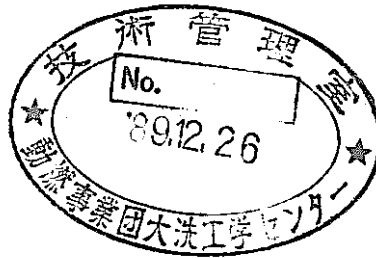


改良 9 Cr - 1 Mo 鋼の非弾性挙動と その統一型構成モデルに関する研究

(動力炉・核燃料開発事業団委託研究成果報告書)



1989年3月

技術資料コード	
開示区分	レポート No.
T	J9603 89-002
この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です	
動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室	

名古屋大学

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせ下さい。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター

システム開発推進部 技術管理室

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technology Management Section, O-arai Engineering Center, Power Reactor
and Nuclear Fuel Development Corporation 4002, Narita O-arai-machi Higashi-
Ibaraki-gun, Ibaraki, 311-14, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development
Corporation)

改良 9 Cr - 1 Mo 鋼の非弾性挙動と
その統一型構成モデルに関する研究*村上澄男**, 田中英一**
大野信忠**

要 旨

高速増殖炉の構造材料は、供用中に繰返し熱荷重と機械荷重により非弾性挙動を呈し、構造設計評価に関連してその挙動を記述できる構成モデルが必要となる。しかもクリープ変形と塑性変形の分離が困難なこと、また相互作用が存在することから、統一型モデルの開発が望まれる。本研究では次期大型炉用材料として有望な改良 9 Cr - 1 Mo 鋼に対し材料試験を行い、実用的な統一型構成モデルの開発のための基礎的知見を得ることを目的とする。

まず、試験温度 550°C にて薄肉円管試験片に生ずる軸方向ひずみとねじりひずみの測定を可能にするため、円輪型板バネ式変位計を開発した。つづいて、標線距離内の温度分布を ±1.5°C 以内に維持できる高周波加熱炉用コイルを製作した。それと同時に、複雑なひずみ経路形状と広範なひずみ速度を自動的に試験片に実現できるリアルタイム試験機制御プログラムを開発した。

次に、新しく開発したこれらの試験システムにより、まず材料挙動のひずみ速度依存性を明らかにする目的で、数種のひずみ速度による単軸引張り試験を行った。その結果 10^{-3} の場合の流動応力が 5×10^{-7} の場合のその 2 倍近くに達するほどの顕著な速度依存性が認められた。つづいて、高温繰返し特性を明らかにする目的から、 $10^{-3} / \text{sec}$ のひずみ速度での 0.3 ~ 0.75% の範囲の各種一定ひずみ振幅の完全両振り繰返し試験を行ったところ、いずれの振幅においても顕著な繰返し軟化挙動が認められた。さらにクリープ試験機にて、応力レベルが 240 ~ 330 MPa の単軸クリープ試験を行ったところ、クリープひずみの応力依存性が極めて高いこと、すなわち 10% の応力増加によってクリープひずみ速度が 6.7 倍にもなることが明らかとなった。このほか、既存の統一型構成式の一例として、Bodner-Partom モデル、Robinson モデルによる実験データのシミュレーションを行い、その基本的特性を検討したところ、いずれのモデルも、実験結果の定量的記述にはまだ多くの問題があることが明らかとなった。

* 本報告書は、名古屋大学が動力炉・核燃料開発事業団の委託により実施した研究の成果である。

契約番号：630D00057

事業団担当者：岩田耕司（大洗工学センター構造工学室）

**名古屋大学工学部機械工学教室

Inelastic Behavior of Modified 9Cr-1Mo Steel and Its Unified Constitutive Model *

Sumio MURAKAMI¹, Eiichi TANAKA¹
and Nobutada OHNO^{1**}

Abstract

Structural materials for fast breeder reactors show significant inelastic behavior under mechanical and thermal strain cycles in operation, and the constitutive model to describe such behavior is prerequisite for the evaluation of structural design. In particular, a unified model is needed since the separation of plasticity and creep is difficult and the interaction between them exists. The purpose of the present paper is to perform fundamental material tests for Modified 9Cr-1Mo steel as a candidate material for the fast breeder reactor of the next generation and to obtain the information for the formulation of a practical unified constitutive model.

An extensometer of two circular ring type with sheet springs was developed first to measure the axial and the torsional strain in a thin-walled tubular specimen at 550°C. Then a high-frequency heating coil was manufactured to realize the temperature distribution within $\pm 1.5^\circ\text{C}$ along the gage length of the specimen. A real-time control program for a bi-axial loading testing machine was developed in order to give complex strain trajectories and extensive strain rates to the specimen.

Next by using testing system developed herewith, uniaxial tensile tests of several strain rates were performed in order to clarify the strain-rate dependence of the material. The results showed marked strain-rate dependence; the flow stress at the rate of 10^{-3} in particular was twice as high as that of 5×10^{-7} . Then cyclic tests of constant strain amplitudes ranging from 0.3 to 0.75% were performed at the strain rate of $10^{-3}/\text{sec}$ in order to elucidate the cyclic properties of the material at 550°C. The results revealed marked cyclic softening behavior at any strain amplitude. Furthermore tensile creep tests at stress levels of 240 through 330 MPa showed remarkable stress dependence of creep rate; the creep rate became 6.7 times higher by a stress increase of 10%.

Finally, these experimental results were simulated by two unified constitutive models proposed so far, i.e. Bodner-Partom and Robinson Models. It was found that further studies are necessary to obtain the quantitative description of the experimental results.

* Work Performed at Nagoya University under contract with Power
Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation

Contract Number : 630D00057

PNC Liaison : Koji Iwata (Oarai Engineering Center, Structural
Engineering Section)

**Department of Mechanical Engineering, Nagoya University

目 次

1. 緒 言	1
2. 研究計画	2
3. 試験システムの構成	3
3.1 高温材料試験システムの基本構成	
3.2 引張り-圧縮・ねじり組合せ変形に対する変位計の開発	
3.3 高周波加熱装置の調整と温度制御	
3.4 応力とひずみの計算式	
3.5 全ひずみ制御試験プログラムの開発	
3.6 クリープ試験装置	
4. 改良9Cr-1Mo鋼の高温非弾性変形挙動	27
4.1 試験片材料	
4.2 試験片	
4.3 実験条件と実験方法	
4.4 一定ひずみ速度引張試験結果	
4.5 一定ひずみ範囲繰返し試験結果	
4.6 保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し試験結果	
4.7 クリープ試験結果	
5. 既存の統一型構成式の調査	52
5.1 Bodner- Partomモデル	
5.2 Robinson モデル	
6. Bodner- Partomモデルによる結果とその検討	59
6.1 計算結果	
6.2 検討	

7. Robinsonモデルによる結果とその検討	7 6
7.1 計算結果	
7.2 検討	
8. 結 言	9 3
謝 辞	9 5
参考文献	9 6

List of Figures

図 1	材料試験機	5
図 2	薄肉円管試験片	6
図 3	高温引張り-圧縮・ねじり組合せ変位計	9
図 4	高温引張り-圧縮・ねじり組合せ変位計の測定原理	10
図 5	板バネによる変位測定	11
図 6	変位計の較正試験結果	14
図 7	変形前後の試験片に対する円柱座標系	19
図 8	全ひずみ制御試験システムのブロックダイアグラム	23
図 9	レバー式クリープ試験機	25
図 10	クリープ試験用試験片	26
図 11	一定ひずみ速度単調引張り試験に対する応力-ひずみ線図	32
図 12	一定ひずみ速度単調引張り試験における飽和段階での流動応力とひずみ速度の関係	33
図 13	一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験に対する応力-ひずみ線図	35
図 14	一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験における応力振幅と累積非弾性ひずみの関係	37
図 15	一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験における応力振幅と累積非弾性ひずみの関係	39
図 16	保持時間を有する一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験に対する応力-ひずみ線図	41
図 17	保持時間を有する一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験における応力振幅と累積非弾性ひずみの関係	43
図 18	一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験における応力振幅と累積非弾性ひずみの関係	45
図 19	ひずみ保持時における応力の時間的変化	46
図 20	ひずみ保持時における応力の時間的変化	48
図 21	クリープ試験結果	50
図 22	クリープ試験結果	51
図 23	一定ひずみ速度引張り変形に対するシミュレーション結果 (Bodner-Partomモデル)	62
図 24	一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション (Bodner-Partomモデル)	65
図 25	一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション (Bodner-Partomモデル)	67
図 26	保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション (Bodner-Partomモデル)	69
図 27	保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション (Bodner-Partomモデル)	71
図 28	保持中の応力緩和に対するシミュレーション (Bodner-Partomモデル)	73
図 29	クリープ曲線に対するシミュレーション (Bodner-Partomモデル)	75
図 30	一定ひずみ速度引張り変形に対するシミュレーション結果 (Robinsonモデル)	79
図 31	一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション (Robinsonモデル)	82
図 32	一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション (Robinsonモデル)	84
図 33	保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション (Robinsonモデル)	86
図 34	保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション (Robinsonモデル)	88
図 35	保持中の応力緩和に対するシミュレーション (Robinsonモデル)	90
図 36	クリープ曲線に対するシミュレーション (Robinsonモデル)	92

List of Tables

表 1	改良9Cr-1Mo鋼の化学成分	28
-----	-----------------	----

1. 緒 言

原子力機器の高温強度設計では、慣用的でない各種環境下での材料の力学的挙動を的確に反映した詳細非弾性構造解析を実施し、予想される各種形態の破損を防止するための努力が払われている。このとき、非弾性解析の精度は、主に高温非弾性構成式の適否に依存する。

特に、高速増殖炉（FBR）の高温構造設計の場合、いずれの国においても、主に米国のORNL（Oak Ridge National Laboratory）の非弾性解析法、あるいはこれに準じた方法に従って、材料の非弾性変形は時間非依存塑性変形構成式と時間依存クリープ構成式によって記述できるものとして取り扱っている。しかし一般に、高温構造材料の非弾性変形は、転位の運動、原子あるいは空孔の拡散等に支配される。したがって、主に応力の増加によってもたらされる塑性変形と、熱活性によって進行するクリープ変形は独立の変形過程ではなく、両者を分離することは本質的に不可能である。このため、従来の塑性・クリープ分離型構成式に対しては、塑性-クリープ相互作用の記述の困難さ、応力変動時の塑性ひずみとクリープひずみの分離の困難さ等の限界が認識され、このため新しい塑性・クリープ統一型構成式の開発が待たれている。

本研究では、次期FBR実証炉用候補材料としての改良9Cr-1Mo鋼の一般的負荷条件の下での非弾性挙動を実験的に明らかにするとともに、実用解析用統一型構成式の選定のための基礎的試験を行い、既存の各種統一型構成式の応答特性ならびにその特徴と、非弾性解析へのその適用性を検討する。

2. 研究計画

上記の研究目的を、3年間にわたり、次のような研究計画に基づいて達成する。

1) 第1年度(昭和63年度)

はじめに、既存の統一型構成式の展望・調査、実験結果の記述のためのそれらの試用、各構成式の特徴、応答特性ならびに有用性の検討を行う。

これと並んで、動燃仕様改良9Cr-1Mo鋼の高温での非弾性試験を行い、その基本的力学挙動、すなわち単軸応力状態におけるクリープ、塑性、繰返し塑性、クリープ-繰返し塑性等を検討する。

2) 第2年度(平成元年度)

改良9Cr-1Mo鋼の多軸応力状態に対する非弾性変形実験を系統的に行う。

さらに、これらの実験結果と前年度の検討結果を参照して、改良9Cr-1Mo鋼に対する各種統一型構成式の特徴、有用性を明らかにするとともに、従来の構成式の改良あるいは新しい構成式の開発を試みる。

3) 第3年度(平成2年度)

改良9Cr-1Mo鋼の常温並びに高温における多軸応力状態での非弾性変形試験と各種統一型構成式の最終評価、推奨構成式モデルの改良、推敲を行う。

3. 試験システムの構成

すでに述べたように、本研究の目的の一つは、次期大型高速増殖炉用材料として期待されている改良9Cr-1Mo鋼に対して、その基本的力学挙動を明らかにするとともに、統一型非弾性構成式を定式化するための基礎的知見を得ることにある。このためには、温度及びひずみ速度の履歴を任意に設定することができ、かつ複雑なひずみあるいは応力経路に対応する多軸変形状態を試験片に実現できる試験システムが不可欠である。この章ではこのような目的で開発した試験システムについて述べる。はじめにこの試験システムの開発のベースとなった試験装置について説明し、つづいて高温下での多軸変形状態を測定するために開発した変位計と試験片に均一な温度分布を得るための高周波加熱コイル、試験片に生じる応力とひずみの計算方法、並びに全ひずみ制御試験用プログラムについて述べる。最後に、高温長時間非弾性変形挙動を明らかにするために使用したクリープ試験機について述べる。

3.1 高温材料試験システムの基本構成

試験システムの開発のベースとなった試験装置は、薄肉円管試験片に軸方向荷重とねじりトルクを与える材料試験機、試験片材料に所定の温度履歴を与える加熱装置、試験システムを制御するパーソナル・コンピュータ、及び材料試験機とコンピュータとの間の信号をA/DあるいはD/A変換する入出力装置からなる。

まず材料試験機には、島津製作所製電気油圧サーボ式疲労試験機（EHF-EB 10/TQ1-20L形）を採用した。試験機本体の外観図を図1に示す。これによれば、試験片に、 ± 10 tの動的軸方向荷重（振幅0.7 mm, 周波数10 Hzの場合）と、 ± 100 kg \cdot mの動的ねじりトルク（ねじり角の振幅 2 deg, 周波数10 Hzの場合）を負荷することができる。静的荷重の最大値は引張り-圧縮に関して15 t, ねじりトルクに関しては150 kg \cdot mであり、また、軸方向変位とねじり角の最大値は、それぞれ ± 25 mm と ± 50 degである。本研究で採用した図2に示す薄肉円管試験片（外径17 mm, 厚さ1 mm, 平行部40 mm）の場合、これらの動的軸方向荷重及び動的トルクはそれぞれ2000 MPaの軸方向応力と2600 MPaのねじりせん断応力に対応し、また軸方向変位とねじり角の最大値は、63 %の軸方向ひずみと37 %のねじりせん断ひずみに対応して、本研究で必要な実験を行うのに十分な能力を持っている。

試験片に作用する軸力とトルクは、試験機に組込まれたそれぞれのロードセルによって、また試験機のクロスヘッド間の変位と上下チャック間の回転角は、試験機付属の計測装置によって検出される。試験機には、軸方向用とねじり方向用にそれぞれ1台ずつロードストレインコントローラ（4825型）が付属しており、軸力あるいは軸変位と、トルクあるいはねじり角を、互いに独立に制御することができる。またこのロードストレインコントローラは、外部入出力端子を備えており、試験機に標準的に備わっているセンサによる制御のほか、後述する変位計の出力値に基づいた制御やコンピュータによって計算される全ひずみや非弾性ひずみ、応力等の量に基づく制御も可能である。

次に、加熱装置には島田理化製の高周波加熱装置（HHH-103型）を採用した。出力は10 kWであり、本研究で用いる試験片を1000 °C程度まで加熱する

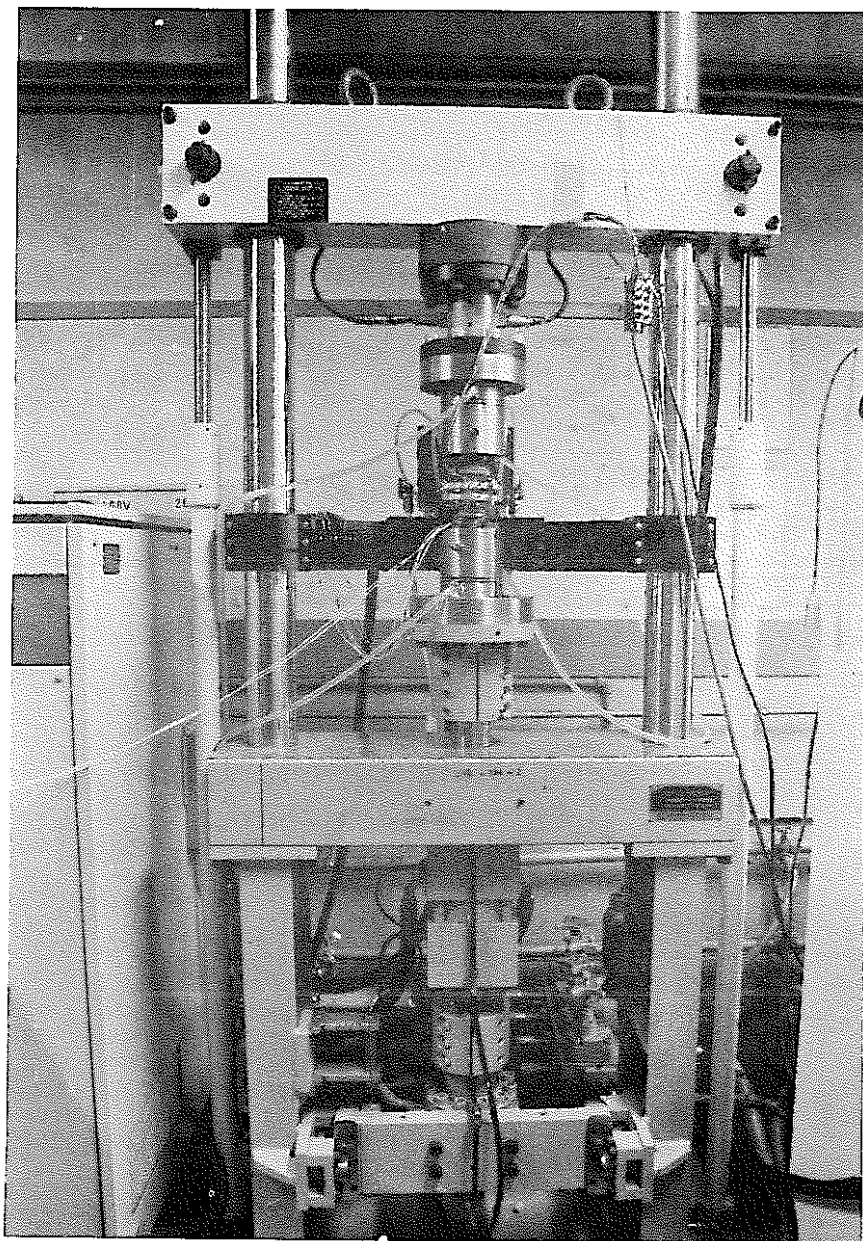


図1 材料試験機

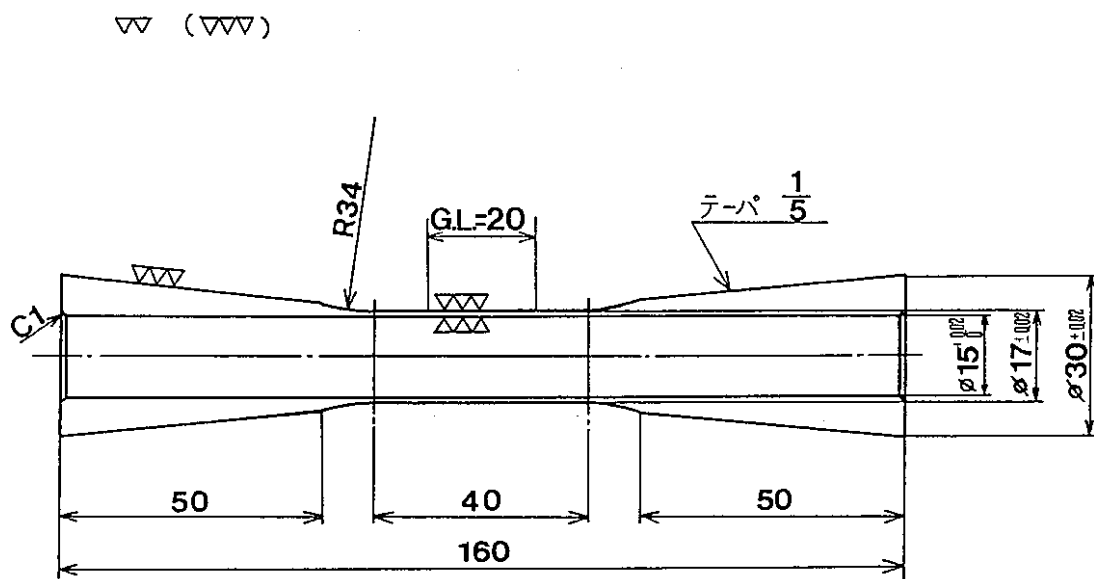


図2 薄肉円管試験片

のに十分な能力を有する。発振周波数は28 kHzであって、高周波加熱装置としては低周波数に属するが、これは表皮効果によって試験片厚さ方向に温度勾配を生じるのをできるだけ防止するためである。この装置によれば、電気炉方式の装置に比べて、極めて短時間で試験片を所定の温度まで加熱することができ、またフィードバック制御を用いた高い応答性を有する温度制御系の構成も容易である。したがって、温度変動を伴う実験にも、将来比較的容易に対応することができる。このほか高温部が試験片近傍に限られることから、変位計の設計が容易になる利点もある。試験片温度は、試験片の標線距離内にスポット溶接された3本のR型熱電対によって検出されるが、加熱装置付属の電流出力型PID（比例・積分・微分）方式の温度調整器は、その平均値をフィードバック制御によってコントロールし、所定の温度精度を実現する。

試験システムを制御するパーソナル・コンピュータには、ソード社のUNIBOXモデル2001を使用した。このモデルは、CPUに32ビットのMC68020を採用し、高速浮動小数点コプロセッサMC68881と2MBのメインメモリを備えている。このような基本構成に加えて、VMEバスアーキテクチャを採用していることにより、高速な演算制御速度と入出力速度を持ち、本研究で計画している程度のひずみ速度には十分対応できる能力を持つ。オペレーティングシステムは、AT&T社のUNIXシステムVをベースにしたOS/UXである。また補助記憶装置として、40 MBのハードディスクを装備しており、繰返し試験時に発生する多量のデータを高速に記録することができる。

荷重装置とコンピューターとの間の信号をA/DあるいはD/A変換する入出力装置には、サンエレクトロニクス社製のGP-1Bモデル3811Aを使用した。この装置は12ビットのD/Aコンバータ4チャンネルと、A/Dコンバータ8チャンネルを備えており、また、1 msec単位で計測できるクロック機能を持っている。このため、制御データの4096分の1の分解能での認識を可能にするとともに、ひずみ速度が速い試験の際にも十分なめらかな制御が可能となる。入出力装置とコンピューターとはIEEE-488 (GP-1B)バスによってデータ転送が行われる。GP-1Bは、データの転送を8ビットパラレルバイトシリアルで、3線ハンドシェイクと呼ばれる非同期確認方式で行うため、応答速度の異なる機器間でも確実なデータ転送が可能となる。

3.2 引張り-圧縮・ねじり組合せ変形に対する変位計の開発

本研究では、高周波加熱装置によって加熱される試験片の軸方向ひずみとねじりのせん断ひずみを検出するため、以下の点を考慮して試験片標線間の軸方向変位とねじり角を測定する変位計の開発を行った。

- (1) 引張り-圧縮・ねじり組合せ変形に対して使用できる。
- (2) 高周波加熱装置によって加熱される高温の試験片に使用できる。
- (3) 0.1 Hz程度の低サイクル疲労試験に使用できる。
- (4) 単軸引張りあるいは単純ねじりの単調負荷試験において、流動応力がほぼ一定値に漸近すると思われる相当ひずみが5%程度までのひずみを測定できる。
- (5) 測定可能なひずみの分解能は、弾性定数の測定を可能にするため、0.01%以下とする。

図3に変位計の外観図を示す。図からわかるように、変位計は互いに自由な2つの平行C字形アルミ合金製フレームからなり、それぞれのフレームは3本のセラミックス棒によって試験片の上下標線上に固定して使用される。上側フレームの上面および側面には互いに180°離れた位置に各1枚合計4枚のチタン合金製板バネが固定されている。試験片に軸方向およびねじり方向変位が生じると、図4に示すように、この2つのフレームの相対的位置が変化する。板バネの固定端は上側のフレームに固定されており、自由端は下側のフレームによって押されているため、フレームの相対的な位置の変化によってこの板バネのたわみ量が変化する。各板バネの表裏にはそれぞれ1枚のひずみゲージが貼付されており、軸方向変位およびねじり角のそれぞれに対して、4枚のひずみゲージによってホイートストンブリッジが構成される。これら2系統のゲージ出力を動ひずみ計によって検出すれば、試験片標線間に生じた軸方向変位とねじり角を求めることができる。

図5に板バネの概略図を示す。板バネの長さを l 、幅を b 、厚さを h 、板バネ先端のたわみ量を y とする。このとき、板バネ先端から x の位置での板バネ表面のひずみ ε_x と板バネ先端のたわみ量 y との関係式を求めると

$$\varepsilon_x = \pm D y \quad (1)$$

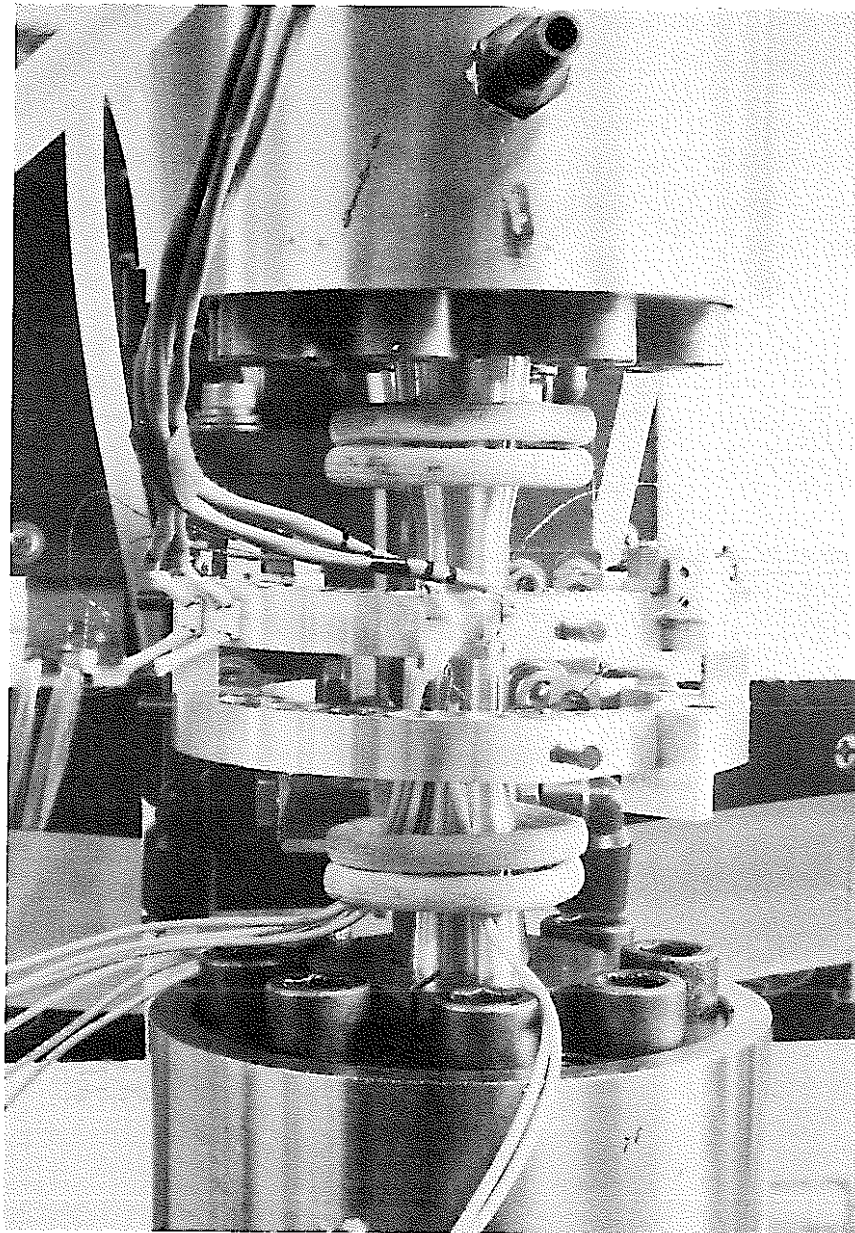


図3 高温引張り・圧縮・ねじり組合せ変位計

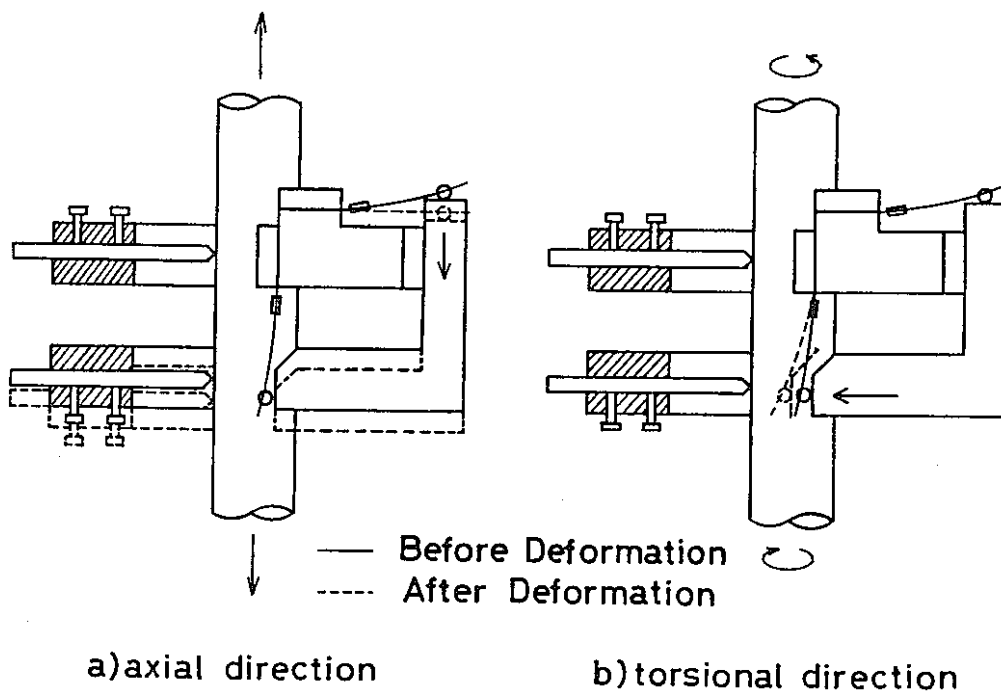
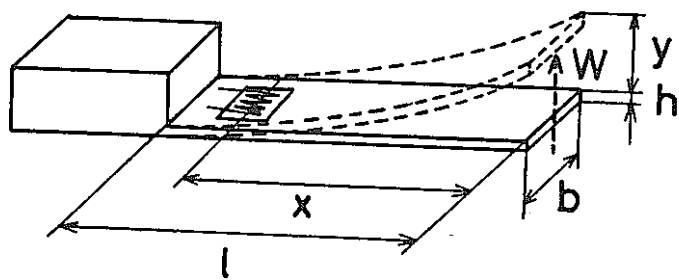


