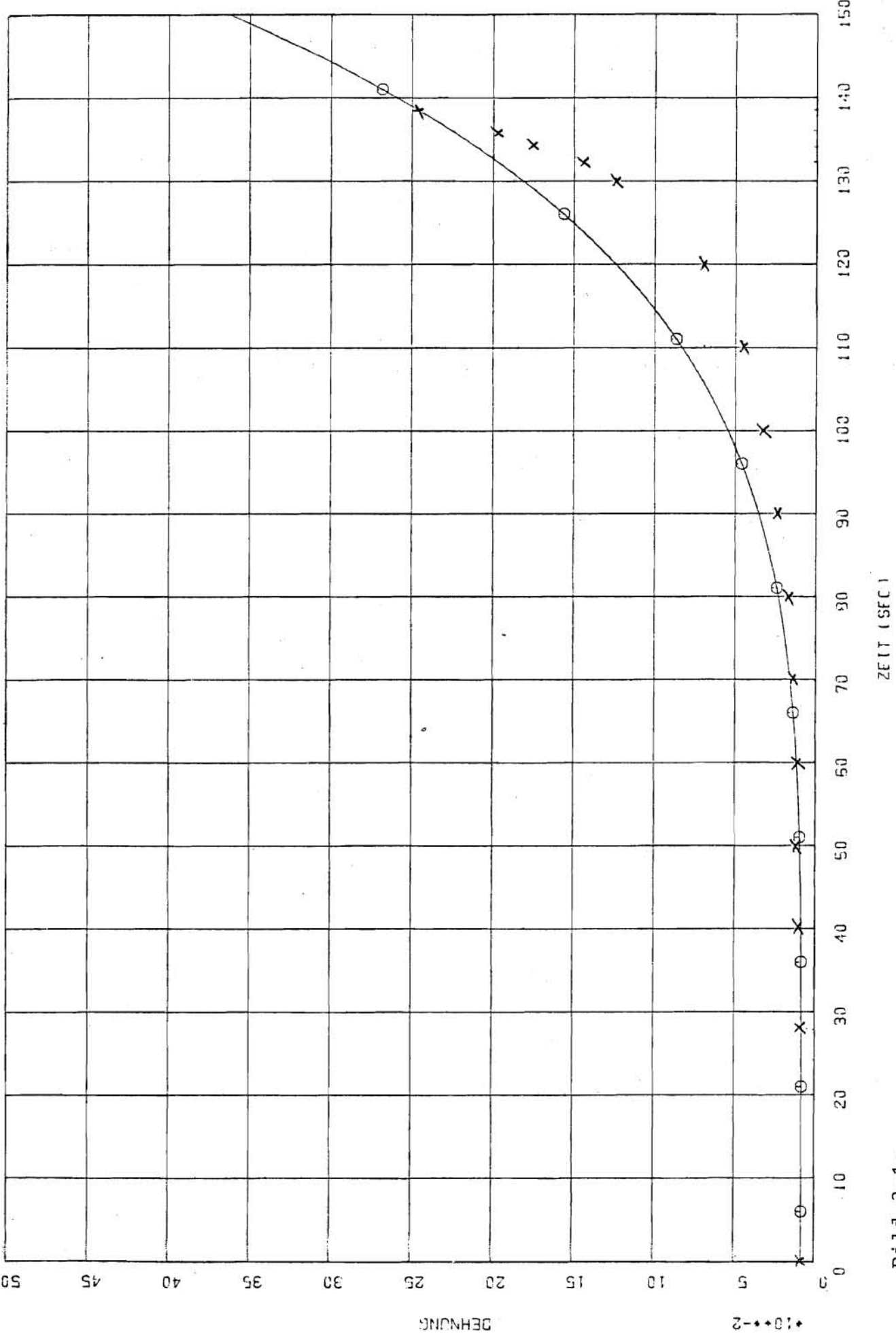
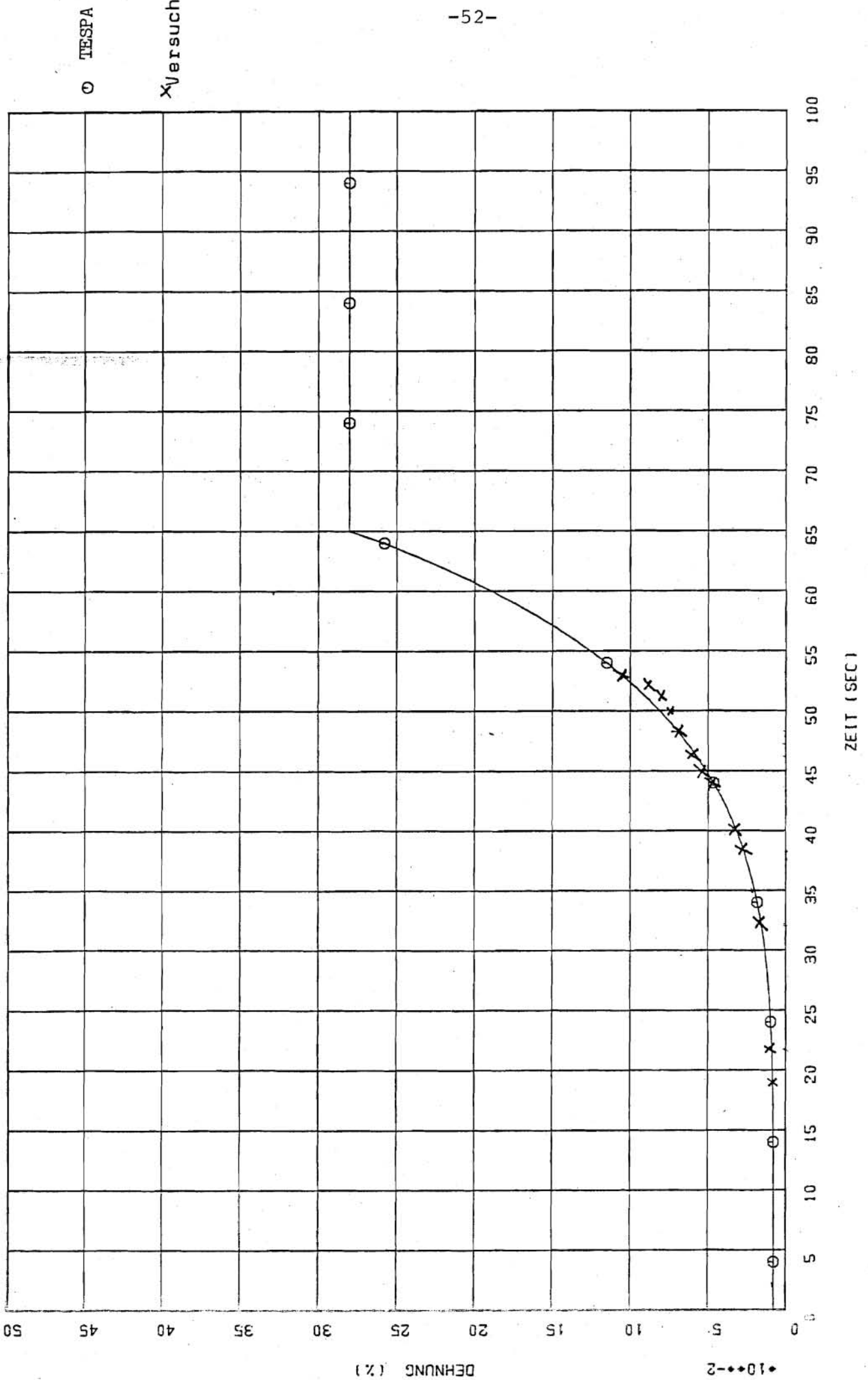


