

SUS630 鋼の室温での応力緩和挙動

天藤 雅之*・竹下 哲郎*2

Stress Relaxation Behavior of SUS630 Stainless Steel at Room Temperature

Masayuki TENDO and Tetsuro TAKESHITA

Synopsis : Creep and stress relaxation behavior at room temperature has been investigated for 17-4 PH martensitic stainless steel (SUS630: 17Cr-4Ni-3Cu-Nb) in comparison with a high-strength carbon steel for F10T high-tension bolts. Both steels showed creep strain at stresses around the 0.2% proof stress, and the creep curves followed a logarithmic creep law. Though the 0.2% proof stresses were almost the same, the creep strain of SUS630, which was precipitation hardened, was lower than that of F10T carbon steel. From the stress relaxation tests, it was confirmed that the stress relaxation property of SUS630 was superior because of the lower stress relaxation values at the same initial stress. The observed stress relaxation curves were compared with the ones predicted from the creep data by the time hardening theory and strain hardening theory. Though the calculated values of the stress relaxation from the creep data was consistent with the measured values at lower stresses below 800 MPa, the calculated values became larger at higher stresses. Since the deviation mainly occurred at an early stage of the stress relaxation test, it was attributable to the difference in the velocity of loading before the tests.

Key words : martensitic stainless steel; precipitation hardening; stress relaxation; creep; high-tension bolt.

1. 緒言

オーステナイト系ステンレス鋼のもつ優れた耐食性を活かして一般建築構造物への適用が増加している¹⁾。ステンレス鋼は一般構造用炭素鋼と異なり、耐力以下の応力で長期間クリープ変形する性質を有している²⁻⁵⁾。しかし設計許容応力程度ではクリープ変形量は小さく、変形速度も時間とともに減少する遷移型のクリープ曲線を描くことから、一般的な構造部材として使用する場合、常温でのクリープ変形が問題になることは少ない⁶⁾。

一方、一般構造物では高力ボルトによる摩擦接合が多用されており、ステンレス鋼を構造材料に使用する際に高強度のステンレス鋼を高力ボルトに適用するケースが増加すると考えられる。現在、F10T相当の高力ボルト用ステンレス鋼として析出硬化系のSUS630 (17%Cr-4%Ni-3%Cu)がステンレス協会で規格化されている。高力ボルトには常時高い応力が負荷され、そこでのクリープ変形は応力緩和(リラクセーション)の原因となり、ボルト接合部の締結力に影響を及ぼす。SUS630の高力ボルトを使用した実締結体でのボルト軸力の経時変化については報告されており、長期的には10%程度の応力緩和が生じるとされている^{7,8)}。しかし、実締結体を使用した応力緩和特性の測定においては、ボルト穴近傍で局所的に高い圧縮応力が加わる部位での被締結体の弾性変形およびクリープ変形も影響し、締結体の種類、締結部の形状あるいはボルト締付け方

法に測定結果が影響されると考えられる。高力ボルト接合部での締結力変化を精度良く解析するためにはボルト自体の応力緩和挙動を正確に把握する必要があるが、SUS630の応力緩和挙動についてリラクセーション試験等から詳細に調べた文献は見当たらない。

さらに、常温でのリラクセーション試験においては試験開始直後の応力緩和量が大きく、試験前に一定歪を負荷するまでの時間に短時間側の応力緩和挙動が大きく影響される。クリープ試験では比較的迅速かつ正確に応力を負荷することができることから、一定荷重のクリープ試験結果から定歪状態での応力緩和挙動を予測することが有効であると考えられる。しかし、一般的なステンレス鋼の常温でのクリープ変形挙動²⁾は報告されているが、SUS630のような0.2%耐力が1000 MPaを越える高強度ステンレス鋼についての報告例は無い。また、クリープ変形挙動と素材の降伏強度の関係⁹⁾も報告されているが、クリープ変形量は引張試験から実測される降伏強度からは一義的に決まらず、降伏強度を支配する強化因子に影響されることが明らかとなっている。SUS630は母相を高転位密度のマルテンサイト相とし、さらに時効熱処理により ϵ -Cu相を微細に析出させた複合強化型の鋼であり、クリープ変形挙動およびその負荷応力依存性を報告されている他のステンレス鋼のデータから定量的に予測することは不可能である。

本論文では、SUS630鋼の常温でのクリープ試験結果およびリラクセーション試験結果について報告し、ほぼ同じ

平成10年6月2日受付 平成10年10月13日受理 (Received on June 2, 1998; Accepted on Oct. 13, 1998)

* 新日本製鐵(株)鉄鋼研究所 (Steel Research Laboratories, Nippon Steel Corp., 20-1 Shintomi Futsu 293-8511)

*2 新日本製鐵(株)八幡製鐵所 (Yawata Works, Nippon Steel Corp.)