図4 高温引張り-圧縮・ねじり組合せ変位計の測定原理



$l = 28 \text{ mm}$
 $b = 8 \text{ mm}$
 $h = 0.3 \text{ mm}$
 $x = 26.5 \text{ mm}$

図5 板バネによる変位測定

となる。ここで

$$D = (3 \times h / 2 l^3)$$

とおいた。さらに、試験片の標線間距離を L 、試験片の中心から、ねじり変位検出用板バネまでの距離を C_B 、変位計のひずみゲージからの出力を軸方向、ねじり方向それぞれ ε_{axl} 、 ε_{tor} とおけば、後述の3.4節の議論からわかるように、試験片の軸方向公称ひずみ ε_{xx} とねじり公称ひずみ ε_{cx} との関係は、

$$\varepsilon_{xx} = (1 / DL) \varepsilon_{axl} \quad (2)$$

$$\varepsilon_{cx} = (R / 2 D L C_B) \varepsilon_{tor} [1 - (1 / 2 D L)] \varepsilon_{axl} \quad (3)$$

となる。これらの式において、 D の値は板バネの形状に固有の定数であり、較正試験から求めることができる。

変位計の設計にあたり、注意すべき点を2～3述べる。まず変位計は、高周波誘導磁場内で使用するため、変位計自身が発熱する可能性がある。このため、変位計の材質には抗磁性材料を採用しなければならない。板バネの設計に際しては、まず変位計の使用範囲において板バネが塑性変形しないこと、すなわち高い降伏応力をもつ材料を使用すること、次に変位計のフレームは3本のセラミックス支柱によってだけ固定されるため、板バネの反発力によってフレームがずれないように板バネの剛性を十分弱くしなければならない。また、板バネに貼付したひずみゲージは、高周波誘導磁場内で使用されるため、それに起因する高周波ノイズに強い無誘導ゲージを用いる必要がある。実際に製作した板バネの形状寸法を図5の図中に示す。

次に、この板バネに対して定数 D を求めるための較正試験方法を述べる。この値は式(1)からわかるように、板バネの自由端のたわみ量と板バネに貼付されたひずみゲージの出力との間の比例定数である。したがって、任意のたわみ量に対するひずみゲージの出力を測定すれば求めることができる。そのため、まず試験片標線間の中央で上下に分離した試験片を試験機に取付

け、それに変位計をセットした。その試験片をクロスヘッドの変位制御で微小量動かし、その移動量をダイヤルゲージで測定するとともに、変位計の出力を記録した。その結果を図6に示す。この図から、この変位計で測定できる変位量の範囲で、変位とひずみゲージの出力の間に十分な線形性が成立し、その比例定数が $D = 5.356 \times 10^{-4}$ であることがわかる。

最後にこの変位計の分解能について考察する。この試験片の標線距離は $L = 20$ mmであり、試験片の中心からねじり方向変位検出用板バネまでの距離は $C_0 = 48$ mmである。また、 $D = 5.356 \times 10^{-4}$ であり、試験片の外径は $2R_0 = 17$ mmであるから、実際のひずみと、板バネに貼付されたひずみゲージの出力の間の関係は、式(2)、(3)より次のようになる。

$$\varepsilon_{xx} = 93.35 \varepsilon_{axl} \quad (4)$$

$$\varepsilon_{cx} = 8.266 \varepsilon_{tor} (1 - 46.68 \varepsilon_{axl}) \quad (5)$$

この変位計の測定可能なひずみの分解能は、ひずみゲージの分解能に依存する。ひずみゲージの分解能を 1×10^{-6} とすれば、軸方向ひずみの分解能は 1×10^{-4} 、ねじり方向のそれが 1×10^{-5} となる。軸方向ひずみの分解能は必ずしも満足のいく値ではないが、この原因は軸方向変位に対するひずみゲージの出力が小さいためと考えられる。この出力を大きくすることが今後の課題として挙げられる。

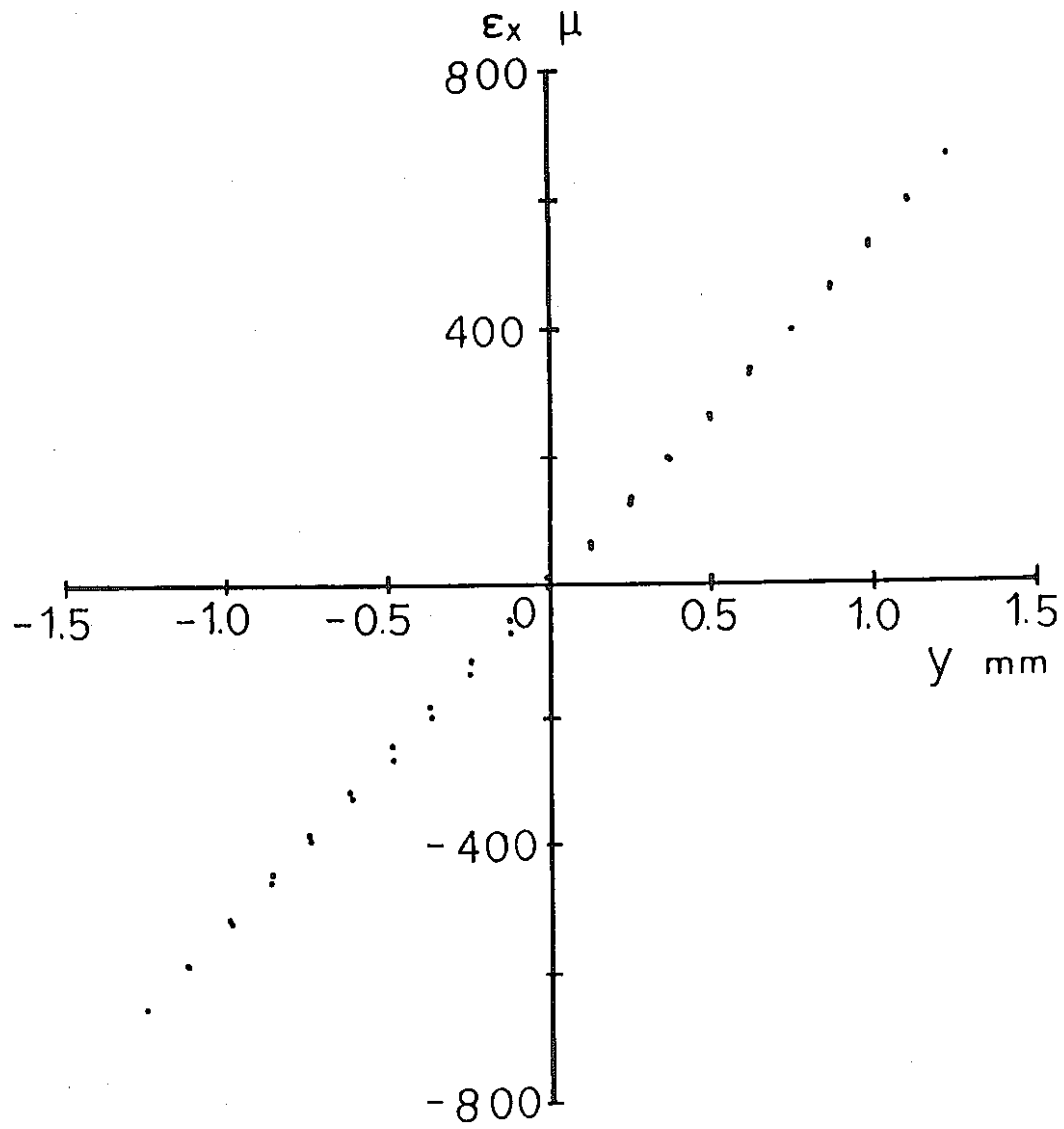


図6 変位計の較正試験結果

3.3 高周波加熱装置の調整と温度制御

本研究で対象とする温度550℃付近での改良9Cr-1Mo鋼の非弾性挙動は、温度変化に対して極めて敏感である。したがって試験片標線間内の温度分布やそれらの時間的変動に対しては十分な注意を払う必要がある。この節では、そのために行った高周波加熱炉用コイルの改良と、それに関連した注意事項について述べる。

まず、高周波加熱装置は誘導加熱法を応用したものである。誘導加熱法とは、周期性変動電流を用いて金属材料に交番磁界をかけることにより、金属材料内部に誘導電流（渦電流）を生成させ、その金属が電気抵抗と誘導電流とによって発生するジュール熱により加熱されることを利用したものである。

最近、この誘導加熱法を用いた円筒試験片に対する温度分布の解析が行われ、試験片の温度分布は、試験片材料を固定して考えれば、コイルの形状とその相対的位置だけによって決まること、試験片を取り囲む加熱コイルの径が小さくなって導体に近づくと発熱量は増加し、かつコイル付近に集中することが明らかにされた[1]。本研究では、この知見を参考に、薄肉円管試験片の温度分布を改善する目的で加熱コイルの製作を行った。まず加熱コイルの材料として外径5mm、内径4mmの銅パイプを選び、パイプの周りには絶縁のためのガラス繊維チューブをかぶせた。チャック間距離と変位計をセットするための条件、並びにこれまでの経験則から、試験片の上部及び下部にそれぞれ2巻ずつの密接したコイルを置くものとすれば、温度分布を改善するためのパラメータとしてはコイルの直径及び上下のコイル間隔の2つとなる。本研究では、それらの値を順次変えて、最適な温度分布が得られる条件を捜し求めた。その結果、試験片の標線距離内にスポット溶接された3本の熱電対の差を、±1.5℃以内に抑えることができた。

最後に、高周波加熱炉を使用する場合に注意すべき点について述べる。まず、試験片の温度分布は供試材の熱伝導率に大きく依存するため、加熱コイルは供試材ごとに異なったものを用いる必要がある。また試験片温度と周辺温度の差によって空気との熱伝達の様子が変化するため、設定温度が変わった場合にも、コイルを変えなければならない。次に、高周波加熱炉による加熱は熱容量が小さいため、試験片温度は周辺の空気の流れに敏感に応答する。

このため、試験片温度の時間的変動を最小限に保つには、試験装置全体を周辺の空気から遮断するようなんらかの工夫をしなければならない。このほか、加熱コイル付近は高周波誘導磁場ができているため、熱電対やひずみゲージを通じて測定機器に高周波ノイズがのり、正しい測定ができなくなることがある。これを防止するには、ツイストペアシールド電線のようなノイズの乗りにくいリード線を使用したり、リード線を引出す方向と高周波磁場の方向を直交させるなどの、十分なノイズ対策が必要である。

3.4 応力とひずみの計算式

この節では、薄肉円管試験片に生じるひずみ成分と応力成分を合理的に求める計算式を定式化するとともに、それらの計算式に含まれる定数と変位計およびロードセルからの出力値との関係式を定式化する。なお、ひずみ成分に関しては、本研究では対象とする変形の大きさがそれほど大きくなく、公称ひずみと真ひずみの差がほとんどないことから、公称ひずみを採用することにする。一方、応力成分に関しては、公称応力と真応力の差は公称ひずみと真ひずみの差と同程度であるが、しかし金属の非弾性変形は一般に応力の高次の非線形関数となるため、わずかの応力の誤差が非弾性変形挙動に大きな影響を及ぼす。したがって、応力成分に関しては真応力を採用することにする。

3.4.1 ひずみの計算式

まず、薄肉円管試験片に対するひずみテンソルの一般的な形を求める。図7に示すように変形前後の試験片に共通の円柱座標系を導入し、要素の変形前の座標を (R, Θ, Z) 、変形後の座標を (r, θ, z) で表す。このとき両者は次の関係で表されるものとする。

$$\begin{aligned} r &= R + w \\ \theta &= \Theta + \alpha \\ z &= Z + u \end{aligned} \tag{6}$$

ここで、一般化変位 w 、 α および u は変形前の座標 (R, Θ, Z) の関数と考えられるが、問題が軸対称であることから、 Θ には無関係である。そこで、 w 、 α および u を次の形におく。

$$\begin{aligned} w &= C_1 R + (C_2 / R) \\ \alpha &= B Z \\ u &= A Z \end{aligned} \tag{7}$$

一般化変位 w , α および u と半径方向, 円周方向および軸方向変位 ξ_R , ξ_C , ξ_Z は次式で関連づけられる.

$$\begin{aligned}\xi_R &= w \\ \xi_C &= r \alpha \\ \xi_Z &= u\end{aligned}\tag{8}$$

一方, ひずみテンソルの物理成分は, 次式で定義される.

$$\begin{aligned}\varepsilon_{RR} &= \partial \xi_R / \partial R \\ \varepsilon_{CC} &= (1/R) (\partial \xi_C / \partial \Theta) + (\xi_R / R) \\ \varepsilon_{ZZ} &= \partial \xi_Z / \partial Z \\ \varepsilon_{CZ} &= (1/2) [(\partial \xi_C / \partial Z) \\ &\quad + (1/R) (\partial \xi_Z / \partial \Theta)] \\ \varepsilon_{ZR} &= (1/2) (\partial \xi_Z / \partial R + \partial \xi_R / \partial Z) \\ \varepsilon_{RC} &= (1/2) [(1/R) (\partial \xi_R / \partial \Theta) \\ &\quad + (\partial \xi_C / \partial R) - (\xi_C / R)]\end{aligned}\tag{9}$$

上式に式 (7) と (8) を代入すると, 次のようになる.

$$\begin{aligned}\varepsilon_{RR} &= C_1 - (C_2 / R^2) \\ \varepsilon_{CC} &= C_1 + (C_2 / R^2) \\ \varepsilon_{ZZ} &= A \\ \varepsilon_{CZ} &= (B/2) [R + C_1 R + (C_2 / R)] \\ \varepsilon_{ZR} &= 0 \\ \varepsilon_{RC} &= - (B C_2 Z / R^2)\end{aligned}\tag{10}$$

さて, 式 (10) をさらに簡単化するため, 全変形は非圧縮, すなわち

$$\varepsilon_{RR} + \varepsilon_{CC} + \varepsilon_{ZZ} = 0\tag{11}$$

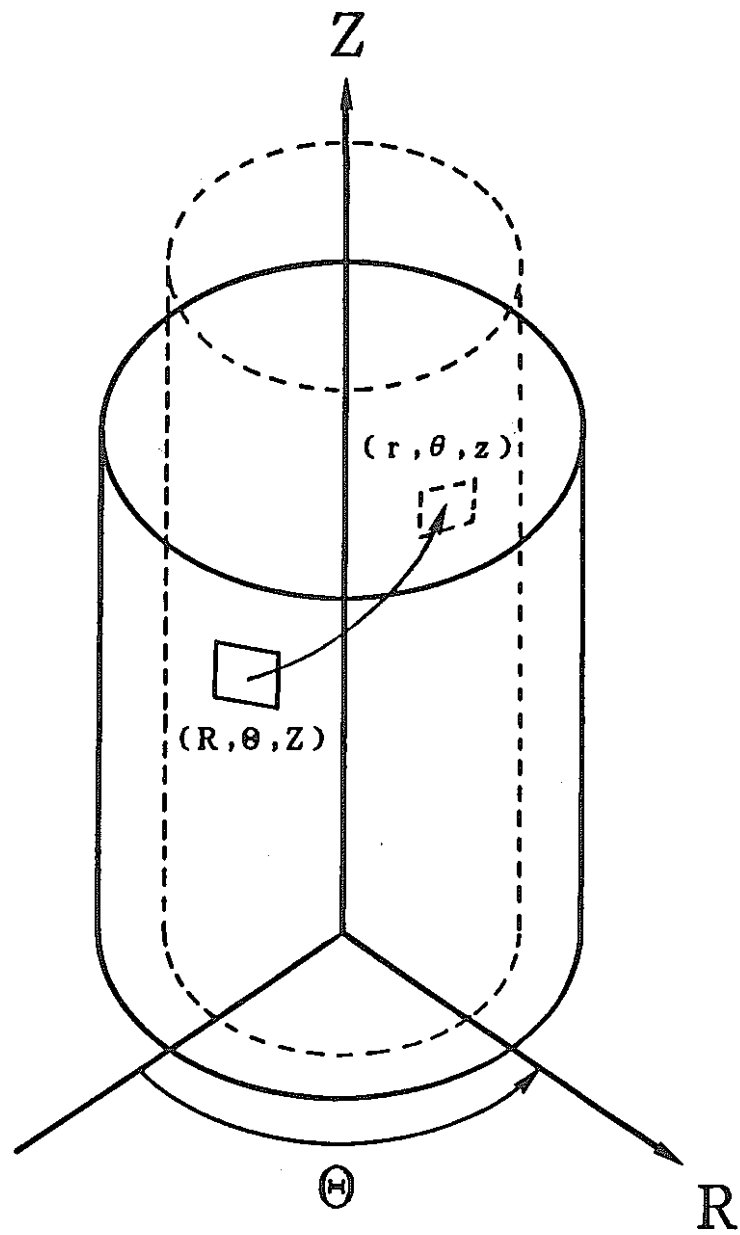


図7 変形前後の試験片に対する円柱座標系

の条件が近似的に成立するものと仮定する。このとき

$$C_1 = - (A/2) \quad (12)$$

の関係が得られる。内圧が存在しないことから、 $\epsilon_{RR} = \epsilon_{CC}$ の関係が成立することに注意すれば、 $C_2 = 0$ となり、結局一般化変位は次のようにかける。

$$\begin{aligned} \epsilon_{RR} &= \epsilon_{CC} = - (A/2) \\ \epsilon_{ZZ} &= A \\ \epsilon_{CZ} &= (RB/2) [1 - (A/2)] \\ \epsilon_{ZR} &= \epsilon_{RC} = 0 \end{aligned} \quad (13)$$

上式からわかるように、 ϵ_{RR} 、 ϵ_{CC} 、 ϵ_{ZZ} 、 ϵ_{ZR} 、 ϵ_{RC} は試験片の横断面にわたって一定となるが、しかし、 ϵ_{CZ} は半径方向座標 R の関数となる。 ϵ_{CZ} の横断面における平均値を求めるため、半径方向の積分平均値を求めると、

$$(\epsilon_{CZ})_M = (R_M B/2) [1 - (A/2)] \quad (14)$$

の関係が得られる。ここで R_M は変形前の試験片の平均半径である。

以上で試験片に生じる平均ひずみを計算する基礎式が定式化された。次に計算式に含まれる変数 A および B と、変位計の軸方向およびねじり方向出力 V_z 、 V_c の関係式を定式化する。まず変位計の原理から、一般化変位 u および α はそれぞれ V_z と V_c に比例する。すなわち、定数 a と b を導入することによって、 u と α は次のようにかける。

$$\begin{aligned} u &= a V_z \\ \alpha &= b V_c \end{aligned} \quad (15)$$

試験片の上下標線の軸方向座標をそれぞれ $Z = 0$ と Z_0 とすれば、 A および B はそれぞれ V_z 、 V_c の関数として次のように表現できる。

$$\begin{aligned} A &= (a / Z_0) V_z \\ B &= (b / Z_0) V_c \end{aligned} \quad (16)$$

したがって、 a と b の値を較正試験によってあらかじめ定めておけば、式(13)と(14)を用いて、試験片に生じるひずみ成分の平均値を求めることができる。

3.4.2 応力の計算式

試験片の外半径を R_0 、内半径を R_1 、作用する軸荷重を F 、トルクを T 、試験片の内外表面における半径方向変位を w_1 および w_0 とすると、Cauchyの応力テンソルの、軸方向応力およびねじりのせん断応力成分 σ_{zz} 、 σ_{cz} は次のように書ける。

$$\begin{aligned} \sigma_{zz} &= F / [\pi \{ (R_0 + w_0)^2 - (R_1 + w_1)^2 \}] \\ \sigma_{cz} &= 3T / [2\pi \{ (R_0 + w_0)^3 - (R_1 + w_1)^3 \}] \end{aligned} \quad (17)$$

ここで、 w_0 と w_1 は

$$\begin{aligned} w_0 &= -(\varepsilon_{zz} / 2) R_0 \\ w_1 &= -(\varepsilon_{zz} / 2) R_1 \end{aligned} \quad (18)$$

と書けるから、これを式(17)に代入して微小量 ε_{zz} の2次以上の項を無視すれば、次の最終的な表示式を得る。

$$\begin{aligned} \sigma_{zz} &= F / [\pi (R_0^2 - R_1^2) (1 - \varepsilon_{zz})] \\ \sigma_{cz} &= T / [\pi (R_0^3 - R_1^3) \{ (2/3) - \varepsilon_{zz} \}] \end{aligned} \quad (19)$$

3.5 全ひずみ制御試験プログラムの開発

すでに述べたように、本研究では一定ひずみ速度単調負荷試験、一定ひずみ振幅繰返し負荷試験等、全ひずみあるいは全ひずみ速度を規定するいくつかの試験を実施する必要がある。この節では、このような試験を行うために開発した全ひずみ制御プログラムの概要を述べる。

まず、全ひずみ制御試験システムのブロックダイアグラムを図8に示す。実験中に測定されるデータは、試験機付属のロードセル（図中L.C., T.C.で示す）によって検出される軸方向荷重とねじりトルク、および新たに開発した変位計で検出される軸方向変位とねじり角の4つであり、それらは試験機付属の増幅器および動ひずみ計によって、それぞれ-5V~+5Vの範囲の電圧に変換される。これらのデータは、ロードストレインコントローラにフィードバックされると同時に12ビットのA/Dコンバータを経て制御用パーソナル・コンピュータに入力される。コンピュータは入出力装置に備わっているクロックによって1 msec単位で時間を検出し、それと予めプログラムしておいたひずみ速度およびひずみ経路に関する情報から現在実現されるべき全ひずみの目標値を算出する。もしA/Dコンバータの出力値から計算される全ひずみ値と時間に基づいて指定された目標値の差が著しく大きくなければ、その目標値は12ビットのD/Aコンバータを介してロードストレインコントローラに送られる。ロードストレインコントローラは、この目標値とフィードバック値である現在値とを比較し、この差をなくすようにアクチュエータを駆動する。

最後に、全ひずみ制御試験を行った場合の制御プログラムの実行速度を実際に検討したところ、データのハードディスクへの書き込みがあるなしにかかわらず、1ループの実行速度はともに14 msecであった。これは、14 msec毎に目標値を算出し制御信号を出すことが可能であり、かつ時間損失なしに試験データの書き込みも可能であることを意味する。これらの実行速度の実現により、本研究で最もひずみ速度が大きい 1.0×10^{-3} /secの全ひずみ制御試験においても、制御の乱れがなく、なおかつ実験結果を検討するのに十分な量のデータを得ることができた。

3.6 クリープ試験装置

改良9Cr-1Mo 鋼の長時間非弾性挙動を調べる実験は、レバー式クリープ試験機で行う。その外觀図を図9に示す。レバー比は1:20であり、最大荷重は3tonである。図10にこの試験機のための試験片の形状寸法を示す。平行部の外径は10 mm、標線間距離は50 mmであり、その両端に変位計を取り付けるためのリングナイフエッジが設けてある。試験片の伸びは、このリングナイフエッジに取り付けたアームショルダにより標線間の伸びを炉外に取り出し、ダイヤルゲージによって測定する。ダイヤルゲージの最小目盛りは0.001 mmであり、したがってひずみの分解能は 10^{-5} となる。

試験片の加熱にはニクロム線抵抗炉を用いる。試験片の温度は、標線距離内にスポット溶接された3本のPR熱電対によって検出され、その温度分布は、炉内の上中下3段の巻線に流れる電流値を、自動温度調整器により制御して調整される。この加熱炉および温度調整器の使用により可能な加熱温度範囲は300 °C~1000 °Cであり、標線距離50 mm内の温度分布は±1 °C以内である。

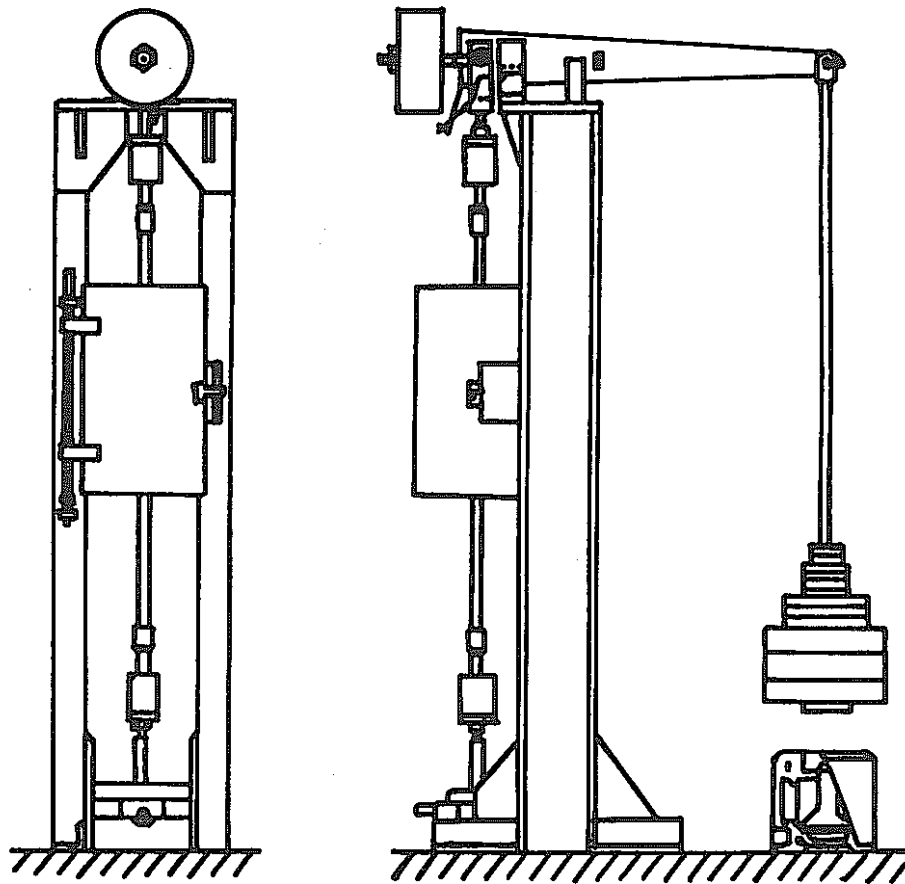


図9 レバー式クリープ試験機

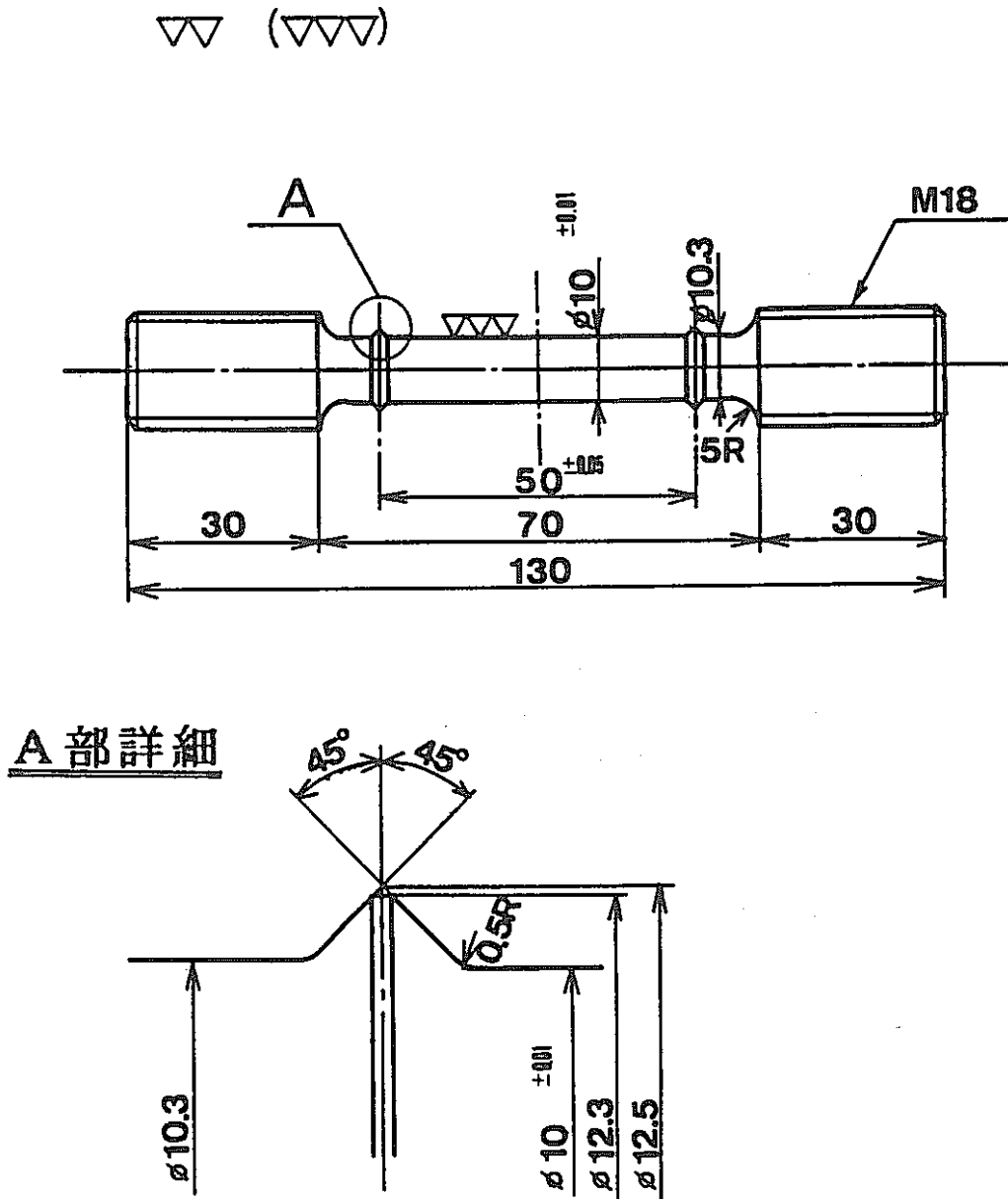


図10 クリーブ試験用試験片

4. 改良9Cr-1Mo鋼の高温非弾性変形挙動

改良9Cr-1Mo鋼の基本的な非弾性変形挙動を明らかにするため、前章で述べた高温材料試験システムとクリープ試験機を用いて、高速増殖炉運転時の設計最高温度である550℃にて、一定ひずみ速度単調引張り試験と一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験、ならびにクリープ試験を行った。この章では、その実験方法ならびに実験結果について述べる。

4.1 試験片材料

すでに述べたように，試験片材料は高速増殖炉用に設計された改良 9Cr-1Mo 鋼の焼きならし焼きもどし材であり，従来の標準9Cr-1Mo鋼にニオブおよびバナジウムを微量添加して高温強度を確保したものである。この材料は，動力炉核燃料開発事業団の仕様に基づいて製造されたものであり，高速増殖炉での実際の使用形態を考慮して，長さ500 mm，幅210mm，厚さ40 mmの板材の形で供給された。この材料の化学成分を表1に示す。

