θ プロジェクション法による応力急増後のクリープ曲線推定*小林 謙一^{*1}, 川尻 貴裕^{*2}
間島 保^{*1}, 朝田 泰英^{*3}**Estimation of Creep Curve Shapes after Increase of Applied Stresses
Using the θ Projection Concept**Ken-ichi KOBAYASHI, Takahiro KAWASHIRI,
Tamotsu MAJIMA and Yasuhide ASADA

The θ projection concept was proposed to describe a wide range of creep curve shapes, and has been mainly studied for ferritic steels in which applied stresses were kept constant until rupture. In this paper, we examined whether it could also predict creep behavior when the applied stress was changed during creep deformation. Conventional creep tests of an austenitic stainless steel were conducted at 700°C. In a series of stress-change creep tests, the initial stress of 90 MPa was loaded for a given test duration, after which the stress was increased to 140 MPa. Creep strain produced by the initial stress was determined to range from the primary to the tertiary stage of creep. Employing the θ projection concept and the strain hardening law, creep behavior after the change of the applied stress was estimated. Estimated creep curves agreed well with experiments when the creep strain due to the initial stress was within the early part of the tertiary stage.

Key Words: Creep, Constitutive Equation, θ Projection Concept, Stress-Change Creep, Strain Hardening Law

1. 緒 言

高温クリープ温度域で現在使用される耐熱金属材料の多くは、クリープ破断寿命に占める第三次クリープ領域の割合が非常に大きい。すなわち破断寿命の10%以下で第三次クリープ領域に入ってしまう耐熱材料が数多く存在する⁽¹⁾。一方、高温機械構造物に対する今日の設計基準では、第三次クリープ領域での構造材料の使用を認めていないのが現状である⁽²⁾⁽³⁾。このため新たに開発した高価な耐熱合金材料も有効に利用されない可能性がある。

高温機械構造物の安全性を保ちながら、さらにより合理的で、経済的な設計を行うには、第三次クリープ領域での使用をすべて禁止するのではなく、一定の制限のもとで使用できることが望ましい。しかしながら設計時の基礎となるべき第三次クリープ領域を含めたクリープ構成式は、第一次クリープおよび第二次クリープ領域を対象としたクリープ構成式と比べると、これまで十分研究、開発されてきたとはいえない。最近

Evans, Wilshireらは、通常のクリープ変形が加工硬化過程と弱化過程の二つの和で表されると仮定して、いわゆる θ プロジェクション法なるものを提案し、従来の典型的クリープ曲線を少ないパラメータで系統的に表示できることを示した⁽⁴⁾。彼らはおもにフェライト鋼でその有用性を確かめている⁽⁵⁾が、高合金材料に対するこの手法の適用性の可否や、実機構造物への適用性に際し重要となる応力変動や温度変動時の変形挙動推定などはまだ十分行われていない。

本手法はオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 でも十分適用できた⁽⁶⁾ので、本研究ではヒートは異なるものの同種材料を用いて、クリープ変形中、負荷応力を一度急増させた後の変形挙動を、この θ プロジェクション法とひずみ硬化説を用いて推定し、実験結果と比較することで、その有効性と適用限界を検証した。

2. θ プロジェクション法

θ プロジェクション法は、クリープひずみ ε_c を次式のように二つの Blackburn 形クリープ構成式の和で表すものである⁽⁴⁾。

$$\varepsilon_c = \theta_1(1 - e^{-\theta_2 t}) + \theta_3(e^{\theta_4 t} - 1) \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで $\theta_1 \sim \theta_4$ はクリープ曲線を定めるパラメータ