Table 1. Chemical compositions of materials used. (mass%)

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Nb
SUS630	0.05	0.30	0.79	0.028	0.002	4.05	15.67	3.24	0.29
F10T	0.20	0.14	0.81	0.016	0.012	0.02	0.65	-	-

Table 2. Mechanical properties of steels used.

	0.2%P.S.(MPa)	T.S.(MPa)	El.(%)
SUS630	1046	1096	20
F10T	1004	1082	17

降伏強度を有するF10T炭素鋼ボルトの試験結果と比較する。さらに、常温クリープ試験の結果からクリープ変形式およびその応力依存性を求め、定歪状態での応力緩和挙動を定量的に予測し、リラクゼーション試験結果との比較からその予測精度について考察する。

2. 実験方法

2.1 供試鋼

Table 1に供試鋼の化学成分を示す。溶体化熱処理を施されたSUS630鋼棒およびF10T炭素鋼ボルト軸部からクリープ試験片、リラクゼーション試験片および引張試験片を切出した。SUS630の試験片についてはボルト規格と同じ853Kで4h保持後空冷の時効熱処理を実施した。引張試験には平行部直径6mm、評点間距離30mmの試験片を使用し、インストロン型引張試験機で0.2%耐力までは $4 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ 、それ以降は $4 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ の歪速度で試験した。その結果をTable 2に示す。SUS630, F10T炭素鋼のいずれもほぼ同じ0.2%耐力を有している。

2.2 常温クリープ試験

常温クリープ試験には平行部直径6mm、評点間距離30mmのツバ付き試験片を使用し、レバー式クリープ試験機で試験した。試験片には当初荷重がかからないように治具でレバーを固定し、所定量の重りを装填した後、振動が加わらない程度に速やかに固定治具を外し測定を開始した。歪測定には精度 $1 \mu\text{m}$ のリニアゲージを使用し、最大1000hまで試験した。クリープ試験中は室温を $298 \pm 2 \text{ K}$ に保持した。

2.3 リラクゼーション試験

リラクゼーション試験には試験片の評点間距離を一定に維持できるように改造したインストロン型引張試験機を使用した。試験機概略図をFig. 1に示す。平行部直径6mm、評点間距離50mmの試験片を使用し、評点間距離の伸びをリニアゲージで測定した。設定された歪量の80%程度までは歪速度 $3 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ で引張り、その後オーバーシュートを防ぐため減速し、所定の歪量に到達した時点からリラクゼーション試験を開始した。リラクゼーション試験中は評点間の伸びを設定値 $\sim +1 \mu\text{m}$ の範囲内に維持するようにク

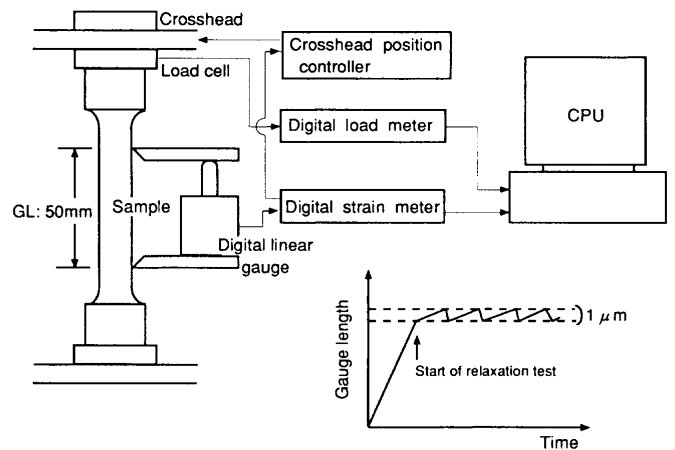


Fig. 1. Schematic diagram of stress relaxation testing machine.