表1 改良9Cr-1Mo鋼の化学成分

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Nb	Al	V	N
0.08 ~ 0.12	0.20 ~ 0.50	0.30 ~ 0.60	≤0.02	≤0.01	≤0.40	8.00 ~ 9.50	0.85 ~ 1.05	0.06 ~ 0.10	≤0.04	0.18 ~ 0.25	0.03 ~ 0.07

4.2 試験片

一定ひずみ速度単調引張り試験，一定ひずみ振幅完全両振繰返し試験および保持時間を有する一定ひずみ振幅完全両振繰返し試験に用いられた試験片は前出の図2に示した薄肉円管試験片である。この試験片は，試験片の中心軸が板材の中央面に一致するように製作された。一方，クリープ試験片は図10に示した中実円柱試験片であり，前述の薄肉円管試験片の壁面の位置とこの試験片の中心軸が一致するように加工されている。

4.3 実験条件と実験方法

一定ひずみ速度引張り試験は第3章で述べた高温材料試験システムを用いて行った。すなわち、軸方向全ひずみの値を全ひずみ制御プログラムによって時間の関数として規定し、所定のひずみ速度が実現できるようにした。ひずみ速度の値には、 5×10^{-7} 、 5×10^{-6} 、 5×10^{-5} 、 5×10^{-4} 、 1×10^{-3} /secの5種類を選んだ。同様に、一定ひずみ範囲繰返し試験および保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し試験も、高温材料試験システムを用いて全ひずみ制御で行った。両者ともひずみ速度は 1×10^{-3} /secの値に固定し、ひずみ振幅の値には0.3%、0.4%、0.5%、0.75%の4種類を選んだ。また、後者の保持時間には、6分間を選んだ。

これら3種類の実験は次の手順で行った。まず室温で縦弾性係数を測定した。すなわち、軸方向応力30 MPaと60 MPaとの間で負荷・除荷を3回繰返し、除荷の際の応力増分とひずみ増分の比を求めた。つづいて、約15分かけて所定の試験温度550 °Cに昇温し、30分均熱したのち、前と同様な方法で再び縦弾性係数を求めた。そののち、上述の各試験を実施した。なお、縦弾性係数の平均値は、室温では215 GPa、550 °Cでは165 GPaであり、またこれらの値のパラッキは、Eの平均値の±5%以内であった。

つぎに一定応力クリープ試験は、3.6節で述べたクリープ試験機を用いて実施した。所定の応力値には322.5、300、270 MPaの3種類を選んだ。試験片の加熱はJIS規格の金属材料の引張りクリープ試験方法(JIS Z2271)に基づいて行った。すなわち、約4時間かけて試験温度550 °Cに昇温し、その後約20時間均熱して荷重を負荷した。なお、軸方向変形に伴う試験片断面積減少によって応力が増加するのを避けるため、実験期間中適宜体積一定則を仮定して断面積変化を計算し、レバーに乗せる荷重を減らした。それに伴う負荷応力の変動誤差は設定応力の±1 MPa以内であった。

4.4 一定ひずみ速度引張試験結果

最初に、一定ひずみ速度引張り試験の場合の軸方向応力と軸方向全ひずみの関係を図11に示す。図からわかるように、流動応力はいずれのひずみ速度の場合にもほぼ1.0%までで一定値に漸近している。しかしその漸近値はひずみ速度に強く依存することがわかる。ひずみ速度と流動応力の関係を明らかにするために、ひずみが1.5%のときのひずみ速度と流動応力の関係を図12に示す。図からわかるように、 5×10^{-7} /secから 5×10^{-4} /secまでのひずみ速度範囲では、ひずみ速度が10倍早くなる毎に流動応力が約50 MPaだけ増加する線形関係が認められるが、それよりも大きい 1×10^{-3} /secに対する流動応力はかえって減少する現象がみられる。流動応力のひずみ速度依存性におけるこのような傾向は、改良9Cr-1Mo鋼ばかりでなく、高温ニッケル基合金B1900+Hfにおいても観察されており、この原因として転位の移動と溶質原子の相互作用が挙げられている。すなわち非弾性変形は転位の移動によって生じ、これを妨げるものの一つとして溶質原子による雰囲気形成がある。転位は有効応力ならびに熱活性化によってこの障害を乗り越え移動するが、転位速度が速くなるにしたがって熱活性化時間が短くなるため、転位が溶質原子などの障害を乗り越え移動するためには大きな有効応力が必要となる。そのためひずみ速度が速くなると流動応力が大きくなる。しかし、転位速度がある速度以上になると、溶質原子の移動ならびに雰囲気形成が十分になされず、熱活性化時間が短くなるにもかかわらず有効応力は小さくてすむ。そのため 10^{-3} の場合の流動応力が 5×10^{-4} のそれよりも小さくなったと考えられる。

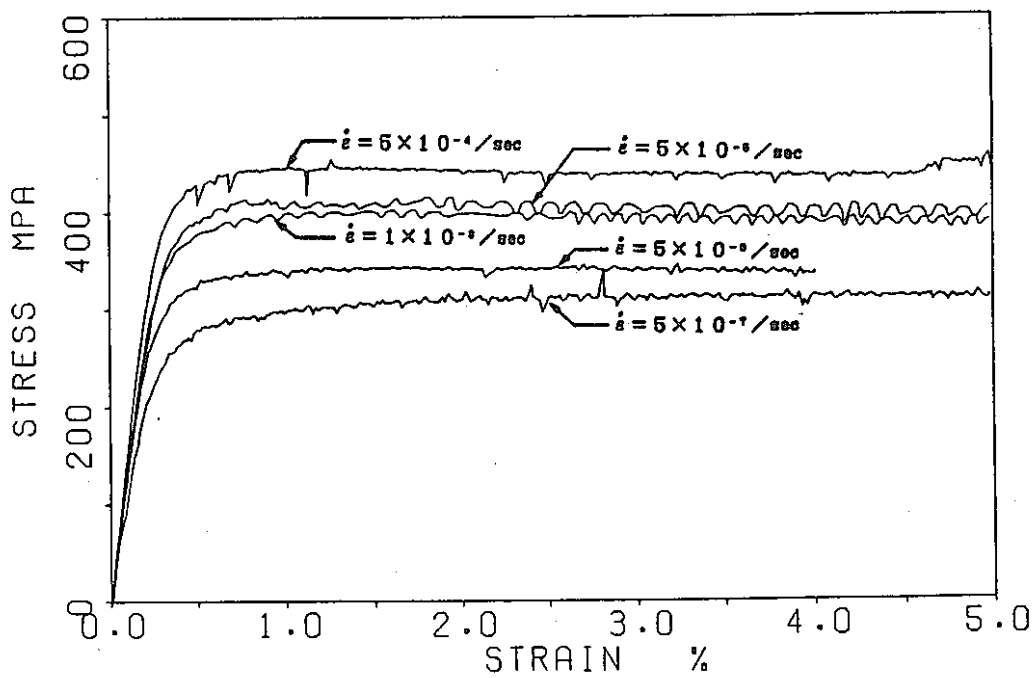


図11 一定ひずみ速度単調引張り試験に対する応力-ひずみ線図

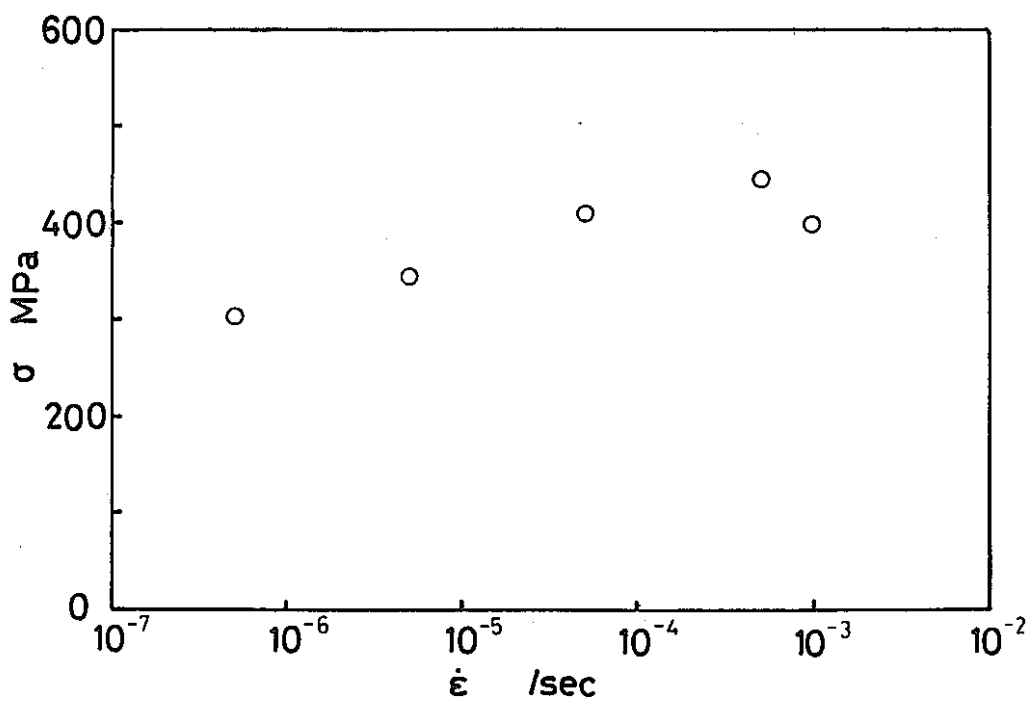
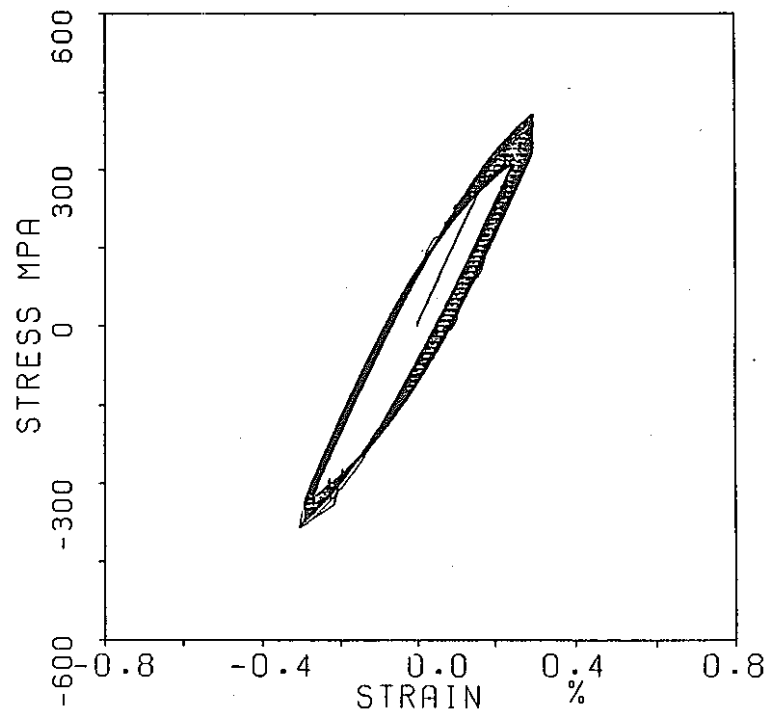


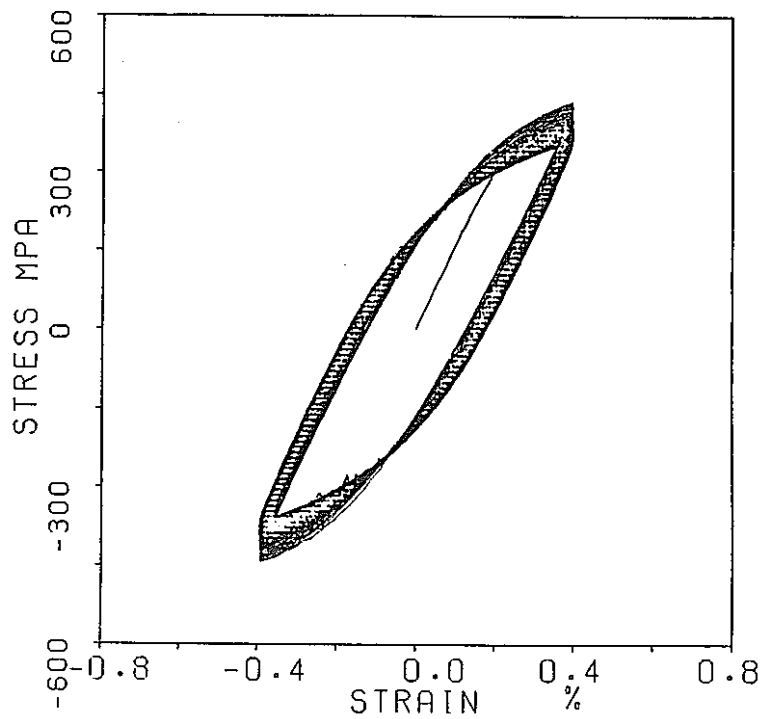
図12 一定ひずみ速度単調引張り試験における飽和段階での流動応力とひずみ速度の関係

4.5 一定ひずみ範囲繰返し試験結果

次に、一定ひずみ範囲繰返し試験に対する応力-ひずみ曲線を図13(a)~(d)に示す。いずれの振幅においても、サイクルの進行にともない、応力振幅が減少することがわかる。その様子を明確にするため、応力振幅 $\Delta\sigma/2$ と累積非弾性ひずみ s^p との関係を図14(a)~(d)に示す。図からわかるように、いずれの振幅においても明らかな繰返し軟化がみられる。図15は図14の結果をまとめたものであるが、いずれの振幅に対しても応力振幅の減少傾向はほぼ同じであることがわかる。

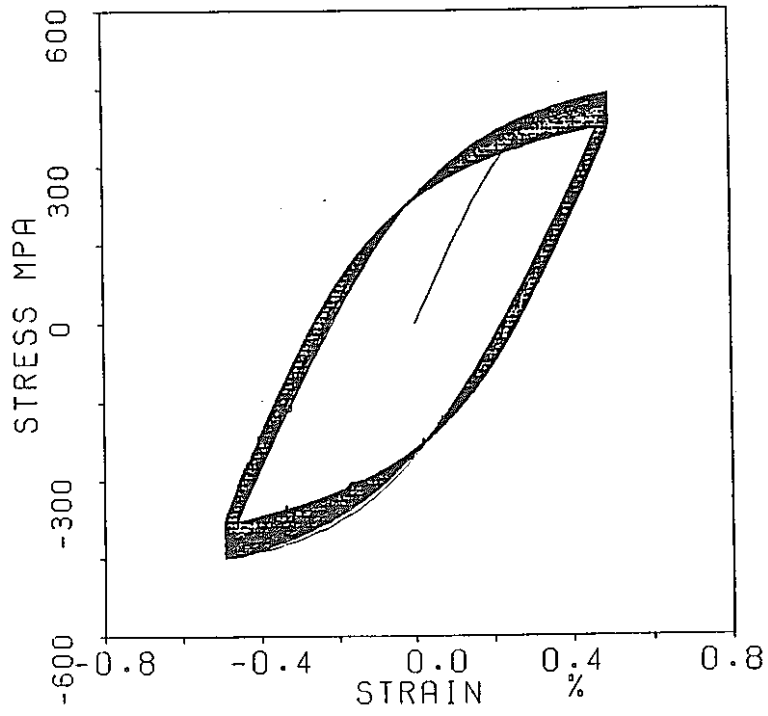


(a) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.3\%$

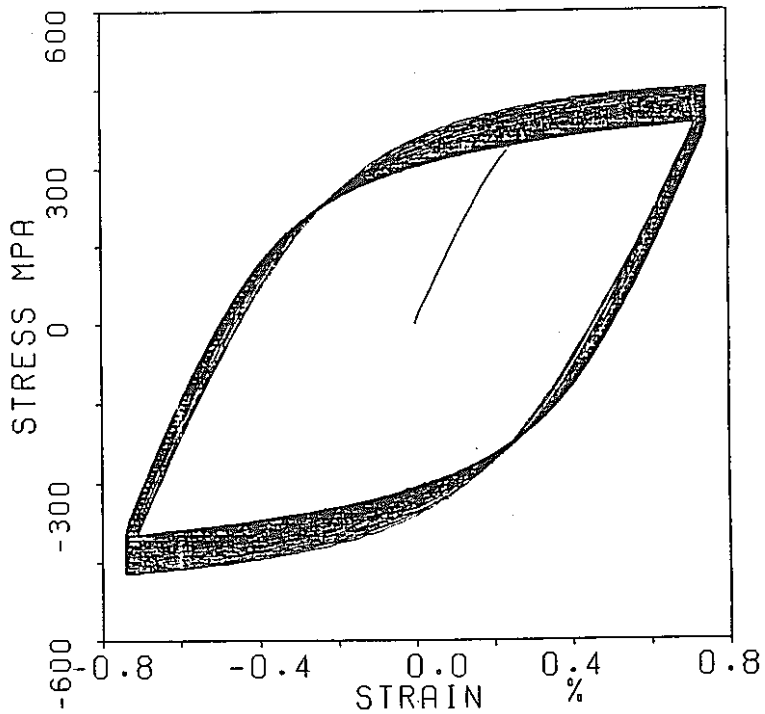


(b) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.4\%$

図13 一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験に対する応力-ひずみ線図

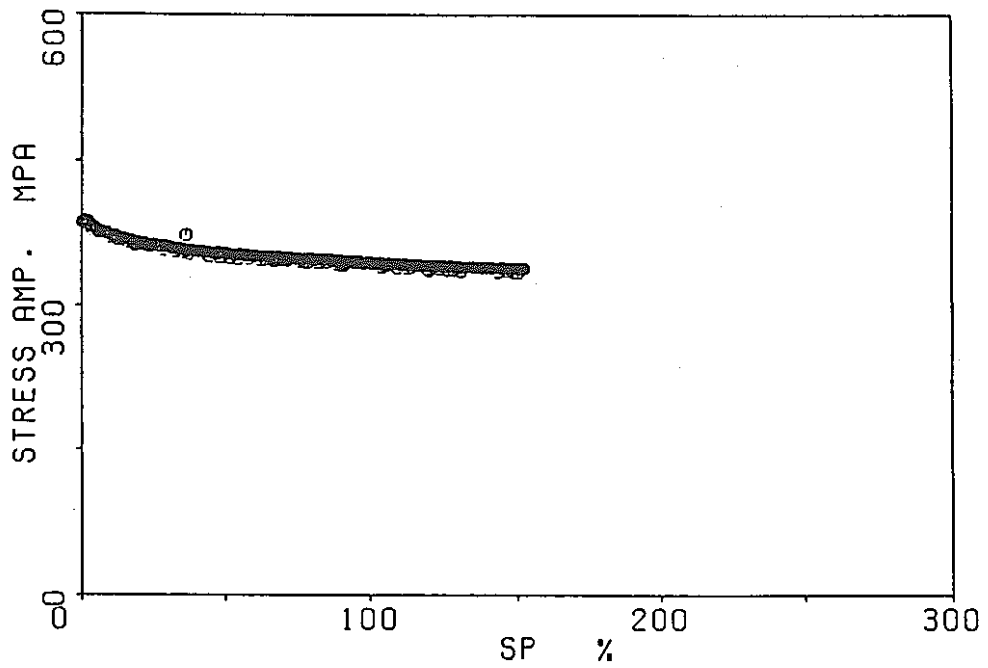


(c) $\Delta\varepsilon/2=0.5\%$

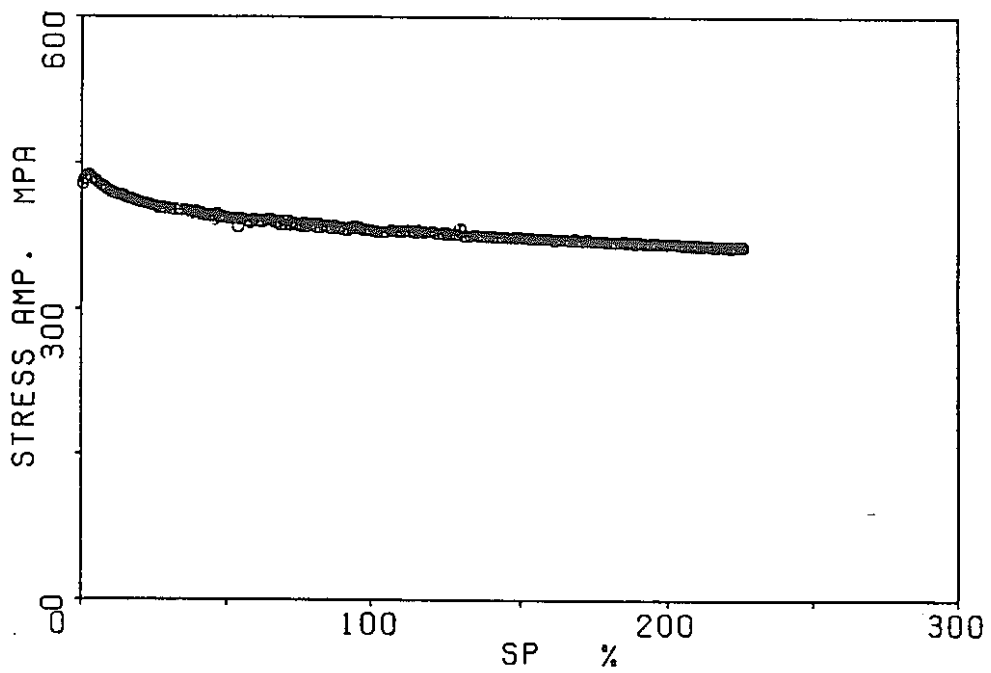


(d) $\Delta\varepsilon/2=0.75\%$

図13 一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験に対する応力-ひずみ線図

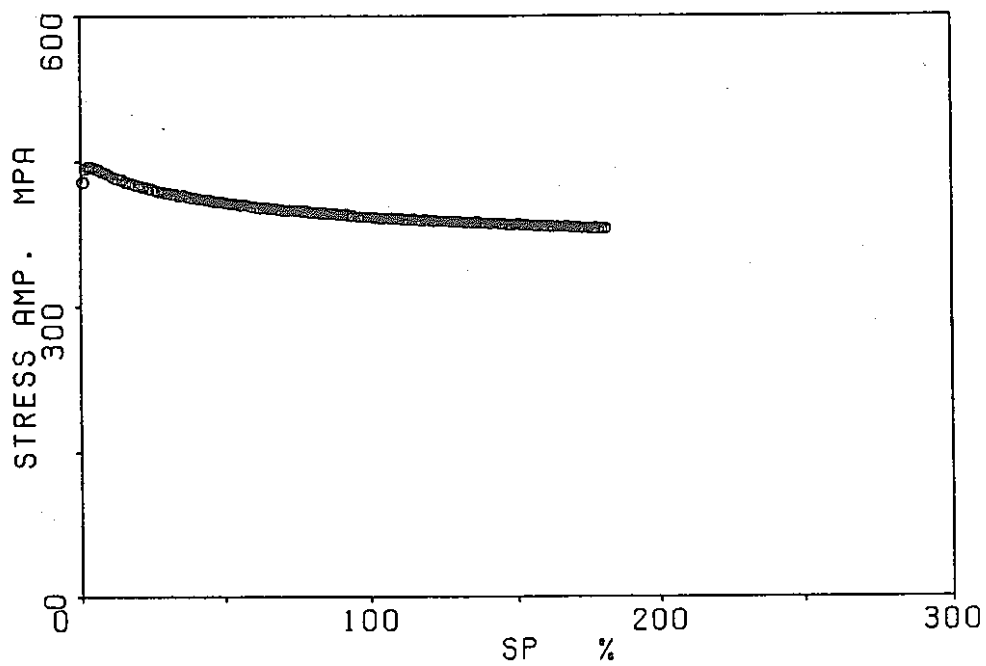


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

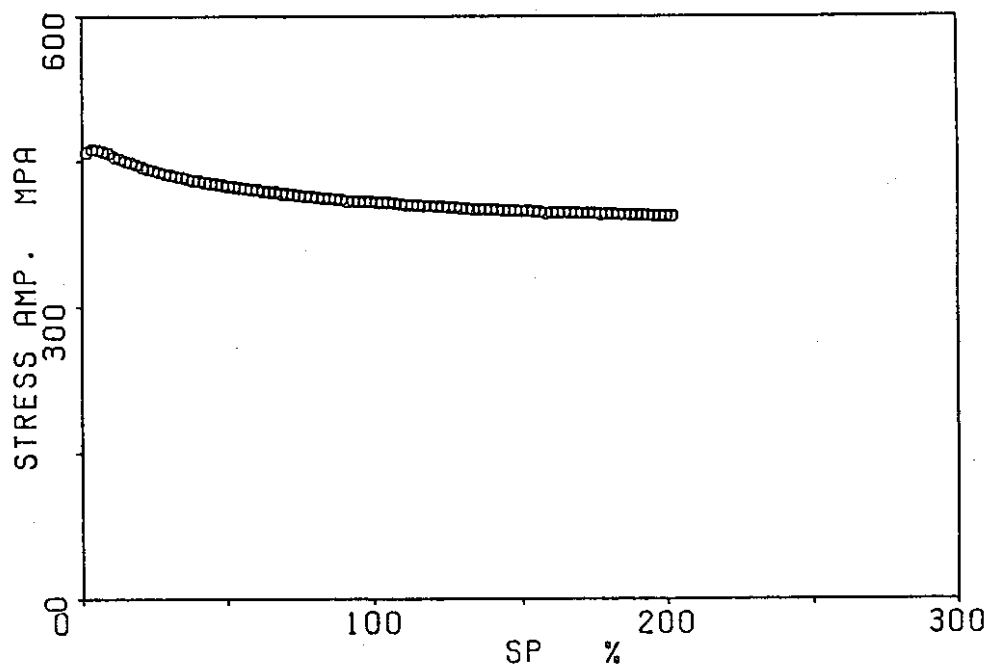


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図14 一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験における応力振幅と累積非弾性ひずみの関係



(c) $\Delta \epsilon / 2 = 0.5\%$



(d) $\Delta \epsilon / 2 = 0.75\%$

図14 一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験における応力振幅と累積非弾性ひずみの関係

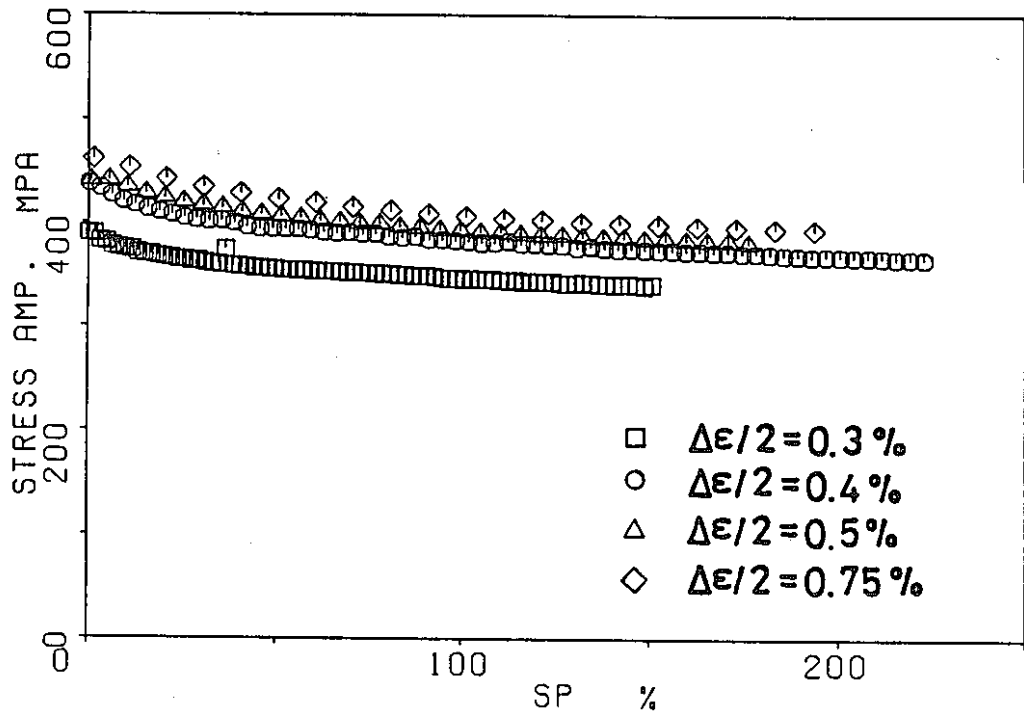
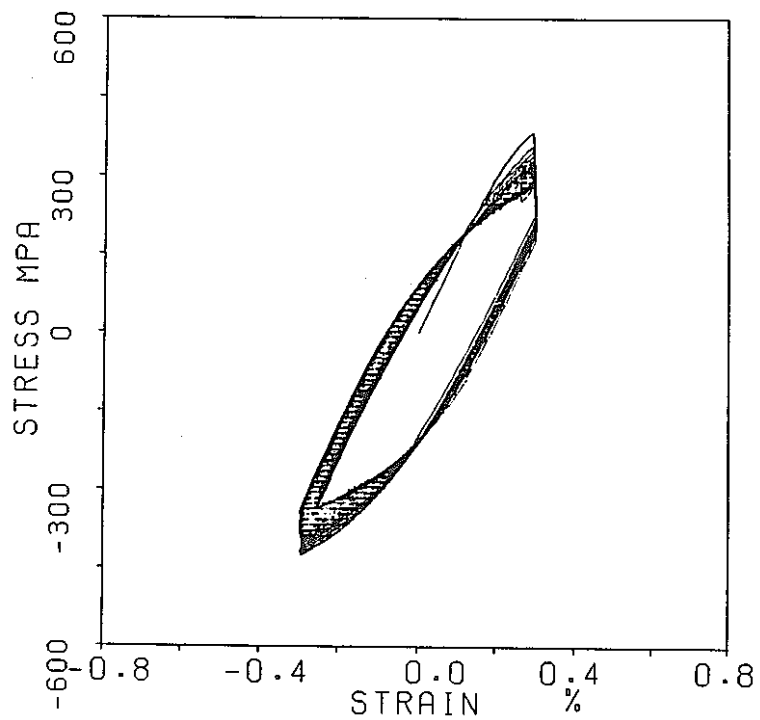


