軸方向温度分布移動を受ける円筒の熱ラチェット解析[†] — 316FR 鋼円筒の実験結果との比較 —

小林 峰 雄* 大野 信 忠** 猪 狩 敏 秀***

Thermal Ratchetting Analysis of Cylinders Subjected to Axial Travelling of Temperature Distribution — Comparison with Experiments of 316FR Steel Cylinders —

by

Mineo KOBAYASHI*, Nobutada OHNO** and Toshihide IGARI***

Thermal ratchetting of 316FR steel cylinders subjected to the axial movement of temperature distribution is analyzed by implementing in finite element analysis three kinds of models, i.e., the elastic-perfectly plastic model, the Armstrong-Frederick model, and the Ohno-Wang model. The latter two models are specified in two forms, i.e., the combined kinematic and isotropic hardening form verified in a previous work and the kinematic hardening form with isotropic hardening neglected. It is shown that the analysis depends greatly on the models employed while it is influenced relatively little by the neglect of isotropic hardening. It is also shown that the Ohno-Wang model, which can express the closure of stress-strain hysteresis loops, gives good simulation of the experiments.

Key words: Cyclic plasticity, Constitutive model, Thermal ratchetting, Cylinder, Temperature distribution, 316FR steel

1 緒 言

円筒が温度フロントの軸方向移動を繰り返し受けると、繰返し数とともに周方向塑性ひずみが累積する。この現象は、円筒内を高温の液面が軸方向に移動する場合に問題となるため液面熱ラチェットと呼ばれ、高速増殖炉の設計上の重要な課題となっている。¹⁾

このため著者ら^{2), 3)}は、移動硬化則の異なる 4 種類の塑性構成式を用いて液面熱ラチェットを数値解析し、解析結果に及ぼす移動硬化の影響を検討した。この結果、ひずみ硬化を完全に無視した弾完全塑性モデル（以後、PP モデルと呼ぶ）は極めて大きなラチェットを予測すること、また移動硬化を考慮しても Armstrong-Frederick モデル⁴⁾と Ohno-Wang モデル⁵⁾（以後、それぞれ AF モデルおよび OW モデルと呼ぶ）では予測結果に大きな違いが現れることが明らかとなった。これら 2 つのモデルの違いは、応力ひずみヒステリシスループの閉鎖を AF モデルが表さないのに対して OW モデルは表現するという点にある。

前報⁶⁾では、316FR 鋼の液面熱ラチェットに関連する変形特性を実験結果¹⁾に基づいて検討し、この材料の応力ひずみヒステリシスループはほぼ完全に閉じることを示した。この特性は、上に述べたように OW モデルにより表される。したがって、OW モデルの方が AF モデルよ

り優れた液面熱ラチェット解析結果を与えると期待される。事実 Takahashi-Tanimoto⁷⁾は、OW モデルを用いて 316FR 鋼円筒の液面熱ラチェットを 2 ケースについて解析し、実験結果とのかなりよい一致を得た。しかし、このような解析の信頼性向上のためには、より多くのケースについての検討が必要である。

前報⁶⁾ではさらに、ラチェット変形のように最大ひずみが繰返し数とともに増加する繰返し変形の等方硬化は、繰返しひずみ幅が微小ならば最大塑性ひずみに依存するという知見を得た。つづいて、このような等方硬化を考慮して AF モデルおよび OW モデルを拡張し、その妥当性を試験結果に基づいて示した。ところで、等方硬化の発達は、Ponter-Karadeniz⁸⁾の解析に見られるようにラチェットの進展を促進する可能性がある。したがって、液面熱ラチェットに及ぼす等方硬化の影響を詳細に検討することは重要な課題である。

そこで本報では、上に述べた AF モデルと OW モデルの拡張形ならびに PP モデルを用いて 316FR 鋼の液面熱ラチェット解析を行い、解析結果を実験結果¹⁾と定量的に比較する。これにより、これらのモデルの妥当性を検討するとともに等方硬化が解析結果に及ぼす影響を議論する。なお解析は、液面移動距離が長い場合と短い場合の 2 ケースについて行う。

† 原稿受理 平成 8 年 11 月 18 日 Received Nov. 18, 1996

* 名古屋大学大学院 〒464-01 名古屋市千種区不老町, Graduate Student, Nagoya Univ., Chikusa-ku, Nagoya, 464-01

** 正 会 員 名古屋大学工学研究科マイクロシステム工学専攻 〒464-01 名古屋市千種区不老町, Dept. of Micro-System Eng., Nagoya Univ., Chikusa-ku, Nagoya, 464-01

*** 正 会 員 三菱重工業(株)長崎研究所 〒851-03 長崎市深堀町, Nagasaki R&D Center, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Fukahori-machi, Nagasaki, 851-03