Bild 3-1:  
EPRI-Versuch 5.6, örtliche Dehnung nach TESPA 79/2





○ TESPA

× Versuch

Bild 3-2: EPRI-Versuch 5.9/1, örtliche Dehnung nach TESPA 79/2

○ TESPA

x Versuch

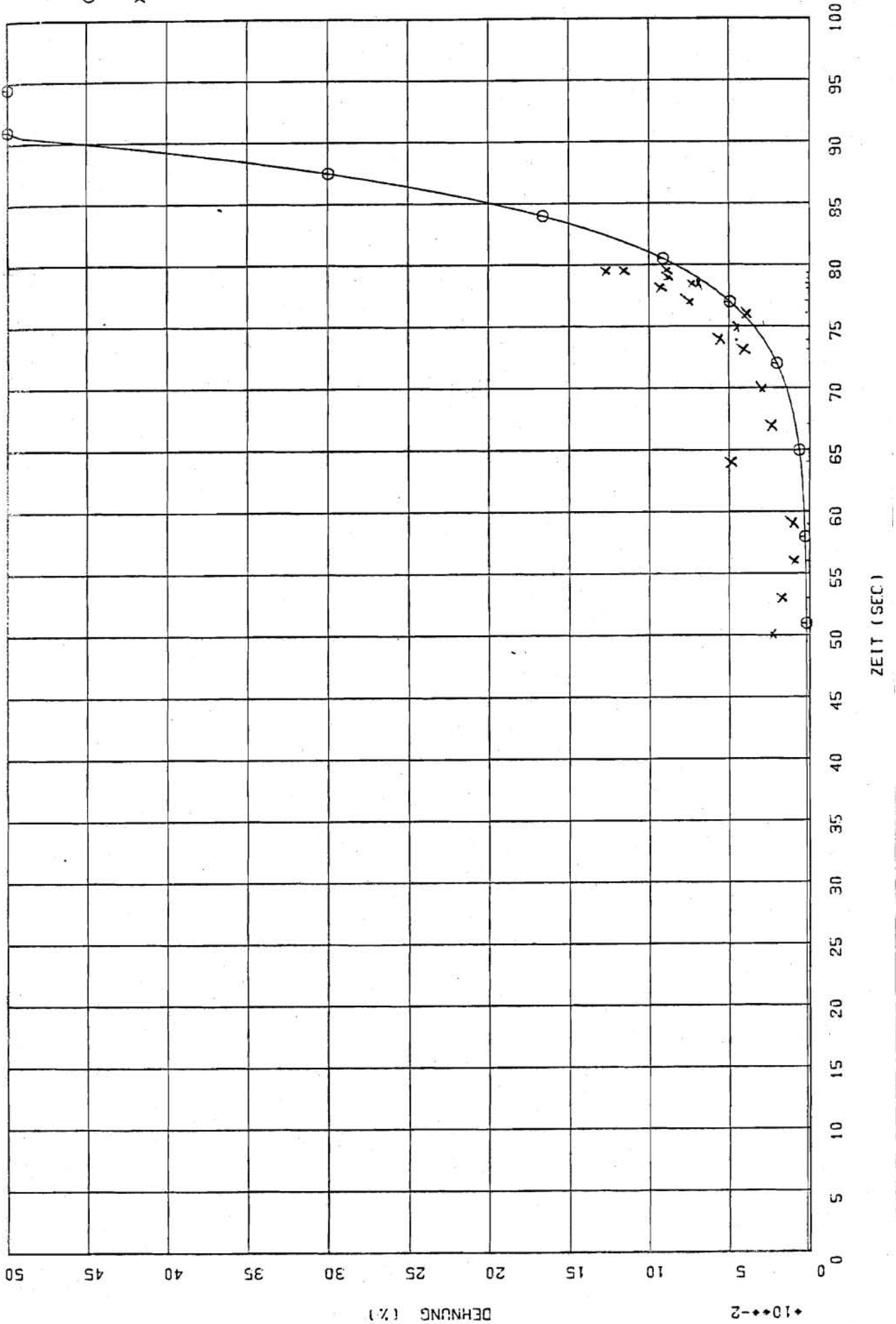


Bild 3-3: PNS-Versuch Nr. 69, örtliche Dehnung nach TESPA 79/2

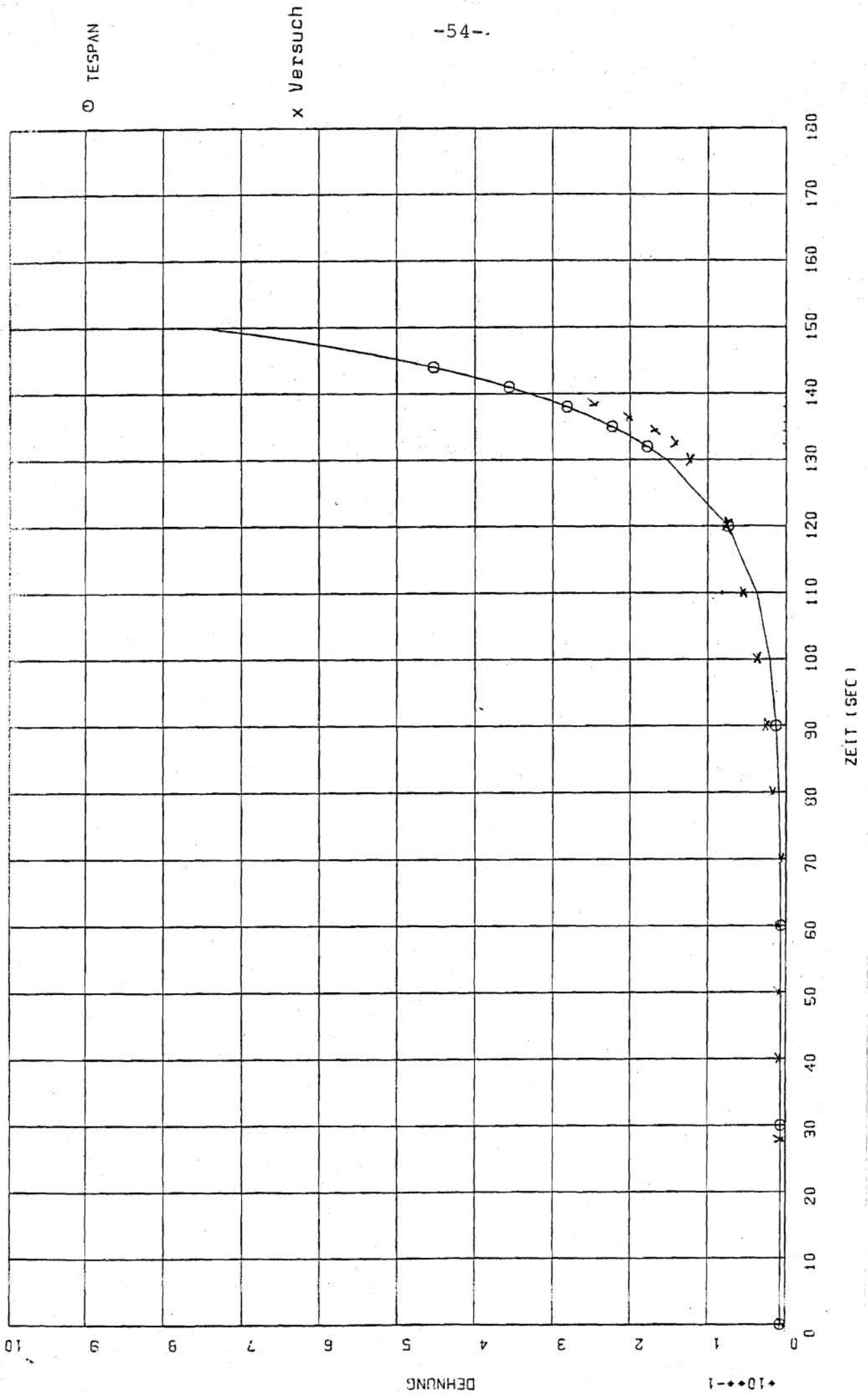


Bild 3-4: EPRI-Versuch 5.6, örtliche Dehnung nach dem verbesserten TESPAN-Modell

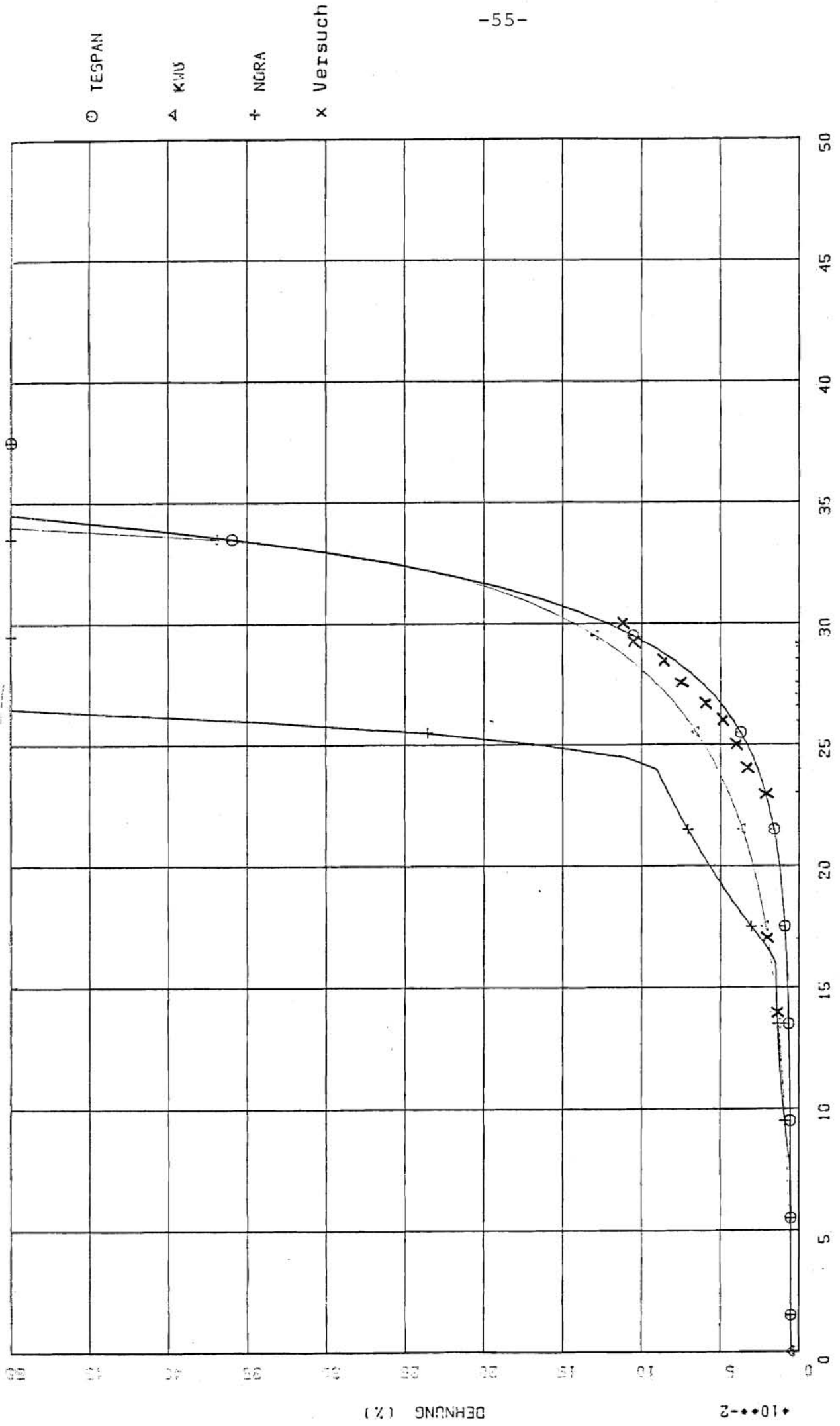


Bild 3-5: PNS-Versuch Nr. 62, örtliche Dehnung im Vergleich mit verschiedenen Dehnmodellen

10\*\*\*-2

DEHNUNG (%)

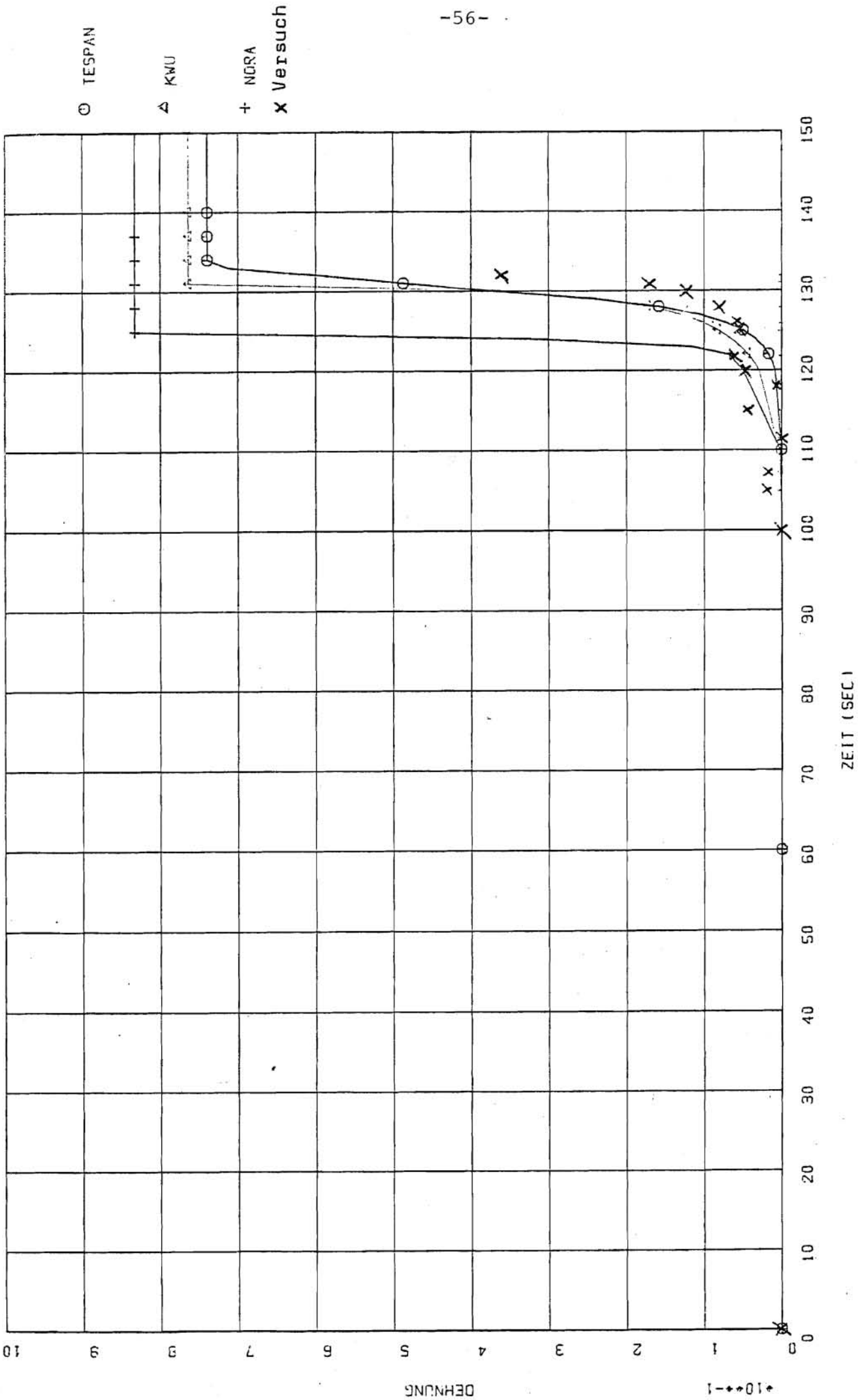


Bild 3-6: PNS-Versuch Nr. 69, örtliche Dehnung im Vergleich mit verschiedenen Dehnmodellen

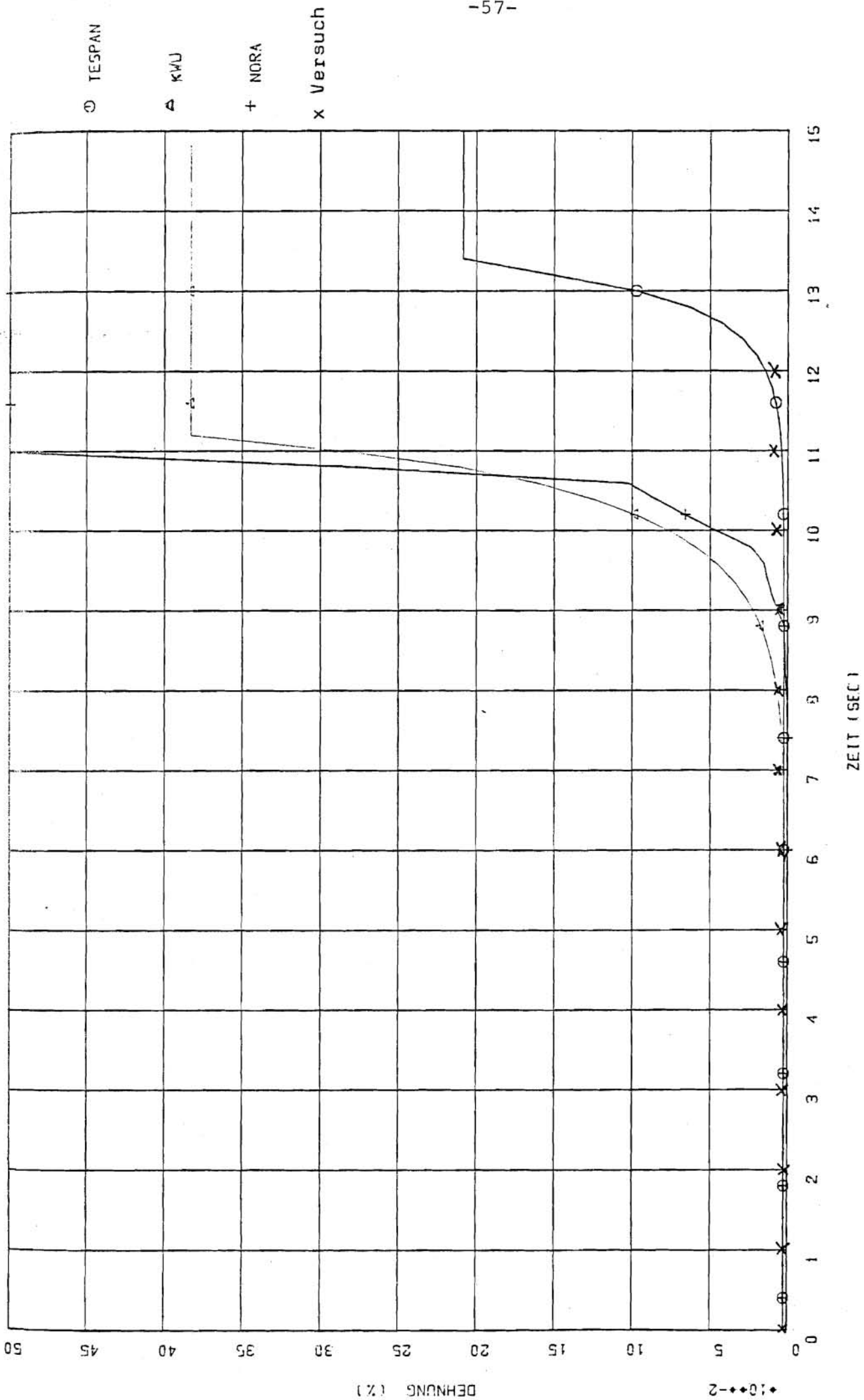


Bild 3-7: EPRI-Versuch 309, örtliche Dehnung nach verschiedenen Dehnmodellen

DEHNUNG (%)

