引張り・ひずみ保持試験による BAg8 ろう材の弾・塑性・クリープ特性評価*

大口 健一**, 木村 光彦***

Elasto-Plastic-Creep Characteristics of BAg8 Brazing Filler Metal Estimated by Tension-Strain Maintenance Test*

by OHGUCHI Ken-ichi** and KIMURA Mitsuhiro***

This paper discusses the efficient estimation method of the elasto-plastic-creep characteristics of BAg8 (72%Ag28%Cu) brazing filler metal for joining the cemented carbide of K20 (WC-Co) to the alloy tool steel of SKS3. For the estimation, so-called "tension-strain maintenance test" which consists of a tensile part and a stress relaxation part was employed. The advantage of this estimation method is that once this test has been conducted using only 1 specimen at a temperature, the elasto-plastic-creep characteristic of the specimen at the temperature can be estimated. Especially, the creep characteristics can be estimated without conducting long-term creep test. Therefore, by conducting tension-strain maintenance tests, the elasto-plastic-creep characteristics of BAg8 at 3 different temperatures were estimated. Based on the estimated results, the material constants for an elasto-plastic-creep constitutive model were determined at the 3 temperatures, and then they were expressed as a function of temperature to describe the deformation of BAg8 at arbitrary temperature. Using the constants for the elasto-plastic-creep constitutive model, some simulations of basic deformation, such as time-dependent pure tension and stress relaxation at different 2 temperatures were conducted. Then, by comparing the simulations with the experiments, it was found that the deformation behaviors in the experiments were almost predicted by the simulations. Moreover, the elasto-plastic-creep FEM analysis of the brazing process for joining K20 and SKS3 with BAg8 was conducted by employing the constitutive model with the material constants used for the above basic simulations. The residual stress distributions in the analyzed result were compared with the X-ray residual stress measurement results of an actual brazing joint. As a result, the residual stress distributions in the analysis approximated those in the actual brazing joint well. Namely, the elasto-plastic-creep characteristics of BAg8 could be estimated efficiently by the tension-strain maintenance tests using only 3 specimens.

Key Words: BAg8 Brazing Filler Metal, Residual Stress, Elasto-Plastic-Creep Characteristic, Constitutive Model, FEM Analysis

1. 緒 言

超硬合金と工具鋼をろう付けして製造する金型などでは、その製造工程において超硬合金部に割れがしばしば生じている。これは超硬合金と工具鋼を接合する際に生じる熱応力に起因する問題であることは製造の現場においても認識されている。しかし、その解決は作業従事者の勘と経験に委ねられていることが多く、常に安定した接合が可能な状況には未だ至っていない。このため、接合時に生じる熱応力・ひずみの分布を有限要素解析などの数値解析により把握し、最適な接合条件を理論的に導き出すことが重要となっている。

このような観点から、異材接合時の残留応力についての有限要素解析を実行し、その発生量と材料の変形特性について理論的に検討した研究はいくつか存在する¹⁻⁴⁾。例えば、中尾ら¹⁾は、窒化珪素と Cr-Mo 鋼の接合における弾・塑性応

力解析を行い、接合材料間の熱膨張係数差と最大主応力の関係について検討している。また、栗田²⁾らは窒化珪素と炭素鋼の接合における弾・塑性応力解析により接合体中央部と端部に引張り残留応力の極大値が存在することを明らかにしている。

一方、接合プロセスでの残留応力の発生量には、冷却速度が大きく影響する。冷却速度の効果については、上述の弾・塑性解析で検討することはできず、時間依存のクリープ変形を考慮した弾・塑性・クリープ解析を実施して検討しなければならない。このため、著者らは、ろう材 BAg8 (72%Ag28%Cu) による導電性セラミックス E-Sialon と合金工具鋼 SKS3 の接合過程で生じる熱応力を、弾・塑性・クリープモデルによる有限要素法で解析した³⁾。そこでは、ろう材のクリープ変形が、熱応力の緩和に大きく寄与することを明らかにした。そして、ろう付けによる異材接合時の製品の割れは、ろう材のクリープ変形を活用すれば防止できる可能性があることを示した。

ろう材のクリープ変形が有効に活用できる接合条件を導出するには、できるだけ多くの条件下でクリープ試験を実施し、クリープ特性に関する詳細な情報を収集することが不可欠である。しかし、クリープ試験は長時間におよぶことが多く、これを多数の温度・応力レベルの下で実行するには膨大な時間を要する。このため、クリープ試験で多種

