構造モデルのクリープ破断についての実験的および理論的研究*

大 矢 弘 史**, 星 野 輝 雄***

Experimental and Theoretical Investigation of Creep Rupture
of Model Structures

by Hiroshi OHYA and Teruo HOSHINO

The creep rupture experiments were performed on a spherical shell with a radial nozzle under cyclic loading conditions, to investigate the creep rupture behavior of structures and the validity of inelastic analysis. Inconel 617 was employed as a test material and the tests were performed at 950°C. The following two methods were used to predict the rupture life of specimens. One is a finite element method. The general purpose program MARC and an in-house special purpose program for axisymmetric shells were used for calculation. The linear creep fatigue interaction rule was applied for rupture life prediction. The other is a simplified inelastic analysis method for creep rupture of structures. The collapse load and corresponding stress field obtained by the finite element computer program were employed in the simplified methods. Experimental results were compared with the calculated values. It was confirmed that the detailed and the simplified inelastic analysis methods gave reasonable prediction.

Key Words: Structural Analysis, FEM, Experimental Study, Creep Rupture, Elevated Temperature, Simplified Inelastic Analysis

1. 緒 言

高温で使用される機器の安全性を確保し, またその安全裕度を確認するためには, 機器の破壊挙動を把握し, その寿命を推定することが必要である。

近年, 有限要素法をはじめとする詳細非弾性解析手法の発展とともに, 複雑な構造物のクリープ解析が可能となり, また, 適当な破壊クライテリアの導入により破断解析も可能である。しかしながら, 解析方法が複雑であること, 高温における材料挙動の把握が不十分であること, また破壊のクライテリアが確立されていないことより, 解析結果の実験による検証が必要である。詳細非弾性解析は, 高温機器の解析, 設計の有力な手段であるが, 一般には計算費用が膨大になり, すべての構造物に対してこれを適用することは実用的ではない。そのため, 計算時間も短く, 簡単に結果が得られる簡易非弾性解析も, その妥当性が確認された場合には詳細非弾性解析と並んで解析, 設計の有力な手段となるものと考えられるが, その妥当性を確認す

るためには, 詳細非弾性解析あるいは実験による裏付けが必要である。

高温における構造物のクリープ破断実験はこれまでも行われているが⁽¹⁾⁽²⁾, その数も少なく, しかも主として破断時間を求めることを目的とし, 途中におけるクラックの発生および進展についての測定は行われていない。

著者らは, 高温における構造物の破壊挙動の把握, および非弾性解析法の検討を目的として構造モデルのクリープ破断実験を行い, また対応する解析を実施した。特に, 有限要素法による弾塑性解析結果を, 従来より提案されている簡易解析法に適用することにより, 複雑な構造物のクリープ破断解析を簡易に行う方法を提案し, この方法の妥当性の検討を行った。

2. 実 験

2・1 実験方法

2・1・1 試験材料 実験に使用した材料はインコネル 617 であり, 試験温度は 950°C である。

950°C で単軸引張試験, クリープ破断試験, 疲労試験を実施し, 解析に必要な材料データを得た。

a. 弾塑性特性

ヤング率 : $E = 142 \text{ GPa}$

* 昭和 60 年 12 月 4 日 第 935 回講演会において講演, 原稿受付 昭和 60 年 6 月 13 日。

** 正員, 石川島播磨重工業(株) (〒135 東京都江東区豊州 3-1-15)。

*** 石川島播磨重工業(株)。

クラックはすべて、ノズルと球殻の相貫部外表面に周方向に発生している。レプリカの顕微鏡写真の例として、試験体 No. 3 の位置 DA における、時間 100 h, 200 h, 300 h, および 500 h のものを図 4 に示す。また、この部分の写真の例として、同じ位置の時間 500 h, および 800 h のものを図 5 に示す。図 4 において、100 h ですでに 0.2 mm 程度のクラックが発生し、200 h ではクラックの数も増え、また、大きさも 0.5 mm 程度となっている。その後、さらにクラックは大きくなり、また隣接するクラックとつながり、時間 500 h では 2 mm 以上のクラックが存在する。その後、時間の経過とともにクラックが大きくなることは図 5 からも確認される。