ZEIT (SEC)

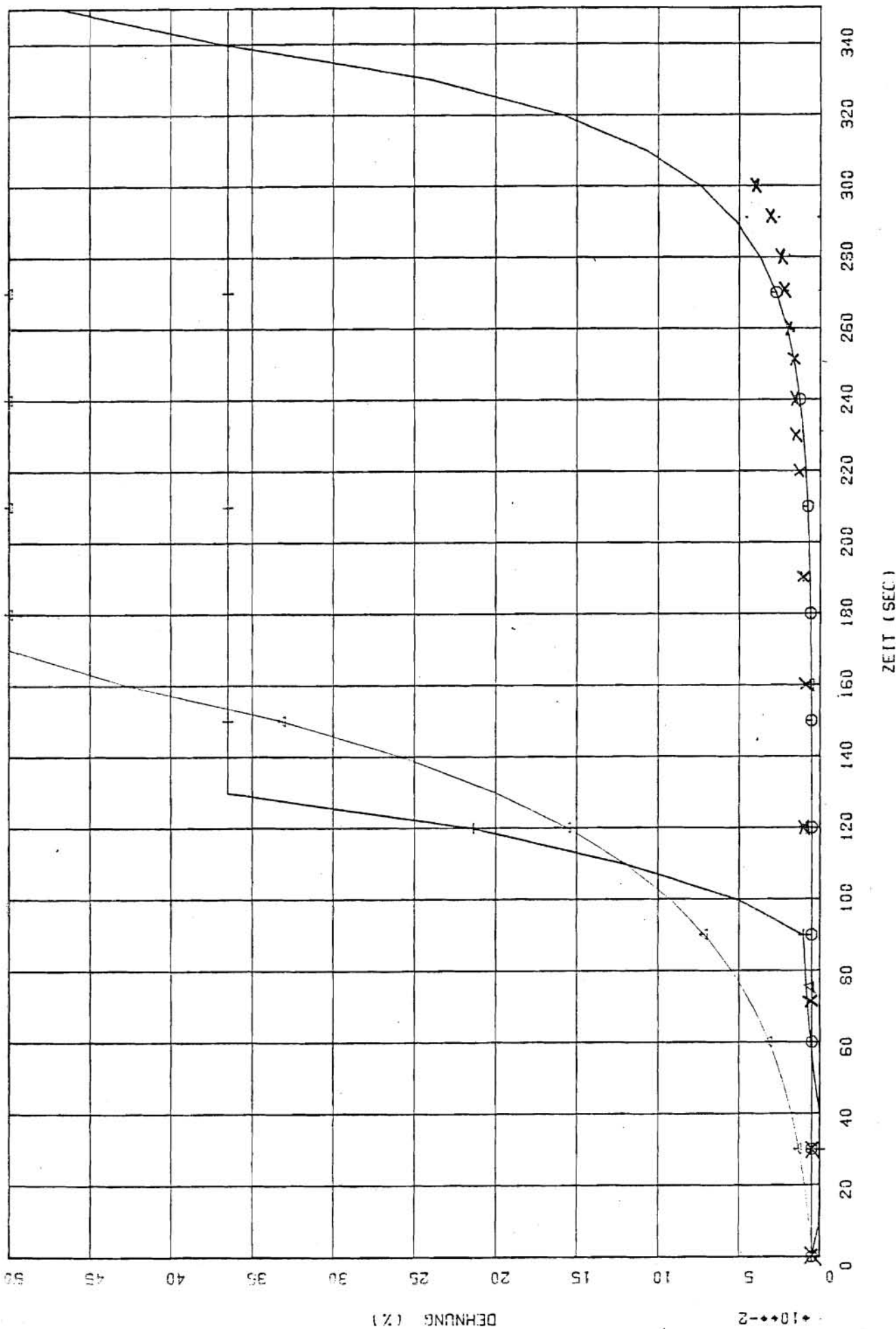


Bild 3-8: EPR-325, örtliche Dehnung nach verschiedenen Dehnmodellen

(GRO-C) PROJEKT PNS 4237 - VERS. NR. NSV - HV A1.1  
VOM 09.10.75

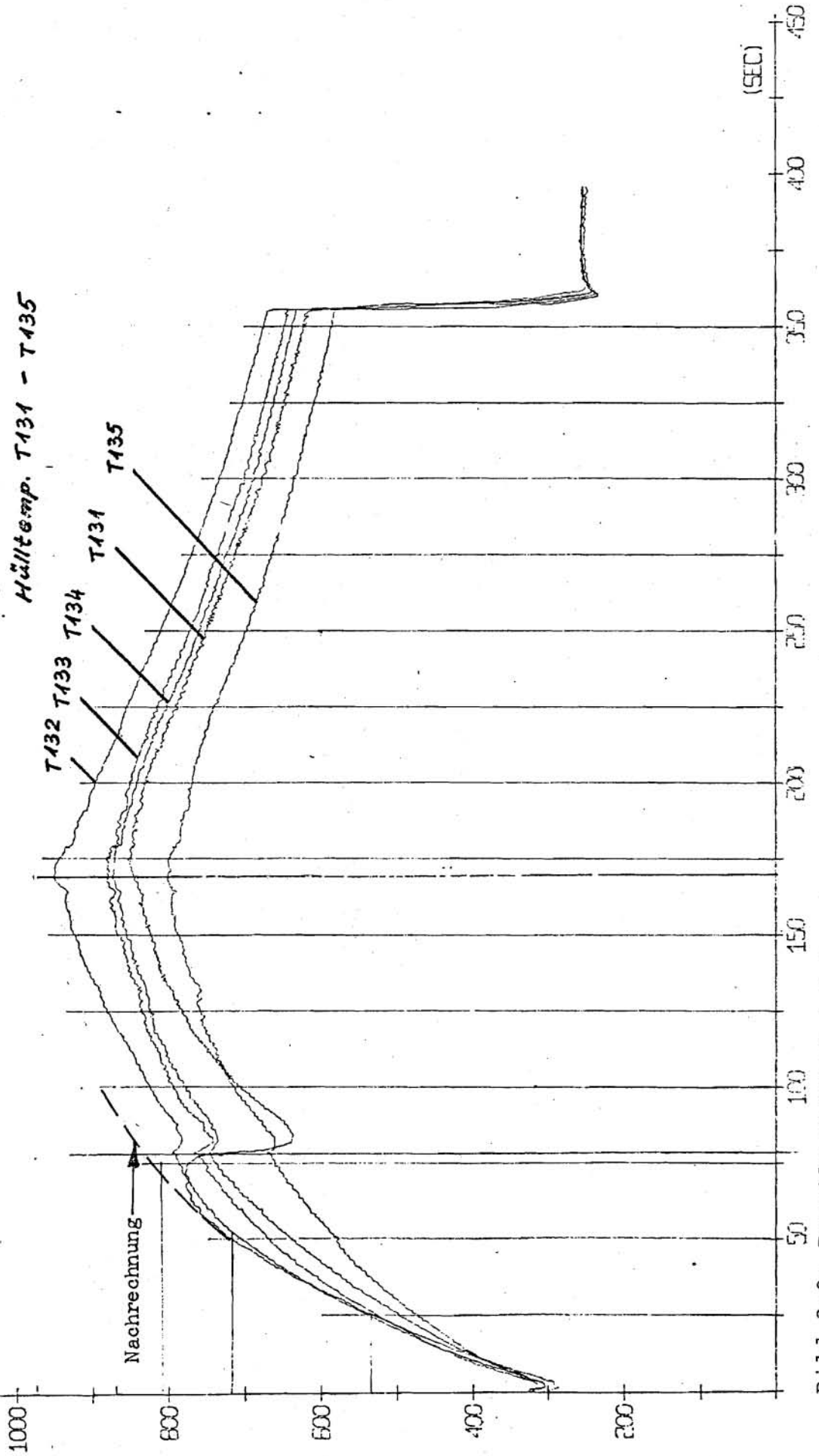


Bild 3-9: In-pile-Versuch A.1.1, gemessener und errechneter Temperaturverlauf



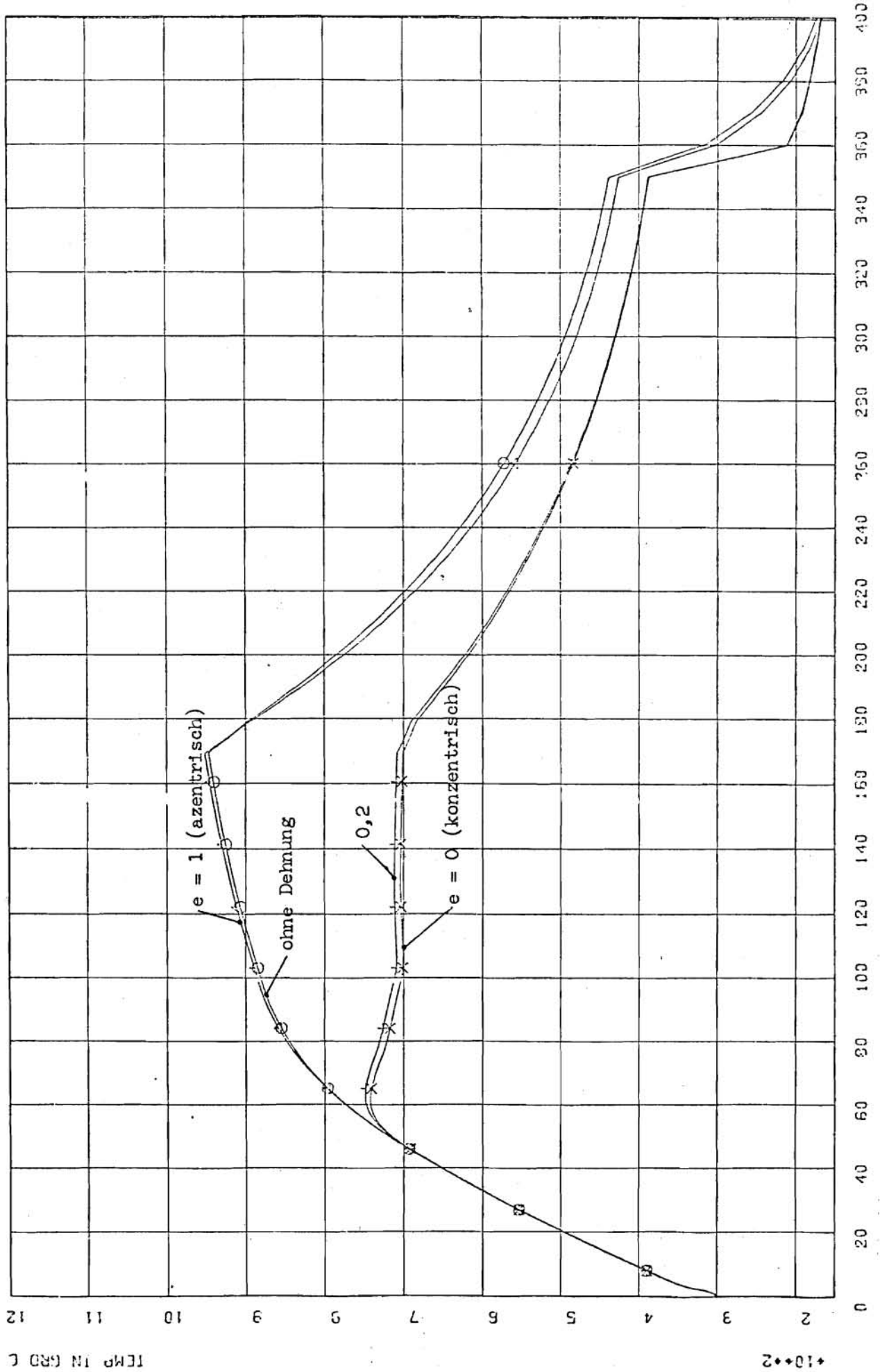


Bild 3-10: Nachrechnung In-pile-Versuch  
A.1.1, Temperaturen bei verschiedenen Exzentrizitäten  
ZEIT IN SEK.