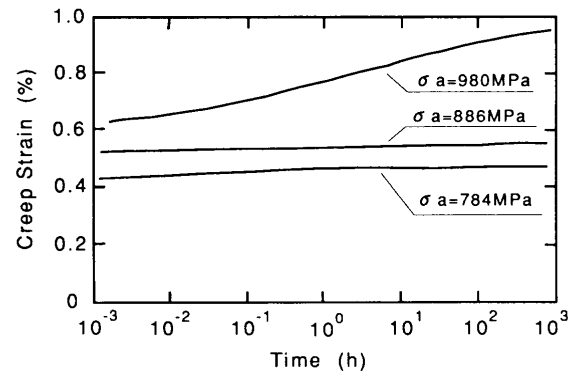


Fig. 2. Creep curves of SUS630 on semilogarithmic scale at different stresses.

ロスヘッド位置を制御し、その間の応力変動を最大1000hまで記録した。試験中は室温を $295 \pm 2 \text{ K}$ に保持した。

3. 実験結果

3.1 常温クリープ試験結果

SUS630について各負荷応力でのクリープ曲線をFig. 2に示す。クリープ変形量を時間 t の対数でプロットすると、いずれの応力においてもほぼ直線な関係を満足し、ステンレス鋼の常温クリープで今まで報告されているように対数クリープとして表すことができる。Fig. 3にはF10T炭素鋼について各負荷応力でのクリープ曲線を示す。低強度の一般構造用炭素鋼SM400等とは異なり²⁾、耐力以下の応力においてもクリープ変形が観察され、SUS630同様に対数クリープ則を満足する。

Fig. 4に1~1000hまでのクリープ変形伸びと負荷応力の関係を示す。耐力以下の低応力側ではSUS630のクリープ変形量は著しく小さいが、耐力よりやや低い950MPa付近から急激に増加しており、著者が析出強化型の鉄基超合金で得た応力依存性と似ている⁶⁾。この図から、 $\epsilon\text{-Cu}$ による析出強化を利用しているSUS630の方がF10T炭素鋼より

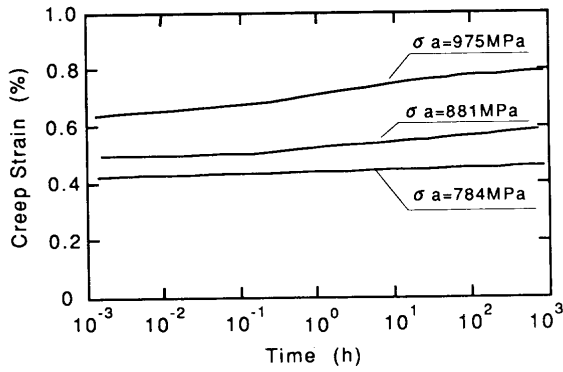


Fig. 3. Creep curves of F10T carbon steel on semilogarithmic scale at different stresses.

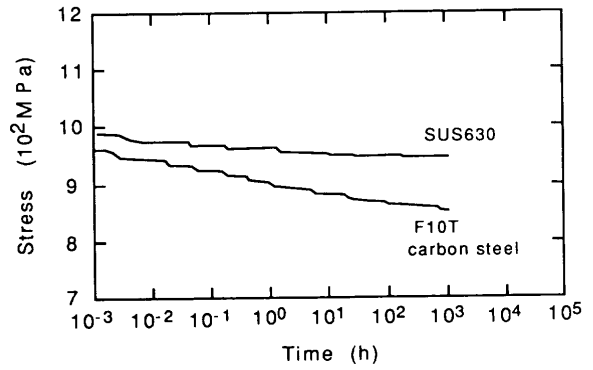


Fig. 6. Stress-relaxation curves at total strain: 0.5%.