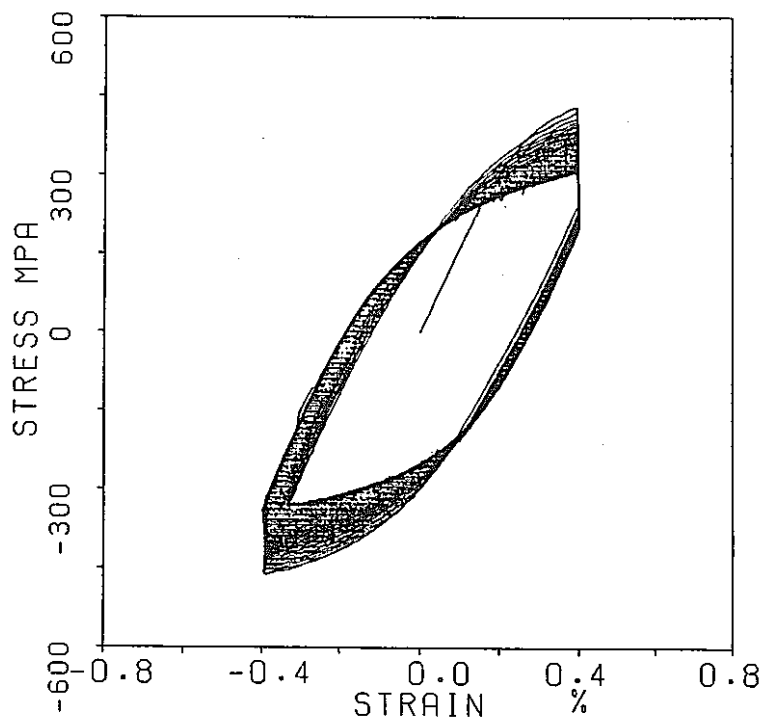
図15 一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験における応力振幅と累積非弾性ひずみの関係

4.6 保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し試験結果

保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し試験に対する応力-ひずみ曲線を図16(a)~(d)に示す。保持時間のない場合に対する図13の結果と比較してみると、引張り側のひずみ保持の影響によって応力-ひずみ曲線の形状は多少異なるが、しかし繰返し軟化する定性的傾向には変化はないことがわかる。応力振幅と累積非弾性ひずみの関係を図17(a)~(d)に示す。図14と比較すると、いずれの振幅に対しても、繰返しの初期段階においてはひずみ保持のある場合の方が応力振幅はやや大きい。しかし繰返しの進行とともにより急速に軟化し、最終的にはひずみ保持のない場合の方が応力振幅が大きくなる。図17をまとめた結果を図18に示す。次に、ひずみ保持時における応力振幅の時間的変化の様子を図19(a)~(d)に示す。(a)と(b)は20サイクル毎の、(c)と(d)は10サイクル毎の応力緩和挙動を示している。図からわかるように、いずれの振幅に対しても、応力緩和の時間的変化の様子はサイクル数の増加とともにほとんど変化しない。応力緩和の時間的変化の振幅依存性をみるため、各振幅に対する第5、第10、第20サイクルでの応力緩和曲線を重ね合わせて図20(a)~(c)に示す。保持直後を除けば、各曲線はほぼ重なっていることがわかる。

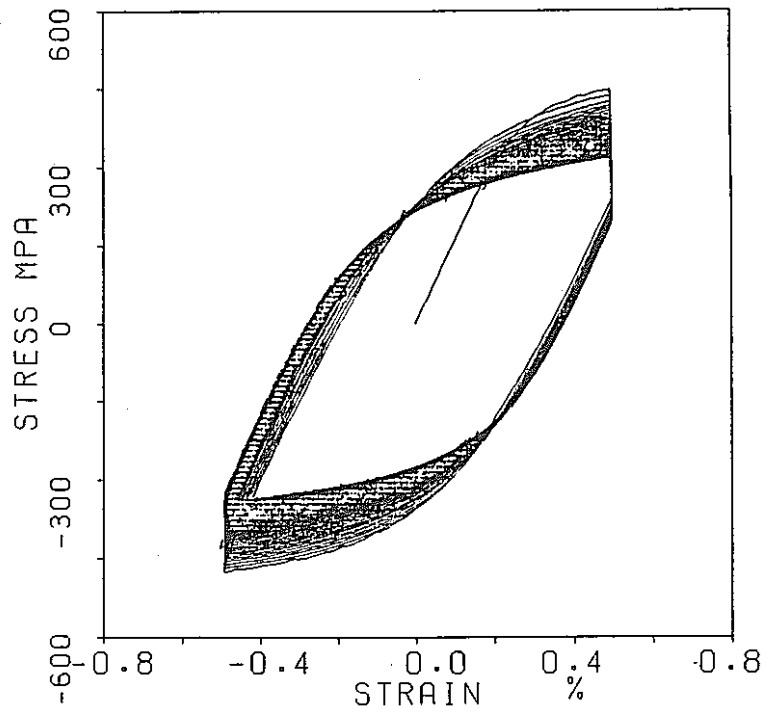


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

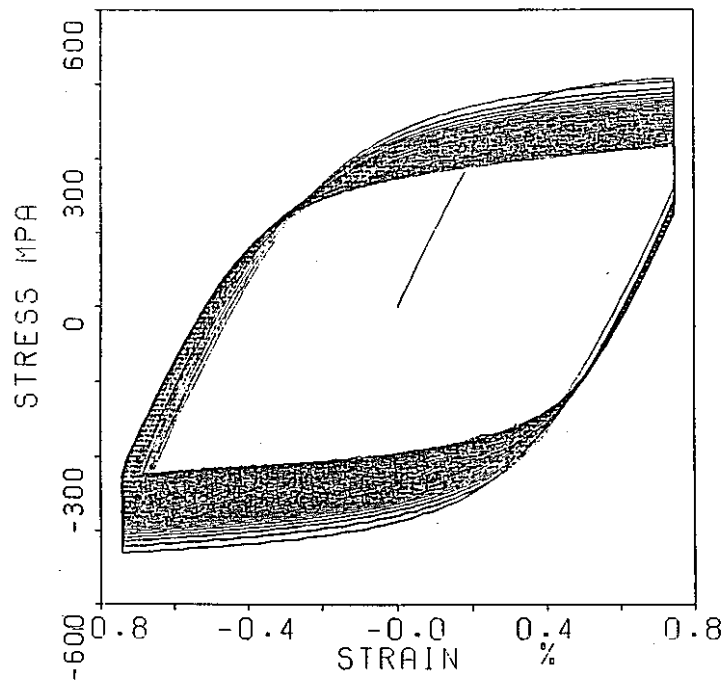


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図16 保持時間を有する一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験に対する応力-ひずみ線図

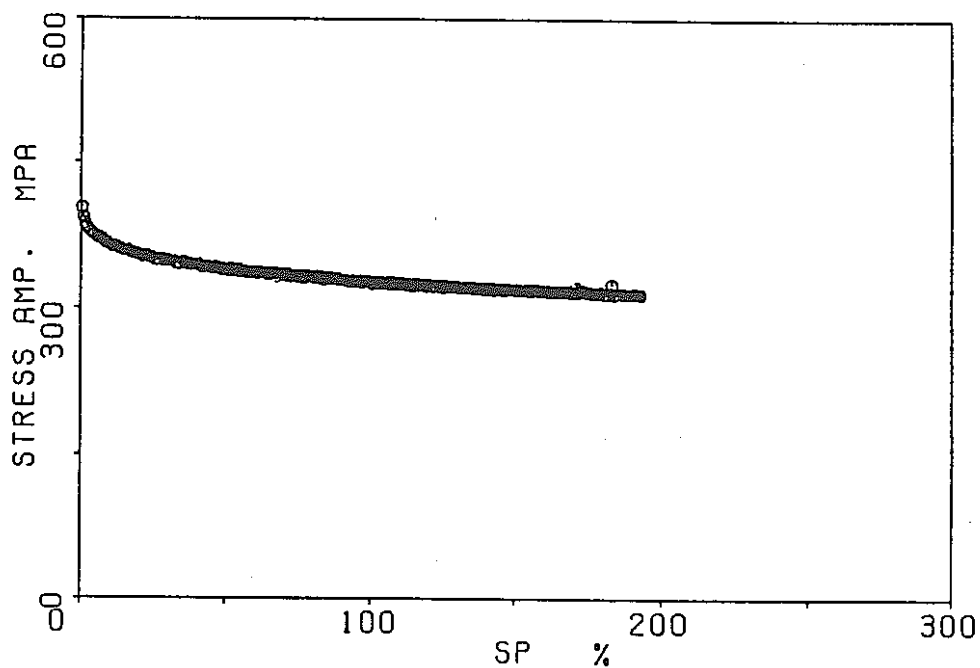


(c) $\Delta\varepsilon/2=0.5\%$

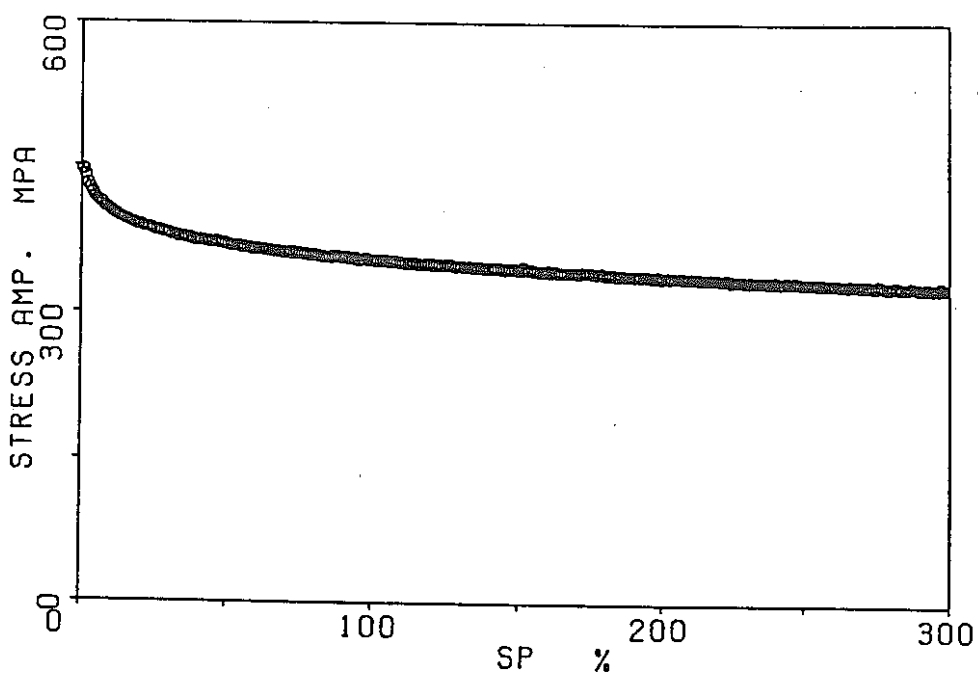


(d) $\Delta\varepsilon/2=0.75\%$

図16 保持時間を有する一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験に対する応力-ひずみ線図

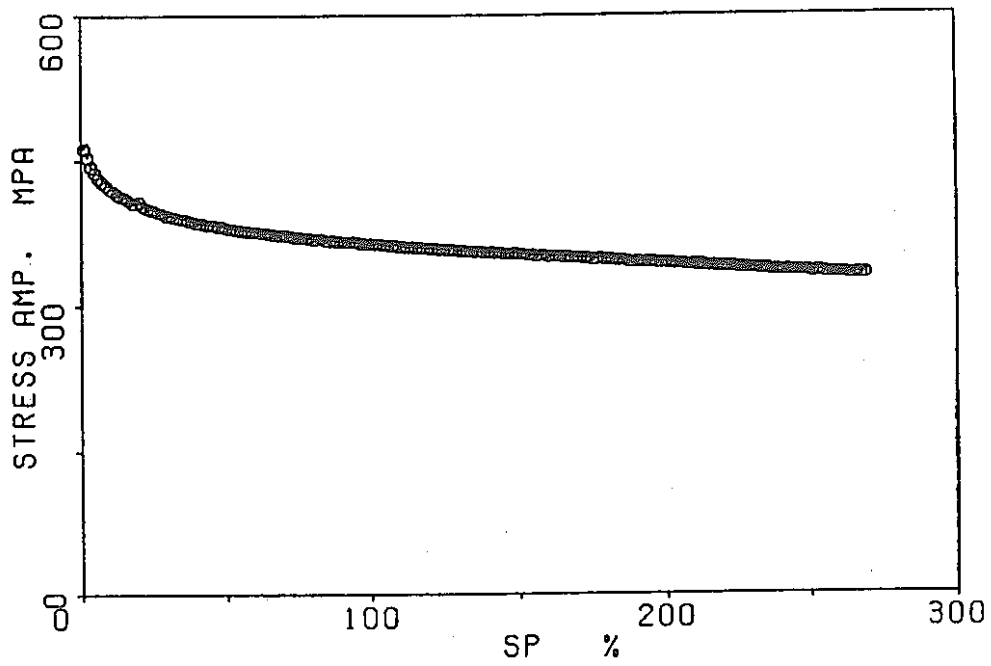


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

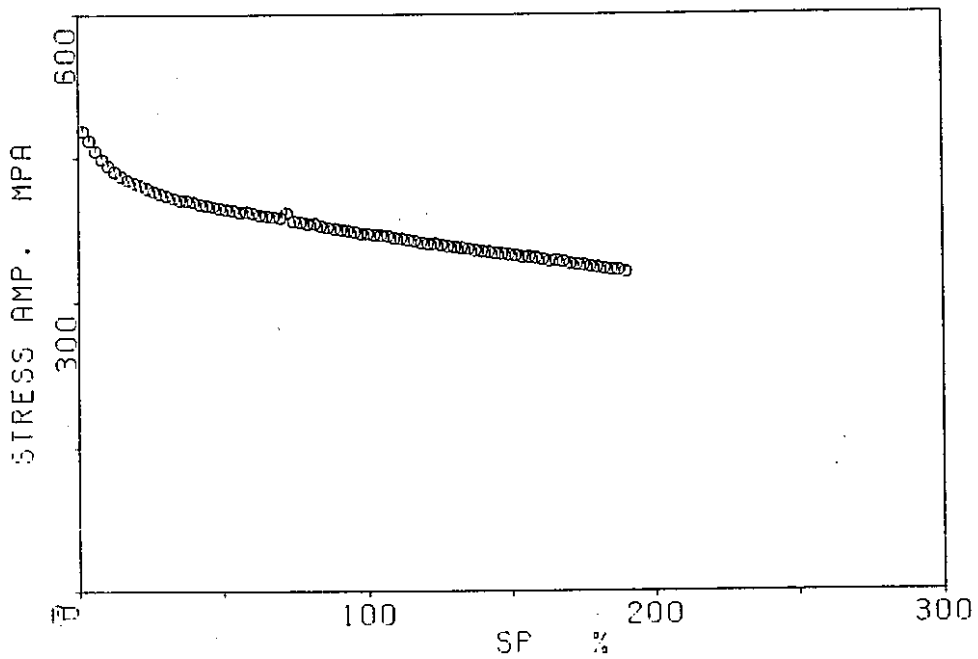


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図17 保持時間を有する一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験における応力振幅と累積非弾性ひずみの関係



(c) $\Delta \epsilon / 2 = 0.5\%$



(d) $\Delta \epsilon / 2 = 0.75\%$

図17 保持時間を有する一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験における応力振幅と累積非弾性ひずみの関係

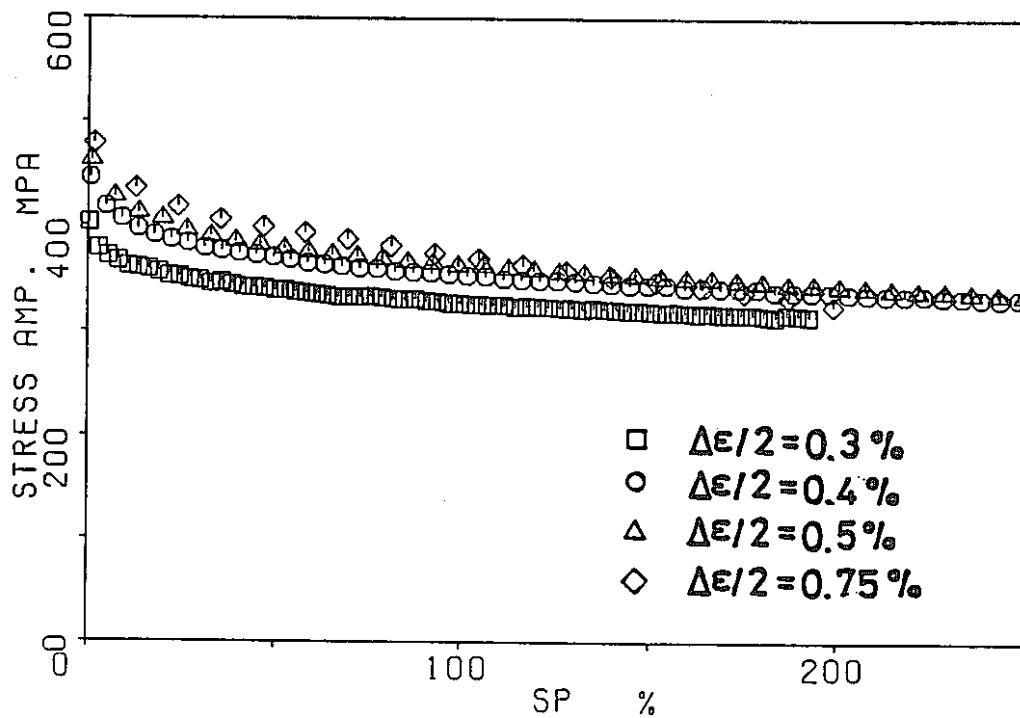
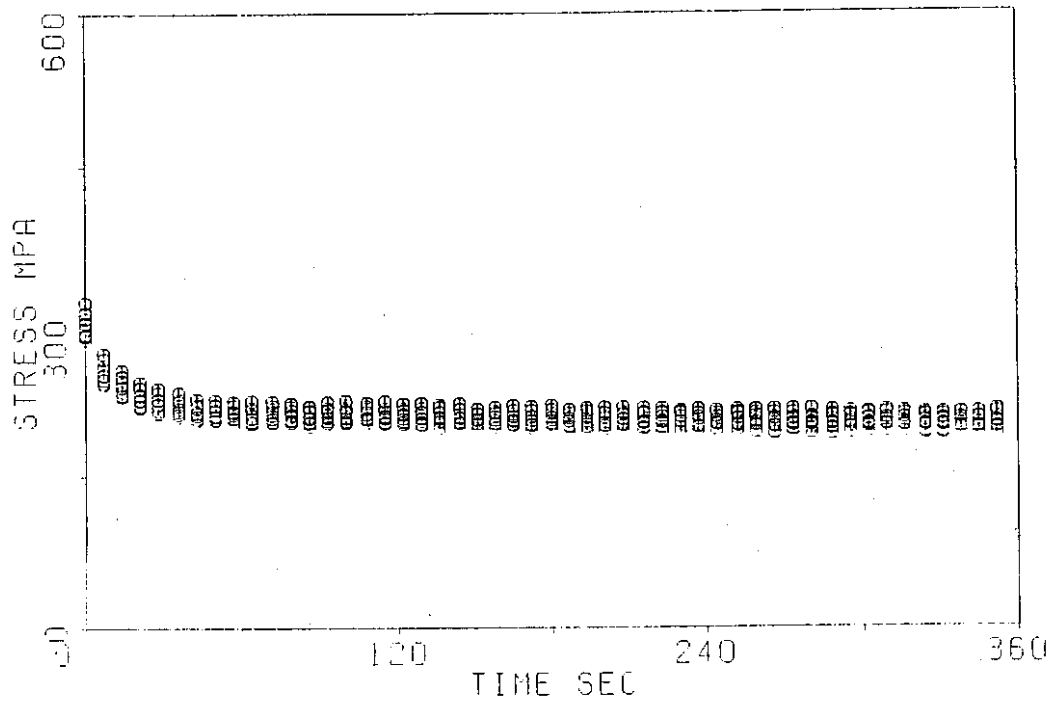
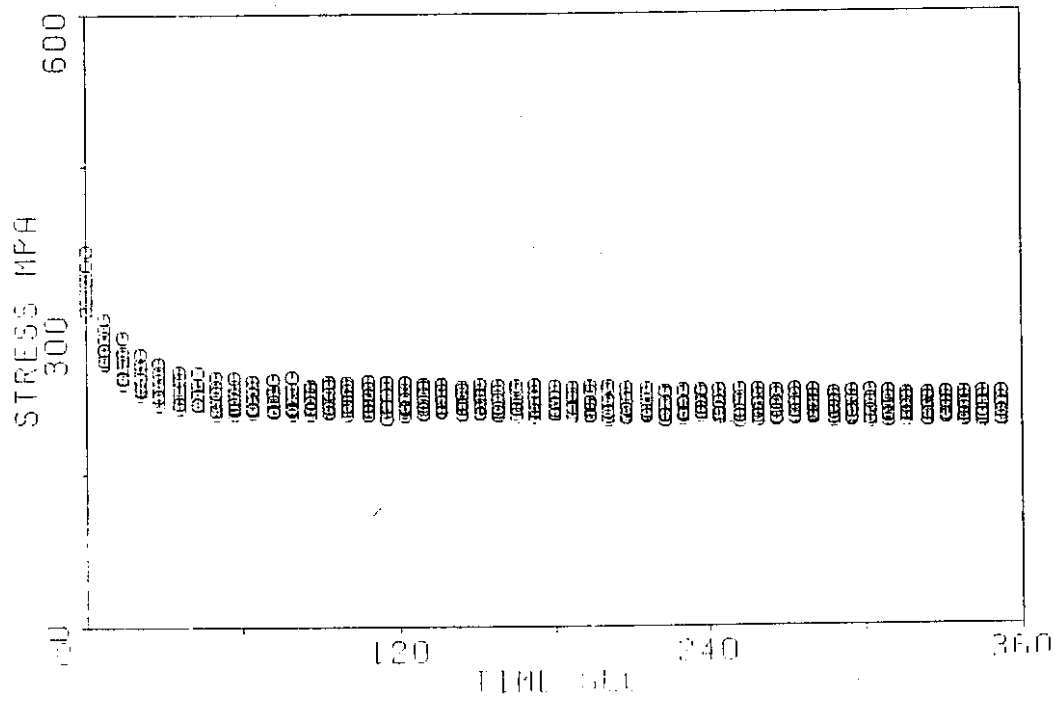


図18 一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験における応力振幅と累積非弾性ひずみの関係

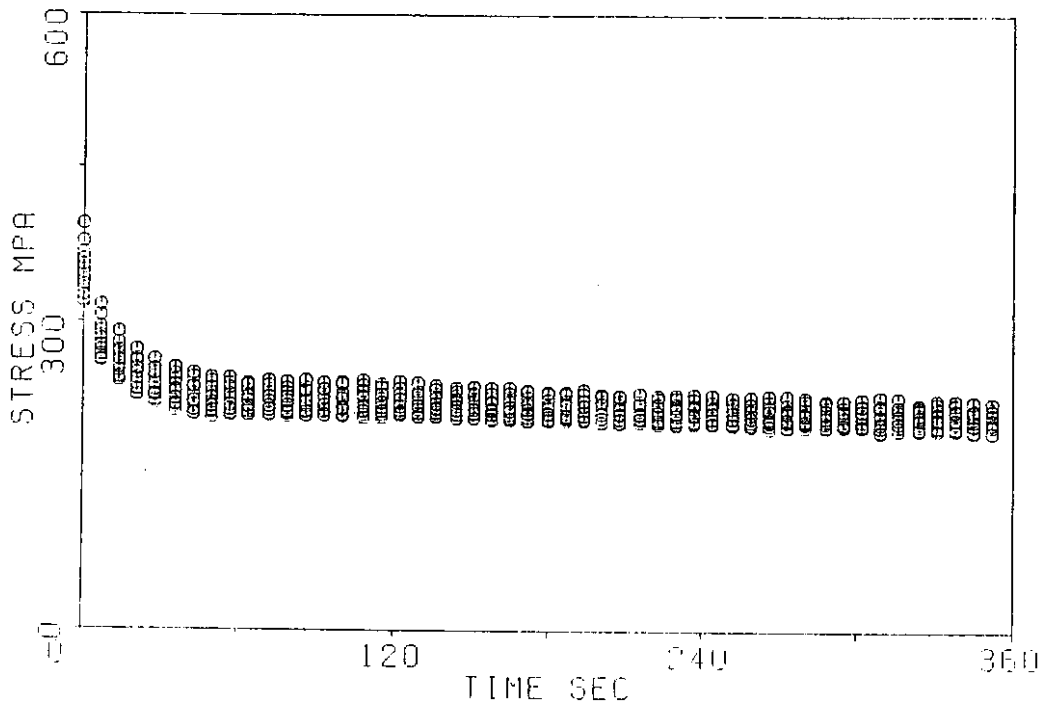


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

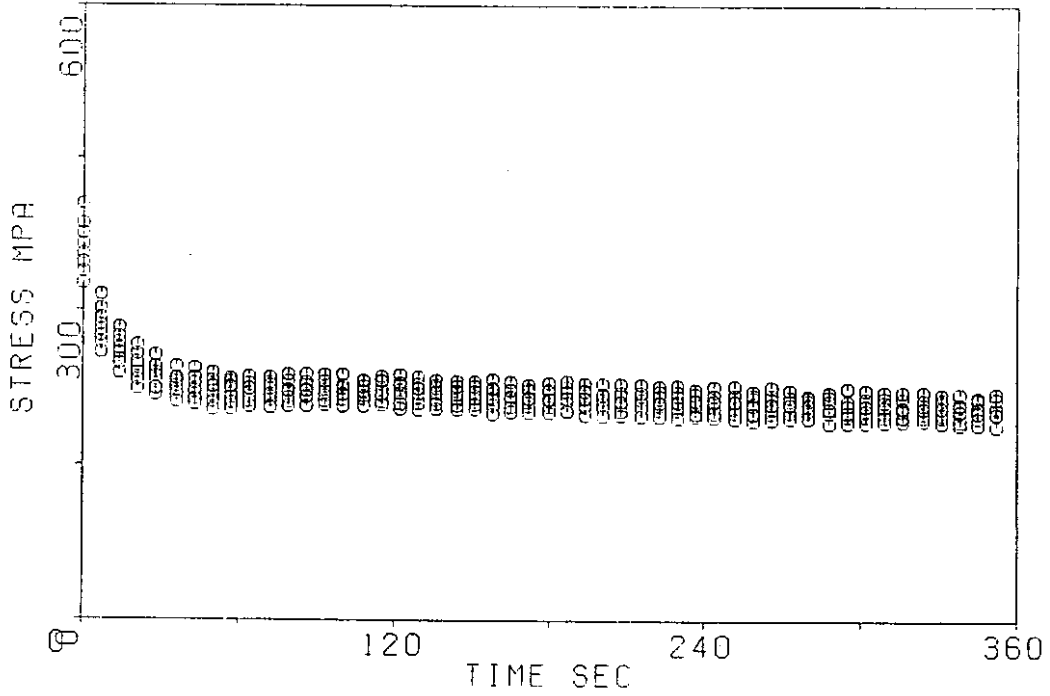


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図19 ひずみ保持時における応力の時間的变化

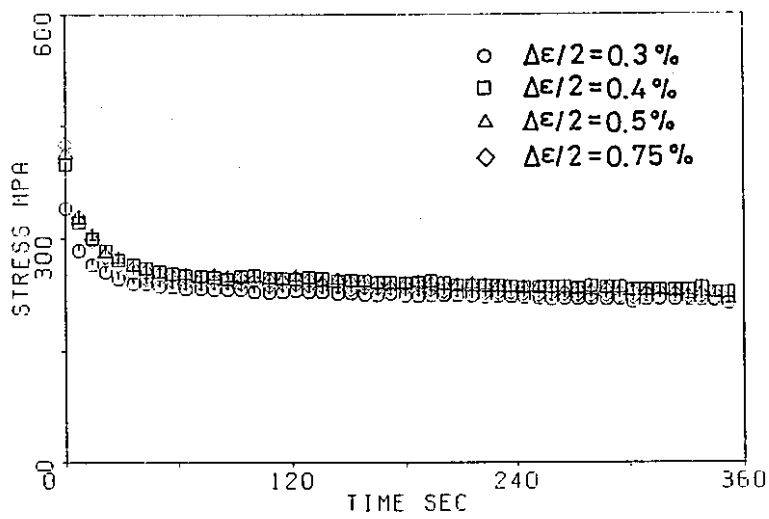


(c) $\Delta \epsilon / 2 = 0.5\%$

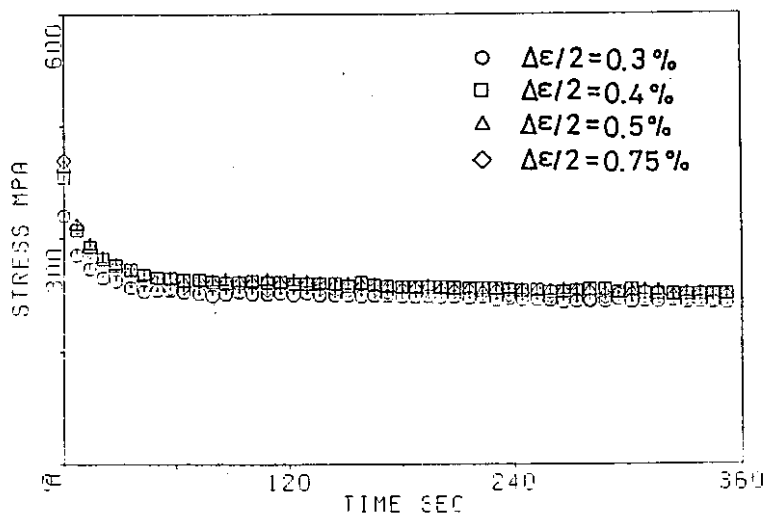


(d) $\Delta \epsilon / 2 = 0.75\%$

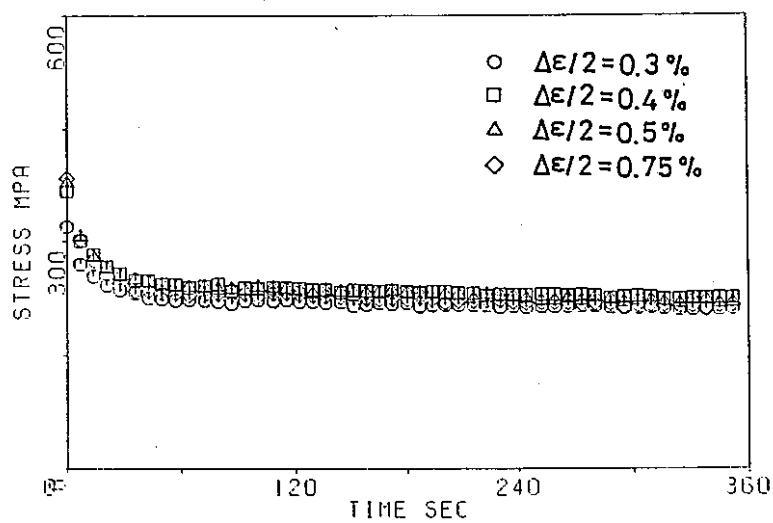
図19 ひずみ保持時における応力の時間的变化



(a) 第5サイクル



(b) 第10サイクル

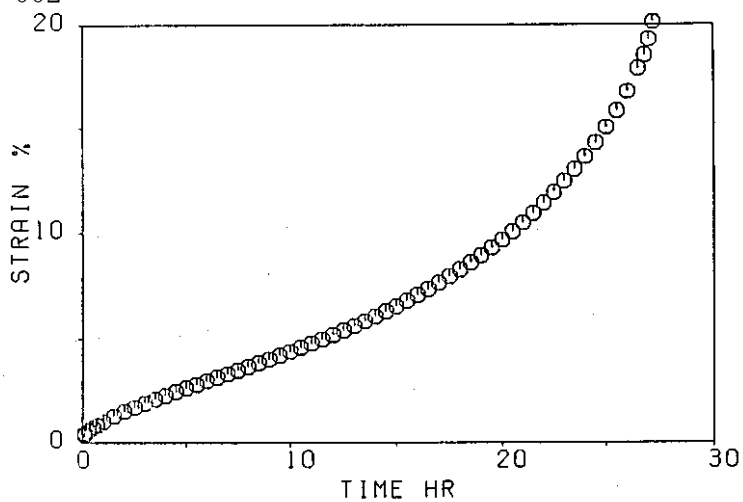


(c) 第20サイクル

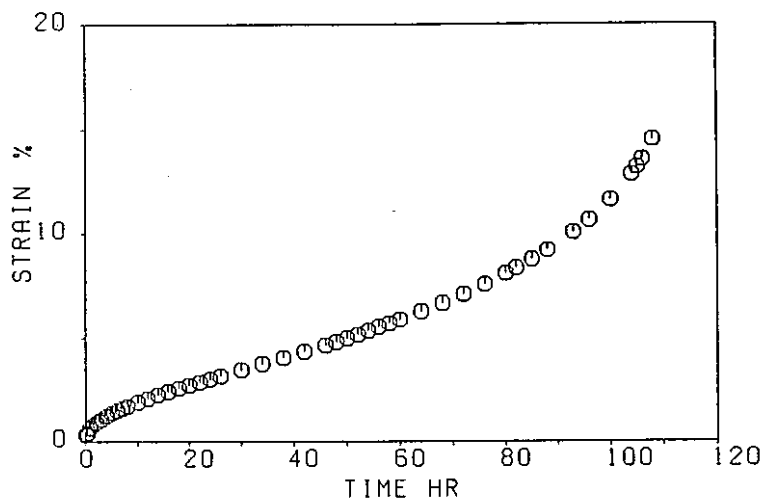
図20 ひずみ保持時における応力の時間的変化

4.7 クリープ試験結果

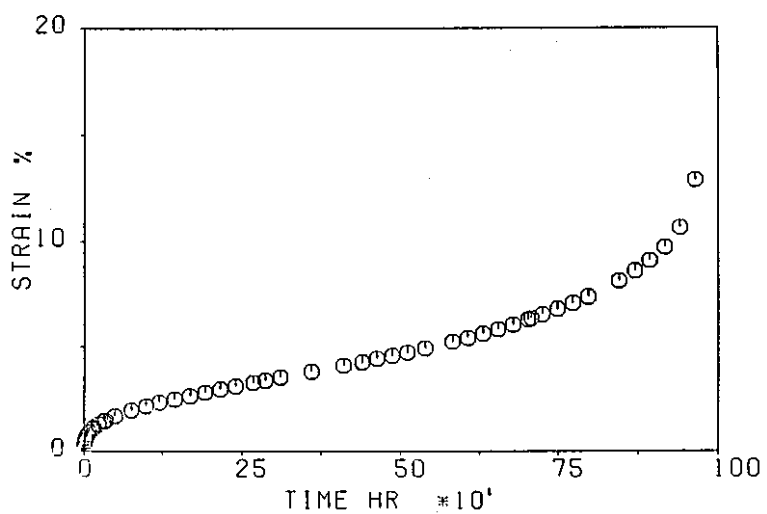
図21(a)~(c)に応力値 $\sigma = 322.5, 300$ 及び 270 MPaに対する各クリープ曲線を、図22にそれらをまとめた結果を示す。なお、図22における t_r は、破断時間を表す。この材料に対するクリープ曲線の特徴として、遷移クリープ領域と定常クリープ領域が比較的短く、それに対して加速クリープ領域が長いことが挙げられる。一方3つの応力レベルの曲線を比較することにより、非弾性ひずみ速度の応力依存性が極めて顕著なことがわかる。例えば応力値 $322.5, 300, 270$ MPaに対する定常クリープ速度はそれぞれ $9.6 \times 10^{-7}, 2.1 \times 10^{-7}, 1.7 \times 10^{-8}$ /secであり、わずか7% およびそれからさらに10%の応力減少がクリープひずみ速度をそれぞれ約1/5 および1/12にしている。このことはこの材料を用いて構造物を設計する場合、精度の高い非弾性解析を行う必要があることを意味する。このほか、クリープ破断時における試験片の伸びは20%以上であり、絞りも80%を越えていた。