* 1994年10月14日 材料力学講演会において講演、原稿受付 1994年11月24日。

*1 正員、千葉大学工学部 (〒263 千葉市稲毛区弥生町1-33)。

*2 准員、千葉大学工学部 [現：富士重工業(株)]。

*3 正員、東京大学工学部 (〒113 東京都文京区本郷7-3-1)。

であり、各クリープ曲線に非線形最小二乗法を適用して求められる。各パラメータのうち、 θ_1 は第一次クリープひずみの大きさを、 θ_2 は第一次クリープ領域での変形減速の程度を表す。一方、 θ_3 は第三次クリープひずみの大きさを定量化するパラメータで、また θ_4 は第三次クリープ領域での変形加速の程度を表すものである⁽⁷⁾⁽⁸⁾。

θ プロジェクション法は、これら θ パラメータが負荷応力や試験温度の関数として表されれば、未知の試験条件下でもクリープ曲線やクリープひずみ速度を容易に表せる利点を有する。

ここで式(1)中の各 θ パラメータは、クリープ曲線を表すデータのうち、どこまでのクリープひずみ(時間)をデータとして解析するかで大きく変化する⁽⁶⁾。本研究では、計算時に採用する最大ひずみで標準誤差を無次元化した値が極小となる点で打切るものと定義した。この結果、採用した打切り点はクリープ曲線の中で大略第三次クリープ領域後半の点となった。

こうして求めた各 θ 値を、解析したクリープ曲線を代表する θ 値と定めた。これを式(1)に代入すると、通常のクリープ曲線は破断直前を除いてよく表すことができた。なお θ 値算出方法等の詳細は別報⁽⁶⁾ に示し

表 1 供試材の化学成分 [wt.%]

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
0.06	0.51	1.17	0.033	0.022	8.49	18.31

表 2 供試材の機械的性質

	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_B (MPa)	δ (%)	ϕ (%)
R.T.	333	628	55.0	73.0
700°C	127	284	58.1	82.0

図 1 一定応力クリープ試験における負荷応力と破断時間の関係

たとおりであり、本報での説明は省略する。

3. 実験

3.1 試験材料、試験片 試験材料には SUS304 鋼を用いた。その化学成分を表 1 に示す。

クリープ試験片は、市販丸棒 ($\phi 18$) から所定の形状寸法⁽⁹⁾(標点間長さ 38 mm, 同直径 8 mm, 両端を M16

(a) クリープ曲線

(b) クリープ速度線図

(c) クリープひずみとクリープ速度線図

図 2 一定応力クリープ試験結果

ねじで装着)に機械加工し、そのまま実験に供した。

クリープ試験は通常の縦形単軸クリープ試験機を用いて行い、試験温度はすべて 700°C 一定とした。室温および試験温度における本試験材料の機械的性質を表 2 に示す。

3・2 クリープ試験 試験は、(1) 負荷荷重を破断まで一定とする一定応力クリープ試験と、(2) ある指定応力(本研究では $\sigma_1=90$ MPa を選定)で一定期間クリープ変形させた後、別の負荷応力(同 $\sigma_2=140$ MPa)となるように荷重を加え、その後、破断まで行う変動応力クリープ試験を実施した。

変動応力クリープ試験実施の際、第二段めの負荷応力 $\sigma_2=140$ MPa は、真応力となるように増加荷重を算出した。なお応力変動に際しては除荷、再負荷のため約 1 分程度の時間を要した。

4. 実験結果

4・1 単調クリープ試験結果 一定応力クリープ試験では 5 応力レベル (90 MPa~140 MPa) で 10 本の試験片を用いた。このうち 7 本は破断まで実施した

が、残りの 3 本は十分第三次クリープ領域まで変形したものの、破断には至らなかった。

図 1 はこのとき得られた負荷応力とクリープ破断時間の関係である。両者には通例のべき乗則が成立している。変動応力クリープ試験に選定した 90 MPa, 140 MPa について破断絞り ϕ , 破断伸び δ を調べてみると、 $\sigma=90$ MPa では $\phi \approx 79\%$, $\delta \approx 63\%$, また $\sigma=140$ MPa では $\phi \approx 90\%$, $\delta \approx 92\%$ となった。これらの結果と破断面の SEM 観察により、 $\sigma=90$ MPa では粒界/粒内破壊混在形の破壊を、一方、 $\sigma=140$ MPa では粒内破壊を呈していることがわかった。