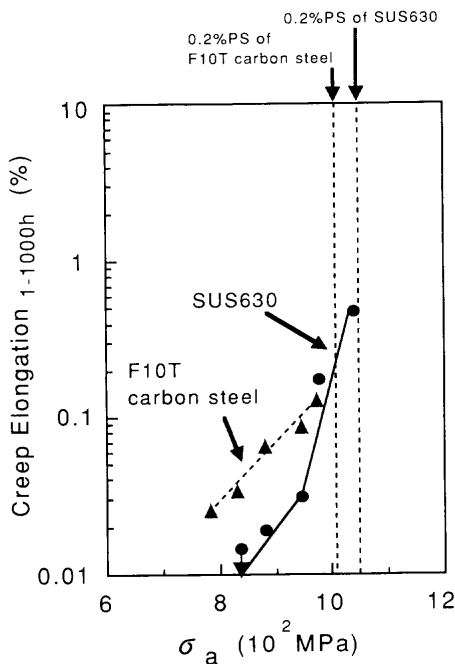


Fig. 4. Stress dependence of creep elongation from 1 hour to 1000 hours.

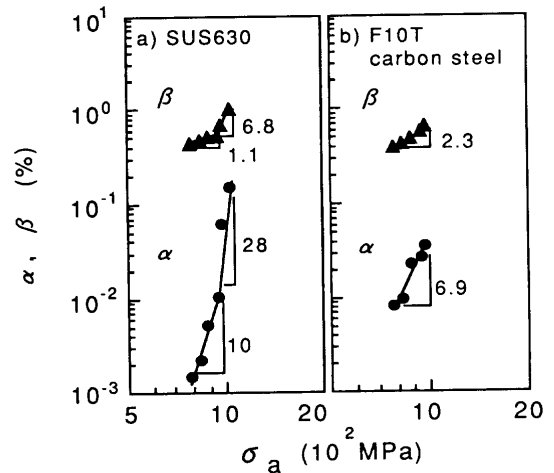


Fig. 7. Stress dependence of coefficients α and β for a) SUS630, and b) F10T carbon steel.

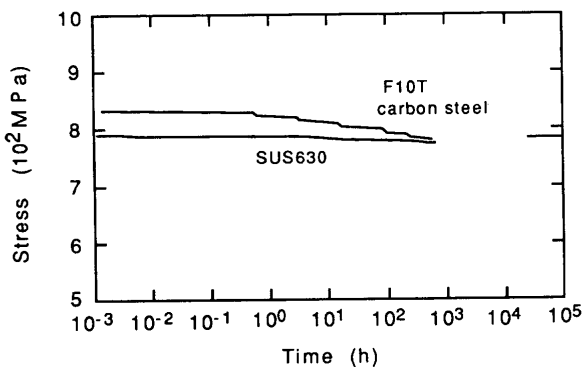


Fig. 5. Stress-relaxation curves at total strain: 0.4%.

も通常ボルトに作用する耐力以下の低応力側ではクリープ変形量は小さいことがわかる。本結果よりクリープ変形によって生じるリラクゼーションについても SUS630の方が小さいことが予測される。

3.2 リラクゼーション試験結果

Fig. 5に評点間距離を0.4%伸ばして保持した場合のリラクゼーション曲線を、Fig. 6には評点間距離を0.5%伸ばして保持した場合のリラクゼーション曲線を示す。リラクゼーション曲線に見られる段差は、クリープ変形により評点間距離が(設定値+1 μ m)の範囲を越えたため、クロスヘッドが移動し、評点間距離を修正したために現れたものである。いずれの応力レベルにおいても SUS630の方が応力緩和量は小さく、リラクゼーション特性に優れていると言える。

4. 考察

4.1 常温クリープの定式化

前述の常温クリープ試験結果より、SUS630, F10T炭素鋼のいずれのクリープ曲線も次式のような対数クリープとして表すことができる。

$$\epsilon = \alpha \log t + \beta \dots \dots \dots (1)$$

ϵ は初期変形を含む全伸び(%), t は時間(h), α および β は負荷応力に依存する定数である。この関係は著者らやW.