(a) $\sigma = 322.5 \text{ MPa}$



(b) $\sigma = 300 \text{ MPa}$



(c) $\sigma = 270 \text{ MPa}$

図21 クリープ試験結果

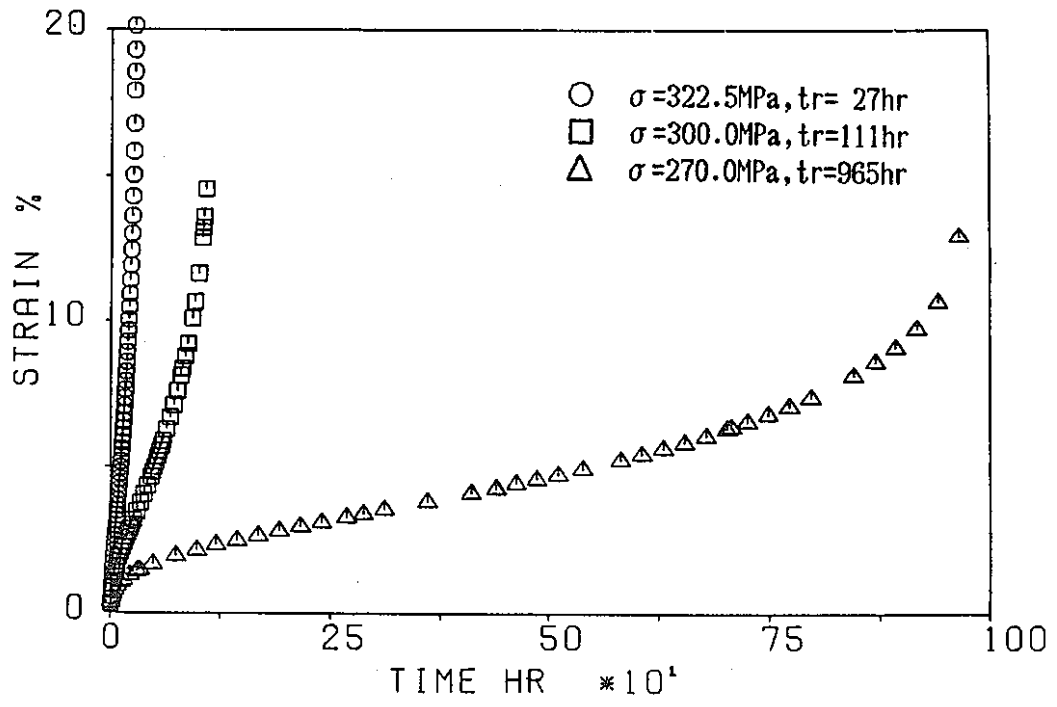


図22 クリープ試験結果

5. 既存の統一型構成式の調査

本研究では、改良9Cr-1Mo 鋼に対する統一型構成式を定式化する予備的研究として、既存の統一型構成式のうちからBodner-Partom モデルとRobinson モデルを選び、実験結果のシミュレーションを行った。Bodner-Partom モデルは、構造が簡単であるにもかかわらず、種々の材料の高温非弾性挙動を表現でき、アメリカ航空宇宙局(NASA)において航空機用ガスタービンエンジン開発のための構成式の候補に挙げられているものである。一方Robinsonモデルも、航空宇宙機器、原子力機器の設計ための汎用プログラムに組み込まれるなど、その有用性が期待される。この章では、これら2つのモデルの概要を述べる。

5.1 Bodner-Partomモデル[2, 3]

まず、全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ij}$ は、弾性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}^e_{ij}$ と非弾性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}^p_{ij}$ の和に分解できると仮定される。

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}^e_{ij} + \dot{\epsilon}^p_{ij} \quad (20)$$

弾性ひずみ速度は等方弾性体に対するHookeの法則を仮定することにより

$$\dot{\epsilon}^e_{ij} = \left\{ (1 + \nu) / E \right\} \dot{\sigma}_{ij} - (\nu / E) \dot{\sigma}_{kk} \delta_{ij} \quad (21)$$

と表現される。Eと ν は縦弾性係数とポアソン比であり、 δ_{ij} はKroneckerのデルタである。ここで非弾性ひずみ速度を規定する流れ則はPrandtl-Reuss則の形が仮定され

$$\dot{\epsilon}^p_{ij} = \dot{\epsilon}^p_{ij} = \lambda S_{ij}, \quad \dot{\epsilon}^p_{kk} = 0 \quad (22)$$

となる。ここで $\dot{\epsilon}^p_{ij}$ と S_{ij} は非弾性ひずみ速度と応力の偏差成分である。式(22)の両辺の2次不変量を計算することによって次式が得られる。

$$D_2^p = \lambda^2 J_2 \quad (23)$$

ここで、 D_2^p と J_2 はそれぞれ非弾性ひずみ速度と偏差応力の2次不変量である。このモデルは、非弾性ひずみ速度は応力の関数であると仮定し、その関数形を次のようにおいている。

$$D_2^p = D_0^2 \exp\left\{-\left(Z^2 / 3 J_2\right)^n\right\} \quad (24)$$

ここで、 D_0 、 n は材料定数であり、 Z は非弾性流れの抵抗に関する状態変数で応力の履歴に依存するパラメータである。この変数 Z は非弾性変形の特

微的な現象を表現するため、2つの成分の和に分けられる。

$$Z = Z^I + Z^D \quad (25)$$

Z^I は等方硬化の寄与を表現し、 Z^D は方向性を持った硬化の寄与を表す。
 Z^I に対する発展式は次のように定式化される。

$$\dot{Z}^I = m_1 \{ Z_1 - Z^I \} \dot{W}_p - A_1 Z_1 \left\{ \frac{Z^I - Z_2}{Z_1} \right\}^{r_1} \quad (26)$$

$$Z(0) = Z_0$$

この式で、 Z_1 は Z^I の限界値、 m_1 は硬化速度、 \dot{W}_p は非弾性仕事率であり、硬化の測度として用いられている。第2項は熱回復の項であり、 Z_2 は与えられた温度での Z^I の安定値、 A_1 と r_1 は温度に依存する材料定数である。次に、 Z^D に対する発展式を、2階のテンソル β_{ij} を用いて次のように定義する。

$$Z^D = \beta_{ij} u_{ij} \quad (27)$$

$$\dot{\beta}_{ij} = m_2 \{ Z_3 u_{ij} - \beta_{ij} \} \dot{W}_p - A_2 Z_1 \left\{ \frac{(\beta_{kl} \beta_{kl})^{1/2}}{Z_1} \right\}^{r_2} v_{ij} \quad (28)$$

$$\beta_{ij}(0) = 0$$

$$u_{ij} = \sigma_{ij} / (\sigma_{kl} \sigma_{kl})^{1/2} \quad (29)$$

$$v_{ij} = \beta_{ij} / (\beta_{kl} \beta_{kl})^{1/2} \quad (30)$$

式中、 Z_3 は Z^D の限界値であり、 A_2 、 r_2 は温度に依存する材料定数である。

次に、Bodner-Partomモデルの材料定数は、ひずみ速度の異なる数本の引張り試験、およびクリープ試験からその値を決定することができる。実験結果から決定した改良9Cr-1Mo鋼に対する材料定数を次に示す。

$$\begin{aligned} D_0 &= 1.0 \times 10^4 \text{ /sec}, n = 0.6, Z_0 = 4700 \text{ MPa}, Z_1 = 3300 \text{ MPa}, \\ Z_2 &= 2900 \text{ MPa}, Z_3 = 3500 \text{ MPa}, m_1 = 5.7 \times 10^{-3} \text{ /MPa}, m_2 = 3.6 \text{ /MPa}, \\ A_1 &= 2.0 \times 10^{-5} \text{ /sec}, A_2 = 2.0 \times 10^{-5} \text{ /sec}, r_1 = 3.0, r_2 = 3.0 \end{aligned}$$

(3 1)

5.2 Robinsonモデル[4, 5]

Robinsonモデルは流れポテンシャルの概念に基づいている。流れ則と内部変数に対する発展式はこの流れポテンシャルから導かれる。応力状態が流れポテンシャルの内部に位置するときは物質挙動は弾性的であり、一方外部に位置するときは粘塑性的である。

全ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{ij}$ は、弾性ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}^e_{ij}$ と非弾性ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}^p_{ij}$ の和に分解できると仮定される。

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}^e_{ij} + \dot{\varepsilon}^p_{ij} \quad (32)$$

弾性ひずみ速度は等方弾性体に対するHookeの法則を仮定することにより

$$\dot{\varepsilon}^e_{ij} = \left\{ (1 + \nu) / E \right\} \dot{\sigma}_{ij} - (\nu / E) \dot{\sigma}_{kk} \delta_{ij} \quad (33)$$

と表現される。ここでEと ν は縦弾性係数とポアソン比である。

他方非弾性ひずみ速度は次式で表される。

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}^p_{ij} &= (1 / 2\mu) F^n \Sigma_{ij} / (J_2)^{1/2} && F > 0 \quad \text{かつ} \quad S_{ij} \Sigma_{ij} > 0 \quad \text{のとき} \\ \dot{\varepsilon}^p_{ij} &= 0 && F \leq 0 \quad \text{のとき, あるいは} \\ & && F > 0 \quad \text{かつ} \quad S_{ij} \Sigma_{ij} \leq 0 \quad \text{のとき} \end{aligned} \quad (34)$$

ここで μ と n は材料定数、 S_{ij} は σ_{ij} に対する偏差テンソルであり、 Σ_{ij} は有効応力であって移動硬化変数 a_{ij} (偏差テンソル)を用いて次のように定義される。

$$\Sigma_{ij} = S_{ij} - a_{ij} \quad (35)$$

さらに式(34)中の J_2 は Σ_{ij} の2次不変量、 F は等方硬化変数 K を用いて

$$F = (J_2 / K^2) - 1 \quad (36)$$

と定義される。このとき、等方硬化変数に対する発展式は次のように定式化された。

$$\dot{K} = [(K_s - K) / W_0] \exp(-W / W_0) \dot{W} \quad (37)$$

ここで K_s 、 K_1 、 W_0 は材料定数、 \dot{W} は非弾性仕事率であって次式で定義される。

$$\dot{W} = S_{ij} \dot{\epsilon}^1_{ij} \quad (38)$$

さて、移動硬化変数 a_{ij} に対する発展式は、Bailey-Orowan型の次の形が採用されている。

$$\begin{aligned} \dot{a}_{ij} &= (H / G^b) \dot{\epsilon}^1_{ij} - R G^{n-b} a_{ij} / (I_2)^{1/2} \\ &\quad G > G_0 \quad \text{かつ} \quad S_{ij} a_{ij} > 0 \quad \text{のとき} \\ \dot{a}_{ij} &= (H / G_0^b) \dot{\epsilon}^1_{ij} - R G_0^{n-b} a_{ij} / (I_2)^{1/2} \\ &\quad G \leq G_0 \quad \text{あるいは} \quad S_{ij} a_{ij} \leq 0 \quad \text{のとき} \end{aligned} \quad (39)$$

ここで H 、 b 、 R 、 m 、 G_0 は材料定数、 I_2 は a_{ij} の2次不変量であり、 G は次式で定義される。

$$G = I_2 / K^2 \quad (40)$$

上述の各式における材料定数は、Bodner-Partomモデルと同様、ひずみ速

度の異なる数本の引張り試験，およびクリープ試験からその値を決定することができる。実験結果から決定した改良9Cr-1Mo 鋼に対する材料定数を次に示す。

$$\begin{aligned} b &= 1.5, \quad \mu = 5.6 \times 10^4, \quad m = 7.73, \quad n = 4.0, \quad R = 1.72 \times 10^1 \text{ MPa/s}, \\ H &= 2.62 \times 10^{-1} \text{ MPa/s}, \quad G_0 = 9.65 \times 10^5 \text{ MPa}, \quad K_1 = 1.38 \times 10^2 \text{ MPa}, \\ K_2 &= 9.0 \times 10^1 \text{ MPa}, \quad W_0 = 1.0 \times 10^3 \text{ MPa} \end{aligned}$$

(4 1)

6. Bodner-Partomモデルによる結果とその検討

この章では、Bodner-Partomモデルの評価と検討を行うため、一定ひずみ速度引張り試験、一定ひずみ範囲繰返し試験、保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し試験およびクリープ試験に対して行った計算結果を示し、対応する実験結果と比較することによってその妥当性を検討する。

6.1 計算結果

5.1節で説明したBodner-Partomモデルによる計算結果を次のように示す。

- (1) 一定ひずみ速度引張り変形…………… 図23(a)~(e)
- (2) 一定ひずみ範囲繰返し変形（保持なし； $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3}/\text{sec}$ ）
 - 応力ひずみヒステリシスループ…………… 図24(a)~(d)
 - 累積非弾性ひずみに伴うピーク応力の変化…………… 図25(a)~(d)
- (3) 一定ひずみ範囲繰返し変形（引張り側保持時間 6 min； $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3}/\text{sec}$ ）
 - 応力ひずみヒステリシスループ…………… 図26(a)~(d)
 - 累積非弾性ひずみに伴うピーク応力の変化…………… 図27(a)~(d)
 - 保持中の応力緩和曲線（5サイクルめ）…………… 図28(a)~(d)
- (4) 一定応力クリープ曲線…………… 図29(a)~(c)

6.2 検討

一定ひずみ速度単調引張り変形のシミュレーション結果 [図23(a)~(e)] についてまず検討する。ひずみ速度が $5 \times 10^{-7} \sim 5 \times 10^{-4}$ の場合につい

ては、ひずみ速度が小さい場合に材料が降伏する過程で計算値と実験値の間に若干のくいちがいが認められるものの、流動応力が飽和した段階では両者はよく一致している。他方、 10^{-3} の場合に対しては、計算値は実験値と一致していないが、これはすでに述べたように、流動応力のひずみ速度依存性に、転位の移動と溶質原子の相互作用による特異性があるためである。Bodnerはこのような現象を記述するための発展式の修正方法も提案しているが[3]、本研究では材料定数を決定することが困難であったため、この修正を発展式に組み込むことはしなかった。

次に、一定ひずみ振幅完全両振繰返し変形の計算結果[図24(a)~(d)]から、Bodner-Partomモデルは、材料が繰返し軟化する実験結果の定性的傾向をいずれのひずみ振幅でも表現できることがわかる。しかし、応力ひずみヒステリシスループの形状に関しては、かなりの不自然さが認められる。すなわち、各ループにおいて応力の符号が変わる時に、接線係数の不連続な変化が認められる。これは、式(25)中における方向性を持った硬化成分 Z_D の値が、式(27)からわかるように単軸変形では応力の符号に依存するためと考えられる。すなわち、応力が例えば圧縮から引張りに変わると、 Z_D はその符号が変化し、この結果硬化変数 Z は不連続に変化することになる。このような硬化変数の不連続な変化が、Bodner-Partomモデルにおいて本質的に避け得えない欠点かどうかは、極めて重要な問題であり、今後さらに検討する必要がある。

一定ひずみ範囲繰返し変形における繰返し軟化の傾向をより詳しく比較するために、応力振幅と累積非弾性ひずみの関係[図25(a)~(d)]を見ると、計算結果は実験結果とかなりの精度で一致していることがわかる。このことは、Bodner-Partomモデルにおける繰返し軟化変数 Z_1 の発展式、すなわち式(26)の妥当性を裏付けるように思われるが、式(26)の特徴である次の2点については、図25(a)~(d)の検討だけから完全には明らかにされないことに注意する。

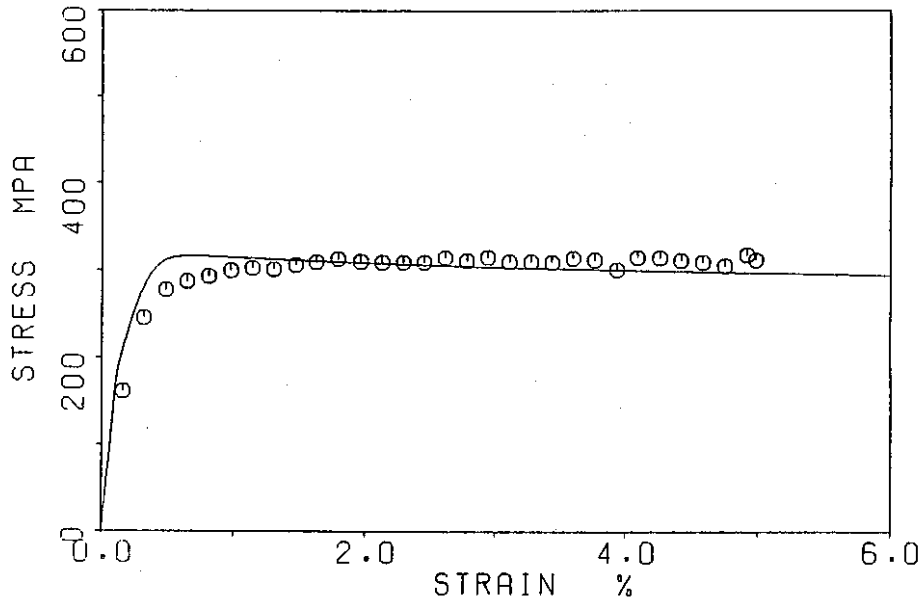
- 1) 繰返し軟化変数 Z_1 に飽和値 Z_1 が存在するか。
- 2) 繰返し軟化の速度が非弾性仕事速度 \dot{W}_p に比例するか。

繰返し変形において引張り側で6minの保持があっても、繰返し軟化の傾向は保持なしの場合と定性的には変わらないことを実験結果の検討(4.6節)

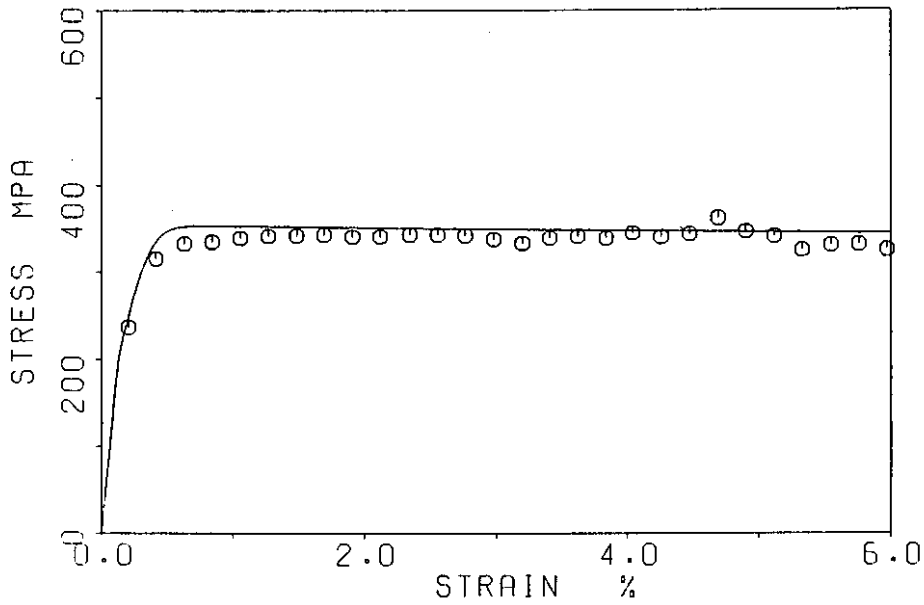
ですすでに指摘した。このことは、Bodner-Partom モデルのシミュレーションでも再現されている。すなわち、引張り側6min保持の場合の応力ひずみひずみヒステリシスループの計算結果 [図26(a)~(d)] は、保持中の応力緩和を除けば、保持なしの場合の結果 [図24(a)~(d)] とほとんど変わらない。また事実、保持ありの場合のシミュレーション結果は、累積非弾性ひずみに伴うピーク応力の変化に関して実験結果とかなりの精度で一致している [図27(a)~(d)]。

しかしながら、保持中の応力緩和量の見積りは、実験結果より小さい [図28(a)~(d)]。保持中の応力緩和の見積りは、クリープ損傷の評価に直接関係するから、この精度向上は今後の重要な問題である。

最後に、クリープ曲線については、実験結果と計算結果に定量的な一致が認められないだけでなく、クリープ曲線の定性的傾向もやや異なっている [図29(a)~(c)]。すなわち、実験結果にみられる遷移クリープが、シミュレーション結果ではまったく表現されていない。このような傾向が材料定数の選び方によるものかあるいは構成式に本質的なものかは今後検討する必要がある。

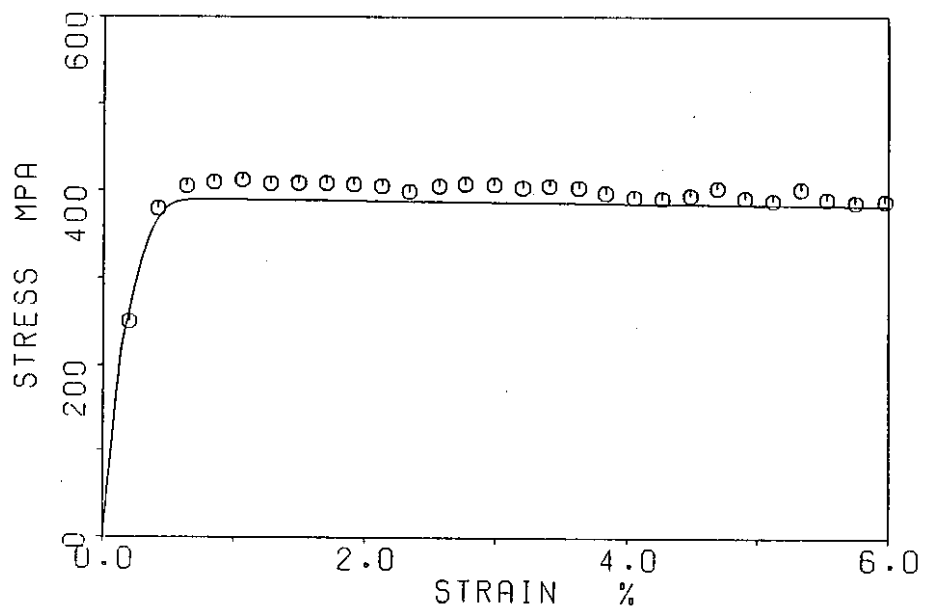


(a) $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-7} / \text{sec}$

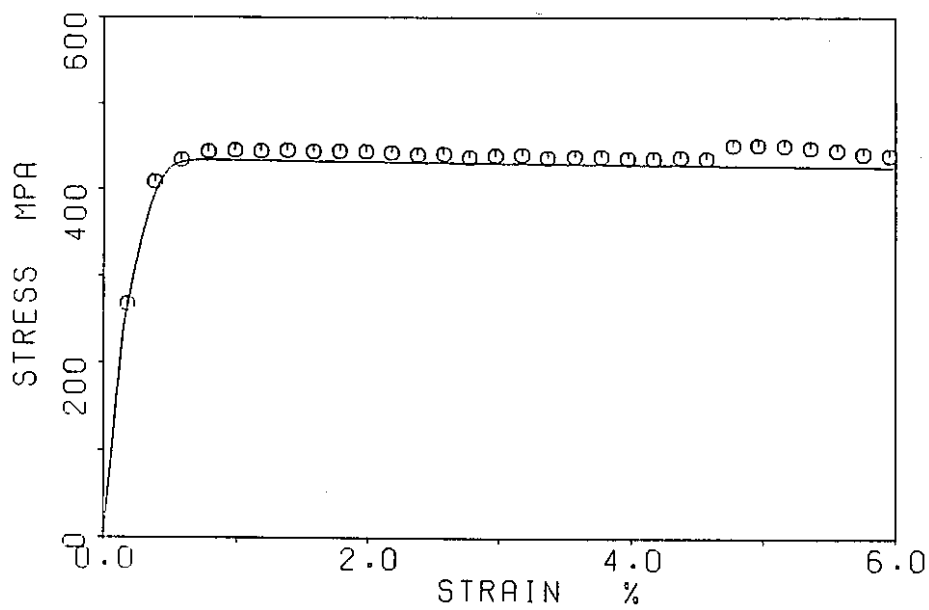


(b) $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} / \text{sec}$

図23 一定ひずみ速度引張り変形に対するシミュレーション結果
(Bodner-Partomモデル)

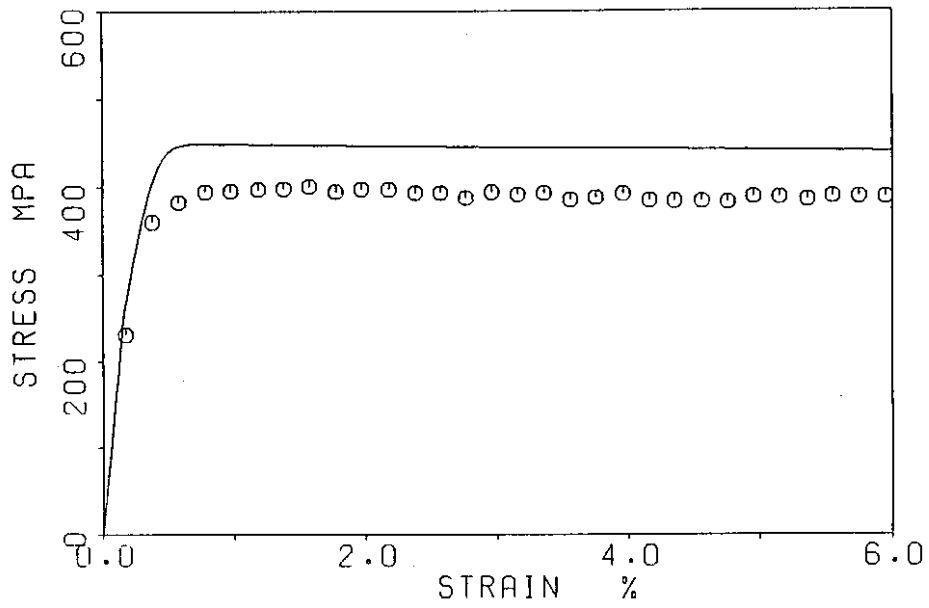


(c) $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} / \text{sec}$



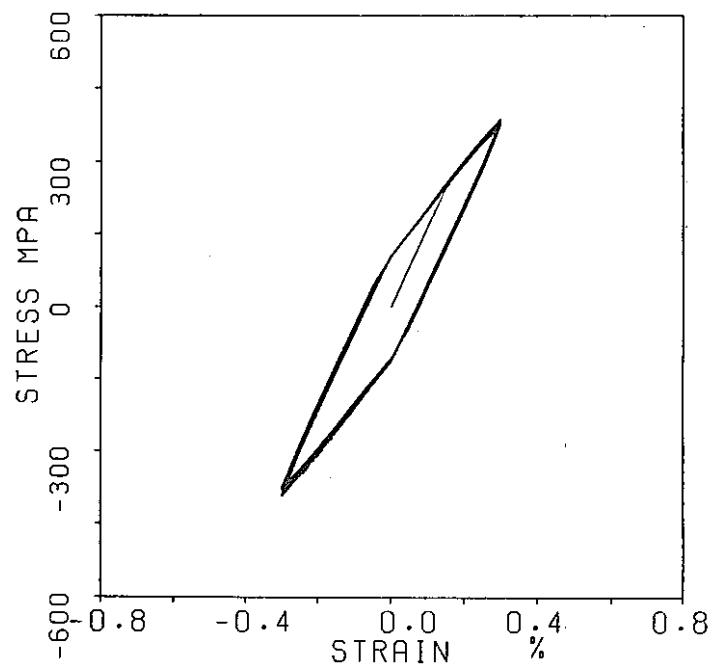
(d) $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-4} / \text{sec}$