2 構成式

本研究で使用した構成式はすでに前報⁶⁾で詳しく説明したので、ここではその概略を述べる。

ひずみ ϵ は次式のように弾性ひずみ ϵ^e 、塑性ひずみ ϵ^p および熱ひずみ ϵ^t の和であるとする。

$$\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^p + \epsilon^t \quad (1)$$

ヤング率を E 、ポアソン比を ν 、線膨張係数を α_t とすると、 ϵ^e と ϵ^t はそれぞれ応力 σ および温度 T によって

$$\epsilon^e = \{(1+\nu)/E\} \sigma - (\nu/E)(\text{tr} \sigma) \mathbf{I} \quad (2)$$

$$\epsilon^t = \alpha_t (T - T_0) \mathbf{I} \quad (3)$$

と表される。ここで、 tr と $\mathbf{I}$ はそれぞれ跡および2階の単位テンソルを示し、 T_0 は熱膨張に関する基準温度を表す。なお E 、 ν および α_t は温度 T の関数である。

前報で述べたように塑性変形速度非依存を仮定し、次の降伏関数を導入する。

$$F = (3/2)(\mathbf{s} - \alpha)(\mathbf{s} - \alpha) - \rho^2 \quad (4)$$

ここで、 $\mathbf{s}$ は偏差応力、 α と ρ はそれぞれ降伏曲面 $F=0$ の中心および大きさ、 $(:)$ は2階テンソル間の内積を示す。このとき、さらに垂直則を仮定すれば、塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}^p$ は

$$\dot{\epsilon}^p = \frac{3}{2} \frac{\langle \mathbf{s} : \mathbf{n} - \Lambda \dot{T} \rangle}{E^p} \mathbf{n} \quad (5)$$

$$\mathbf{n} = \frac{\partial F / \partial \sigma}{(\partial F / \partial \sigma : \partial F / \partial \sigma)^{1/2}} \quad (6)$$

と表される。ここで、 $(\cdot)$ は時間に関する微分、また $\langle \cdot \rangle$ は Macauley の括弧、すなわち $\langle x \rangle = (|x| + x)/2$ を示す。さらに、 E^p と Λ は塑性ひずみ履歴に依存するスカラーである。

本報では、 E^p と Λ を次に述べる3つのモデルに対して具体化する。その際、前報での検討結果に基づいて、降伏曲面の膨張および移動に関して次式を仮定する。

$$\rho = \phi(T) \kappa(\xi) \rho_0 \quad (7)$$

$$\alpha = \phi(T) \kappa(\xi) \sum_{i=1}^M \mathbf{a}_i \quad (8)$$

ここで、 $\phi(T)$ と $\kappa(\xi)$ はそれぞれ温度および等方硬化の影響を表す関数である。また、 ρ_0 は定数であり、 $\mathbf{a}_i$ ($i=1, 2, \dots, M$) は移動硬化の成分⁹⁾を示す。

2.1 弾完全塑性モデル (PP)

このモデルでは、降伏曲面の大きさに対する温度の影響だけを考慮し、その移動は無視する。すなわち、

$$\rho = \phi(T) \rho_0 \quad (9)$$

$$\alpha = 0 \quad (10)$$

このとき、 E^p と Λ は次式のように表される。

$$E^p = 0 \quad (11)$$

$$\Lambda = \sqrt{2/3} \rho_0 d\phi/dT \quad (12)$$

2.2 Armstrong-Frederick モデル (AF)

ひずみ硬化／動的回復の概念に基づく非線形移動硬化モデルであり、⁴⁾これを $\mathbf{a}_i$ の変化に適用すると、 $\dot{\mathbf{a}}_i$ は

$$\dot{\mathbf{a}}_i = \zeta_i \left\{ (2/3) r_i \dot{\epsilon}^p - \mathbf{a}_i \dot{p} \right\} \quad (13)$$

と表される。ここで、 ζ_i と r_i ($i=1, 2, \dots, M$) は材料パラメータであり、 $\dot{p}$ は累積塑性ひずみ速度

$$\dot{p} = [(2/3) \dot{\epsilon}^p : \dot{\epsilon}^p]^{1/2} \quad (14)$$

を示す。このとき、 E^p と Λ は次式により与えられる。

$$E^p = \sqrt{\frac{3}{2}} \phi \frac{\partial \kappa}{\partial \epsilon^p} : \mathbf{n} \left(\rho_0 + \sqrt{\frac{3}{2}} \sum_{i=1}^M \mathbf{a}_i : \mathbf{n} \right) + \phi \kappa \sum_{i=1}^M \zeta_i \left\{ r_i - \sqrt{\frac{3}{2}} (\mathbf{a}_i : \mathbf{n}) \right\} \quad (15)$$

$$\Lambda = \frac{d\phi}{dT} \kappa \left\{ \sqrt{\frac{2}{3}} \rho_0 + \sum_{i=1}^M \mathbf{a}_i : \mathbf{n} \right\} \quad (16)$$