Schmidtらがオーステナイト系ステンレス鋼で得た実験結果^{2,4)}と一致し、転位の熱活性化運動により説明することができる。Fig. 7に(1)式中でクリープ速度に相当する α 、および応力負荷時の弾性歪を含む1h後の全歪 β の応力依存性を両対数軸で示す。F10T炭素鋼については α 、 β いずれも負荷応力の増加とともにほぼ直線的に増大している。一方、SUS630については応力負荷時の塑性変形、その後のクリープ変形が950 MPa近傍で急激に増加するため、 α および β の応力依存性に屈曲点が現れ、その前後で近似直線の傾きが異なる。Fig. 7の両対数グラフから各鋼の α 、 β の応力依存性は次式のように近似できる。

・ SUS630

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= 8.65 \times 10^{-34} \sigma^{10.5} & (\sigma \leq 950 \text{ MPa}) \\ & 1.40 \times 10^{-91} \sigma^{29.9} & (\sigma > 950 \text{ MPa}) \\ \beta &= 3.04 \times 10^{-4} \sigma^{1.10} & (\sigma \leq 950 \text{ MPa}) \\ & 3.51 \times 10^{-21} \sigma^{6.79} & (\sigma > 950 \text{ MPa}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

・ F10T 炭素鋼

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= 1.09 \times 10^{-22} \sigma^{6.88} \\ \beta &= 8.59 \times 10^{-8} \sigma^{2.31} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

クリープ変形量あるいは上記係数 α の応力依存性においてSUS630とF10T炭素鋼で差が現れたのは両者の強化機構が異なるためと考えられる。F10T炭素鋼の応力依存性は、冷間圧延して加工硬化したオーステナイト系ステンレス鋼の応力依存性⁶⁾と似ており、過飽和に固溶したC等の侵入型元素による強化もあるが、マルテンサイト相中に存在する高密度の転位間の相互作用によってクリープ変形挙動が支配されていると推測される。一方、ある応力以上で急激にクリープ変形量が増加するSUS630の応力依存性は、微細な γ' 相で析出強化したオーステナイト合金の挙動⁶⁾と似ている。微細な析出物は常温でのクリープ変形のような転位の熱活性化運動に対して強い障害物となり、低応力側ではクリープ変形に対する抑制力が強いが、負荷応力が一定値を越えると転位は析出物を乗り越えて運動し、急激にクリープ変形量が増大するものと考えられる。母相と整合性を有する γ' 相のみで強化している上記オーステナイト合金では、そのしきい応力が0.2%耐力直下であり、それより低い応力ではクリープ変形は認められていない。SUS630ではクリープ変形が急激に増加する応力、すなわち応力依存性中に現れる屈曲点は0.2%耐力より低い950 MPa付近であり、その応力以下においてもクリープ変形は認められる。この差は、SUS630が ϵ -Cu相の微細析出強化のみならず、母相マルテンサイト中に存在する高密度転位による強化も利用しており、析出および加工硬化の複合強化に起因するもの考えられる。屈曲点以下の応力では両方の強化機構が有効に作用しクリープ変形は低く抑制されるが、屈曲点以上の応力においては析出物を乗り越えて

運動する転位の数が増加し、クリープ変形が急激に増加する。ただし、転位が析出物を乗り越えて運動し始めても、高密度転位間との相互作用の中で転位の交切等の歪速度に依存する短範囲の障害があるために、初期転位密度の小さい上記オーステナイト合金のように急速に変形は進行せず、高歪速度の引張試験で測定される0.2%耐力は、転位が運動を始める屈曲点応力より高くなると考えられる。このことは、冷間圧延により加工硬化させたオーステナイト系ステンレス鋼でクリープ変形量の増加する応力に比べ0.2%耐力が高くなること、ならびにその0.2%耐力の歪速度依存性が γ' 相により強化した上記合金より相当大きくなることから推論される⁹⁾。屈曲点以下の応力においても若干クリープ変形が認められるのは、転位間の相互作用に含まれる短範囲の障害を転位が熱活性化課程を経て乗り越えて運動するためと推測される。

4.2 クリープ変形式からのリラクセーション曲線予測

クリープデータから応力緩和挙動を予測することは、クリープ変形量の大きい高温域では広く行われている^{9,10)}。本節では常温でのクリープ変形挙動を表す対数クリープ則を同様の手法¹⁰⁾に適用し、応力緩和の大きい荷重負荷直後から長期までの応力緩和挙動を予測する。変形式としては(1)式の対数クリープ変形式を用い、(2)および(3)式に示す係数の応力依存性から、SUS630ならびにF10T炭素鋼の応力緩和曲線を求める。