TEMP IN GRD C

+10+2

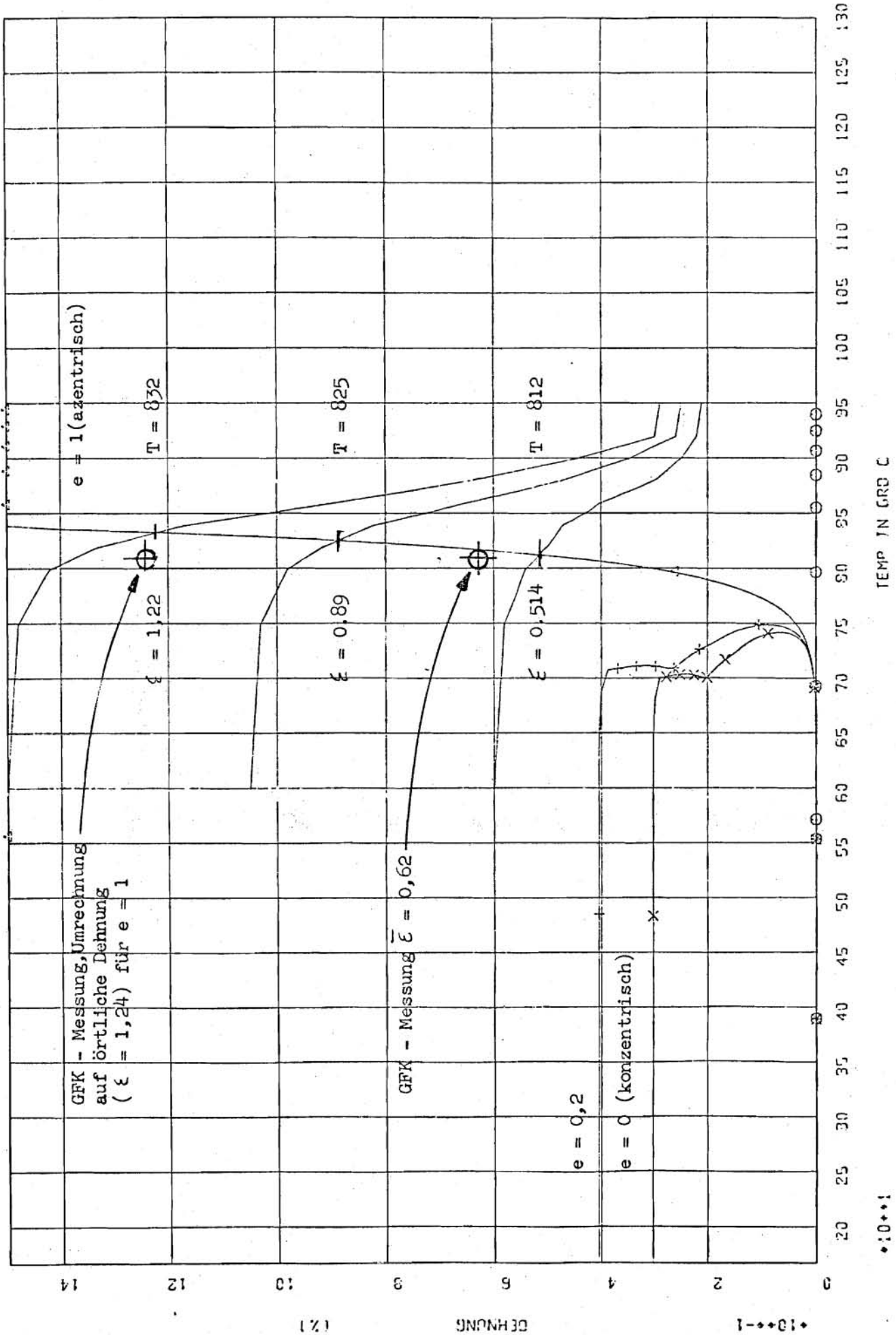


Bild 3-11: Nachrechnung In-pile-Versuch A.1.1, Berechnete und gemessene Berstdehnung