2.3 Ohno-Wang モデル (OW)

AF モデルは優れたモデルであるが、ラチェットに関しては通常極めて過大な予測を与える。このため大野・王⁵⁾は、 $\mathbf{a}_i$ の大きさ $\bar{a}_i (= [(3/2) \mathbf{a}_i : \mathbf{a}_i]^{1/2})$ が臨界値 r_i に達したときのみ $\mathbf{a}_i$ の動的回復が生じると仮定した。このとき、 $\dot{\mathbf{a}}_i$ は

$$\dot{\mathbf{a}}_i = \zeta_i \left(\frac{2}{3} r_i \dot{\epsilon}^p - H(f_i) \left(\dot{\epsilon}^p : \frac{\mathbf{a}_i}{\bar{a}_i} \right) \mathbf{a}_i \right) \quad (17)$$

と表される。ここで、 H は Heaviside のステップ関数を示し、 f_i は次のように定義される。

$$f_i = \bar{a}_i^2 - r_i^2 \quad (18)$$

このモデルを用いるとき、 E^p と Λ は

$$E^p = \sqrt{\frac{3}{2}} \phi \frac{\partial \kappa}{\partial \epsilon^p} : \mathbf{n} \left(\rho_0 + \sqrt{\frac{3}{2}} \sum_{i=1}^M \mathbf{a}_i : \mathbf{n} \right) + \phi \kappa \sum_{i=1}^M \zeta_i \left\{ r_i - \frac{3}{2} H(f_i) \left(\dot{\epsilon}^p : \frac{\mathbf{a}_i}{\bar{a}_i} \right) \mathbf{n} : \mathbf{n} \right\} (\mathbf{a}_i : \mathbf{n}) \quad (19)$$

$$\Lambda = \frac{d\phi}{dT} \kappa \left\{ \sqrt{\frac{2}{3}} \rho_0 + \sum_{i=1}^M \mathbf{a}_i : \mathbf{n} \right\} \quad (20)$$

と表される。

なお、式 (17) では単軸ラチェットが生じないため、大野・王^{5), 10)}はこの式の拡張を行った。しかし、液面熱ラチェットは式 (17) によって解析可能であるから、^{2), 3)}本研究ではこの式をそのまま用いる。

3 材料パラメータ

本報で用いた材料パラメータは基本的に前報⁶⁾での検討結果に基づく。すなわち前報⁶⁾では、316FR 鋼のひずみ制御単軸ラチェット試験結果を検討し、最大ひずみの増加を伴う微小繰返し変形では等方硬化関数 $\kappa(\xi)$ が最大塑性ひずみの関数となることを示した。このとき、 ξ は相当塑性ひずみの最大値、すなわち

$$\xi = \max_{t \geq 0} \left\{ \sqrt{(2/3) \epsilon^p : \epsilon^p} \right\} \quad (21)$$

となる。

本報で用いた材料パラメータを Table I に示す。この表の塑性定数は、650℃での等温単軸引張試験データ (Fig. 1) と 0.2% および 0.5% 耐力の温度依存性 (Fig. 2) から定めた。その決定方法は前報⁶⁾で述べた通りであるが、これらの図に示した試験データは次章で述べる液面熱ラチェット試験の解析用に推奨されたものであり、¹⁾前報⁶⁾で検討したものとは異なる。しかし、違いは小さいので、等方硬化関数 $\kappa(\xi)$ に関しては前報⁶⁾で求めた関数 $\kappa(\epsilon_{\max}^p)$ をそのまま使用した。なお、AF モデルと OW モデルに関しては、前報⁶⁾と同様に等方硬化を無視した場合にも材料パラメータを定めた (Table II)。