図 6 に、実験後に切り出した、試験体 No. 3 の相貫部近傍の断面(断面 AB および DA)の顕微鏡写真を示す。断面 AB ではクラックが貫通しているが、断面 DA では貫通していない。この図より、相貫部近傍のクラックの状態に関して以下のような知見が得られる。クラックは、ノズルと球殻の相貫部の球殻側外表面に発生し、若干の枝分れはあるが、最大のものが粒界に沿って球殻部のくびれが最も大きい部分に向かって進展する。外表面には粒界割れによる多くの表面クラックが存在し、また、大きなクラックの近くには数多くのボイドが存在するが、これらは相貫部近傍に限られることがわかる。

3. 解 析

3.1 解析方法

3.1.1 詳細非弾性解析法 解析には、有限要素法の汎用プログラム MARC, および軸対称 shell の熱弾塑性クリープ解析プログラム⁽³⁾を使用した。

MARC の場合、8 節点アイソパラメトリック軸対称 solid 要素を用い、66 要素、269 節点に分割した。図

図 3 負荷履歴と変位の時間変化 (試験体 No. 3)

図 4 レプリカの顕微鏡写真
(試験体 No. 3, 位置 DA)

図 5 ノズルと球殻の相貫部外表面の写真
(試験体 No. 3, 位置 DA)

7に要素分割および境界条件を示す。軸対称 shell 要素の場合は、16要素、17節点に分割した。

寿命評価に使用する破壊のクライテリアとしては、次式で与えられるクリープ疲労の線形損傷則を採用した。

$$\sum \frac{n}{N_d} + \int \frac{dt}{t_r} = 1 \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\sum \frac{n}{N_d} : \text{疲労損傷}, \int \frac{dt}{t_r} : \text{クリープ損傷}$$

3・1・2 簡易非弾性解析法 ここでは、有限要素法による弾塑性解析結果を、従来より提案されている簡易解析法に適用することにより、複雑な構造物のクリープ破断解析を簡易に行う方法を提案する。

a. Goodall らの方法 構造物が図8に示するようなサイクリック荷重を受ける場合を考える。単軸の応力とクリープ破断時間の関係式として式(3)を考えると、この構造物の破断時間の上界は次式で与えられる⁽⁴⁾。

$$t_u = \frac{C \left[\frac{P_0}{P_L} \sigma_y \right]^{-\nu}}{\{\lambda + (1-\lambda)\mu^\nu\}} \quad \dots\dots\dots (5)$$

式(5)の分母はサイクリック荷重に対する補正項であり、Sim のリファレンス応力⁽⁵⁾ $\sigma_R = P/P_L \cdot \sigma_y$ を考慮すると、式(5)はリファレンス応力に対応する破断時間であることがわかる。 P_L は崩壊荷重であり、有限要素法による弾塑性解析より求める。

b. Leckie らの方法 Leckie らは、次式で与えられる損傷を考慮したクリープ構成方程式を用い、サイクリック荷重を受ける構造物の最終破断時間を求めている⁽⁶⁾。

$$\dot{\epsilon} = k \sigma^n \left(1 - \frac{\sigma}{C} \right)^{-n/(1+\nu)} \quad \dots\dots\dots (6)$$

式(6)の k, n は式(2)で、また、 ν, C は式(3)で与えられる。

サイクル時間 ΔT のサイクリック荷重

$$P = P_0 \gamma(t) \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\gamma(t) = \gamma(t + \Delta T)$$

を受ける構造物の破断時間の上界 t_u , 下界 t_l は次式で与えられる。

$$t_u = \frac{\Delta T C V}{\int_{\Delta T} \gamma^\nu dt \int_V \bar{\sigma}_s^\nu dV} \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$t_l = \frac{\Delta T C \int_V \bar{\sigma}_{sc}^{n+1} dt dV}{\int_V \left\{ \int_{\Delta T} \bar{\sigma}_{sc}^{n+1} dt \int_{\Delta T} \bar{\sigma}_{sc}^\nu dt \right\} dV} \quad \dots\dots\dots (9)$$