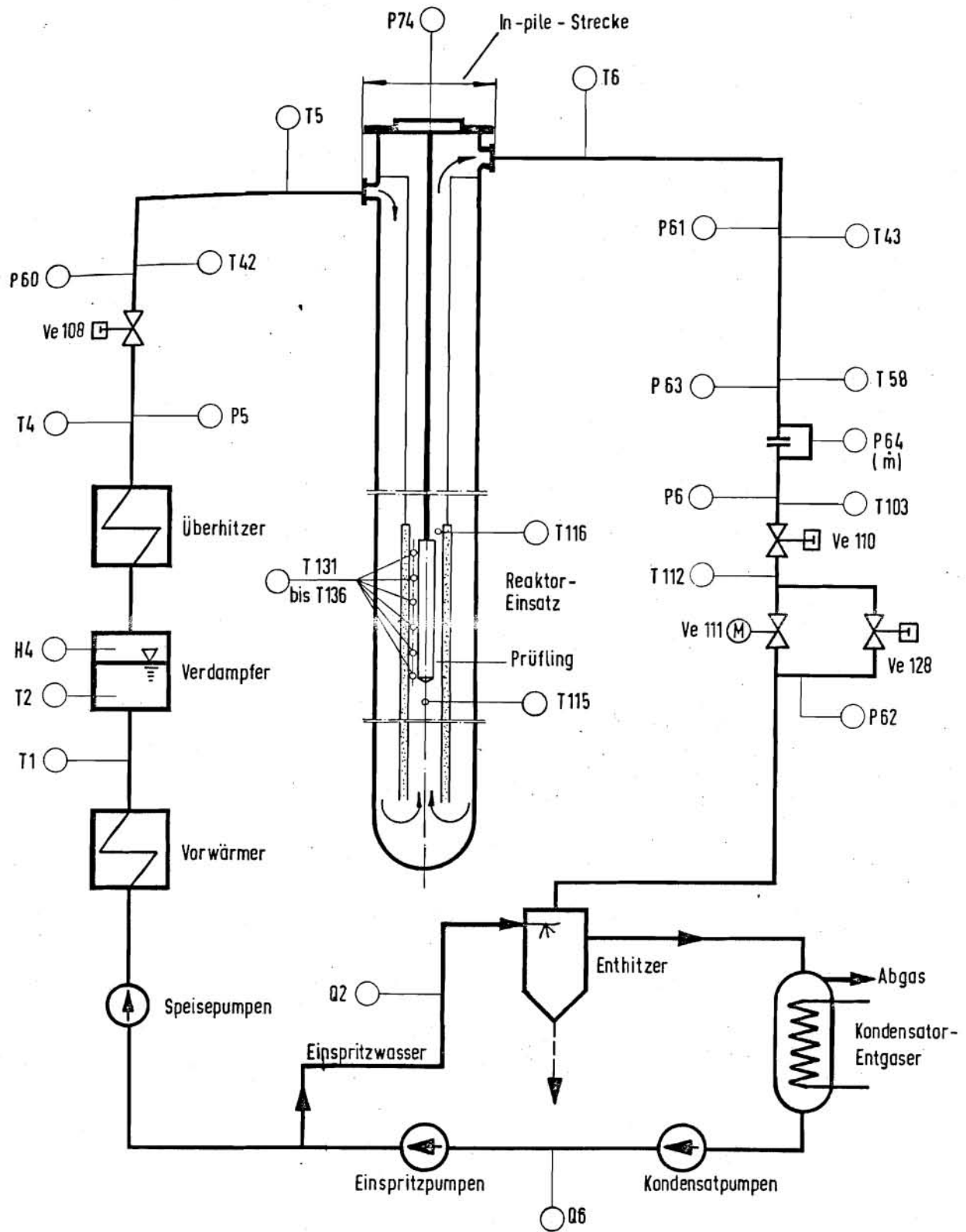


Bild 3-12: In-pile-Experimente am FR2, Stark vereinfachtes Kreislaufschema

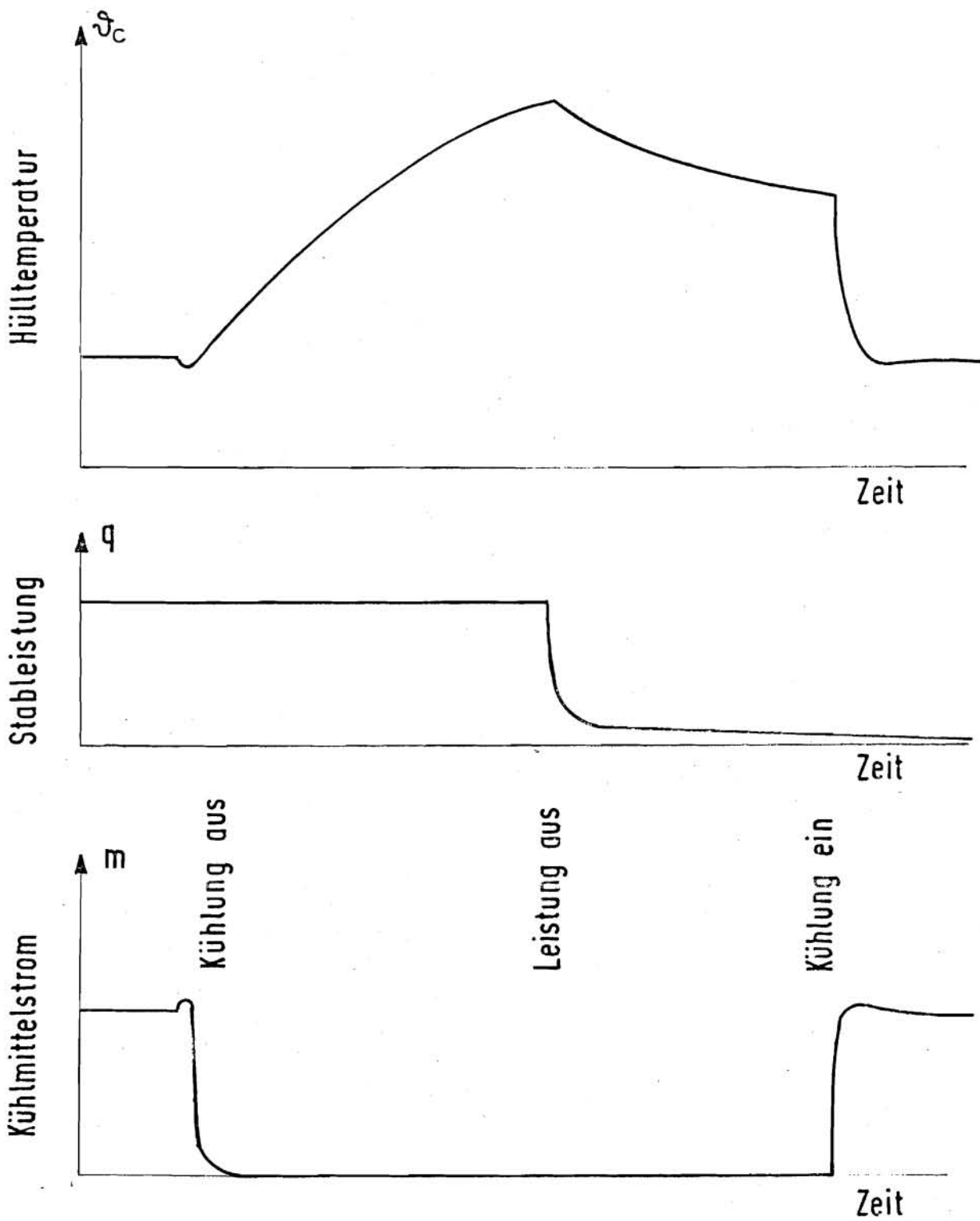


Bild 3-13: In-pile-Experimente  
Versuchsablauf-Schema

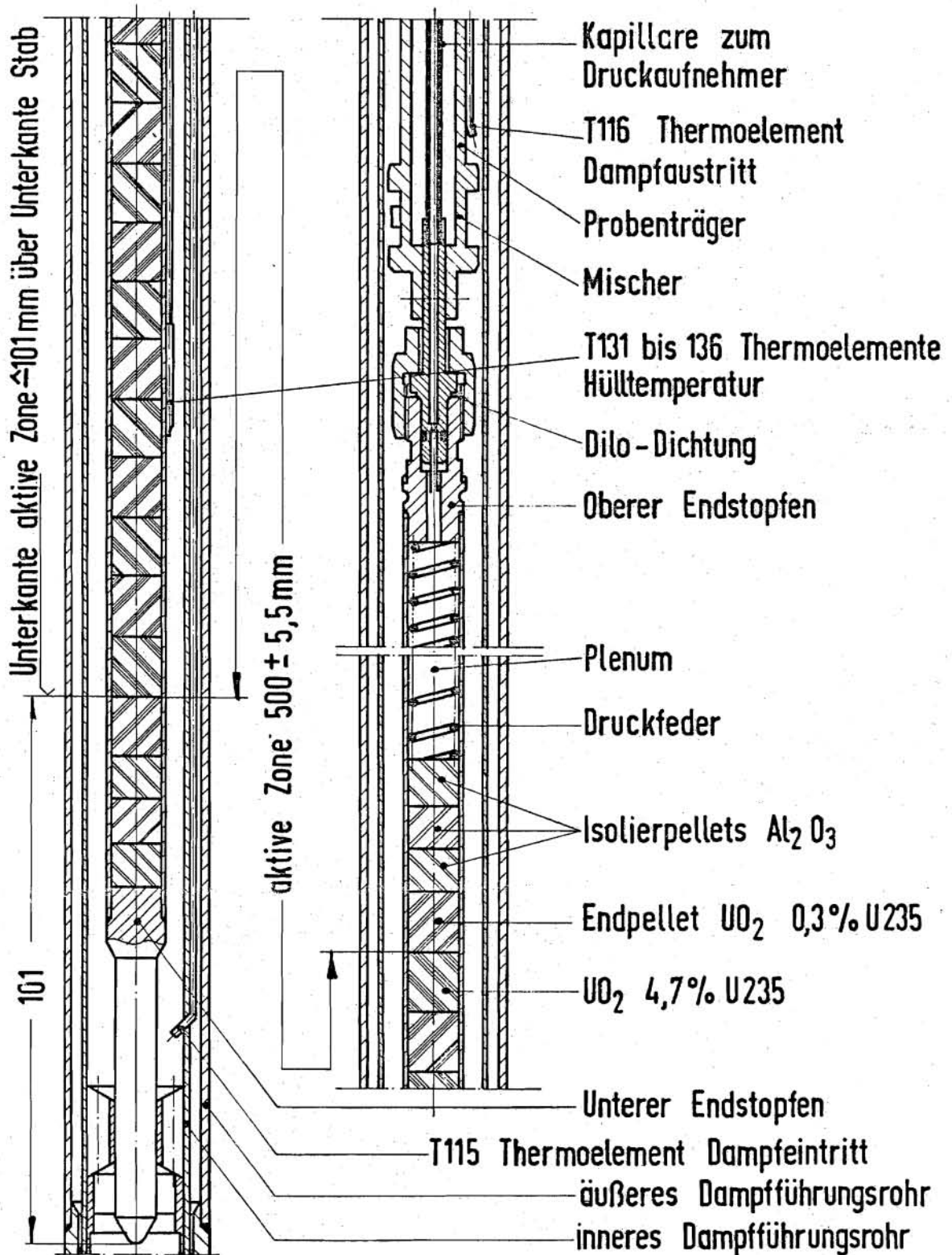


Bild 3-14: In-pile-Versuche  
Nuklear-Prüfling vereinfacht

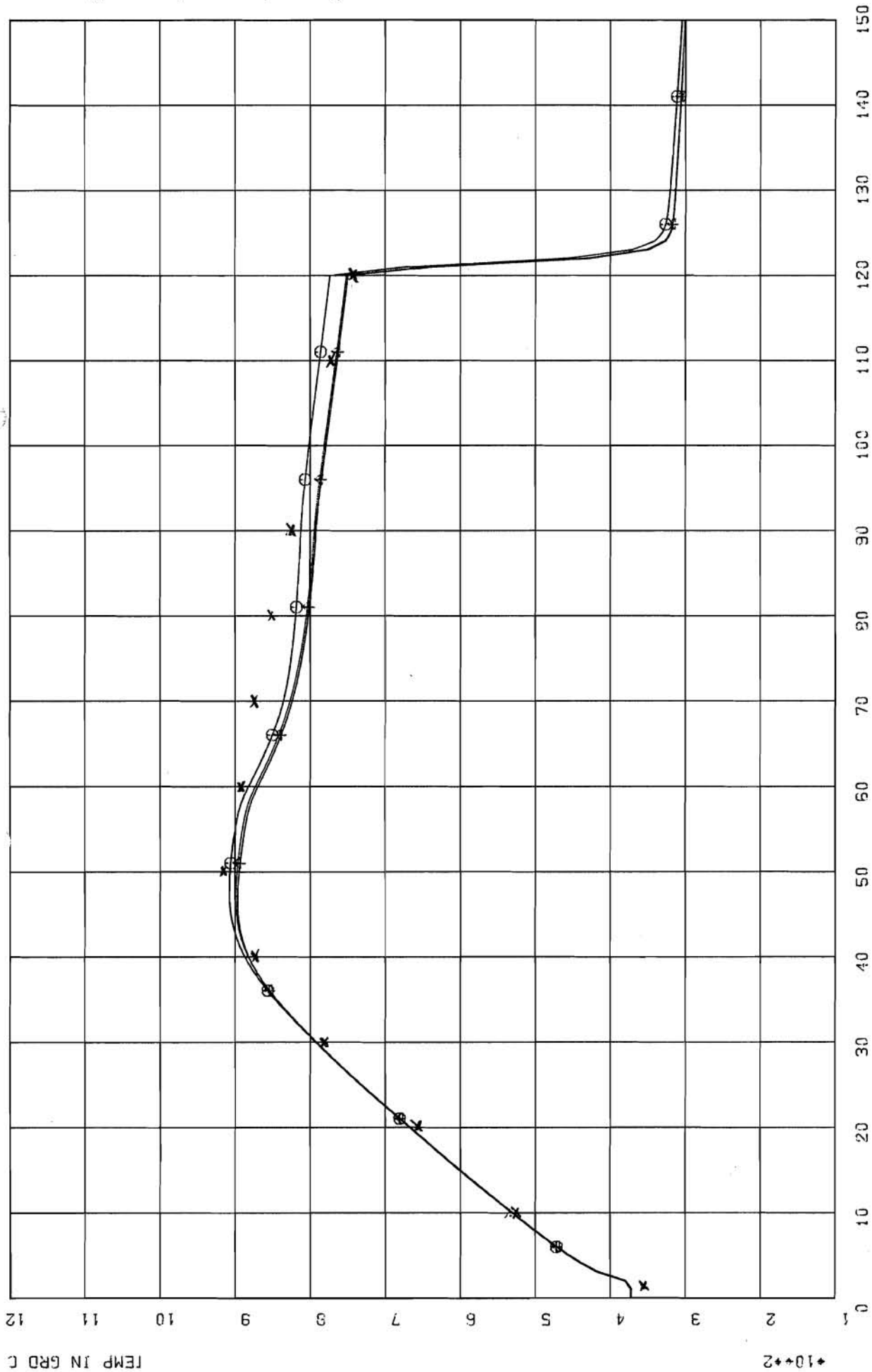


Bild 3-15:

HUELLROHRTEMPERATUR  
INPILE-VERSUCH A2.3

10\*\*2

TEMP IN GRD C

○ NY=0.35  
△ NY=0.45  
+ NY=0.50  
x Experiment

ZEIT IN SEK.