等方硬化関数 $\kappa(\epsilon_{\max}^p)$ については注意が必要である。

前報⁶⁾では、650℃での等温試験結果より関数 $\kappa(\epsilon_{\max}^p)$ を定め、この関数が温度変動範囲 300～650℃の非等温ひずみ制御単軸ラチェット試験における等方硬化を精度よく表すことを示した。本報で扱った液面熱ラチェット試験では、材料要素は R.T.～650℃の温度変動を受けるから（後出の Fig. 3, 4 参照）、前報より温度変動範囲が低温側で広い。しかし、温度変動範囲 200～550℃の非等温繰返し試験の検討結果¹¹⁾を参考にすると、温度変動範囲 R.T.～650℃の非等温変形でも動的ひずみ時効の著しい温度領域（500～550℃）での等方硬化が発達すると考えられる。さらに、前報⁶⁾で議論したように、ひずみ範囲 0.7% の繰返し変形試験において応力範囲が 1.5 倍程度に増加するまでは 650℃でも 500～550℃と同程度に繰返し硬化が顕著に発達する。したがって、650℃での等温試験結果より定めた等方硬化の影響関数 $\kappa(\epsilon_{\max}^p)$ は、本報の解析においても等方硬化の発達が非常に大きくなければ妥当であると考えられる。

上述のように定めた材料定数による等温単軸引張曲線の計算結果を Fig. 1 に示す。この図の AF モデルと OW モデルによる曲線は等方硬化を考慮した場合の計算結果である。これらの計算では、650℃での等温試験結果に基づく関数 $\kappa(\epsilon_{\max}^p)$ をすべての温度で使用した。この関

Fig. 1. Tensile stress vs. strain relations at constant temperatures.

Fig. 2. Temperature dependence of 0.2% and 0.5% proof stresses.

数は本来温度に依存するが、Fig. 1 からわかるようにこの依存性を無視しても単軸引張試験結果はかなりの精度で表される。なお、等方硬化を無視した AF および OW モデルによる単軸引張曲線は、これを考慮した場合の結果にほぼ一致するから Fig. 1 では省略した。

4 解析条件および方法

日本材料学会高温強度部門委員会に組織された非弾性解析ワーキンググループ¹⁾では、温度分布移動距離 l の異なる 2 つの液面熱ラチェット試験 (Case A, Case B) を解析対象とした。これらの試験を本報でも解析した。試験に用いられた円筒は、材料が 316FR 鋼であり、長さ $L = 260\text{mm}$ 、平均半径 $R = 76.5\text{mm}$ 、厚さ $h = 2\text{mm}$ である。なお今後、円筒の軸方向座標を z ($0 \leq z \leq L$) とし、円筒中央面の半径方向変位と軸方向変位をそれぞれ u_r および u_z と表す。また、円筒中央面の周方向ひずみと

Table I. Material parameters (I); OW and AF models with isotropic hardening, and PP model.

OW model	AF model
$\rho_0 = 80$	$\rho_0 = 80$
$\phi(T) = \exp[307(T^{-1} - T_0^{-1})]$	$\phi(T) = \exp[307(T^{-1} - T_0^{-1})]$
$T_0 = 923$	$T_0 = 923$
$\kappa(\epsilon_{\max}^p) = (1 + 124\epsilon_{\max}^p)^{0.25}$	$\kappa(\epsilon_{\max}^p) = (1 + 124\epsilon_{\max}^p)^{0.25}$
$\zeta_1 = 2.75 \times 10^4$ $r_1 = 5.55$	$\zeta_1 = 7.50 \times 10^3$ $r_1 = 20.9$
$\zeta_2 = 6.78 \times 10^3$ $r_2 = 5.30$	$\zeta_2 = 6.50 \times 10^2$ $r_2 = 19.3$
$\zeta_3 = 3.03 \times 10^3$ $r_3 = 4.22$	$\zeta_3 = 1.00 \times 10$ $r_3 = 25.0$
$\zeta_4 = 1.38 \times 10^3$ $r_4 = 6.21$	
$\zeta_5 = 8.12 \times 10^2$ $r_5 = 4.74$	
$\zeta_6 = 5.03 \times 10^2$ $r_6 = 4.65$	
$\zeta_7 = 3.23 \times 10^2$ $r_7 = 4.38$	
$\zeta_8 = 1.54 \times 10^2$ $r_8 = 4.37$	
$\zeta_9 = 5.31 \times 10$ $r_9 = 4.60$	
PP model	
$\rho_0 = 122$	
$\phi(T) = \exp[325(T^{-1} - T_0^{-1})]$	
$T_0 = 923$	
$E = 2.07 \times 10^5 - 2.80 \times 10T - 4.41 \times 10^{-2}T^2$	
$\nu = 0.3$	
$\alpha_i = 1.28 \times 10^{-5} + 9.65 \times 10^{-9}T - 3.50 \times 10^{-12}T^2$	
$T_0 = 293$	
stress (MPa), strain (mm/mm), temperature (K)	

Table II. Material parameters (II); OW and AF models with no isotropic hardening.