図 2 (a)~(c) は、それぞれ一定応力クリープ試験で得られたクリープ曲線、クリープ速度線図、クリープ速度-クリープひずみ線図である (5 例)。図 2 (b) より、各負荷応力のもと、本試験材料も各破断寿命の半分以下で第三次クリープ領域に入っているのがわかる。また本試験材料のクリープ変形も破断直前を除けば、式 (1) のように第一次クリープ変形と第三次クリープ変形の線形和で表すことができる。図 2 (c) から最小クリープ速度は、低い負荷応力ほど小さなクリー

図 3 一定応力クリープ試験で得た各 θ パラメータと負荷応力の関係

ブひずみで達成され、クリープひずみの大半が第三次クリープ領域に含まれていることがわかる。

4.2 θ パラメータ 一定応力クリープ試験で得られたクリープ曲線より、2章に示した方法で求めた各 θ_i 値と負荷応力の関係を図3に示す。図中の実線は各データを最小二乗近似したものである。図2(b),

(c)からわかるとおり、本試験材料のクリープ変形の大半は、第三次クリープ変形過程が占めるため、式(1)の θ_3 と θ_4 値がクリープ曲線の形状決定に大きな影響を与える。

図3(c)中、 $\sigma=130$ MPaの一部にばらつきが見られるものの、各 θ 値と負荷応力との間には良好な正の指数関係が見られ、Evansらがフェライト鋼で得た結果と同様な傾向を得た。

4.3 変動応力クリープ試験結果 変動応力クリープ試験では、変動時のクリープひずみが $\sigma_1=90$ MPaでのクリープ曲線で第二次クリープから第三次クリープ領域の各段階となるように、 σ_1 での試験時間を選定した。

一般的にクリープ速度は、多少のばらつきを伴うものの試験時間とともに減少し、最小値となった後、増加に転ずる。純材料のクリープ曲線では、全寿命に占める第二次クリープ領域の割合が比較的長い。本試験材料のような合金では、図2(b), (c)からもわかるようにクリープ速度が最小値に保たれる領域は短い。このため本研究では、クリープ速度のばらつきを考慮して、瞬間的な最小クリープ速度の値より20%大きいクリープ速度となる区間を第二次クリープ領域と定義した。これを今回の $\sigma_1=90$ MPaのクリープ曲線にあてはめると、第二次クリープ領域は30~100時間となった。これより、本研究で行った $\sigma_1=90$ MPaでの試験時間、50, 100, 200, 295, 400時間は、それぞれ第二次クリープ領域、第二次/第三次クリープ領域分岐点、第三次クリープ領域(初期、中期、後期)に対応する。なおここで第三次クリープ領域は、破断直前の不均一変形区間を除いた領域をさらに三分割して、第三次クリープ領域の初期、中期、後期と名付けた。

図4(a)~(c)は、今回の変動応力クリープ試験で得られたクリープ曲線、クリープ速度線図、クリープ速度-クリープひずみ線図である。初期負荷応力 $\sigma_1=90$ MPaでのクリープ曲線は、負荷応力を変動させるまで試験時間の長短にかかわらず、同一のクリープ曲線となった。また負荷応力を変動させた直後、クリープひずみ速度は大きく変化するものの、その後は通常の $\sigma=130\sim140$ MPaのクリープ試験で得られた線図とほぼ一致した[図4(c)]。

5. 応力変動後のクリープ曲線推定

5章では応力変動後のクリープ曲線をひずみ硬化説と θ プロジェクション法を併用して推定してみた。

図5は応力増加時のひずみ硬化説模式図である。図中、 $\sigma=90$ MPaのクリープ曲線をOAF, $\sigma=140$ MPa

(a) クリープ曲線

(b) クリープ速度線図

(c) クリープひずみとクリープ速度線図

図4 変動応力クリープ試験結果
($\sigma_1=90$ MPa, $\sigma_2=140$ MPa)