⊙ NY=0.35

△ NY=0.45

+ NY=0.50

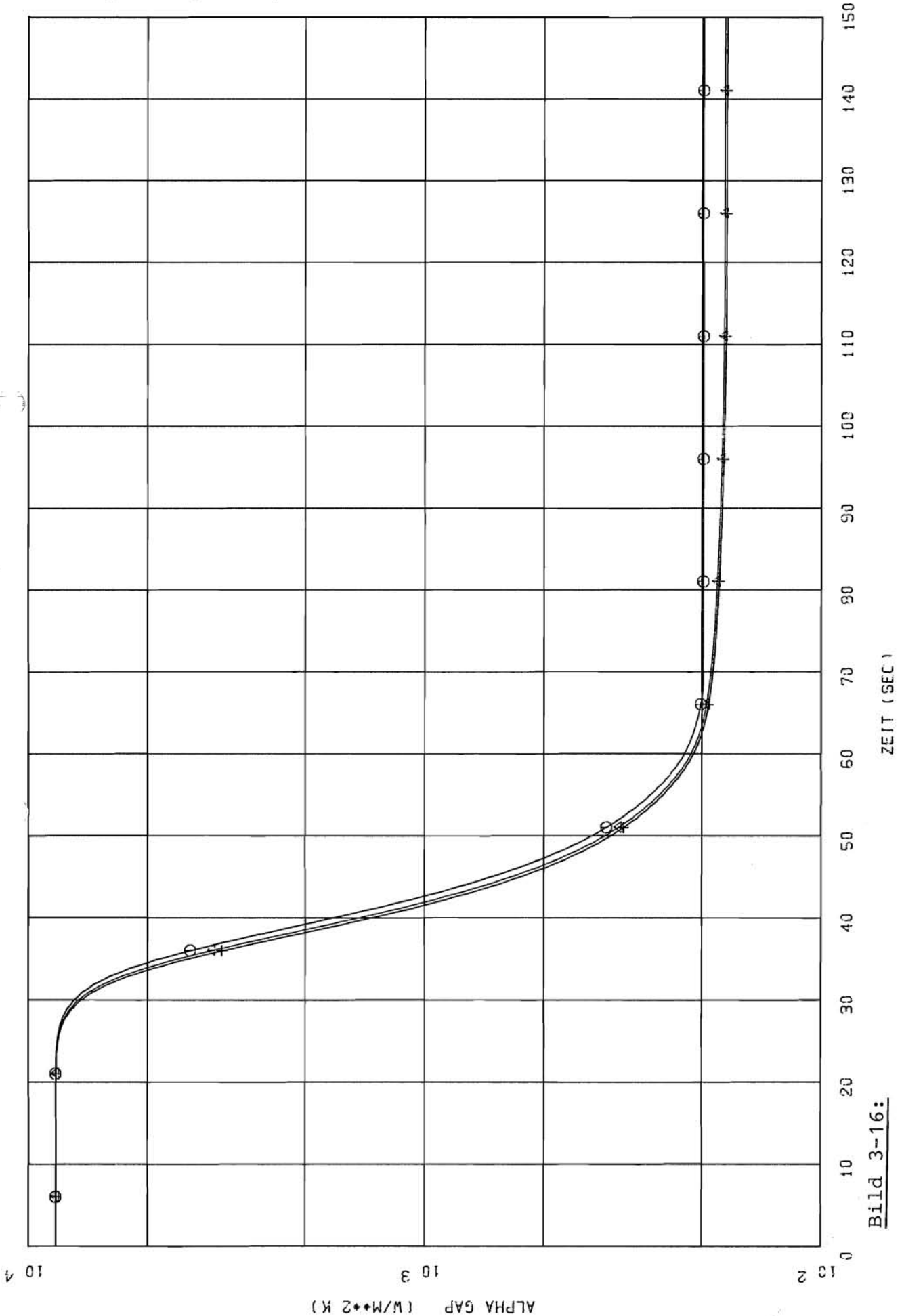


Bild 3-16:  
INPTE VERSUCH A2.3. WAERMEUEBERGANGSZAHL IM SPALT

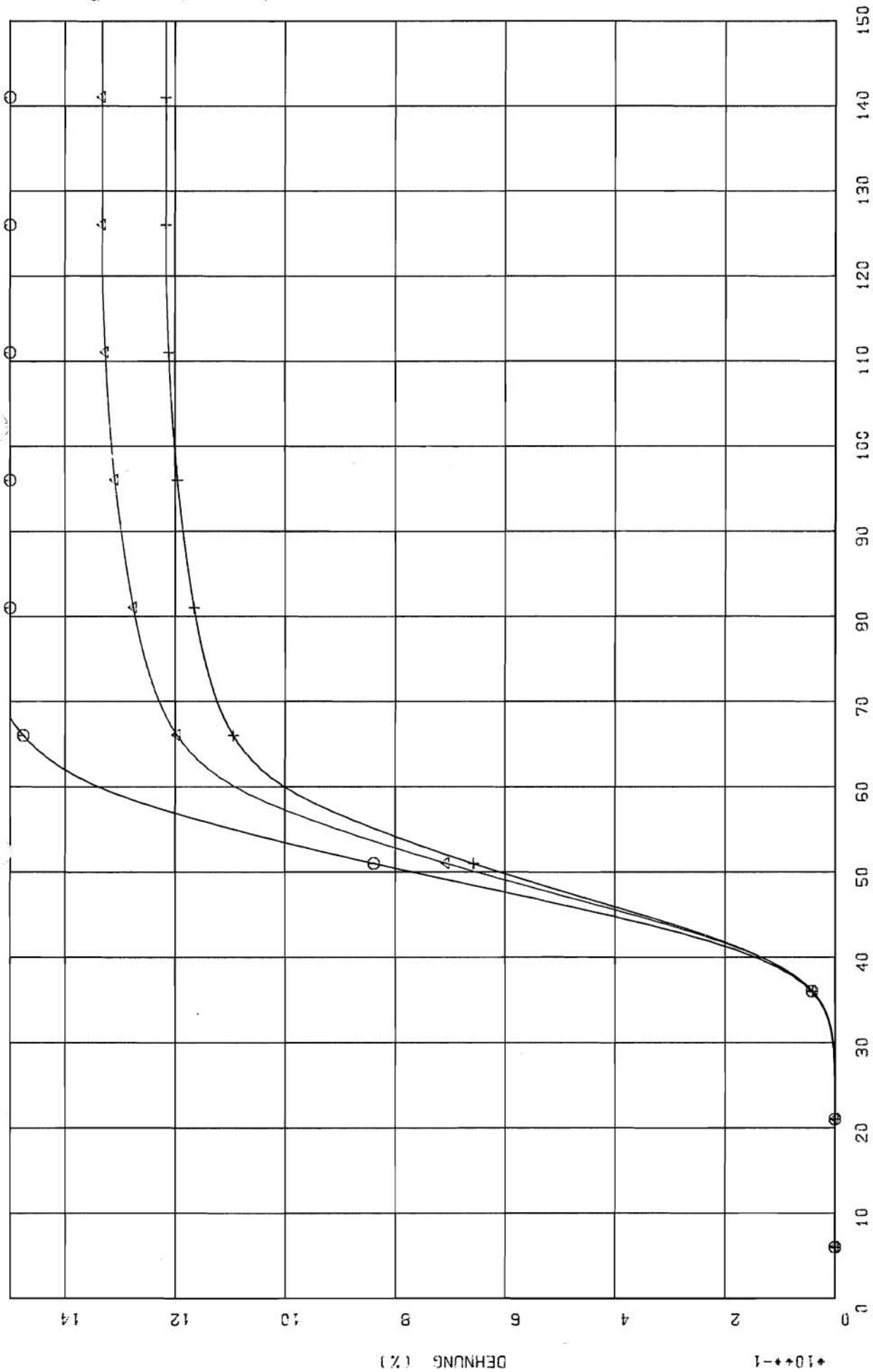
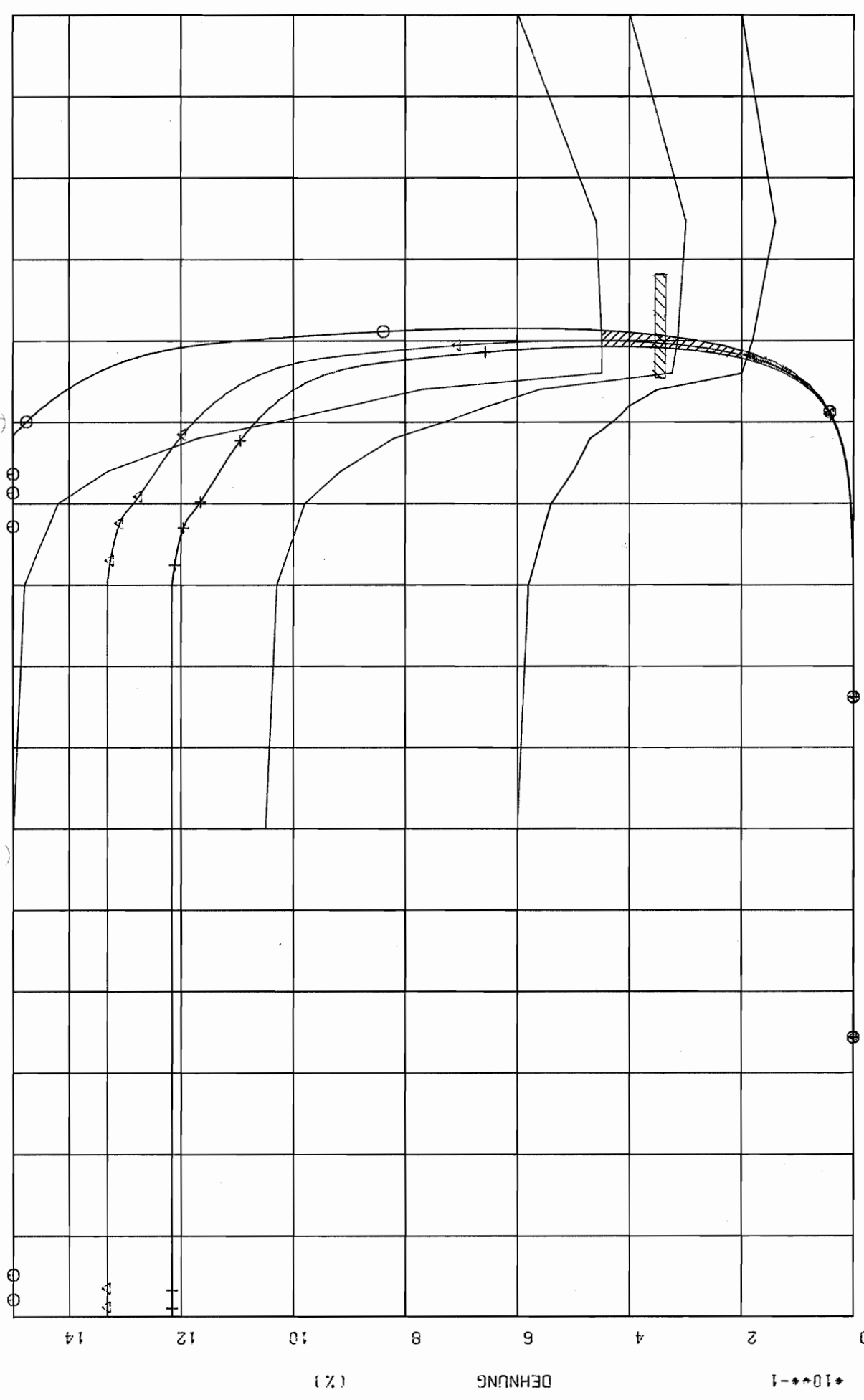


Bild 3-17:

INPILE VERSUCH A2.3. GERTLICHE DEHNUNG



○ NY=0.35  
△ NY=0.45  
+ NY=0.50



\*10\*\*1 Bild 3-18:

INPILE VERSUCH A2.3. DEHNUNG ALS FUNKTION DER HUELLETEMPERATUR  
GESCHNITTEN MIT UNTERER, MITTLERER UND OBERER BERSTKURVE

/// analytischer Berstdehmbereich  
/// experimenteller "

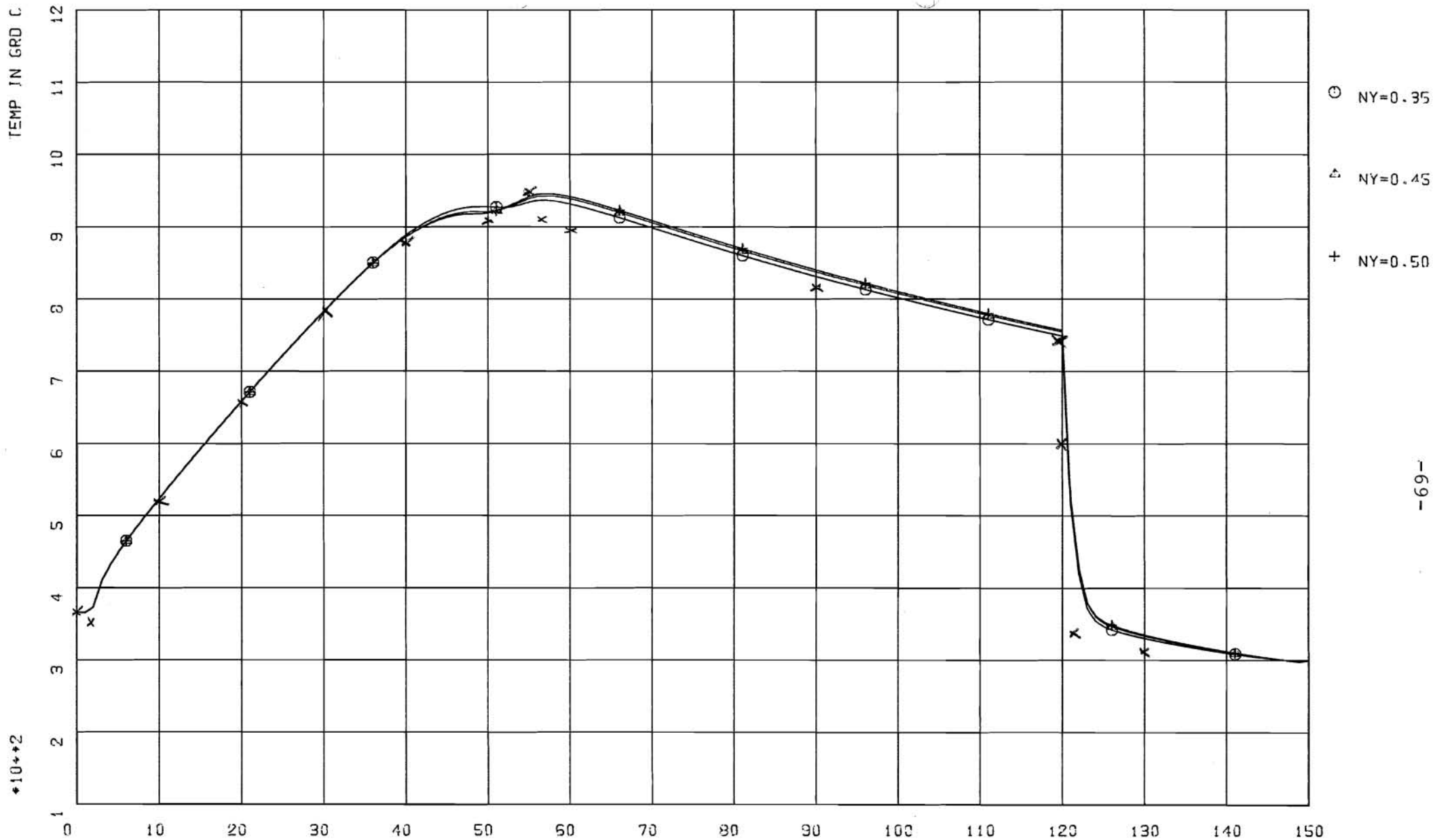


Bild 3-19:

HUELLROHRTEMPERATUR BEI 4-SIGMA-BERSTKRITERIUM  
 INPILE-VERSUCH A2.3 CONZ=0.5 TESPA VERSION 73/5

ZEIT IN SEK.