OW model	AF model
$\rho_0 = 80$	$\rho_0 = 80$
$\phi(T) = \exp[307(T^{-1} - T_0^{-1})]$	$\phi(T) = \exp[307(T^{-1} - T_0^{-1})]$
$T_0 = 923$	$T_0 = 923$
$\zeta_1 = 2.75 \times 10^4$ $r_1 = 5.54$	$\zeta_1 = 1.05 \times 10^4$ $r_1 = 18.5$
$\zeta_2 = 6.78 \times 10^3$ $r_2 = 5.27$	$\zeta_2 = 6.40 \times 10^2$ $r_2 = 26.6$
$\zeta_3 = 3.03 \times 10^3$ $r_3 = 4.16$	$\zeta_3 = 1.00 \times 10$ $r_3 = 253$
$\zeta_4 = 1.38 \times 10^3$ $r_4 = 6.20$	
$\zeta_5 = 8.12 \times 10^2$ $r_5 = 4.83$	
$\zeta_6 = 5.03 \times 10^2$ $r_6 = 5.01$	
$\zeta_7 = 3.23 \times 10^2$ $r_7 = 4.97$	
$\zeta_8 = 1.93 \times 10^2$ $r_8 = 6.14$	
$\zeta_9 = 1.12 \times 10^2$ $r_9 = 4.08$	
$\zeta_{10} = 5.31 \times 10$ $r_{10} = 41.5$	
stress (MPa), strain (mm/mm), temperature (K)	

周方向応力をそれぞれ ε_θ および σ_θ とする。さらに、 ε_θ の機械的成分を ε_θ^m とする。

Case A および Case B の詳細を述べる前に、円筒に与える熱負荷について Case A を例に取り説明する。円筒は次の 3 ステップからなる熱負荷を繰り返し受ける。

- (1) 各サイクルの最初では円筒全体が室温にある。この円筒にまず Fig. 3 (a) に示すように温度分布を与える。
- (2) 次に、温度分布を円筒の軸方向に距離 ℓ だけ移動させる [Fig. 3 (b)]。
- (3) 最後に、円筒全体の温度を室温に戻し、1 サイクルを完了する [Fig. 3 (c)]。

Case A と Case B の概要を Table III に示す。これらの試験ではすでに述べたように温度分布の移動距離 ℓ が異なり、Case A では $\beta\ell = 6.2$ 、Case B では $\beta\ell = 2.0$ である。ここで、 β は $\beta = \{(Rh)^2/3(1-\nu^2)\}^{-1/4}$ と定義され、 β^{-1} は円筒に階段状温度分布を与えたときの、弾性解析による減衰長を示す。¹²⁾ なお、この弾性解析結果によると $\beta\ell > \pi$ ならば移動距離は十分に長く、円筒の液面熱ラチェットに対する移動区間両端の影響は小さいと考えられる。したがって、Case A と Case B はそれぞれ ℓ が長い試験および短い試験とみなすことができる。

Case A と Case B における温度分布形状の測定値を Fig. 3 (b) および Fig. 4 に○印で示す。この測定値は、1 サイクルめにおいて温度分布が移動区間の中間点を通過する際のもの（円筒外表面と内表面における測定値の平均値）である。2 つの試験における温度分布形状を比較

Fig. 3. Change of temperature distribution in one cycle in Case A; (a) heating up, (b) movement of temperature distribution, (c) cooling down.

すると、ほとんど同じであることがわかる。解析には、これらの温度分布の区分的多項式近似を用いた。Fig. 3 および Fig. 4 の実線が、このような近似による温度分布を示す。なお、円筒外表面と内表面での温度差は小さいので、板厚方向の温度勾配を解析では無視した。

本報の解析では材料定数の温度依存性および等方硬化を考慮しており、前報³⁾に比べて一般的である。また温度分布も、本報では上述のように試験結果に基づくのに対して、前報³⁾では単純な階段状であった。しかし、有限要素解析の方法自体は、前報³⁾と本報で基本的に同じである。すなわち、軸対称 2 節点シェル要素を用い、円筒を軸方向に 200 等分した。各要素における u_r と u_z の分布はそれぞれ z の 3 次関数および 1 次関数であり、各要素に 21 の積分点（軸方向に 3 つの Gauss 積分点、半径方向に 7 つの Simpson 積分点）を取った。なお境界条件としては、

$$u_z = 0 \quad \text{at} \quad z = 0 \quad (22)$$

だけを考えた。

5 計算結果および検討

解析は、2 つの試験 (Case A, B) のそれぞれについて 3 つのモデル (PP, AF, OW) を用いて行い、AF モデルと OW モデルに関してはすでに述べたように等方硬化を無視した場合の解析も実施した。