リラクセーション試験では、弾性歪： ϵ_e と塑性歪： ϵ_p を合わせた全歪量： ϵ_t が一定に保たれている。すなわち下の(4)式が維持されている。

$$\epsilon_e + \epsilon_p = \epsilon_t \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $\epsilon_e = \sigma/E$ (E :ヤング率)であるから、(4)式を時間微分すると(5)式が成立する。

$$\dot{\epsilon}_e = -1/E \cdot d\sigma/dt \dots\dots\dots (5)$$

一方、(1)式の常温クリープ変形式を時間微分して(5)式に代入すると(6)式が成り立つ。

$$\dot{\epsilon}_e = \alpha' / t = -1/E \cdot d\sigma/dt \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 $\alpha' = \alpha \cdot \ln 10$ であり、(3)式の応力依存性から $\alpha' = A\sigma^m$ と表すことができるため、(6)式の微分方程式は容易に解くことができ、 $t=t_1$ のとき $\sigma=\sigma_1$ とすると下の(7)式となる。

$$\ln t = (\sigma_1^{1-m} - \sigma^{1-m}) / EA(1-m) + \ln t_1 \dots\dots\dots (7)$$

(6)式においては歪速度が時間の経過とともに減少することを示しており、本式を解くことは、いわゆる時間硬化型理論に基づく解法である。しかし、厳密には歪速度は経過時間に依存するパラメーターではなく、材料内部の転位構造、すなわち歪量に依存するパラメーターであるため、

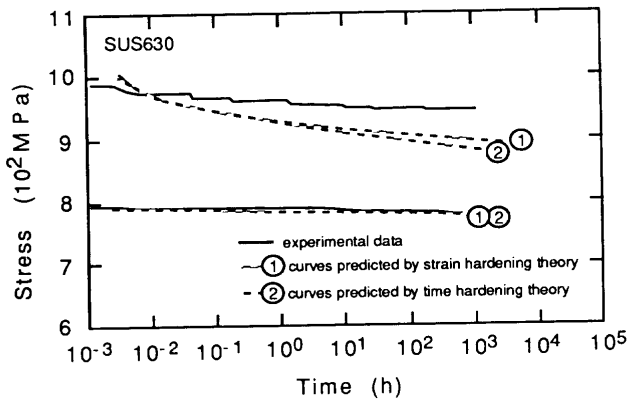


Fig. 8. Comparison of predicted stress-relaxation curves and the measured ones for SUS630.

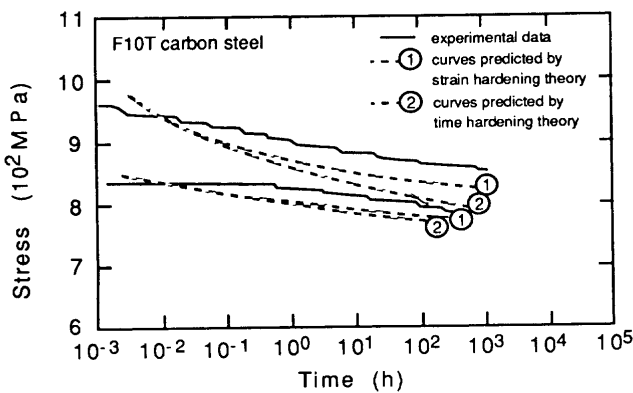


Fig. 9. Comparison of predicted stress-relaxation curves and the measured ones for F10T carbon steel.

(6)式の歪速度は時間 t の関数でなく歪量の関数として扱うべきである。(1)式より $t = \exp\{(\epsilon_c - \beta)/\alpha'\}$ であるから、(6)式は下の(8)式に置き換えることができる。

$$\alpha' \exp\{(\beta - \epsilon_c)/\alpha'\} = -1/E \cdot d\sigma/dt \dots\dots\dots(8)$$

ここで、 $t = t_1$ のとき $\epsilon_c = \epsilon_{c1}$ 、 $\sigma = \sigma_1$ とすると、

$$\epsilon_c = \alpha' \ln t_1 + \beta + (\sigma_1 - \sigma)/E \dots\dots\dots(9)$$