図23 一定ひずみ速度引張り変形に対するシミュレーション結果
(Bodner-Partomモデル)

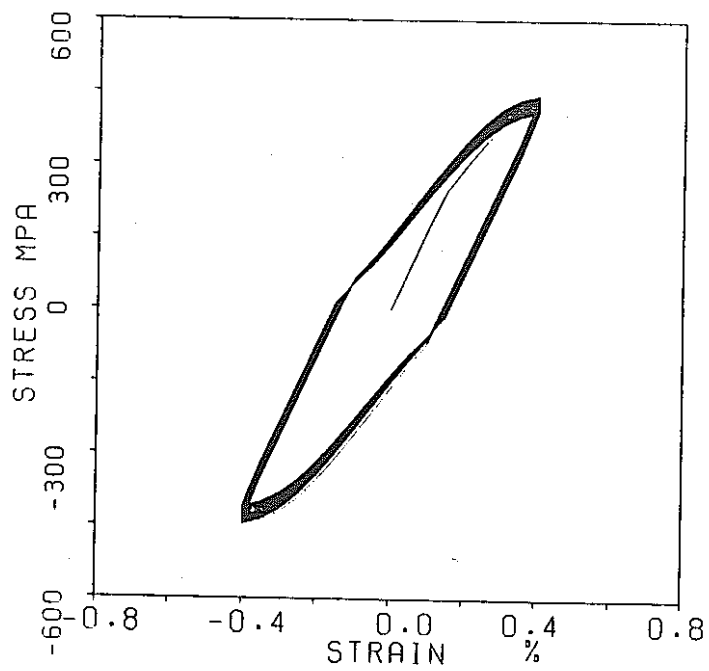


(e) $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3} / \text{sec}$

図23 一定ひずみ速度引張り変形に対するシミュレーション結果
(Bodner-Partomモデル)

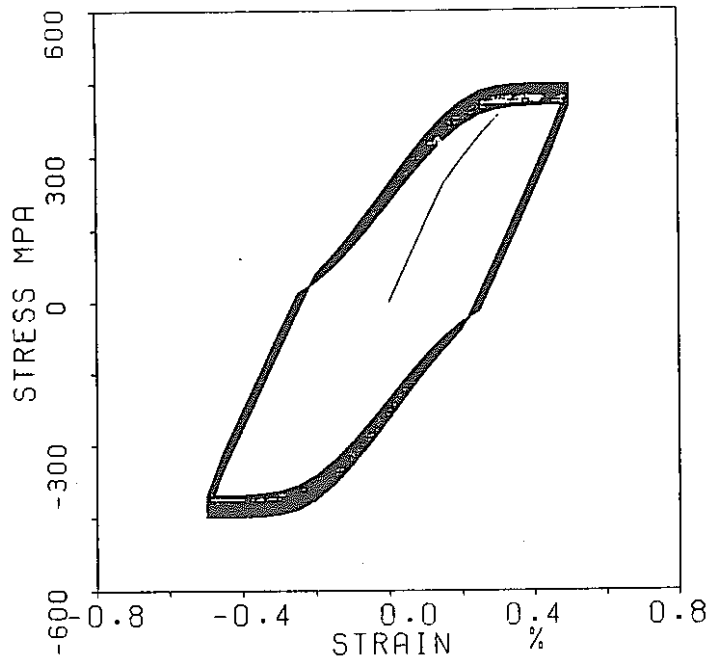


(a) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.3\%$

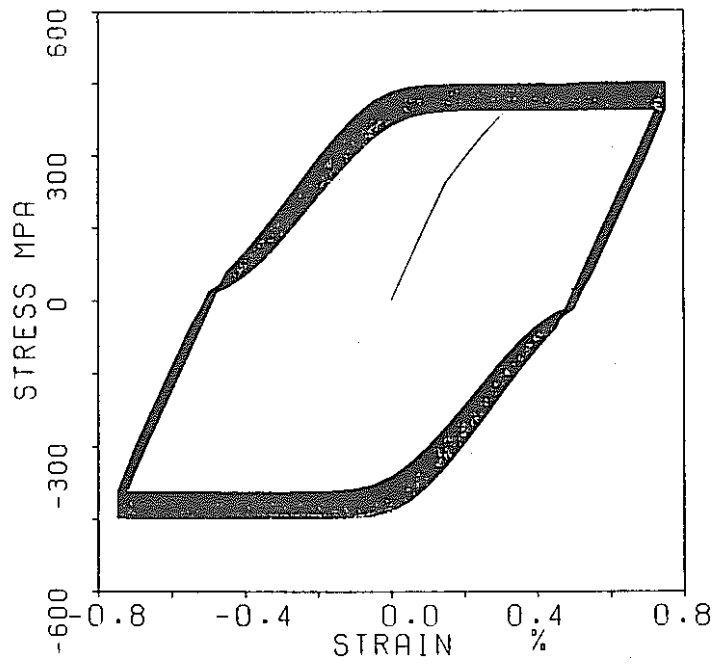


(b) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.4\%$

図24 一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション
(Bodner-Partomモデル)

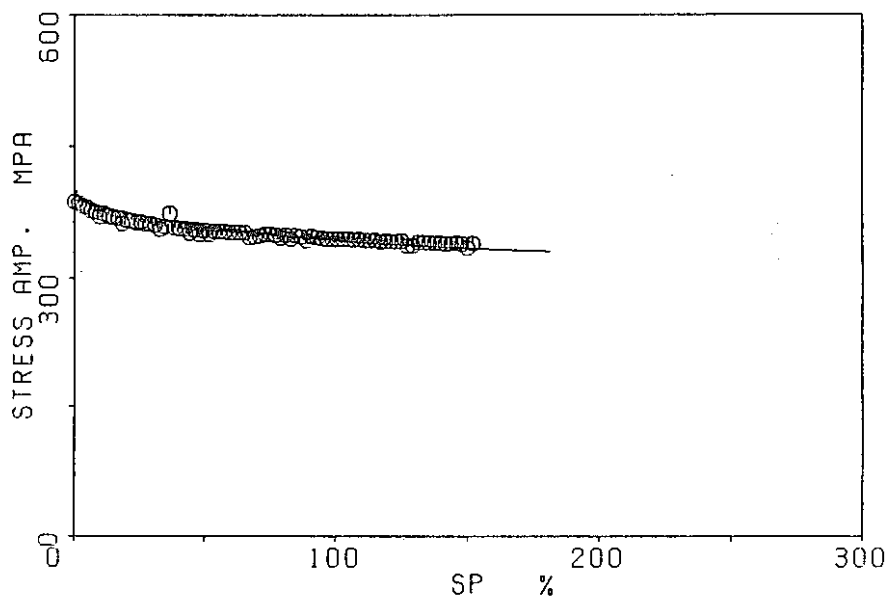


(c) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.5\%$

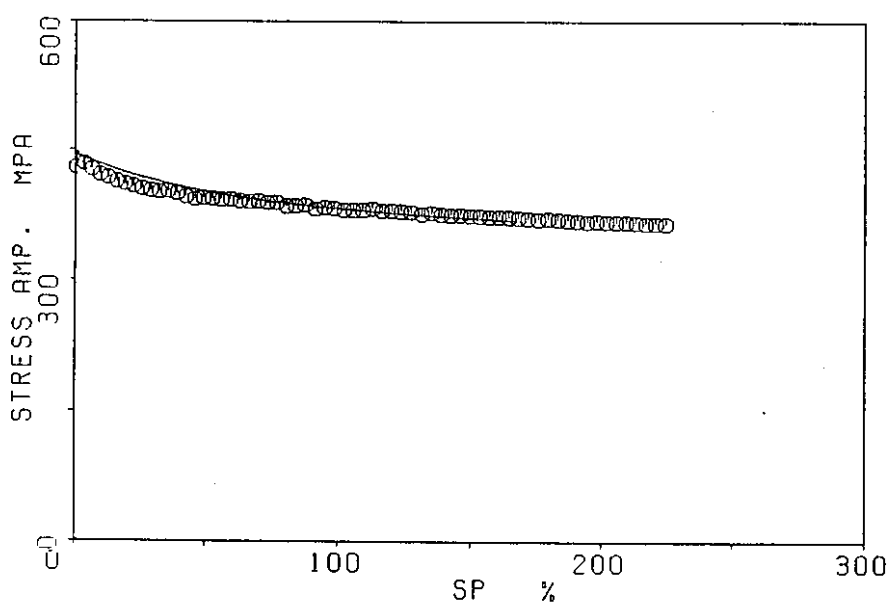


(d) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.75\%$

図24 一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション
(Bodner-Partomモデル)

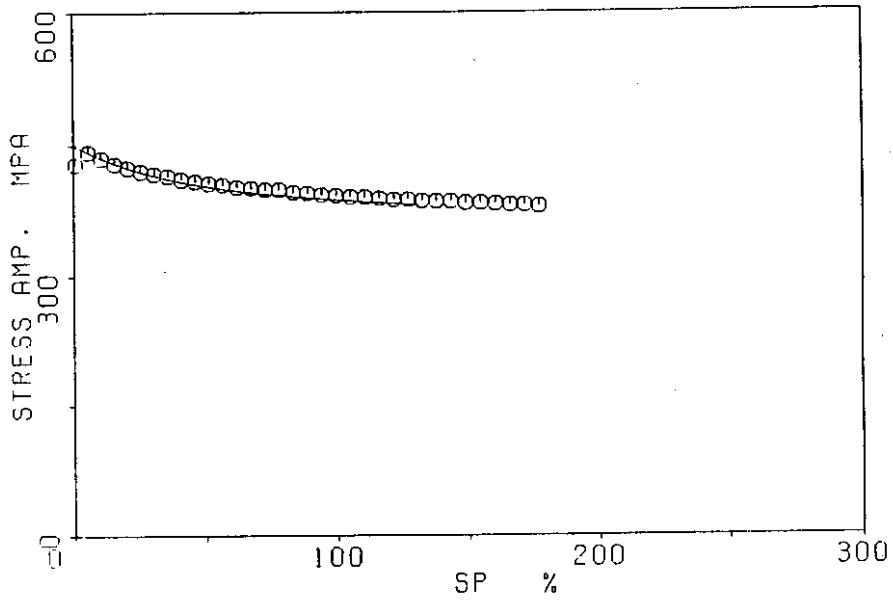


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

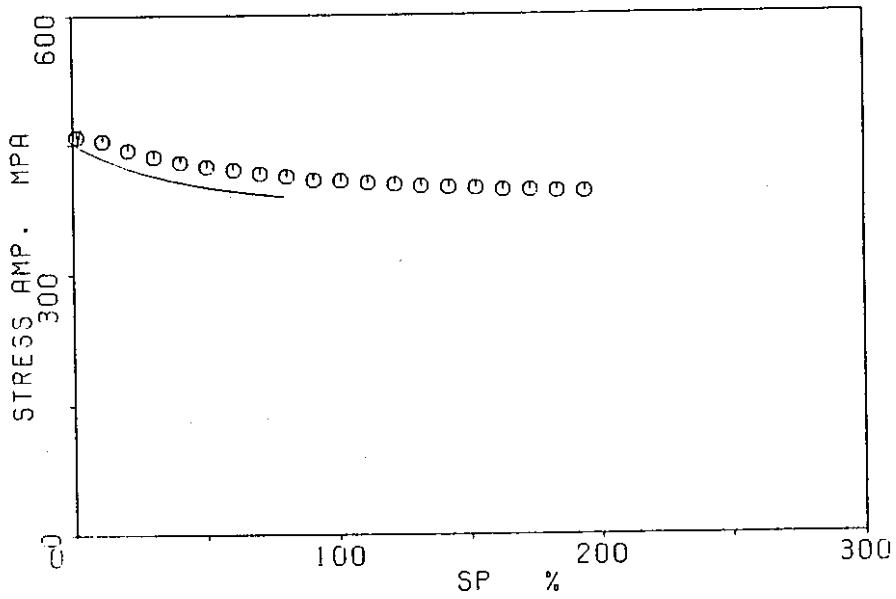


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図25 一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション (Bodner-Partomモデル)

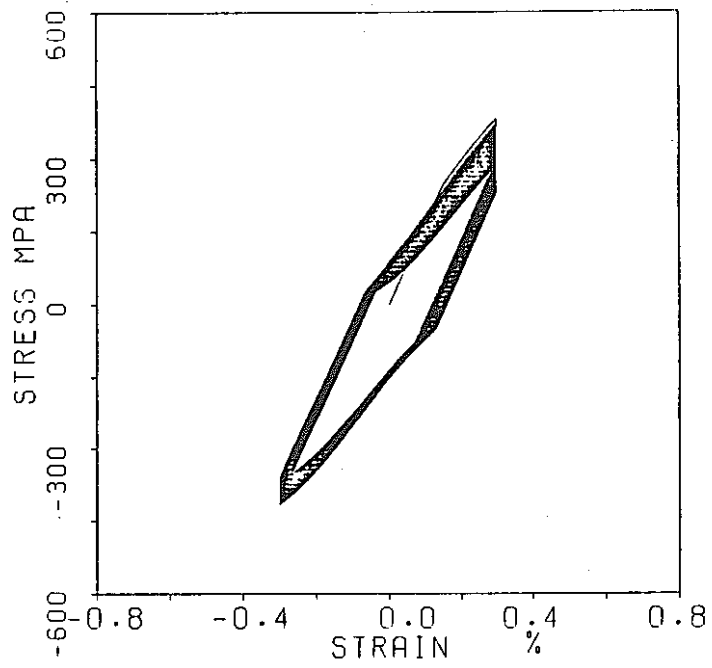


(c) $\Delta \epsilon / 2 = 0.5\%$

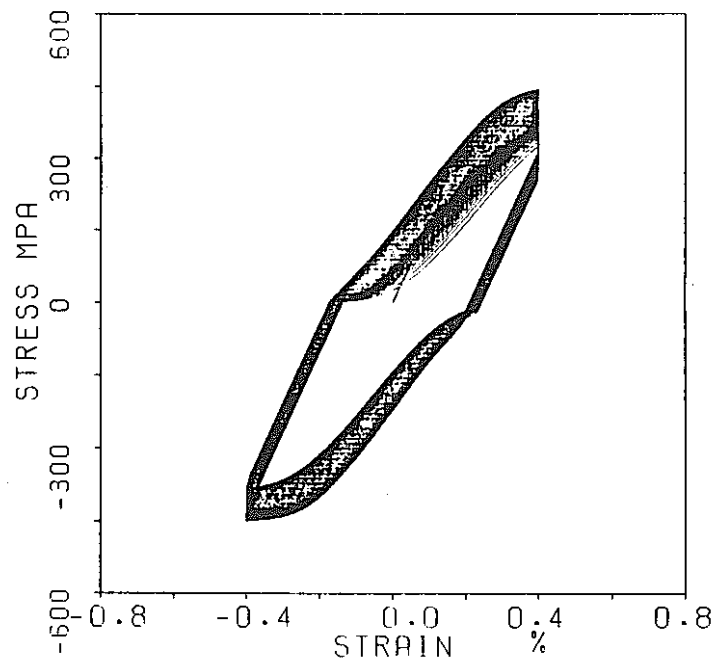


(d) $\Delta \epsilon / 2 = 0.75\%$

図25 一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション (Bodner-Partomモデル)

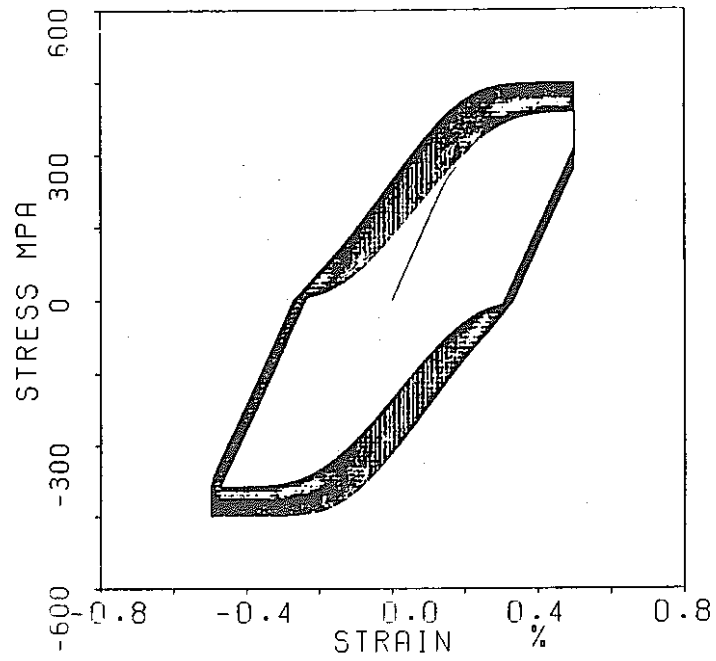


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

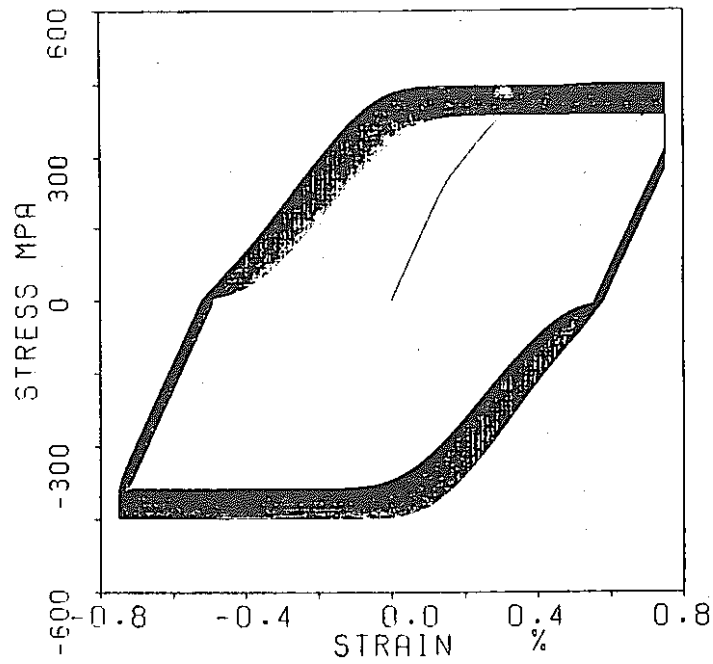


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図26 保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション (Bodner-Partonモデル)

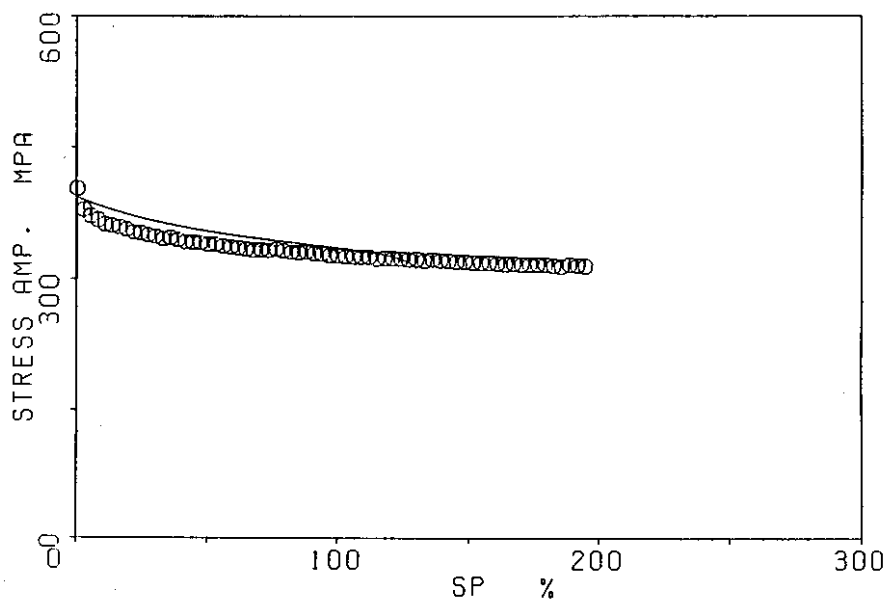


(c) $\Delta \epsilon / 2 = 0.5\%$

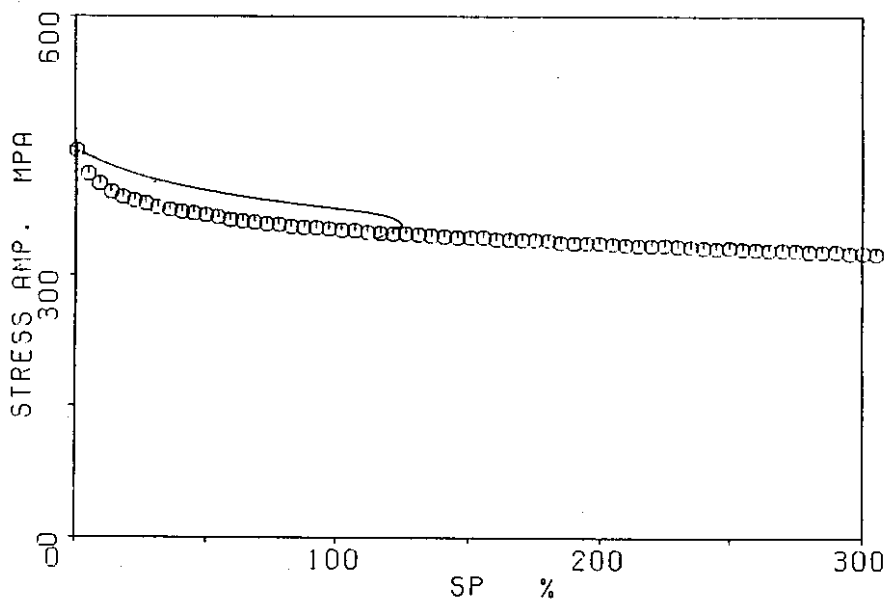


(d) $\Delta \epsilon / 2 = 0.75\%$

図26 保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション (Bodner-Partonモデル)

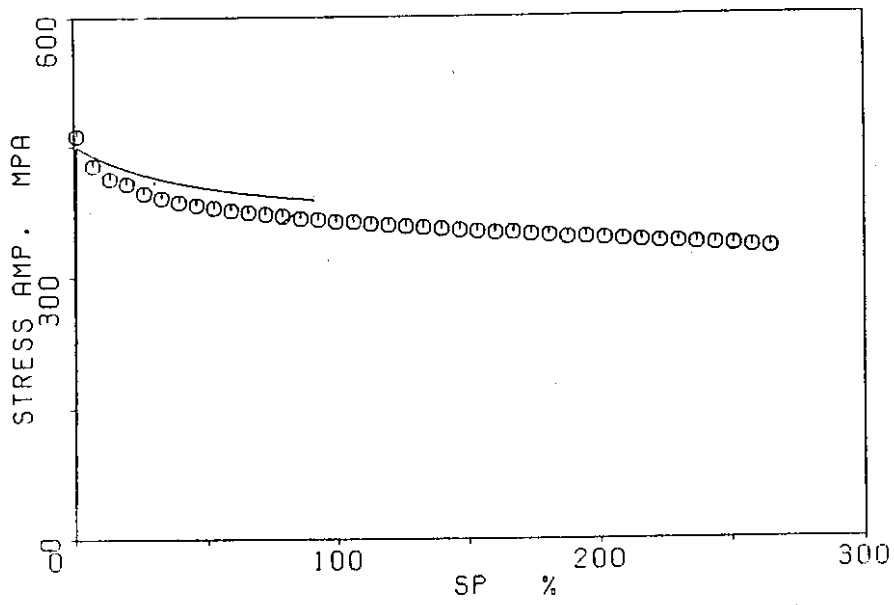


(a) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.3\%$

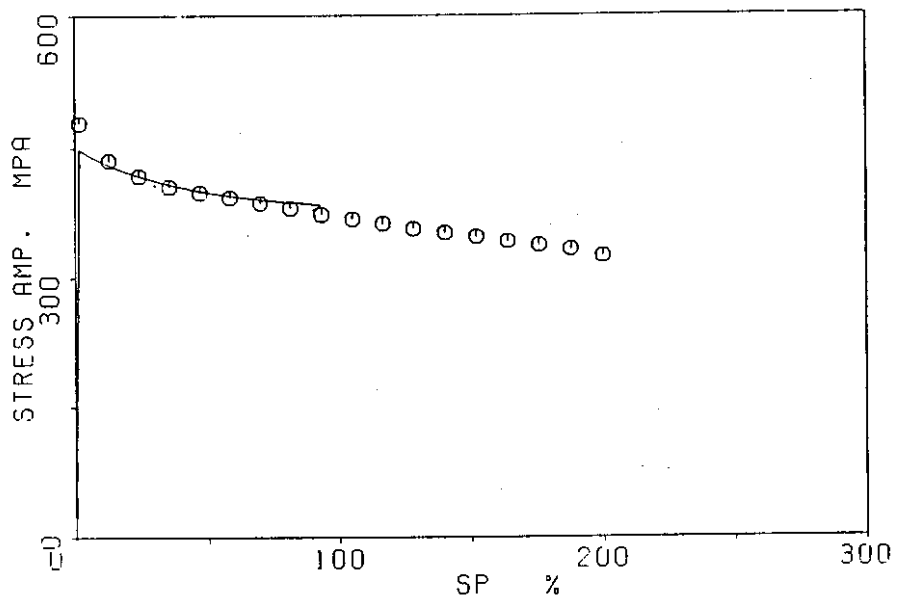


(b) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.4\%$

図27 保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション
(Bodner-Partomモデル)

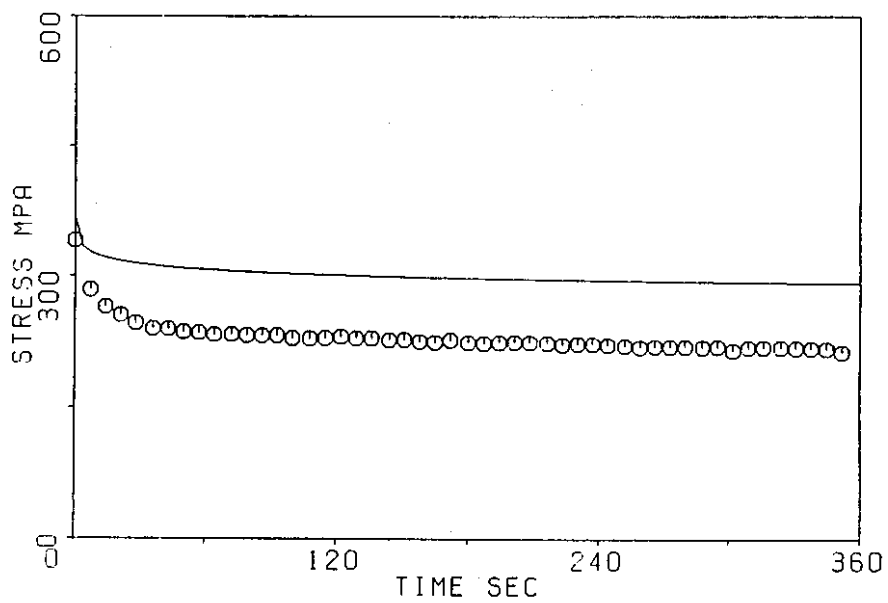


(c) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.5\%$

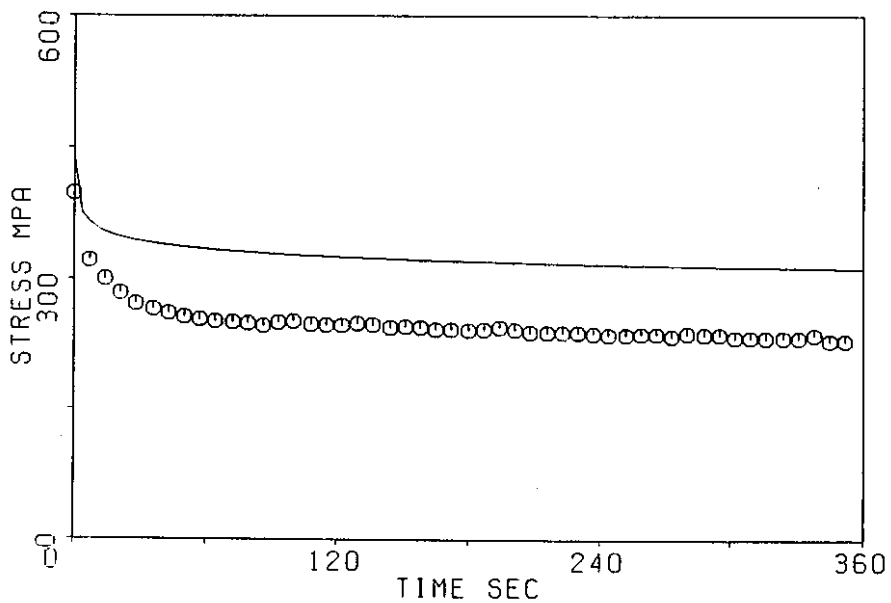


(d) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.75\%$

図27 保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション
(Bodner-Partomモデル)