5.1 移動距離の影響

解析結果に及ぼすモデルの影響を議論する前に、2 つの試験におけるラチェットの進展の違いを、OW モデルによる解析結果を例として述べる。

Fig. 5 (a), (b) は円筒全体の温度を室温に戻した後の周方向残留ひずみ分布を示す。これらの図を見ると、Case A, B の両場合とも温度分布移動区間でラチェットが生じているが、Case B では Case A に比べてラチェットの進展ははるかに小さいことがわかる。このことは、ラチェット変形最大点における σ_θ と ε_θ^m のヒステリシスル

Fig. 4. Movement of temperature distribution in Case B.

Table III. Outline of Cases A and B.

	ℓ (mm)	$\beta\ell$	$T_{\max}$ (°C)	$N_{\max}$	
				Experiment	Computation
Case A	60	6.2	650	300	150
Case B	20	2.0	650	100	100

Fig. 5. Change of distribution of residual circumferential strain on middle plane by OW model with isotropic hardening.

Fig. 6. Hysteresis loops of σ_θ and ϵ_θ^m at maximum ratchetting points $z=102\text{mm}$ (Case A) and $z=113\text{mm}$ (Case B) on middle plane by OW model with isotropic hardening.

ープを示した Fig. 6 (a) と 6 (b) の比較からもわかる、移動距離が小さいときラチェットが小さいのは、すでに弾完全塑性材料に基づく解析で示されたように、¹³⁾ 移動区間両端が移動区間に生じるラチェットを拘束するからである。

5・2 モデルの影響

解析結果に及ぼすモデルの影響を、周方向ひずみの軸方向残留分布 [Fig. 7 (a), (b)] および周方向残留ひずみの繰返し数に伴う増加 [Fig. 8 (a), (b)] に関して議論する。なお, Fig. 7 (a), (b) に示した周方向ひずみの軸方向残留分布は, Case A では 150 サイクル終了後, Case B では 100 サイクル終了後のものである。また, Fig. 8 (a), (b) に示した周方向残留ひずみは, 円筒中央面上で最もラチェットの著しい積分点での値である。

上述の図を見ると, Case A, B とともにラチェットは PP モデル, AF モデルおよび OW モデルの順に大きく, OW モデルによる解析結果が試験結果 (○印) と最も近いことがわかる。これは次の理由による。

まず, PP モデルはラチェットの進行に伴うひずみ硬化を表現しないのに対し, AF モデルや OW モデルはこのようなひずみ硬化を表す。この結果, AF モデルや OW モデルによる計算結果ではラチェットの進展に伴ってラチェットの進展速度が小さくなるが, PP モデルによる計算結果では, すでに報告されているように,^{13), 14)} 移動距離が長いときラチェットは一定速度で進行する。これ

Fig. 7. Distribution of residual circumferential strain on middle plane after 150 and 100 cycles in Cases A and B, respectively.

が、PP モデルによるラチェットが AF モデルや OW モデルによる結果に比べて大きい理由である。なお、移動距離が小さい $\beta l = 2.0$ の場合には、PP モデルによる計算結果でもラチェットの進展に伴ってラチェットの進展速度が少し小さくなる [Fig. 8 (b)]。これは、前節で述べた移動区間両端による拘束効果である。

次に、AF モデルと OW モデルによる解析結果の違いは、応力ひずみヒステリシスループの閉鎖特性と関連する。すでに緒言で述べたように、応力ひずみヒステリシスループの閉鎖を AF モデルは表さないのに対し、OW モデルは精度よく表す。この結果、応力制御ラチェットの場合に検討されたように⁵⁾、ラチェットの進行に対する変形抵抗が AF モデルでは OW モデルよりはるかに小さいため、AF モデルは OW モデルに比べて一般に極めて過大なラチェットを予測する（後出の Fig. 12 参照）。Fig. 7 (a), (b) および Fig. 8 (a), (b) に見られる AF モデルと OW モデルの計算結果の差は、この違いによる。

OW モデルによる計算結果が試験結果に近いことも応力ひずみヒステリシスループの閉鎖特性と関連する。すなわち、試験材料である 316FR 鋼の応力ひずみヒステリシスループは前報⁶⁾で検討したようにほぼ完全に閉じる。これは OW モデルにより表現される特性であり、したがって OW モデルによる計算結果が試験結果に近い。

5・3 等方硬化の影響

Fig. 7, 8 において等方硬化を考慮した場合と無視した場合を比較すると、AF モデルおよび OW モデルの両場合とも、等方硬化の考慮によりラチェットが大きくな