V : 構造物の体積

$\bar{\sigma}_{sc}$: cyclic stationary state における相当応力

$\bar{\sigma}_s$: P_0 に対応する stationary state における相当応力

P_0 に対応する stationary state における応力分布は次式より求める。

$$\sigma_{ijs} = \frac{P_0}{P_L} \sigma_{ij}(P_L) \quad \dots\dots\dots (10)$$

ただし、 $\sigma_{ij}(P_L)$ は、崩壊荷重 P_L に対応する応力分布である。Cyclic stationary state における応力分布は、

$$\sigma_{ijsc} = \bar{\sigma}_{ij}(t) + \bar{\rho}_{ij} = \frac{P}{P_L} \bar{\sigma}_{ij}(P_L) + \bar{\rho}_{ij} \quad \dots\dots\dots (11)$$

$\bar{\sigma}_{ij}(t)$: P とつりあう仮想弾性応力分布

$\bar{\rho}_{ij}$: 時間に依存しない残留応力分布

$\bar{\sigma}_{ij}(P_L)$: 崩壊荷重 P_L に対応する仮想弾性応力分布

図6 ノズルと球殻の相貫部近傍断面の顕微鏡写真(試験体 No. 3, 実験後)

残留応力分布は次式より求める。

$$\bar{\rho}_{ij} = \frac{P_0}{P_L} \{ \sigma_{ij}(P_L) - \bar{\sigma}_{ij}(P_L) \} \quad \dots\dots\dots (12)$$

崩壊荷重に対応する応力分布 $\sigma_{ij}(P_L)$ および仮想弾性応力分布 $\bar{\sigma}_{ij}(P_L)$ は、有限要素法プログラムによる弾塑性解析、および弾性解析により求める。

3・2 解析結果

3・2・1 弾塑性解析 軸対称 solid 要素を用い、ノズルに軸引張荷重を負荷して弾塑性解析を行い、簡易非弾性解析に必要な崩壊荷重および応力分布を求めた。図 9 に、荷重とノズル垂直方向変位の関係を示す。崩壊荷重の計算には tangent 法⁽⁷⁾を採用し、崩壊荷重 $P_L = 27.9 \text{ kN}$ $\{2840 \text{ kgf}\}$ を得た。

3・2・2 クリープ解析 クリープ解析としては、 $P_{\max} = 9.8, 10.8, 11.8 \text{ kN}$ の場合について、shell 要素および solid 要素による有限要素法解析、および簡易非弾性解析を実施した。

Shell 要素の場合には最初の 3 サイクル、また、solid 要素の場合には最初の 6 サイクルについて計算を行った。shell 要素を用いて計算した、最大応力が生じるノズルと球殻の相貫部外表面における応力とひずみの関係を図 10 ($P_{\max} = 11.8 \text{ kN}$) に示す。この位置は実験でクラックが発生した位置に対応しており、また、子午線方向応力が引張側で大きいことは、実験におけるクラックが周方向に発生したことに対応している。

Shell 要素および solid 要素の場合ともに、計算を行った最後のサイクルにおいては応力の再分布が終了し応力がほぼ一定となっていることから、このサイクルにおけるクリープ損傷を 1 サイクル当たりのクリープ損傷とした。また、このサイクルにおけるひずみ範囲によって 1 サイクル当たりの疲労損傷の計算を行った。表 1 に、クリープおよび疲労損傷、および破断時間をまとめたものを示す。この表より、疲労損傷と比べてクリープ損傷が支配的であること、また、shell 要素と solid 要素で結果にかなり差が生じていることがわかる。

図 7 要素分割

図 8 荷重波形

表 2 に、破断時間についての実験結果と計算結果を比較したものを示す。有限要素法の場合、最大応力点に対してクリープ疲労の線形損傷則を適用したものであり、これによる破断時間はこの点のクラック発生時間と考えることができる。表 2 において、実験によるクラック発生時間のばらつきが大であるが、solid 要素による解析により、ほぼ安全側にクラック発生時間を推定できることがわかる。なお、shell 要素による解析では超安全側の結果が得られている。

Goodall らの方法、および Leckie らの方法の簡易非弾性解析法は、構造物のクリープ破断を考えたものであり、実験における最終破断に対応している。表 2 において、Goodall らの方法の上界と、Leckie らの方法の下界がほぼ対応しており、また、Leckie らの方法の上界と実験による最終破断とがほぼ対応していることがわかる。Goodall らの方法、および、Leckie らの方法のいずれの方法でも、構造物の最終破断時間を安全側に推定することが可能であり、これより、有限要素法による弾塑性解析結果と結びつけた、構造物のクリープ破断についての簡易非弾性解析法の妥当性が確