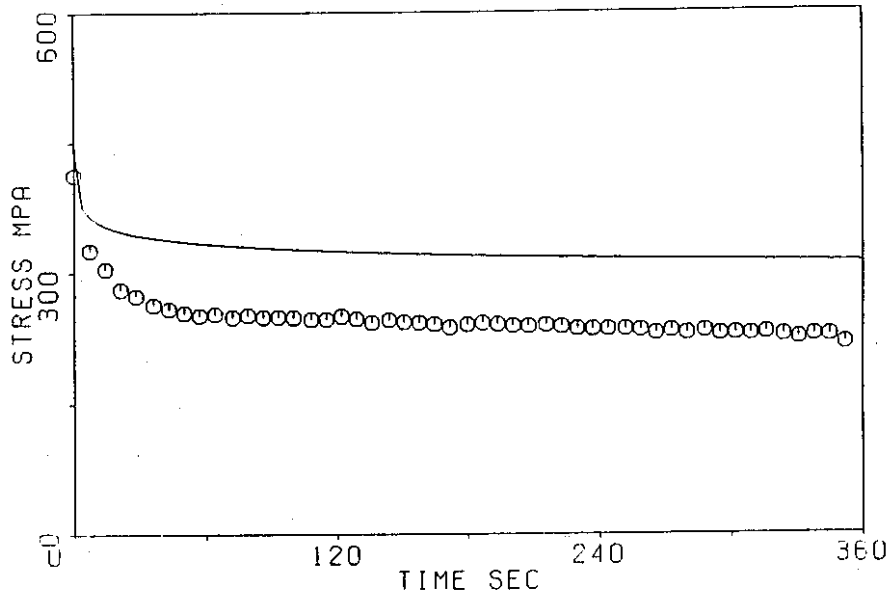


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

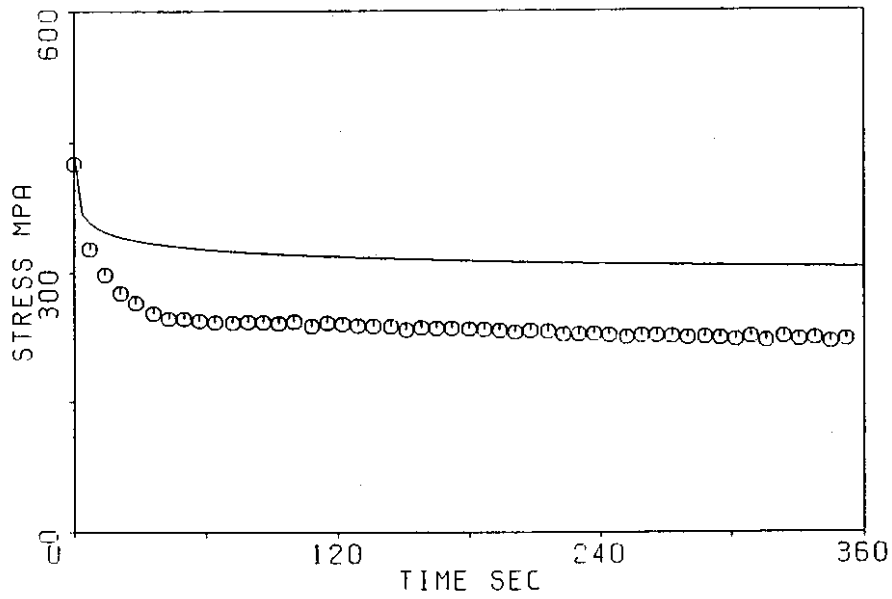


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図28 保持中の応力緩和に対するシミュレーション
(Bodner-Partomモデル)

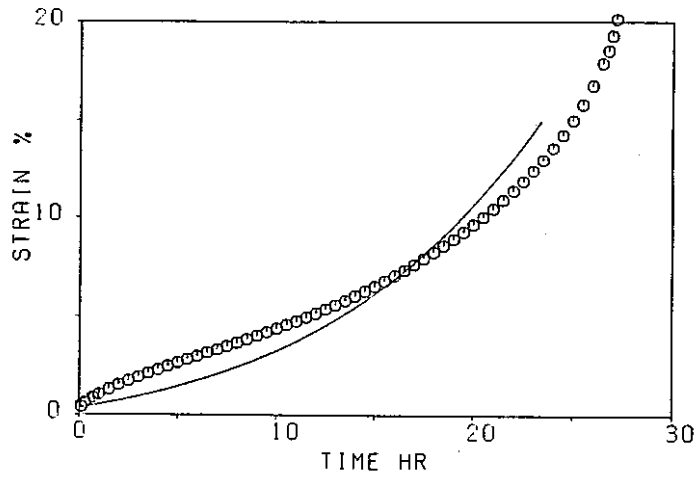


(c) $\Delta \epsilon / 2 = 0.5\%$

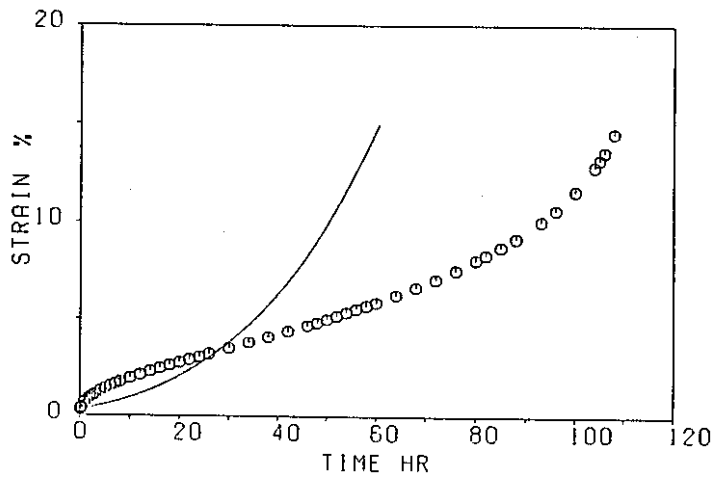


(d) $\Delta \epsilon / 2 = 0.75\%$

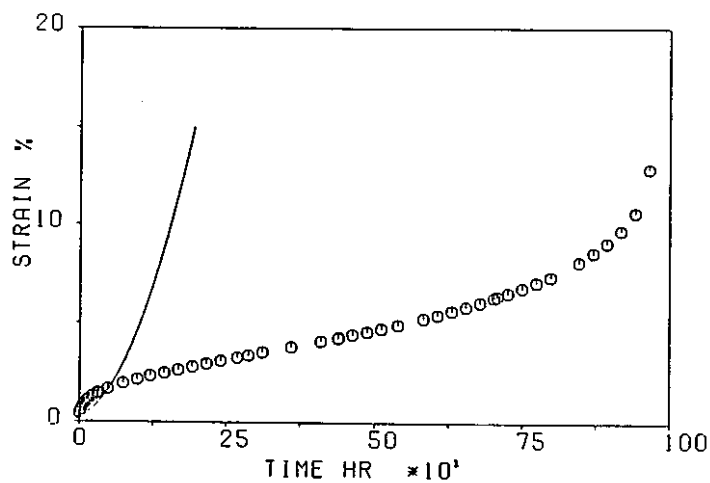
図28 保持中の応力緩和に対するシミュレーション
(Bodner-Partomモデル)



(a) $\sigma = 322.5 \text{ MPa}$



(b) $\sigma = 300 \text{ MPa}$



(c) $\sigma = 270 \text{ MPa}$

図29 クリープ曲線に対するシミュレーション
(Bodner-Partonモデル)

7. Robinsonモデルによる結果とその検討

前章では、Bodner-Partom モデルの評価・検討を、一定ひずみ速度引張り試験、一定ひずみ範囲繰返し試験、保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し試験およびクリープ試験に対して行った。この章では、同様な評価・検討をRobinsonモデルに対して行う。

7.1 計算結果

Robinsonモデル（5.2節）による計算結果を次のように示す。

- (1) 一定ひずみ速度引張り変形…………… 図30(a)~(e)
- (2) 一定ひずみ範囲繰返し変形（保持なし； $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3} / \text{sec}$ ）
 - 応力ひずみヒステリシスループ…………… 図31(a)~(d)
 - 累積非弾性ひずみに伴うピーク応力の変化…………… 図32(a)~(d)
- (3) 一定ひずみ範囲繰返し変形（引張り側保持時間 6 min； $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3} / \text{sec}$ ）
 - 応力ひずみヒステリシスループ…………… 図33(a)~(d)
 - 累積非弾性ひずみに伴うピーク応力の変化…………… 図34(a)~(d)
 - 保持中の応力緩和曲線（5サイクルめ）…………… 図35(a)~(d)
- (4) 一定応力クリープ曲線…………… 図36(a)~(c)

7.2 検討

Robinsonモデルによる一定ひずみ速度引張り変形のシミュレーション結果【図30(a)~(e)】を見ると、弾性状態から塑性状態への遷移が極めて急激

であることがまず目につく。すなわち、応力ひずみ曲線は二直線表示に近い。これは、移動硬化変数の発展式(39)が、いわゆる非線形移動硬化項を含まないことによる。なお、Bodner-Partom モデルでは、式(26)および式(28)に非線形移動硬化の考え方が採用されている。

次に、一定ひずみ速度引張り変形における塑性流動応力の飽和レベルに関しては、ひずみ速度が $5 \times 10^{-7} \sim 5 \times 10^{-4}$ の場合には、計算値は実験値よりやや小さいが、両者はかなりよく一致している。一方、 10^{-3} の場合に対しては、計算値は実験値と一致していない。これは、Bodner-Partom モデルの場合と同様であり、流動応力のひずみ速度依存性に、転位の移動と溶質原子の相互作用による特異性が考慮されていないためと考えられる。

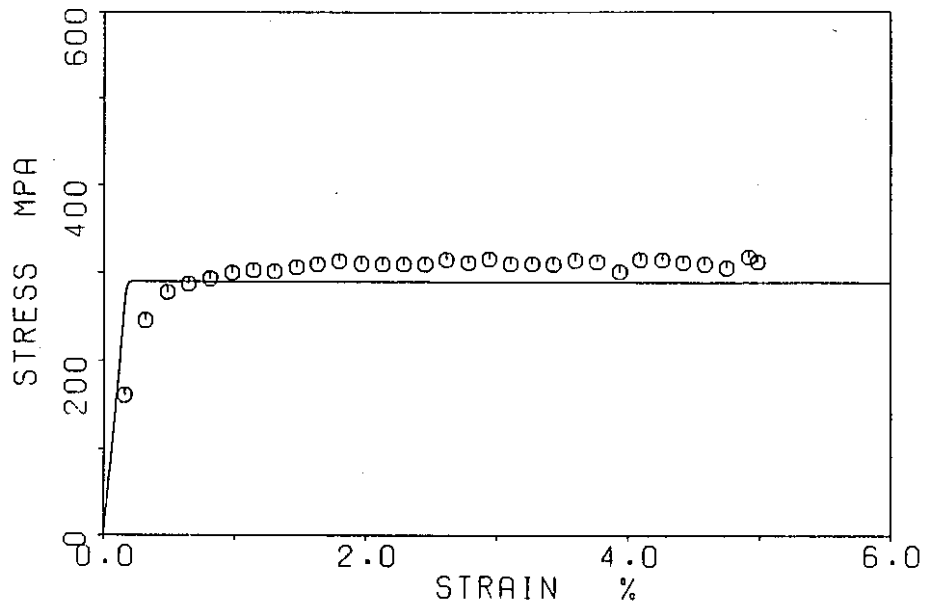
Robinsonモデルによると応力ひずみ曲線が二直線近似に近いことは、一定ひずみ範囲繰返し変形の応力ひずみヒステリシスループ [図3 1(a)~(d)] においても見られる。応力ひずみヒステリシスループを二直線表示したときの問題点は、一般に、ひずみ振幅が小さい場合の応力振幅を大きくシミュレートし過ぎることである。事実、Robinsonモデルによる結果でも、累積非弾性ひずみに伴うピーク応力の変化 [図3 2(a)~(d)] から明らかのように、ひずみ範囲の小さい場合のピーク応力が実験結果よりかなり大きく予測されている。

次に、引張り保持が繰返し軟化に及ぼす効果について考える。Robinsonモデルでは、繰返し軟化は等方硬化変数 K の減少によって表されるが、その発展式(37)には熱軟化のような時間項は含まれていない。したがって、このモデルでは、引張り保持は本質的に繰返し軟化に影響しない。事実、累積非弾性ひずみに伴うピーク応力の変化は、保持時間のある場合 [図3 4(a)~(d)] と保持時間なしの場合 [図3 2(a)~(d)] でほぼ完全に一致する。

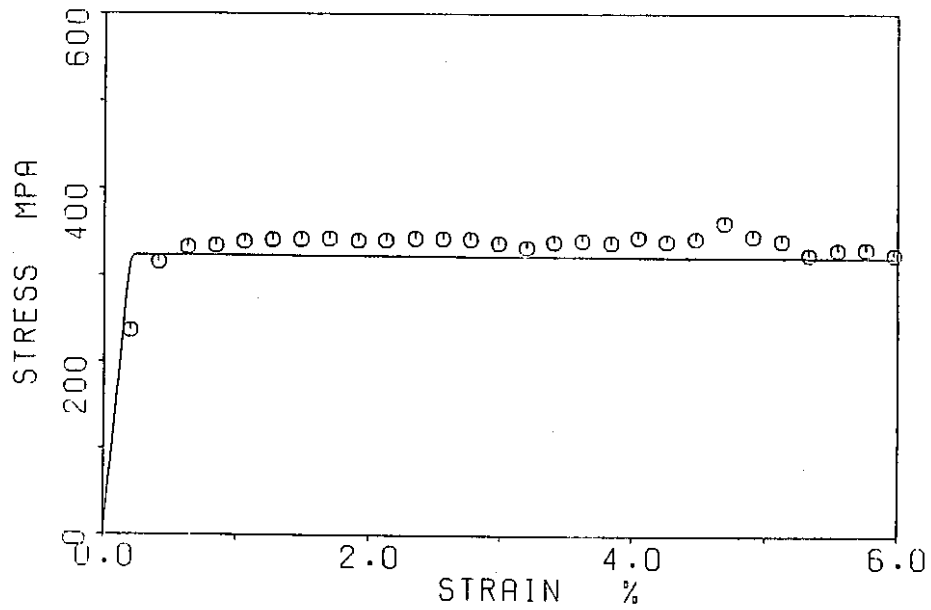
保持中の応力緩和曲線について計算結果と実験結果を比較すると [図3 5(a)~(d)]、Robinsonモデルは保持終了時の応力値を実験結果より高く予測している。しかし、Robinsonモデルによる計算では保持開始時の応力値が実験結果より大きいため、応力緩和量自体を見ると計算値と実験値はかなり一致しており、計算による応力緩和曲線は実験の曲線を上方に平行移動したような形となっている。

最後にクリープ曲線については、実験結果と計算結果に定量的な一致が認

められないだけでなく、クリープ曲線の定性的傾向も異なっている [図 3 6 (a)~(c)]。すなわち、実験結果にみられる遷移クリープが、シミュレーション結果ではまったく表現されていない。このことは、Bodner-Parton モデルによるシミュレーション結果と同様である。

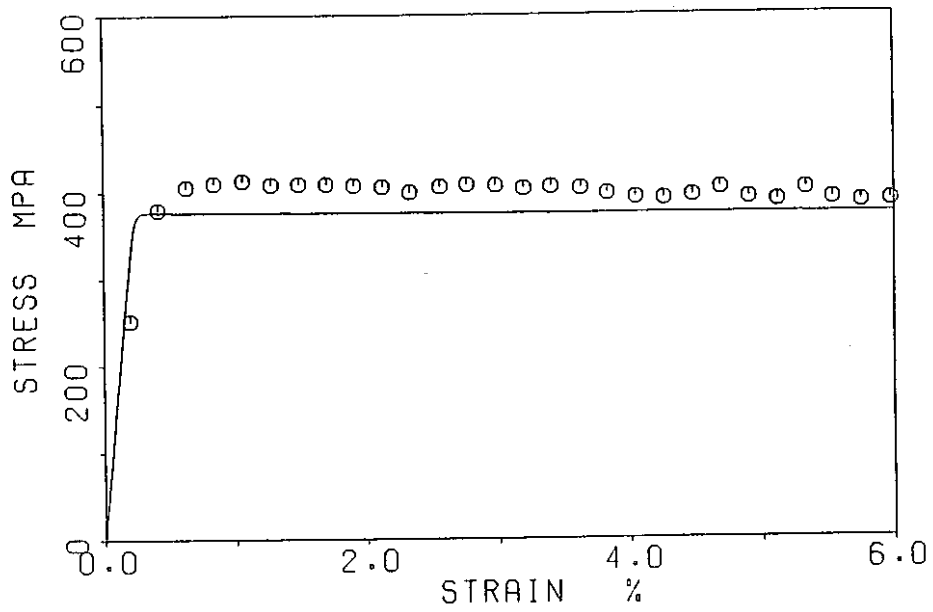


(a) $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-7} / \text{sec}$

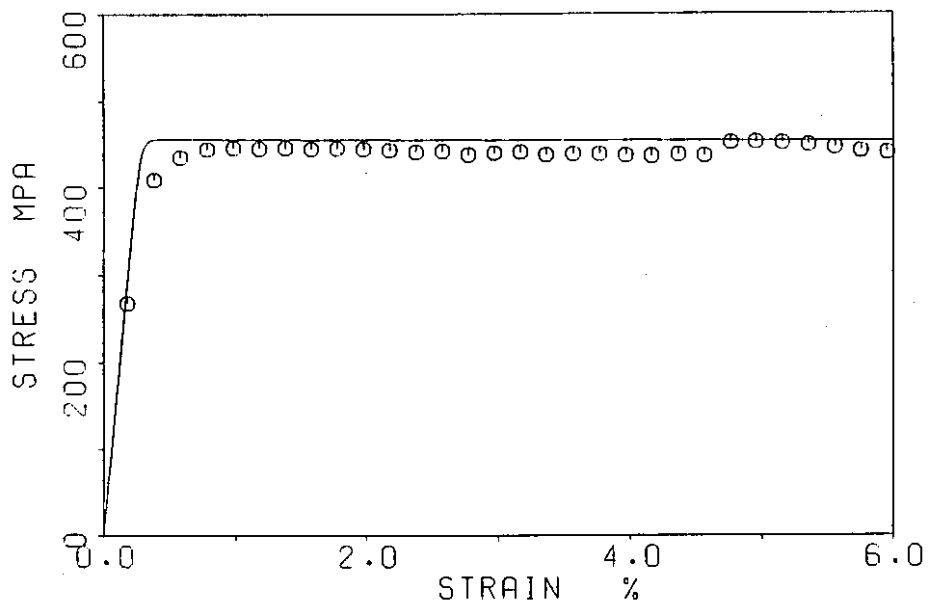


(b) $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} / \text{sec}$

図30 一定ひずみ速度引張り変形に対するシミュレーション結果
(Robinsonモデル)

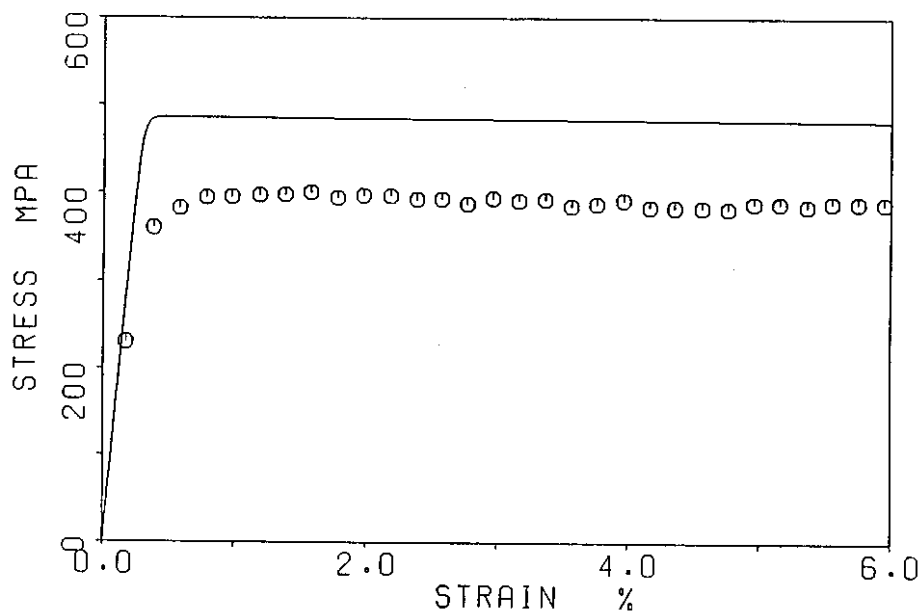


(c) $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-5} / \text{sec}$



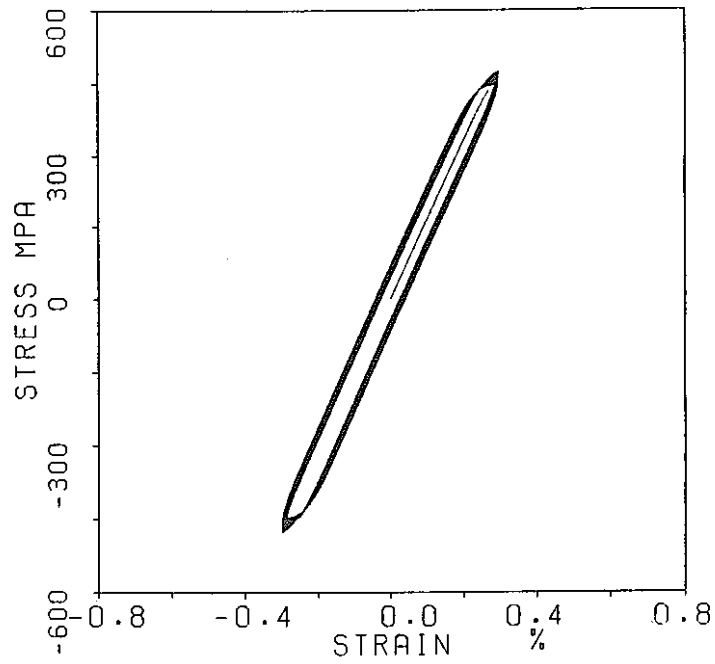
(d) $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-4} / \text{sec}$

図30 一定ひずみ速度引張り変形に対するシミュレーション結果
(Robinsonモデル)

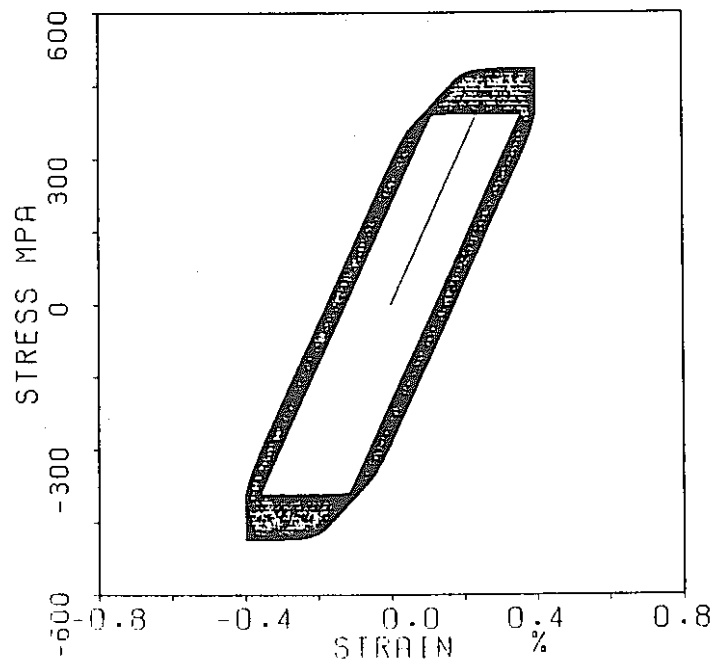


(e) $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3} / \text{sec}$

図30 一定ひずみ速度引張り変形に対するシミュレーション結果
(Robinsonモデル)

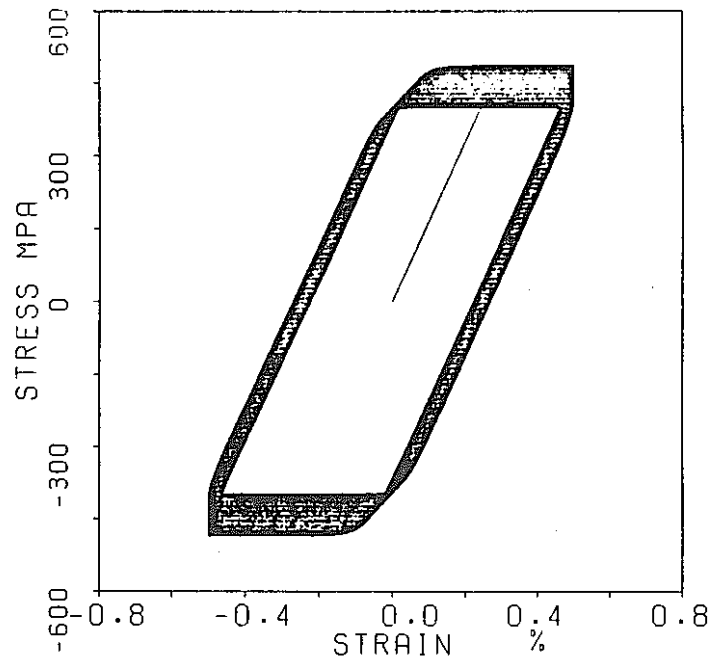


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

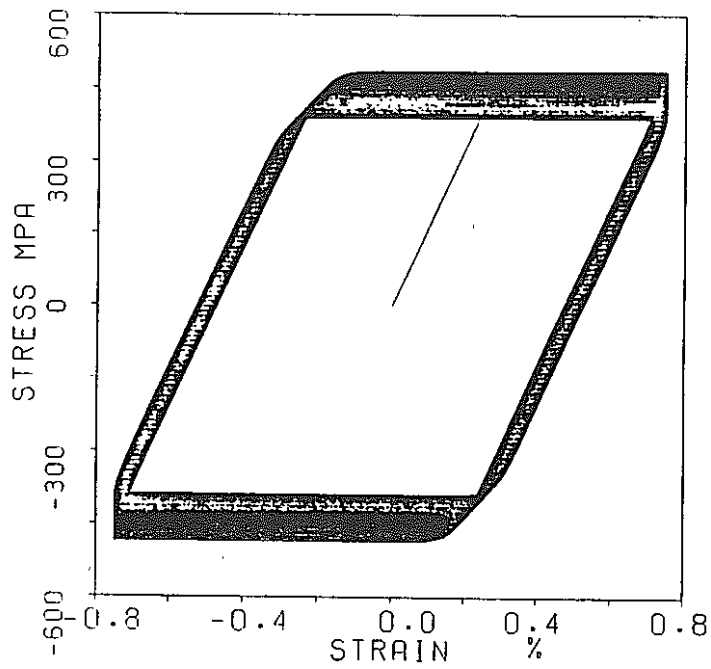


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図31 一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション
(Robinsonモデル)

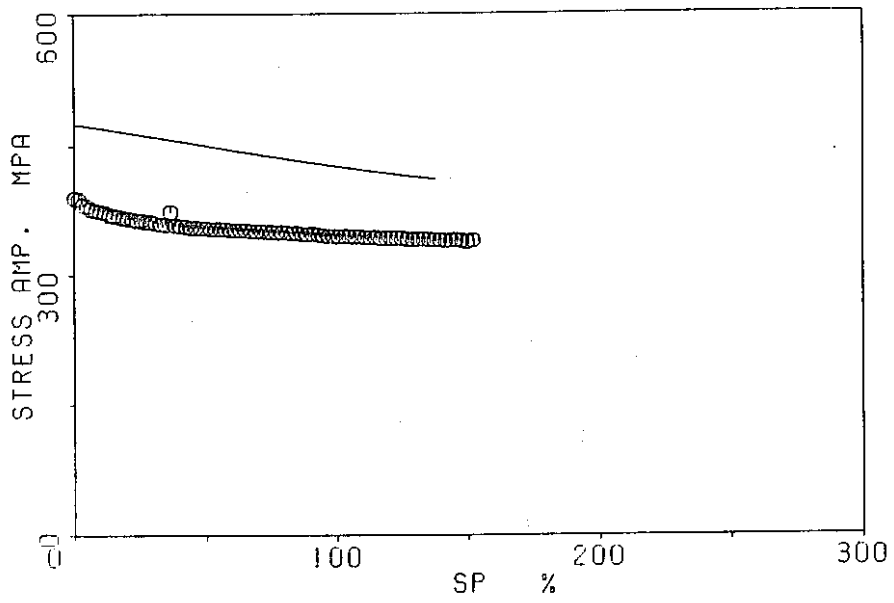


(c) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.5\%$

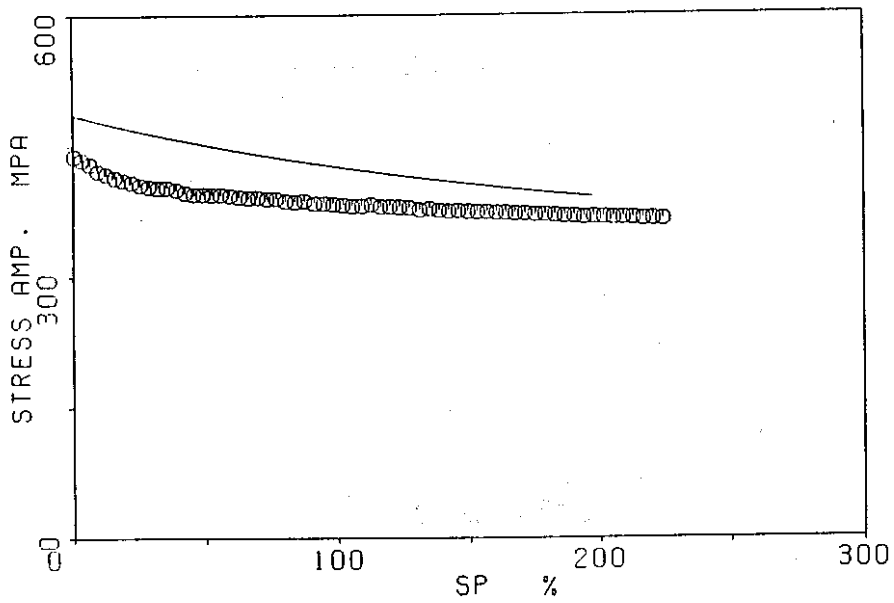


(d) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.75\%$

図31 一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション
(Robinsonモデル)