ることがわかる。ただし、OW モデルによる解析結果では、ラチェットの小さい $\beta l = 2.0$ の場合にはその影響は目立たない [Fig. 8 (b)]。一方、AF モデルによる解析結果では、ラチェットの大きい $\beta l = 6.2$ の場合には等方硬化を考慮するとラチェット速度がラチェットの進展に伴って減少している [Fig. 8(a)]。

このように等方硬化の影響は複雑であるが、モデルの違いによる影響に比べれば小さい。しかし、緒言で述べたように、等方硬化の影響の検討は重要であるので、以下では幾分詳しく検討する。

等方硬化の影響が複雑であるのは、液面熱ラチェットが 2 つの機構、すなわち構造特性としてのラチェットと材料特性としてのラチェットにより生じるからである。

材料特性としてのラチェットは本報で用いた OW モデルでは後に述べるように現れない。そこで、等方硬化の影響をまず構造特性としてのラチェットの観点から検討するため、単純な階段状温度分布を仮定し、OW モデルにより計算を行った。この計算では、材料定数の温度依存性を無視し、温度の影響関数を $\phi(T) = 1$ とすることにより検討を容易にした。使用した材料定数は 650°C の値である。なお、温度分布移動距離は $\beta l = 6.2$ とし、階段状温度分布の温度差 ΔT は 150°C とした。

上述の計算により得られた周方向応力ひずみヒステリシスループを Fig. 9 (a), (b) に示す。いま、この計算におけるラチェットの停止状態 (Fig. 10) に着目すると、この状態は 2 つの条件、すなわちひずみ幅が $\alpha_t \Delta T$ に等

Fig. 8. Increase of residual circumferential strain at maximum ratchetting points on middle plane.

Fig. 9. Hysteresis loops of σ_θ and ε_θ^m at maximum ratchetting point on middle plane by OW model for step distribution of temperature ($\Delta T=150^\circ\text{C}$, $\beta l=6.2$).

しいこと、および除荷過程のひずみエネルギー $S_{A \rightarrow B}$ が圧縮過程のひずみエネルギー $S_{B \rightarrow C}$ に等しいことから決まる。¹⁵⁾ この結果、最大塑性ひずみ依存の等方硬化により応力幅が大きくなると、 $S_{B \rightarrow C}$ が増すためラチェット停止時の $S_{A \rightarrow B}$ が増加し、ラチェットが大きくなる。したがって、構造特性としてのラチェットは等方硬化の考慮により大きくなる。ただし、このような等方硬化の影響は、ラチェット停止時のラチェットひずみが小さい場合には大きくない。このような計算例を Fig. 11 に示す。

次に、材料特性の観点から等方硬化の影響を検討するため、単純な応力制御単軸ラチェットを計算した。この計算例を Fig. 12 (a)～(d) に示す。この図から、OW モデルでは応力ひずみヒステリシスループが閉じるため応力制御単軸ラチェットが生じないのに対して AF モデルでは著しく生じること、しかし AF モデルで等方硬化を考慮するとラチェット速度がラチェットの進展とともに小さくなることをわかる。

したがって、最大塑性ひずみ依存の等方硬化が液面熱ラチェットに及ぼす影響は次のようにまとめられる。まず、構造特性としてのラチェットを考えると、等方硬化により液面熱ラチェットは大きくなり、この影響は OW モデルおよび AF モデルのどちらの解析結果でも現れる。次に、材料特性としてのラチェットは AF モデルによる

解析結果のみに現れるが、等方硬化を考慮するとラチェットの進展とともにラチェット速度は小さくなる。この結果、OW モデルによる解析結果では、等方硬化を考慮すると液面熱ラチェットは大きくなるが、ラチェットが小さい場合にはその影響は目立たない。一方、AF モデルによる解析結果では、構造特性としてのラチェットは等方硬化により大きくなるが、材料特性としてのラチェットは等方硬化により逆に小さくなる。 $\beta l = 6.2$ の場合の AF モデルによる解析結果で等方硬化を考慮した解析結果がそれを無視した解析結果と比較的近いのは、このように性質の異なる 2 つの等方硬化の影響が相殺したためと考えられる。

なお、すでに述べたように、316FR 鋼では応力ひずみヒステリシスループはほぼ完全に閉じるから、Fig. 12 に示した材料特性としてのラチェットはほとんど生じない。¹⁾

ところで、液面熱ラチェットの解析結果を検討すると、円筒の内外表面近傍では軸方向曲げ変形と周方向伸びの重畳による非比例繰返し負荷が生じていることがわかる。

Fig. 10. Effect of isotropic hardening on stabilized state; computation with OW model for step distribution of temperature ($\Delta T = 150^\circ\text{C}$, $\beta l = 6.2$).