図 9 荷重とノズル垂直方向変位の関係

図 10 ノズルと球殻の相貫部外表面の応力とひずみの関係 (shell 要素, $P_{\max} = 11.8 \text{ kN}$)

表 1 有限要素法による計算結果

R_{max} (KN)	Shell element			Solid element		
	Creep damage $1/T_r$	Fatigue damage $1/N_d$	Rupture time (h)	Creep damage $1/T_r$	Fatigue damage $1/N_d$	Rupture time (h)
9.8	2.63×10^{-2}	6.67×10^{-4}	37.1	9.44×10^{-3}	4.00×10^{-5}	105.5
10.8	4.61×10^{-2}	1.92×10^{-3}	20.8	1.34×10^{-2}	1.82×10^{-4}	73.4
11.8	7.70×10^{-2}	4.44×10^{-3}	12.3	2.45×10^{-2}	6.25×10^{-4}	39.7

表 2 破断時間についての実験結果と計算結果の比較

Test specimen no	Experiment		Analysis				
	Crack initiation	Rupture	F.E.M. (shell)	F.E.M. (solid)	Goodall et al.	Leckie et al.	
					t_u	t_l	t_u
1	100~449	> 869	37.1	105.5	388.4	352.6	855.6
2	485~518	> 785					
3	0~100	859	12.3	39.7	204.2	168.4	671.3
4	200~300	837					

Unit(h)

認される。

4. 結 言

インコネル 617 で製作したノズルつき球殻試験体に 950°C でサイクリック荷重を負荷し破断実験を行った。レプリカ法により目視ではわからないクラックが検出でき、クラック発生時間が求められるようになり、また、クラック進展についての知見が得られた。

実験に対応する解析を、詳細非弾性および簡易非弾性解析法により実施した。ノズルと球殻の相貫部のような構造不連続部の破壊の解析を有限要素法で行う場合には、solid 要素を用いる必要があること、有限要素法によるクリープ解析と、クリープ疲労の線形損傷則を組合せることにより、構造物のクラック発生時間を安全側に推定できること、有限要素法による弾塑性

解析と、クリープ破断に対する簡易非弾性解析法を結びつけることにより、構造物の最終破断時間を安全側に推定できることがわかった。

文 献

- (1) Penny, R. K. and Marriott, D. L., *Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications*, (1973), 204.1.
- (2) 山本・藤原, 圧力技術, 20-3 (昭 57), 121.
- (3) 大矢, 機講論, No. 780-13 (昭 53-10), 311.
- (4) Ainsworth, R. A. and Goodall, I. W., *Int. J. Solids Struct.*, 12-7 (1976), 501.
- (5) Sim, R. G., Ph. D. Dissertation, University of Cambridge, (1968).
- (6) Leckie, F. A. and Wojewodzki, W., *J. Mech. Phys. Solids*, 24-4 (1976), 239.
- (7) Mello, R. M. and Griffin, D. S., *Trans. ASME, J. Press. Vessel Technol.*, 96-3 (1974), 177.

討 論

〔質問〕 大 谷 隆 一〔京都大学工学部〕

- (1) 供試材の組織写真, 結晶粒径, 並びに各単軸試験の試験片形状・寸法, 試験条件を示していただきたい。
- (2) 図 2 の試験体に荷重をかける方法とその方向を示していただきたい。
- (3) 図 3 の右側たて軸 (R_{max}) はなんのことか。
- (4) ノズルと球殻の相貫部の応力分布を計算されておられれば示していただきたい。

(5) 著者らも緒言で述べておられるとおり, 高温構造物のクリープ疲労条件下の破損寿命を推定することの難しさは, 構造物の形状, 負荷が複雑なこと, その非弾性解析の方法が確立されていないこと, 非弾性解析に必要な材料挙動(構成式)に不明な点があること, 破損あるいは破壊のクライテリオンをどのように定め, 破損や破断データをどのように使うかが明確に示されていないことなどにある。これらは各個にそれぞれの専門家によって深く検討されてきているが, 本