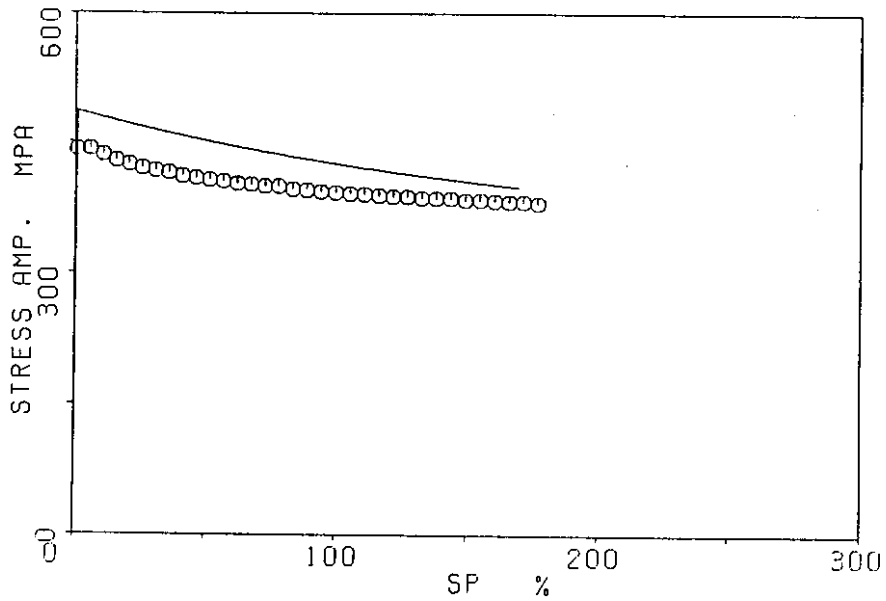


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

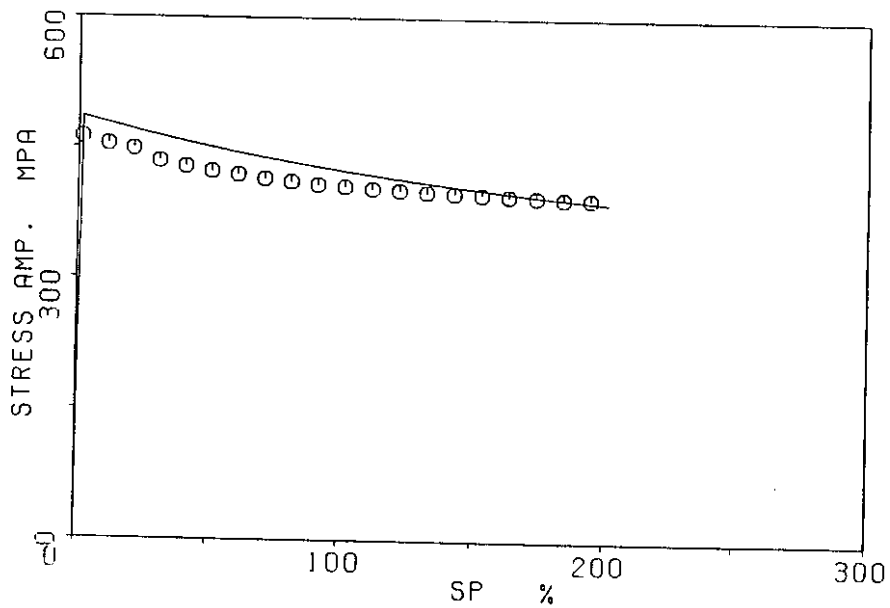


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図32 一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション (Robinsonモデル)

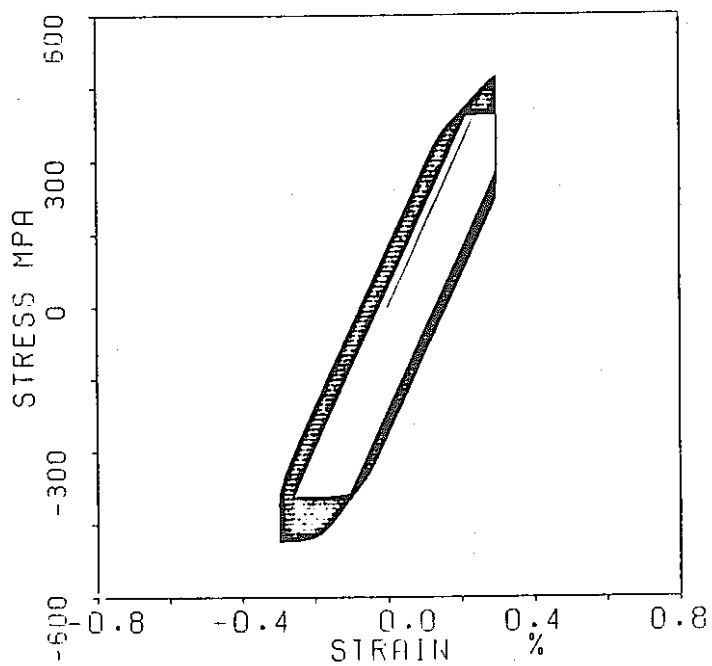


(c) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.5\%$

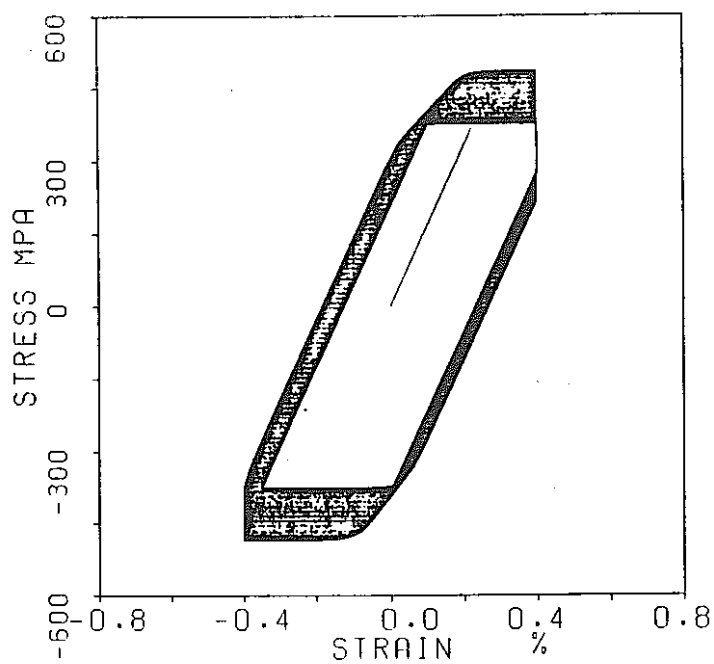


(d) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.75\%$

図32 一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション (Robinsonモデル)

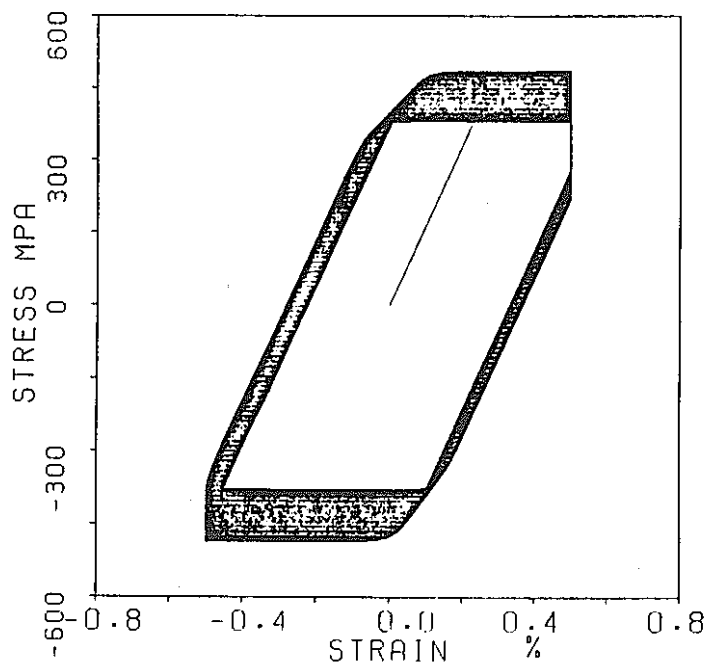


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

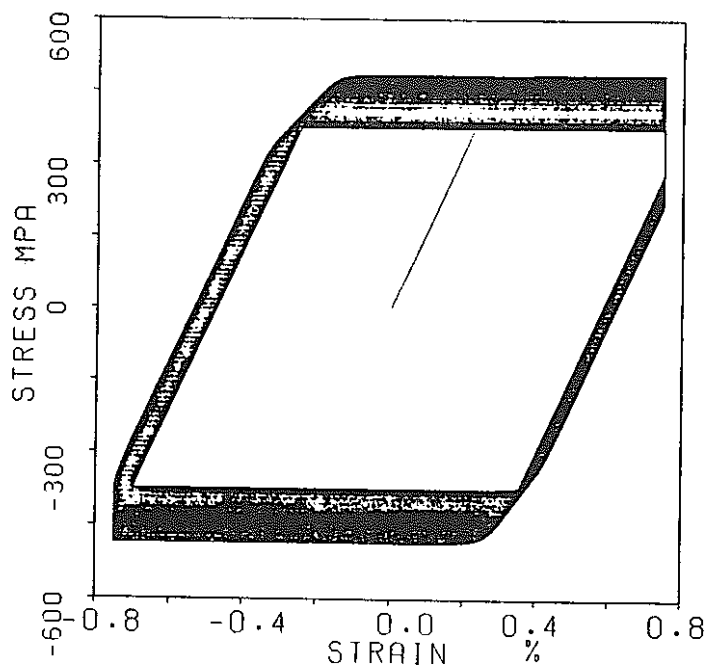


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図3.3 保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション (Robinsonモデル)

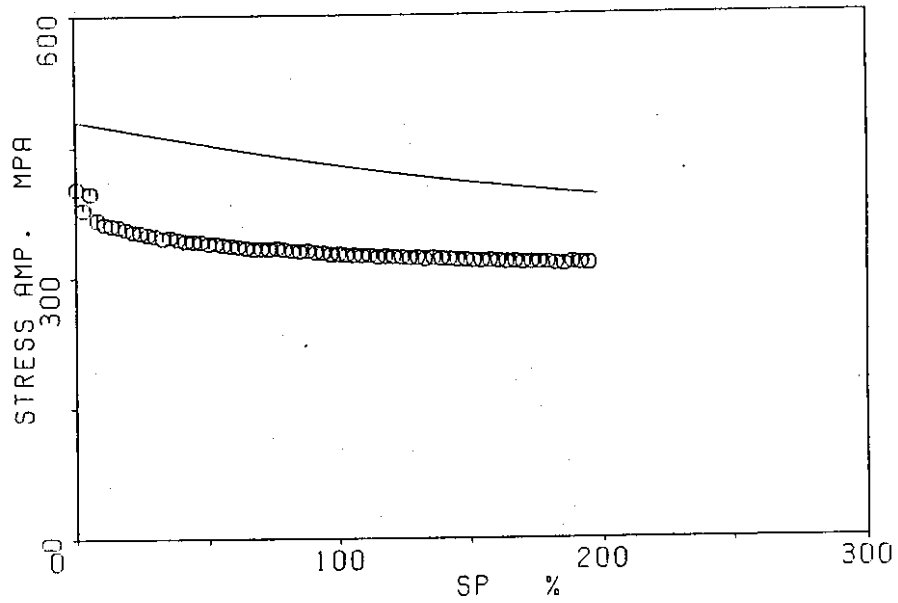


(c) $\Delta \epsilon / 2 = 0.5\%$

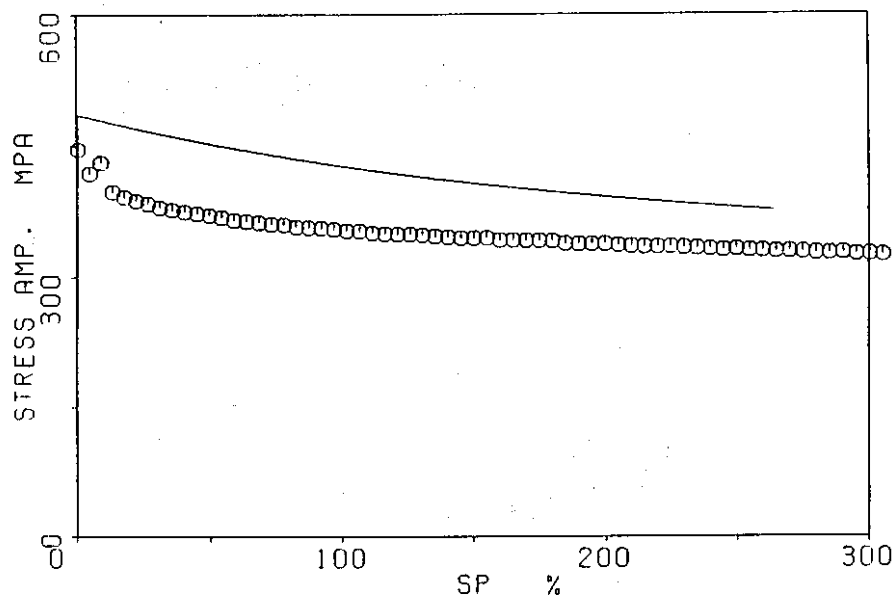


(d) $\Delta \epsilon / 2 = 0.75\%$

図33 保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形に対するシミュレーション (Robinsonモデル)



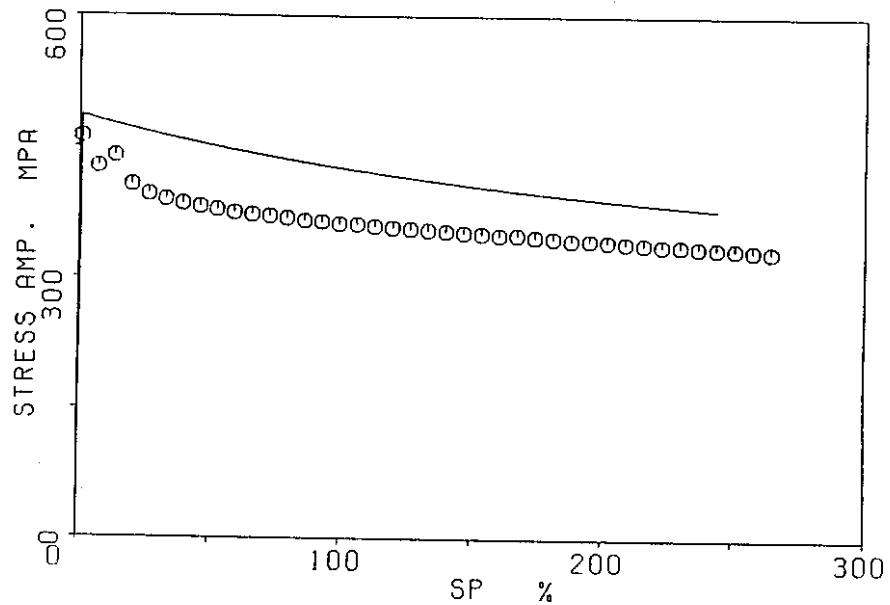
(a) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.3\%$



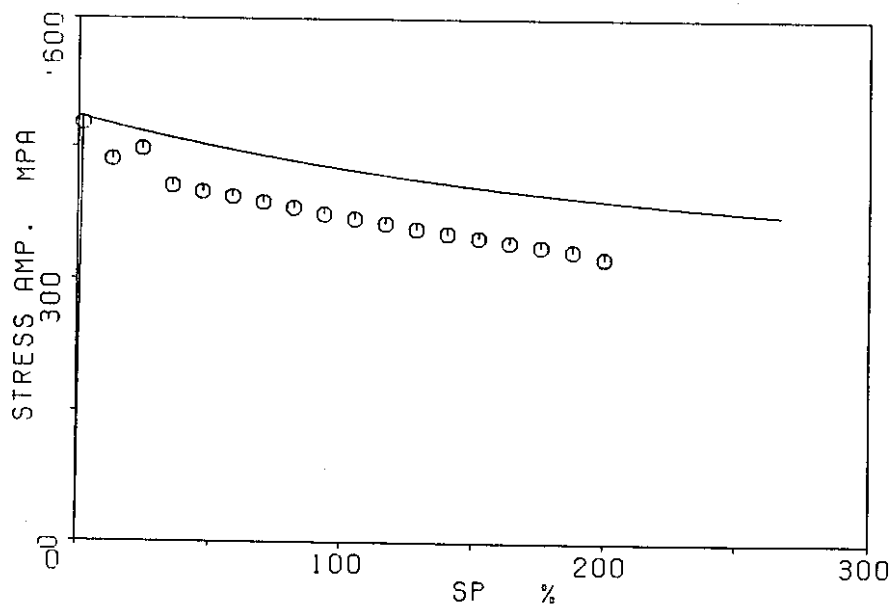
(b) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.4\%$

図34 保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション

(Robinsonモデル)

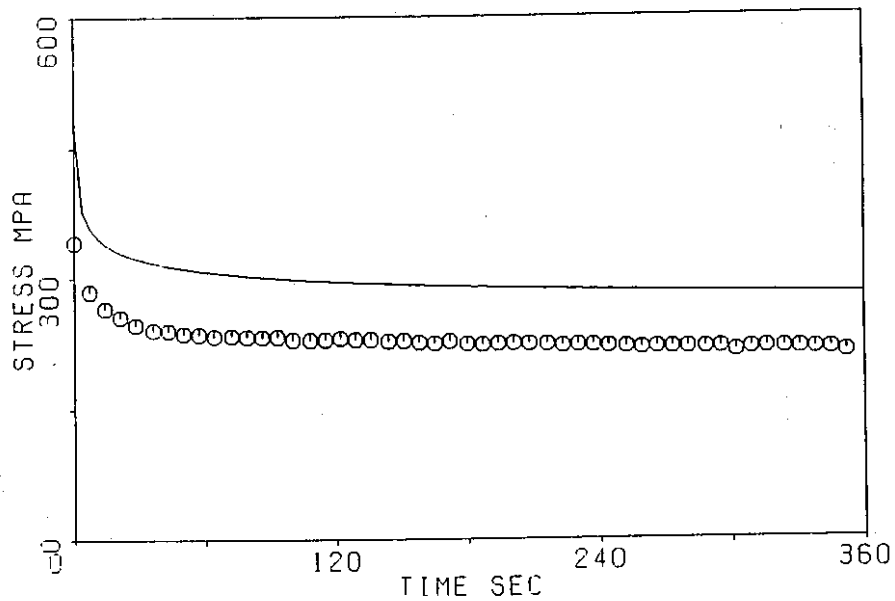


(c) $\Delta \epsilon / 2 = 0.5\%$

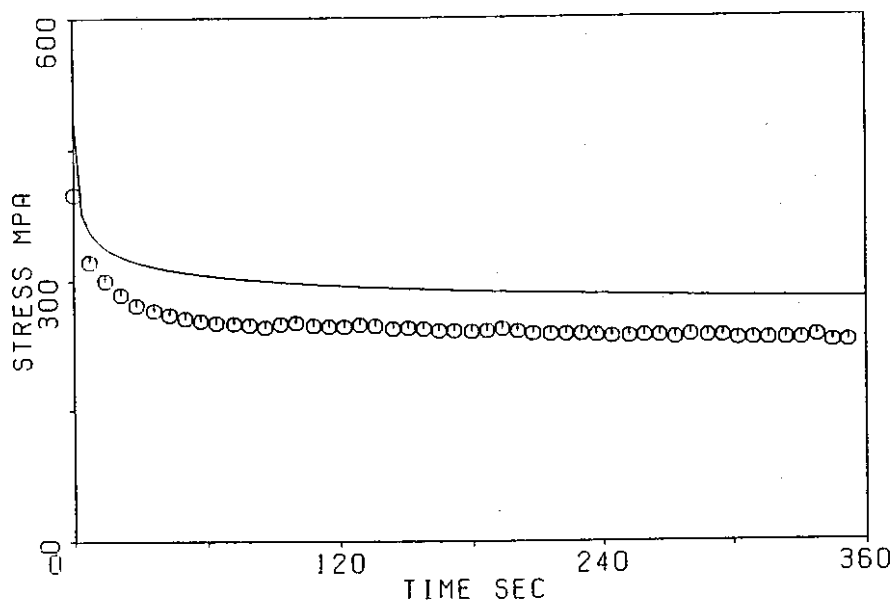


(d) $\Delta \epsilon / 2 = 0.75\%$

図34 保持時間を有する一定ひずみ範囲繰返し変形における累積非弾性ひずみとピーク応力に対するシミュレーション
(Robinsonモデル)

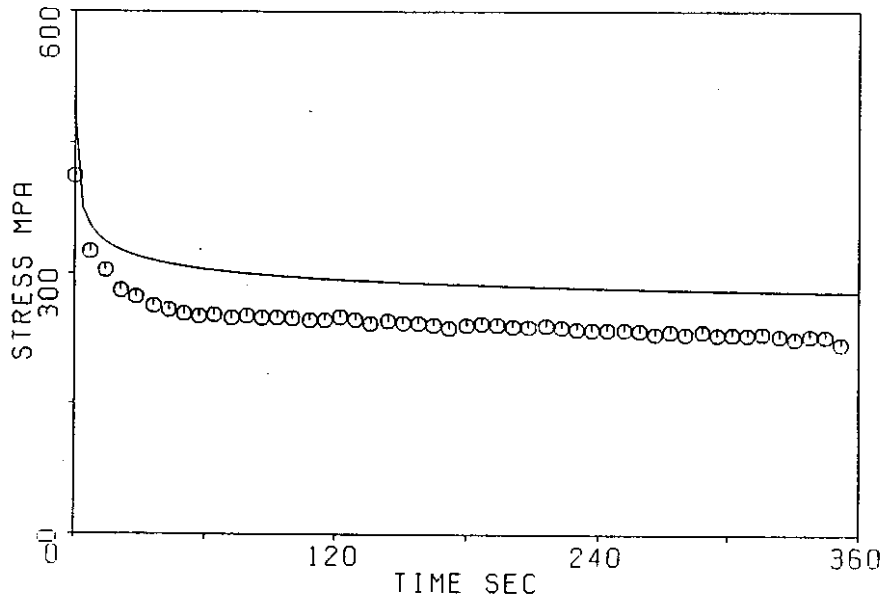


(a) $\Delta \epsilon / 2 = 0.3\%$

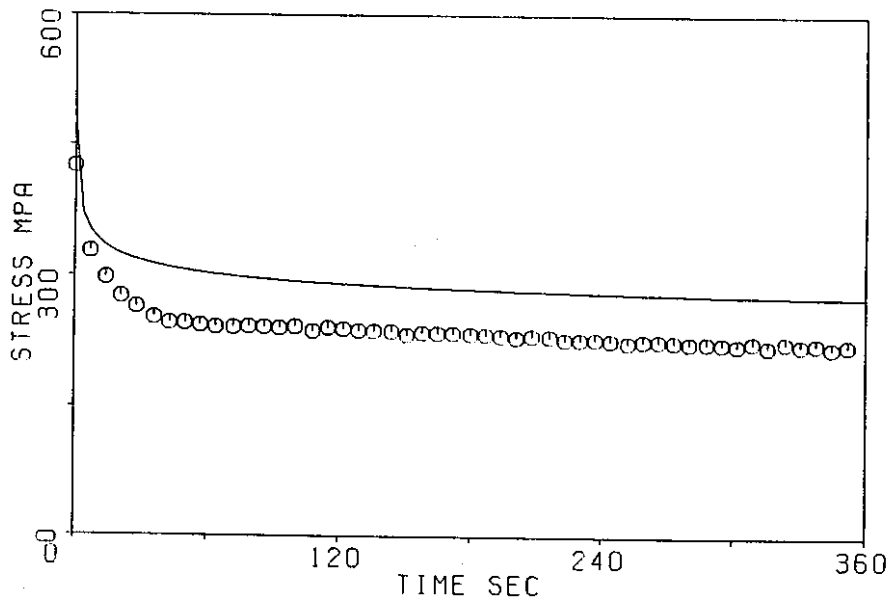


(b) $\Delta \epsilon / 2 = 0.4\%$

図35 保持中の応力緩和に対するシミュレーション
(Robinsonモデル)

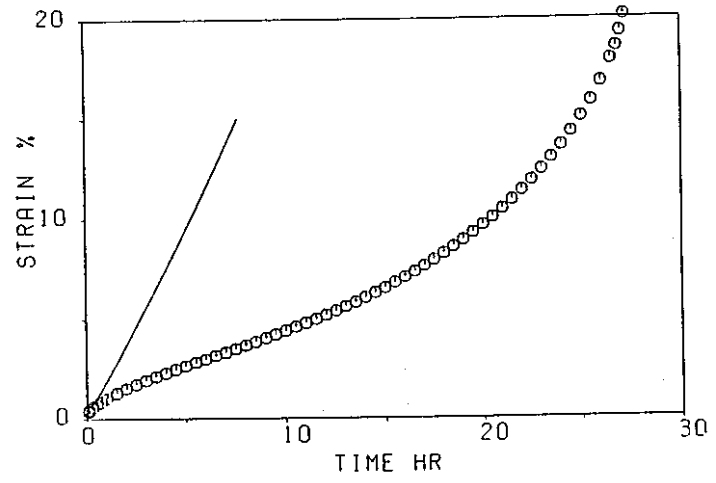


(c) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.5\%$

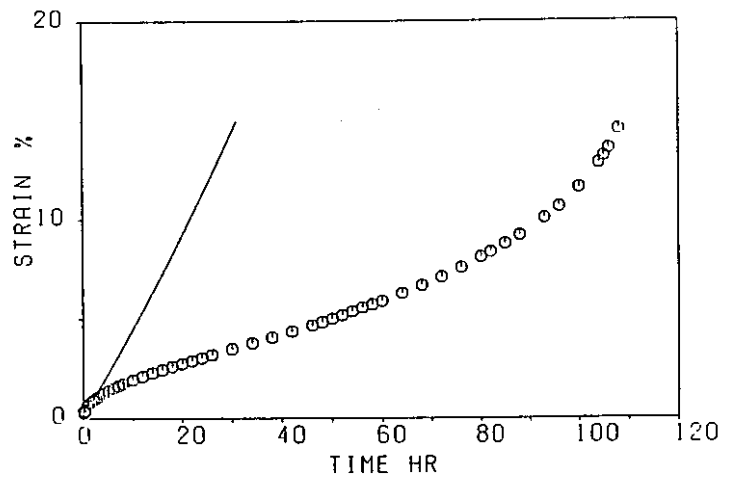


(d) $\Delta \varepsilon / 2 = 0.75\%$

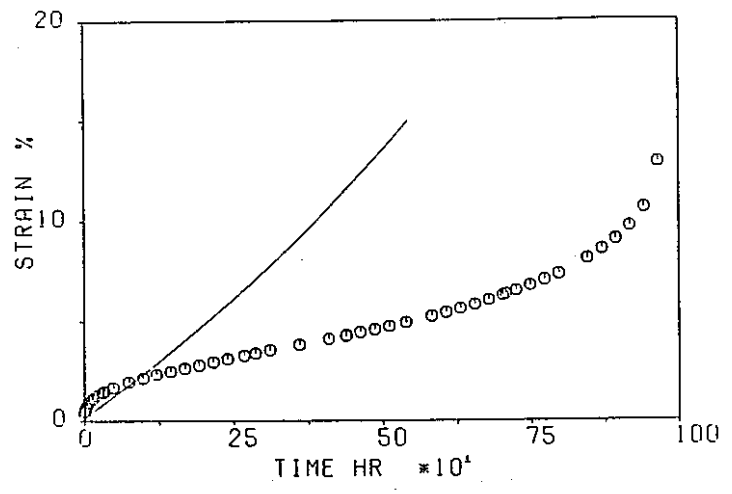
図35 保持中の応力緩和に対するシミュレーション
(Robinsonモデル)



(a) $\sigma = 322.5 \text{ MPa}$



(b) $\sigma = 300 \text{ MPa}$



(c) $\sigma = 270 \text{ MPa}$

図36 クリープ曲線に対するシミュレーション
(Robinsonモデル)

8. 結 言

本研究では、改良9Cr-1Mo鋼に対する統一型構成式の開発のための第一段階として、まず高温材料試験システムの開発を行った。その結果、新たに開発した高温引張り-圧縮・ねじり組合せ変形用変位計の測定精度に関して多少改良する余地を残したが、加熱装置、全ひずみ制御プログラム等、構成式の開発に必要な非弾性変形試験を行うのに十分な試験システムの構築をすることができた。つづいて、この試験システムとクリープ試験機を用いて、改良9Cr-1Mo鋼に対して試験温度550℃にて単軸の非弾性変形試験を行い、次のような知見を得た。

(1) 一定ひずみ速度の単調引張り試験を行ったところ、ひずみ速度が $5 \times 10^{-7} \sim 5 \times 10^{-4} / \text{sec}$ の範囲では、ひずみ速度が10倍になる毎に流動応力が約50MPaだけ増加する素直な速度依存性を示したが、ひずみ速度が $1 \times 10^{-3} / \text{sec}$ の場合にはその流動応力が $5 \times 10^{-4} / \text{sec}$ に対するそれよりも小さくなる特異な現象がみられた。

(2) 一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験をひずみ速度 $1 \times 10^{-3} / \text{sec}$ で行った結果、ひずみ振幅0.3, 0.4, 0.5, および0.75%のすべての場合に対して、顕著な繰返し軟化現象がみられた。

(3) 一定応力のクリープ試験を応力値322.5, 300, 270MPaで行った結果、定常クリープにおけるひずみ速度は応力レベルに敏感に依存した。

これらの試験結果および非弾性挙動に関する知見をもとに、既存の統一型構成式の性能を評価・検討する目的で、Bodner-PartomモデルおよびRobinsonモデルによって試験結果のシミュレーションを行った。その結果、これらのモデルにおける次のような特性が確認された。

(1) Bodner-PartomモデルおよびRobinsonモデルともに、一定ひずみ速度単調引張り試験における流動応力のひずみ速度依存性を、ひずみ速度が 1×10^{-3} の場合を除いて表現できた。ただし、Robinsonモデルでは、応力ひずみ曲線が二直線表示に近い形となった。

(2) Bodner-Partomモデルは、一定ひずみ振幅完全両振り繰返し試験において観察された繰返し軟化挙動をかなりの精度で表現できたが、応力ひずみ

ヒステリシスループが応力符号の変化直後の部分で異常な形となった。一方、Robinsonモデルは、応力ひずみ曲線が二直線表示に近い形であるため、ひずみ振幅の小さい場合の応力振幅を実験結果より大きく予測した。

(3) 一定ひずみ範囲繰返し変形におけるひずみ保持の効果については、Bodner-Partomモデルは、実験結果の傾向をかなり正しく表現できたが、応力緩和量は実験結果より少なく見積った。一方、Robinsonモデルでは、ひずみ保持は本質的に繰返し軟化に影響しないことが明かとなった。

(4) クリープ曲線に関しては、Bodner-PartomモデルおよびRobinsonモデルともに定性的にも定量的にも実験結果と隔たりのある結果を与えた。

なお、上で述べた結論は、構成式の計算に用いた材料パラメータの選択に依存する可能性もある。今後、本研究の結論がモデルに固有のものか、あるいは材料パラメータの選択によって改良し得るものか、検討する必要がある。また、他のモデルによる検討も行う必要がある。

謝 辞

最後に、本受託研究を実施するに際し、ひとかならぬお骨折りを頂いた動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター機器構造開発部構造工学室室長岩田 耕司 氏、並びに同材料開発室副主任研究員 青砥 紀身 氏に深く感謝する。また、本受託研究の実現にご高配を賜った動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター機器構造開発部部長 二瓶 勲 氏、並びに同部長代理 今津 彰 氏に厚く御礼申し上げる。

参 考 文 献

- [1] 新津, 機論, Ser. B, 51-462 (1985), 650.
- [2] Bodner, S. R., Review of a Unified Elastic-Viscoplastic Theory, ed. by A. K. Miller, Constitutive Unified Constitutive Equations for Creep and Plasticity, Elsevier Applied Science (1987), pp. 273.
- [3] Chan, K. S., Lindholm, U. S., and Bodner, S. R., Constitutive Modeling of Isotropic Materials, NASA Rport CR-182132, (1988).
- [4] Robinson, D.N., Constitutive Relationships for Anisotropic High-Temperature Alloys, Nuclear Eng. Designs, 83 (1984), 389.
- [5] Robinson, D.N., and Bartolotta, P.A., Viscoplastic Constitutive Relationships with Dependence on Thermomechanical History, NASA Contract Report 174836 (1985).