であるから、(8)式は以下のようなになる。

$$\alpha' \exp\{(\sigma - \sigma_1)/E\alpha' - \ln t_1\} = -1/E \cdot d\sigma/dt \dots\dots\dots(10)$$

上式を直接解くことはできないが、数値積分により近似解を求めることは可能であり、歪硬化理論に基づく解法となる。

前節で定式化した常温クリープ式から時間硬化理論の(7)式および歪硬化理論の(10)式に基づいて求めた応力緩和曲線と実測された曲線とを比較した結果をSUS630についてはFig. 8に、F10T炭素鋼についてはFig. 9に示す。常温クリープ試験結果からの予測曲線はいずれも $t_1 = 0.01$ hの応力値を初期値として計算している。SUS630については、応力緩和がほとんど認められない800 MPaの応力レベ

ルでは予測曲線と実測曲線に差は認められないが、初期応力が0.2%耐力となる1000 MPaの応力レベルでは時間硬化理論あるいは歪硬化理論いずれの予測曲線も実測曲線よりも応力緩和量を多く見積り、その傾向は長時間側においても継続する。F10T炭素鋼についても常温クリープ試験結果から予測される応力緩和量の方が実測値よりも大きくなる傾向を示し、時間硬化型理論からの予測曲線でその差が大きい。予測曲線と実測値の差は1 h以内の短時間側で大きく、リラクセーション試験で得られた短時間側での応力緩和量がクリープ曲線から予測される緩和量より小さくなる。ただし、1 h以上の長時間側では歪硬化理論から導いた曲線の傾きと実測曲線の傾きがほぼ等しくなっており、長時間側での応力緩和挙動は常温クリープ試験の結果から予測し得ることがわかる。リラクセーション試験で実測した応力緩和量が、常温クリープ試験で予測される緩和量より短時間側で小さくなる原因として初期応力の負荷速度の影響が考えられる。常温クリープ試験における荷重負荷は衝撃荷重を与えない程度に迅速に行っており、荷重負荷開始後数秒以内には所定の荷重に荷重完了している。一方、リラクセーション試験においては、試験片評点外部および試験機の剛性を含む系で所定の歪量まで荷重を高速負荷した場合、所定の歪範囲をオーバーシュートし、応力緩和も急激に進行するためにクロスヘッド位置調整により1 μ m範囲内で評点間距離を制御することができない。本試験では所定の歪量の約80%を越えた時点でクロスヘッド移動速度を順次減速し、オーバーシュートしないよう手動で調整した。このため、荷重開始から所定の歪量に到達しリラクセーション試験を開始するまでに数分要しており、その荷重負荷に要した時間の差がリラクセーション試験で得られた応力緩和曲線と常温クリープ試験から予測された緩和曲線で短時間側の差を生んだものと推定される。すなわち、荷重負荷速度の小さいリラクセーション試験においては所定の歪量に到達する前にクリープ変形が進行するために、試験開始後に測定された応力緩和量が小さくなるものと考えられる。F10T炭素鋼の場合には、荷重負荷速度の差の影響がなくなる長時間側では歪硬化理論に基づく予想曲線とほぼ同様な応力緩和挙動を示している。一方、SUS630の高応力側での応力緩和曲線については長時間側においても常温クリープ試験からの予測曲線よりも小さくなる。Fig. 7に示した常温クリープ伸びの応力依存性から、この差は、SUS630鋼のクリープ伸びが950 MPa近傍で急激に増加するという析出強化型合金に見られる特異な応力依存性⁹⁾に起因するものと推測される。常温クリープ試験からの予測曲線においても950 MPaで応力依存性の係数を変化させ計算しているが、このような不連続的な応力依存性を十分に近似しきれず、Fig. 8に示すような差を生じているものと考えられる。SUS630鋼のような析出強化鋼の屈曲点付近での応力緩和挙動をより精度良く予測す