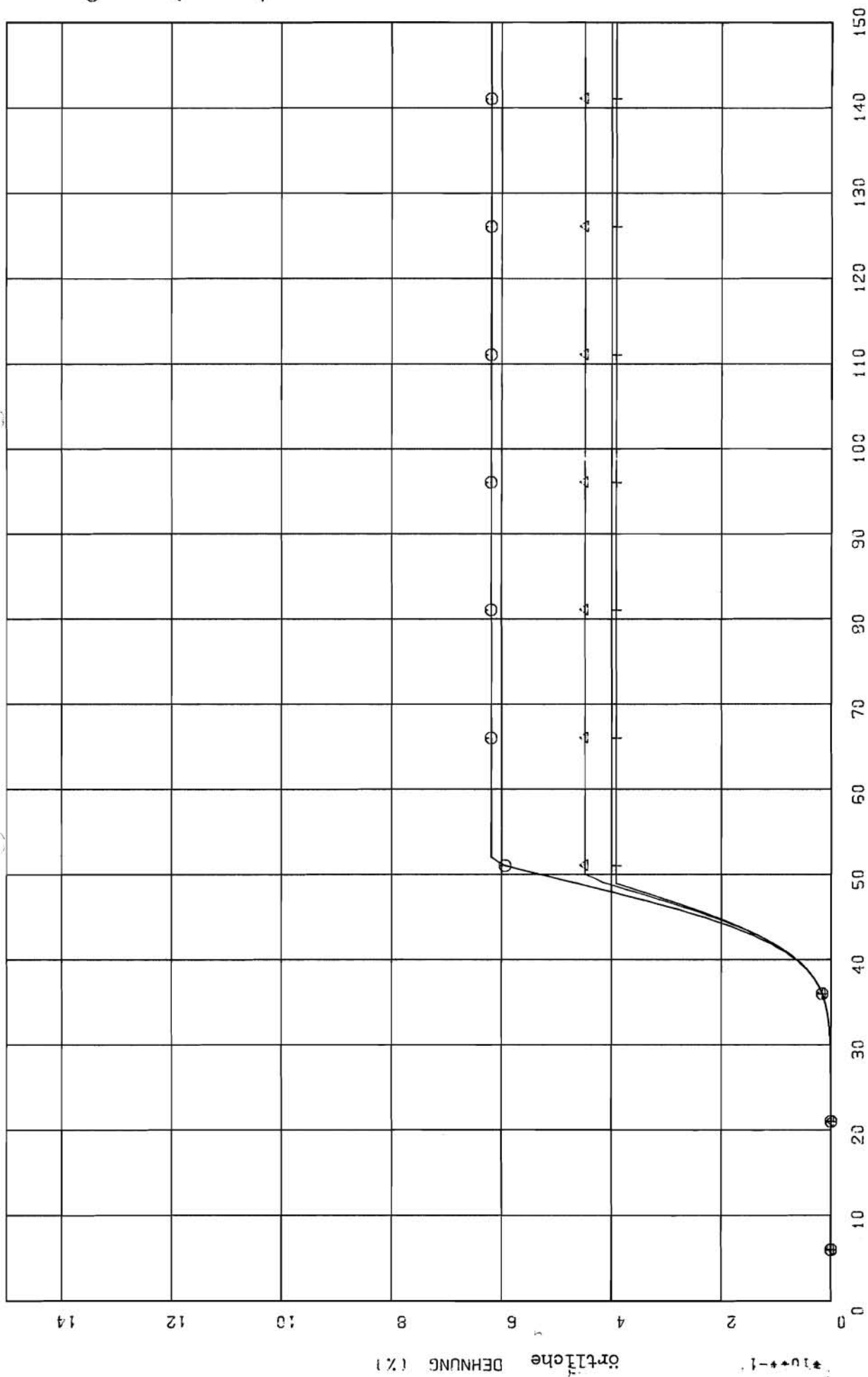


Bild 3-20:  
 INPILE VERSUCH A2.3. ÖERTLICHE DEHNUNG  
 TESPA 78/5

0 10 20 30 40 50 60 70 80 90 100 110 120 130 140 150

örtliche DEHNUNG (%) \*100+-1

○ NY=0.35  
 △ NY=0.45  
 + NY=0.50

- NY=0.35
- △ NY=0.45
- + NY=0.50

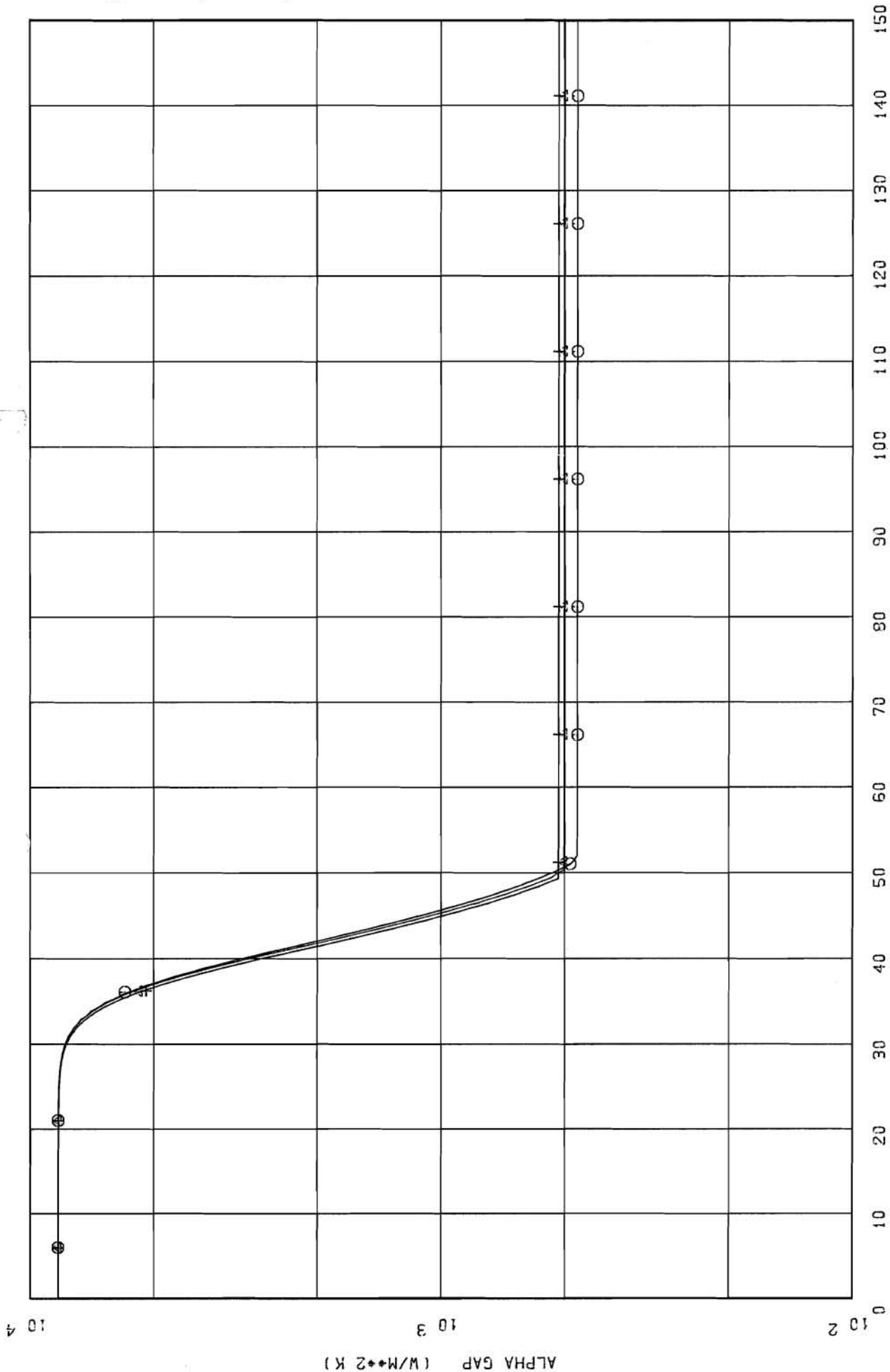
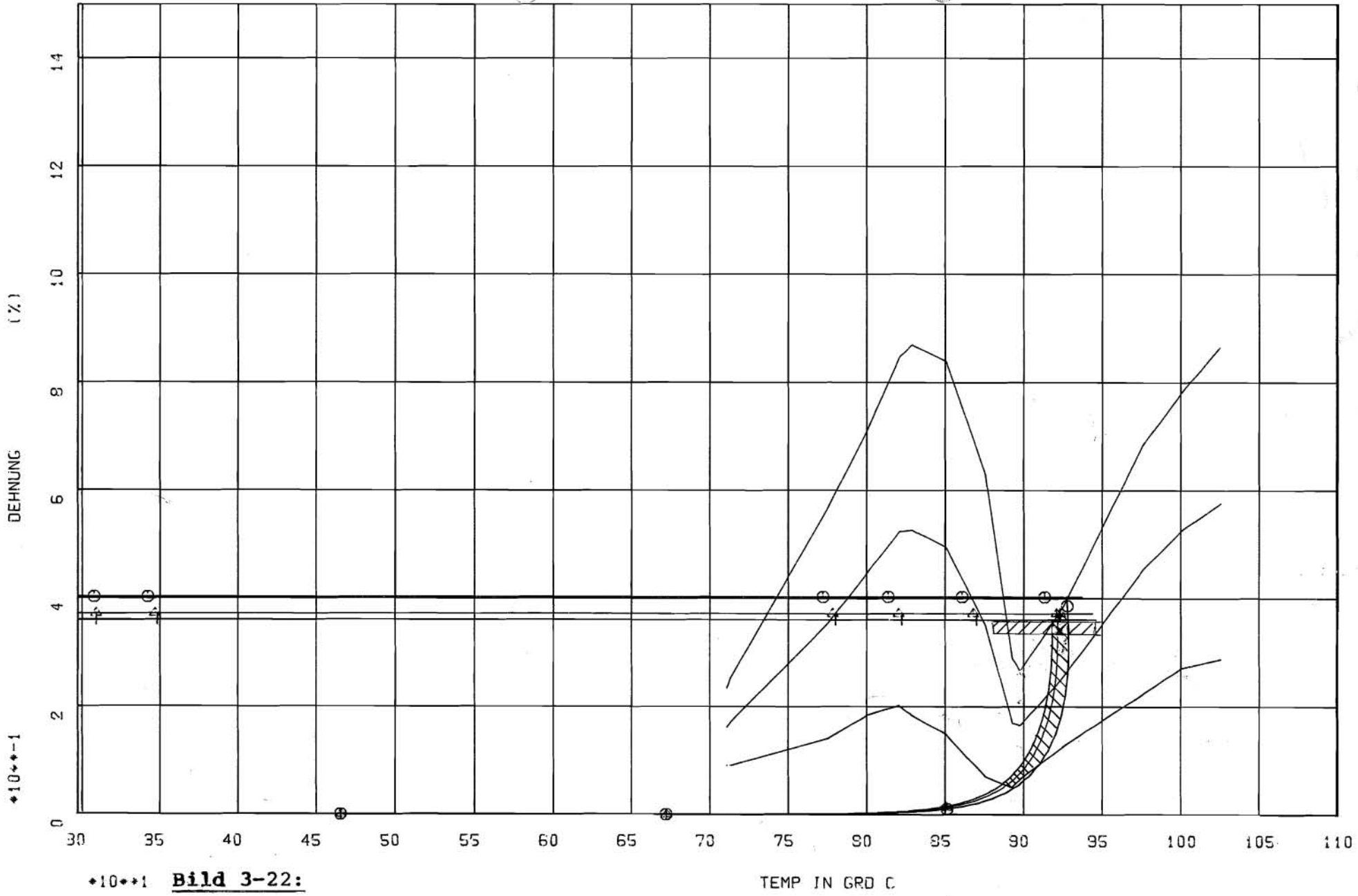
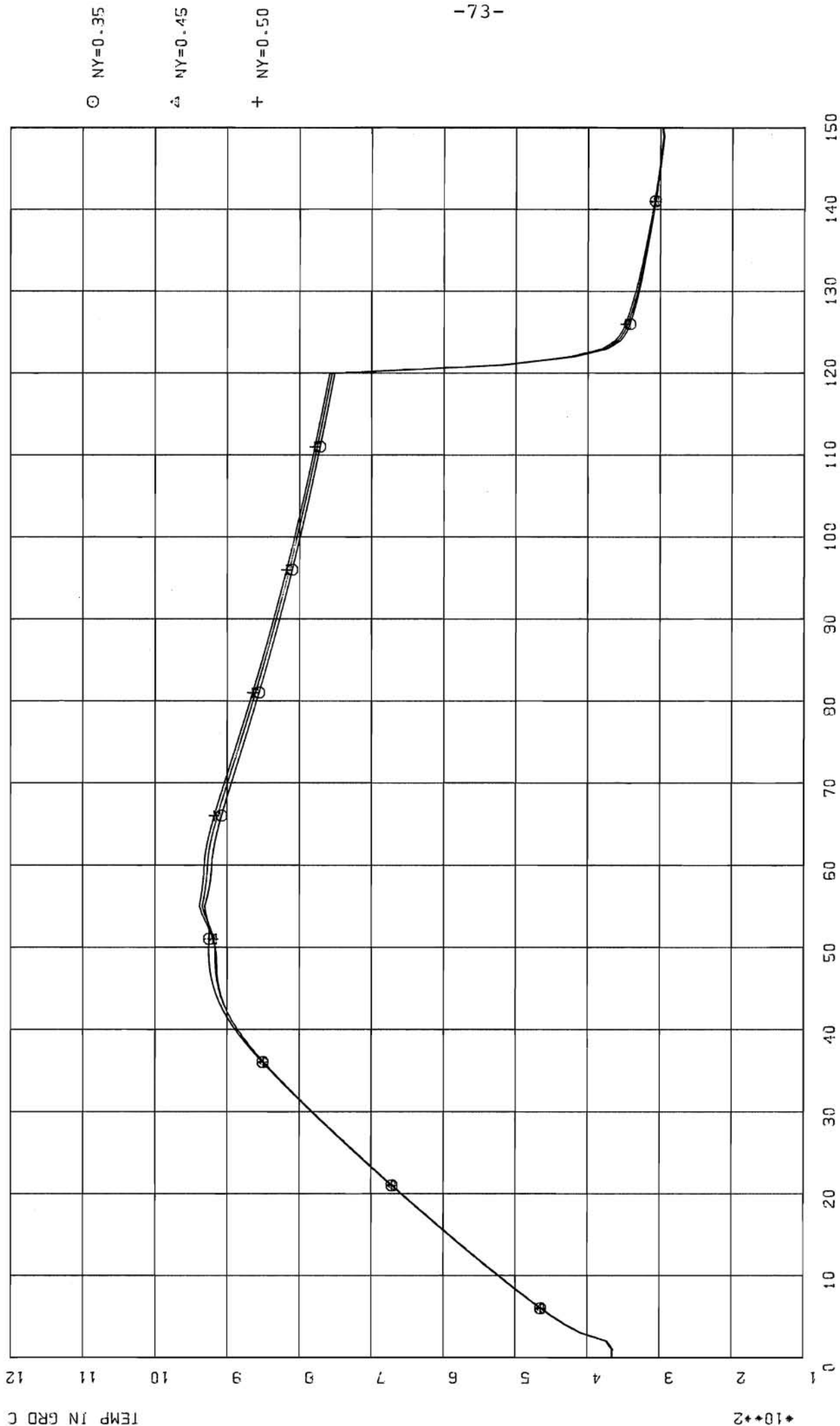


Bild 3-21:  
INPILE VERSUCH A2.3. WAERMEUEBERGANGSZAHL IM SPALT



◆10◆+1 **Bild 3-22:**

INPILE VERSUCH A2.3. DEHNUNG ALS FUNKTION DER HUELLENTEMPERATUR  
 BERSTKRITERIUM FUER ASYMMETRISCHES DEHNEN, 4-SIGMA-BAND, TESPA 78/5



ZEIT IN SEK.