のクリープ曲線を OCD とする。本実験では変動時の真応力をすべて $\sigma_2=140$ MPa に統一した。すなわち A 点での負荷応力を 140 MPa となるようにして変動応力クリープ試験を行った。このためひずみ硬化説による応力変動後のクリープ曲線 AB を推定する際、140 MPa より小さい負荷応力 (σ') のクリープ曲線 (EAB) が必要となる。変動応力クリープ曲線推定に用いた応力 σ' と各 θ_i 値を表 3 に示す。これら初期負荷応力 σ' に対する各 θ 値を式(1)に代入すれば、そのクリープ曲線が推定できる。

図 5 変動応力クリープとひずみ硬化説

(c) $t_1=200$ h (a) $t_1=50$ h (d) $t_1=295$ h (b) $t_1=100$ h (e) $t_1=400$ h図 6 負荷応力変動後のクリープ曲線(各記号)と θ プロジェクション法による推定曲線(実線)

表 3 応力変動後のクリープ曲線推定に用いた応力 σ' と θ パラメータ値

t_i (h)	σ' (MPa)	θ_1	θ_2	θ_3	θ_4
50	136.8	4.948E-2	3.643E-1	7.581E-2	4.953E-2
100	135.5	4.746E-2	3.491E-1	7.468E-2	4.624E-2
200	132.5	4.316E-2	3.168E-1	7.217E-2	3.985E-2
295	127.7	3.716E-2	2.718E-1	6.837E-2	3.089E-2
400	124.3	3.338E-2	2.436E-1	6.578E-2	2.589E-2

た試験片平行部の一様変形性が乱れ、設定負荷応力より真応力が高くなること、などによるものと思われる。しかしながら第三次クリープ領域後半まで高温用構造部材が使用されることはまれであり、第三次クリープ領域前半までに応力を変動させても θ プロジェクション法とひずみ硬化説でその後の変形挙動を表せるとの結果は、実用上有益と思われる。

6. 結 言

定荷重クリープ試験機を用いて、変動応力クリープ試験を実施し、変動後のクリープ曲線を θ プロジェクション法とひずみ硬化説を用いて推定した。

その結果、今回、変動前後の負荷応力の大きさがかなり異なったにもかかわらず、第三次クリープ領域初期までは比較的よく推定することができた。しかしな

がら第三次クリープ領域中期以降で負荷応力を変動させた後のクリープ曲線推定は低めに推定することがわかった。

今後は負荷応力急減時や多段階の応力変動等のケースについて同様の実験的検討を加える予定である。

最後に、本研究の実験遂行には千葉大学学生・篠原智之、寺田一徳、今田晴之君のご協力を得た。ここに感謝の意を表す。また本研究は平成 4、5 年度科学研究費補助金 [一般研究 (c) 課題番号 04650061] の援助の一部で実施したことを付し、深く感謝する。

文 献

- (1) 高温構造安全技術組合編, ISES 7917, (1979), 24.
- (2) ASME B. & P. V. Code, Case N-47, (1986).
- (3) 安藤・岡林, 原子力プラントの構造設計, (1982), 148, 東京大学出版会.
- (4) Evans, R. W. and Wilshire, B., *Creep of Metals and Alloys*, (1985), 197, Institute of Metals.
- (5) Evans, R. W., ほか 7 名, *Proc. of 5th Int. Conf. on Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures*, (1993), 633, Institute of Materials.
- (6) 小林, 神林, 機論, **58**-546, A(1992), 2686.
- (7) 及川, 金属学会会報, **25**-6(1986), 515.
- (8) Wilshire, B., *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, **39**(1989), 73.
- (9) 小林・ほか 2 名, 機論, **60**-572, A(1994), 1041.