付図1 ノズルと球殻の相貫部の応力分布
(Shell 要素, $P_{\max}=11.8$ kN, 第3サイクル)

付図2 ノズルと球殻の相貫部外表面の相当応力の時間変化 ($P_{\max}=11.8$ kN)

論文はこのうちのどの部分にポイントが置かれているのか。

〔回答〕 (1) 供試材の組織は Ni 基耐熱合金のオーステナイト系組織で、結晶粒度は ASTM オーステナイト粒度 No. 3 である。引張りおよびクリープ試験は、 $\phi 6 \times 30$ L の鋳付き丸棒試験片を用い、それぞれ JIS G 0567, JIS Z 2271 に準拠して実施した。クリープ試験の負荷応力の範囲は 36.3~65.7 MPa (3.7~6.7 kgf/mm²) である。疲労試験は、最小直径 $\phi 10$, 中央部曲率 R80, 弾性応力集中係数 1.04 の砂時計形試験片を用い、測定した径ひずみを軸ひずみに変換し軸ひずみ制御で実施した。ひずみ速度は 0.1%/s である。

(2) 試験体上部のネジ部に上部ロッドを取付け、これを試験機に固定し、試験体フランジと下部ロッドをボルト・ナットで固定し、これを下方に引張負荷した。なお、下部ロッドは試験体と同材で作製し、熱膨張差による熱応力の発生を防止した。

(3) 図3の中に示すように、荷重波形を台形波とした時の保持荷重である。

(4) Shell 要素を用いて計算した、 $P_{\max}=11.8$ kN の場合の第3サイクルにおける相貫部の板厚方向応力分布を付図1に示す。

(5) 本論文は、高温における構造モデルの破損寿命推定に詳細非弾性解析および簡易非弾性解析を適用し、実験との比較により結果の検証を行ったものであり、非弾性解析手法の確立に主たるポイントを置いている。

〔質問〕 宮崎 則 幸〔九州大学工学部〕

比較的複雑な形状の問題に簡易解析法を適用した点に興味をもって論文を拝見した。解析に関連して次の点を質問する。表1で Shell 要素と Solid 要素を用いた場合で破断時間にかなりの差が認められるが、これは要素の違いによる応力値の差異に帰因するものであると思われる。図10に Shell 要素の場合の結果は示されているが、Solid 要素の場合の結果は示されていないので、もし可能ならば、両要素の差がわかるような形で、Solid 要素の結果を示していただきたい。

〔回答〕 表1に示す破断時間は主としてクリープ損傷によって支配されている。そこで、ノズルと球殻の相貫部外表面における相当応力の保持時間中における変化について、Shell 要素による結果と Solid 要素による結果を比較したものを付図2 ($P_{\max}=11.8$ kN) に示す。ご指摘のように、要素の違いによる応力値の差が表1における破断時間の差となったものと考えられる。

〔質問〕 井上 達 雄〔京都大学工学部〕

(1) 簡易解析とくに Goodall らのものはクリープのみの解析を行ったものであるが、これが有効であるためには、クリープ損傷が疲労損傷に比して十分大きくないと意味がないと考えられる。詳細解析におけるクリープ損傷はどの程度か。

(2) Leckie らの方法は崩解の考えに立っているが、これを破断に対応づけておられる本論文の考え方は妥当か。寿命の大部分を占めるき裂の伝ば期間はどのように考えればよいか。

〔回答〕 (1) 詳細解析による1サイクル当たりのクリープ損傷および疲労損傷は、論文の表1に示してある。Shell 要素および Solid 要素の場合ともに、クリープ損傷は疲労損傷よりも1オーダー以上大きくなっている。

(2) Leckie らの方法は、ぜい性的クリープ破断の考えに基づき、エネルギーの考察により構造物のクリープ破断時間の上界、下界を求めたものである。この方法においては、損傷パラメータ ψ ($\psi=1$: 初期状態, $\psi=0$: 破断) を導入し、各物理量の体積についての積分を、初期破損が生じた後については構造物の破断していない部分 ($\psi>0$) について計算している。Leckie らの方法は、このような形でき裂の存在を考慮しており、本論文で取扱ったような寿命の大部分をき裂伝ば期間が占める問題に対しても適用可能と考えられる。