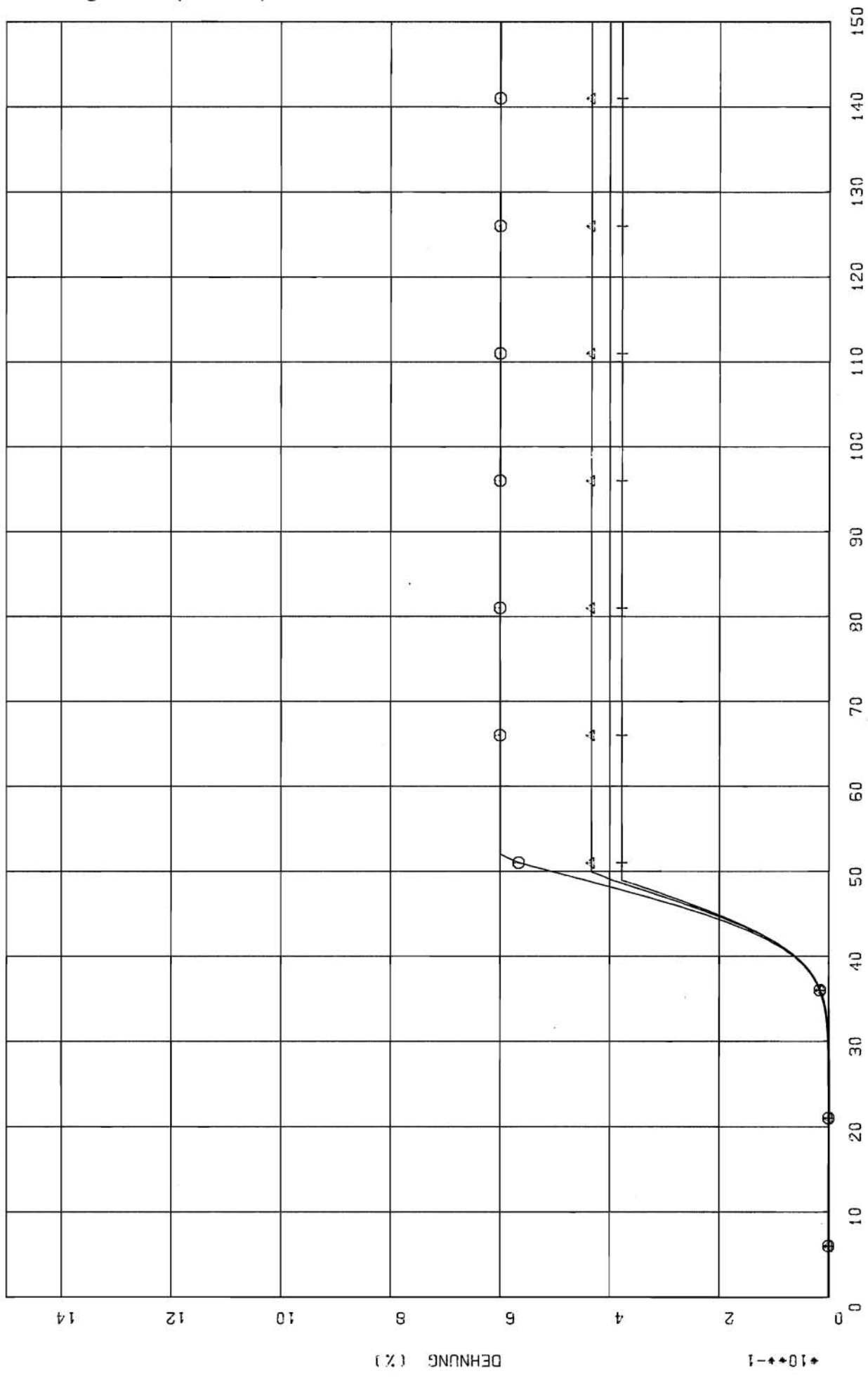
Bild 3-23:

HUELLROHRTEMPERATUR BEI 4-SIGMA-BERSTKRITERIUM  
INPILE-VERSUCH A2.3 CONZ=0.5 TESPA VERSION 79/2

TEMP IN GRD C

\*10\*\*2

○ NY=0.35  
 △ NY=0.45  
 + NY=0.50



**Bild 3-24:**  
 INPILE VERSUCH A2.3. OERTLICHE DEHNUNG  
 TESPA 79/2

○ NY=0.35

△ NY=0.45

+ NY=0.50

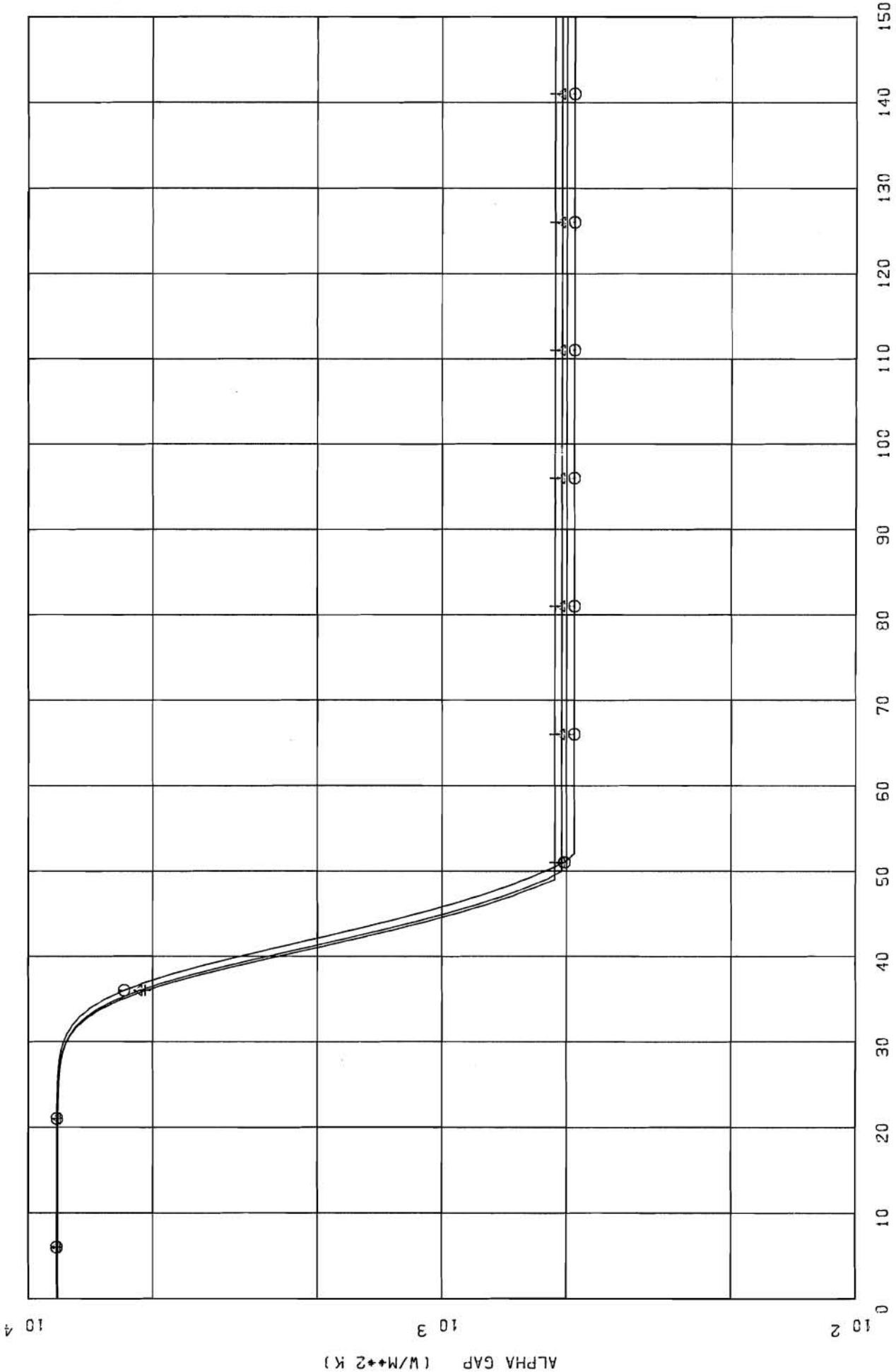
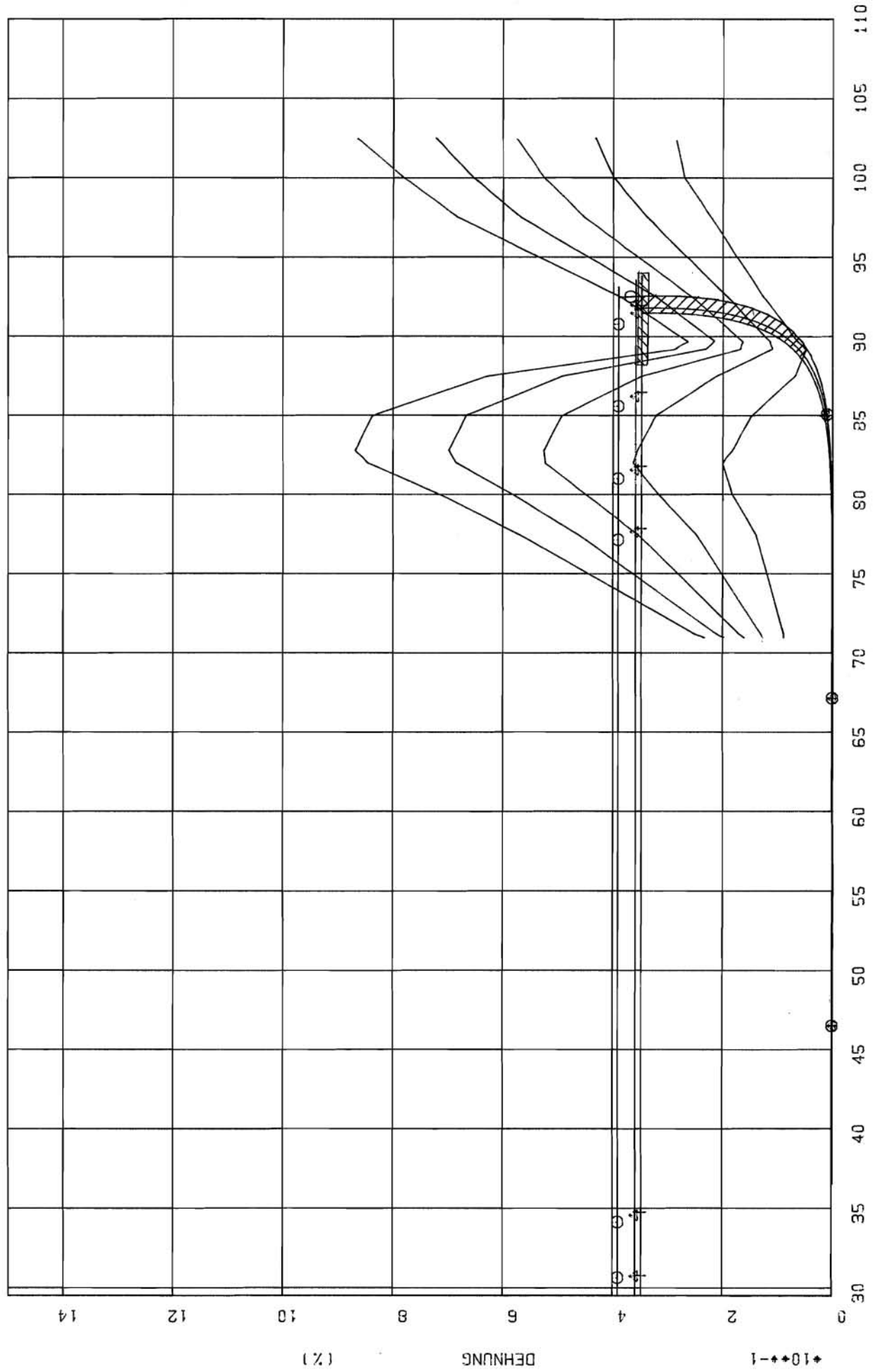


Bild 3-25:  
 INPILE VERSUCH A2.3. WAERMEUEBERGANGSZAHL IM SPALT TESPA 79/2



CONZ=0.5  
 ○ NY=0.35  
 ◐ NY=0.45  
 + NY=0.50



◆10◆1 Bild 3-26:  
 INPILE VERSUCH A2.3, DEHNUNG ALS FUNKTION DER HUELLENTEMPERATUR  
 BERSTKRITERIUM FUER ASYMMETRISCHES DEHNEN, 4-SIGMA-BAND, TESPA 79/2

◆10◆-1