Fig. 11. Effect of isotropic hardening on stabilized state; computation with OW model for step distribution of temperature ($\Delta T = 120^\circ\text{C}$, $\beta l = 6.2$).

Fig. 12. Uniaxial ratchetting induced by stress variation between 140MPa and -100MPa at $T = 650^\circ\text{C}$.

非比例繰返し負荷は 316FR 鋼に著しい材料硬化を生じさせるから、これにより液面熱ラチェットは生じにくくなると考えられる。しかし、本報で考慮した等方硬化関数 $\kappa(\epsilon_{\max}^p)$ は、単軸ラチェットにおける材料硬化を表現するが、⁶⁾上に述べた非比例繰返し負荷による材料硬化は表さない。本報の $\beta l = 6.2$ の場合に OW モデルによる解析が等方硬化関数 $\kappa(\epsilon_{\max}^p)$ を考慮しても実験と一致しないのは、実験結果のばらつきのほかに上述の理由が考えられる。

6 結 言

本報では、弾完全塑性モデル、Armstrong-Frederick および Ohno-Wang の非線形移動硬化モデルを用いて液面熱ラチェットを有限要素解析し、解析結果を 316FR 鋼円筒の試験結果と比較した。Armstrong-Frederick および Ohno-Wang モデルに対しては、前報での検討結果に基づく最大塑性ひずみ依存の等方硬化を考慮した場合とこれを無視した場合の 2 通りを検討した。このような比較・検討を温度分布移動距離の長い場合と短い場合の 2 ケースについて行った結果、次のような結論が得られた。

(1) 液面熱ラチェットの計算結果は弾完全塑性モデル、Armstrong-Frederick モデルおよび Ohno-Wang モデルの順に大きく、Ohno-Wang モデルによる計算結果が試験結果と近かった。

(2) Ohno-Wang モデルが試験結果に近い計算結果を与えたのは、316FR 鋼の単軸試験で観察された応力ひずみヒステリシスループの閉鎖をこのモデルが表現するからである。

(3) 等方硬化は液面熱ラチェットに構造特性および材料特性の両面から複雑に影響する。しかし、その影響はモデルの違いによる影響に比べれば小さく、等方硬化を無視した Ohno-Wang モデルを用いても試験結果に近い計算結果が得られた。

最後に、本報に対して貴重な議論をいただいた日本

材料学会高温強度部門委員会非弾性解析法調査作業グループ主査 井上達雄教授 (京都大学) および委員各位に厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 液面熱ラチェットの非弾性解析法に関する研究—中間報告— (主査: 井上達雄) (1995) 日本材料学会高温強度部門委員会。
- 2) 大野信忠, 鎗 孝志, 小林峰雄, 材料, **44**, 584 (1995).
- 3) M. Kobayashi and N. Ohno, Int. J. Plast., **12**, 255 (1996).
- 4) P. J. Armstrong and C. O. Frederick, CEGB Report, RD/B/N731 (1966).
- 5) 大野信忠, 王 建定, 日本機械学会論文集, **A-58**, 488 (1992).
- 6) 大野信忠, M. A. bdel- Karim, 小林峰雄, 猪狩敏秀, 日本機械学会論文集, **A-63**, 945 (1997).
- 7) Y. Takahashi and K. Tanimoto, Proc. Plasticity '95, p.653 (1995) Gordon and Beach Publishers.
- 8) A. R. S. Ponter and S. Karadeniz, ASME J. Appl. Mech., **52**, 877 (1985).
- 9) J. L. Chaboche and G. Rousselier, Trans. ASME, J. Pressure Vessel Technol., **105**, 153 (1983).
- 10) N. Ohno and J. -D. Wang, Eur. J. Mech., A/Solids, **13**, 519 (1994).
- 11) 大野信忠, 佐藤 守, 高橋由紀夫, 桑原和夫, 日本機械学会論文集, **A-54**, 1151 (1988).
- 12) S. Timoshenko and S. Woinowsky-Krieger, Theory of Plates and Shells, 2nd ed., p. 466 (1959) McGraw-Hill.
- 13) A. M. Goodman, "Non-Linear Problems in Stress Analysis" (ed. by P. Stanley), p. 317 (1977) Applied Science Publishers.
- 14) 和田 宏, 猪狩敏秀, 北出正司, 日本機械学会論文集, **A-55**, 985 (1989).
- 15) 大野信忠, 小林峰雄, 日本機械学会論文集, **A-62**, 123 (1996).