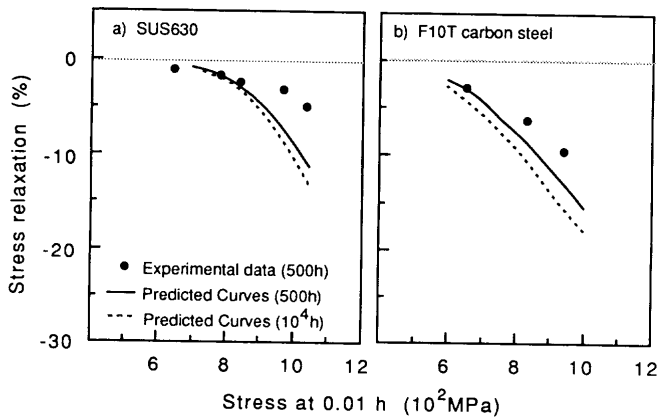


Fig. 10. Relationship between stress relaxation and initial stress for the experimental data and the predicted curves.

るためには、常温クリープ挙動が急激に変化するこの応力レベルでの近似の精度を上げる必要があると考えられる。

Fig.10に500hまでの応力緩和率の実測値と常温クリープ試験結果から歪硬化理論に基づいて予測した値の初期応力(0.01hでの応力)依存性を示す。800MPa以下の応力では、実測値と予測値がほぼ同じレベルであるが、それ以上の応力では予測される応力緩和率の方が実測値よりも大きくなる。この差は、前述のようにリラクセーション試験で実測された1h程度までの初期応力緩和量が小さかったため、SUS630でその差が大きくなっている。いずれにしても今回試験した1000MPa以下の応力では、従来のF10T炭素鋼よりも析出強化したSUS630の方が、応力緩和量は小さいことがわかり、図中に示された 10^4 hまでの応力緩和予測からもその傾向が長時間側でも変わらないことが予測される。

5. 結言

高力ボルト用析出強化型ステンレス鋼SUS630の常温におけるクリープ変形挙動ならびにリラクセーション挙動を調査し、F10T炭素鋼との比較から次のような知見を得た。

1) SUS630およびF10T炭素鋼のいずれも0.2%耐力近

傍の応力でクリープ変形し、その変形量は下式の対数クリープ則を満足する。

$$\epsilon = \alpha \log t + \beta$$

ϵ は初期変形を含む全伸び、 t は時間、 α および β は負荷応力に依存する定数である。

2) 両鋼の0.2%耐力はほぼ同じであるが、析出強化により降伏強度を上昇させているSUS630の方がF10T炭素鋼に比べクリープ変形量が小さく、クリープ変形に対する抵抗力が高いと言える。

3) リラクセーション試験結果から、同一応力レベルにおける応力緩和量はSUS630の方が小さく、応力緩和特性もSUS630の方が優れている。

4) 常温クリープ試験より上記対数クリープ式の係数 α および β の応力依存性を求め、歪硬化理論および時間硬化理論より応力緩和挙動を予測し、リラクセーション試験から得られた結果と比較した。800MPa以下の低応力では応力緩和量はほぼ一致したが、高応力側では予測される応力緩和量が実測値よりも大きくなる。リラクセーション試験開始から1h程度までの短時間側での差が大きいことから、クリープ試験とリラクセーション試験での応力負荷速度の差に起因しているものと考えられる。

文 献

- 1) 計良光一郎：第151・152回西山記念技術講座、日本鉄鋼協会、東京、(1994)、199。
- 2) M.Tendo, T.Takeshita, T.Nakazawa, H.Kimura and H.Abo: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 98.
- 3) S.Terai: *J. Mater. Test. Res. Assoc. Jpn.*, **8** (1959), 32.
- 4) W.Schmidt and A.Steinen: *Materialprüfung*, **14** (1972), 183.
- 5) R.Sandstrom and H.Bergqvist: *Scand. J. Metall.*, **6** (1977), 183.
- 6) M.Tendo, T.Takeshita and T.Nakazawa: *Tetsu-to-Hagané*, **80** (1994), 149.
- 7) H.Aoki, S.Terakado and Y.Shimura: *Stainless and Architecture*, **81** (1990), 7.
- 8) 志村保美、青木博文、寺門三郎：日本建築学会大会学術講演梗概集、(1991)、1241。
- 9) I.Finnie and W.R.Heller 著、平修二監修、鈴木房幸訳：工業材料のクリープ、コロナ社、東京、(1965)、158。
- 10) 平修二編：金属材料の高温強度、養賢堂、東京、(1968)、97。