*受付日 平成20年12月15日 受理日 平成21年3月11日 平成19年度秋季全国大会で発表

**正 員 秋田大学工学資源学部 Member, Faculty of Engineering and Resource Science, Akita University

***正 員 秋田県産業技術総合研究センター Member, Akita Research and Development Center

類のろう材のクリープ特性を評価し、ろう付けに最適な材料を選定することは非常に難しい。また、BAg8 など高価な材料の場合には、十分な数のクリープ試験片を用意することがコスト的に困難な場合もある。これらのことを考慮すると、ろう材のクリープ特性を調査するためには、可能な限り少数の実験からクリープ特性が評価できる効率的な手法が必要となる。

著者の一人は、任意温度におけるクリープ特性と弾・塑性特性の評価を、試験片 1 本で可能にする方法⁶⁾を提案している。そこで、本研究では、この方法をろう材 BAg8 に適用することを試みた。すなわち、まず、ろう材 BAg8 に引張負荷を与えて任意のひずみ値に到達させた後、その値を保持する引張り・ひずみ保持試験を実施し、ここで得られる応力-ひずみ曲線と応力緩和曲線から、ろう材の弾・塑性・クリープ特性を表す材料定数を決定した。次いで、この材料定数を弾・塑性・クリープ構成モデルに用いて、ひずみ速度が異なる引張負荷と温度が異なる応力緩和のシミュレーションを行い、その結果と実験を比較することで、引張り・ひずみ保持試験で決定した材料定数が BAg8 の弾・塑性・クリープ特性を的確に反映しているかを検証した。その後、ろう材 BAg8 による合金工具鋼 SKS3 と超硬合金 K20 (WC-Co) の接合の弾・塑性・クリープモデルによる有限要素法 (FEM) シミュレーションを実施した。そし

て、FEM シミュレーションで算出した接合体内の残留応力と実際の接合体での X 線応力測定結果を比較し、引張り・ひずみ保持試験により決定した材料定数の FEM 解析における有用性についても検証した。

2. 実験方法

2.1 引張り・ひずみ保持試験

試験材料の BAg8 ろう材 (田中貴金属製) は、Fig. 1 に示す外径 10 mm, 平行部長さ 30 mm の円柱状ゲージ部をもつ試験片形状に切削加工した。この試験片を、引張負荷を与えて任意のひずみ値に到達次第その値を保持する、Fig. 2 の概念図で示される引張り・ひずみ保持試験に用いた。この試験からは、応力-ひずみ曲線と応力緩和曲線が得られる。これらの曲線を用いれば、1 本の試験片から弾・塑性・クリープ特性を評価することが可能となる。

試験装置には、電気油圧サーボ式引張・圧縮試験機を用いた。荷重は試験機付属の容量 100 kN のロードセル、ひずみは接触式の伸び計により検出し、温度は高周波誘導加熱装置で制御した。

引張り・ひずみ保持試験の負荷条件は Table 1 に示す通りであり、試験温度は 423, 523, 623 K の 3 種類とした。また、保持するひずみ値は 2.0%, 2.0% までの引張負荷におけるひずみ速度は $3.0 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ とした。

2.2 X 線応力測定

本研究で対象とする接合体は、 $20 \times 25 \times 5 \text{ mm}$ の同じ大きさをもつ合金工具鋼 SKS3 と超硬合金 K20 (WC-Co) を厚さ $100 \mu\text{m}$ の BAg8 でろう付けした、Fig. 3 に示す形状のものである。ろう付けは真空で行い、接合温度は 1113 K、接合時間は 300 秒とした。冷却は炉中で約 -0.05 K/s の速度で行

Fig. 1 Geometry of test specimens.

Fig. 2 Schematic outline of the loading for tension-strain maintenance test.

Fig. 3 Geometry of brazing joint and X-ray residual stress measurement site.

Table 1 Loading condition for tension-strain maintenance test.

Temp. T [K]	Maintaining Strain ε_m	Strain Rate for Loading $d\varepsilon / dt$	Time for Strain Maintaining t_m
423	2.0×10^{-2}	3.0×10^{-5}	$1.0 \times 10^4 \text{ sec.}$
523			
623			

った。5章で示すFEM解析結果と比較するためのX線による応力測定は、Fig. 3で一点鎖線により示す接合体の中心線上で、並傾法により接合界面に垂直方向の残留応力について、それぞれSKS3側は $\phi 0.5$ mm, K20側は $\phi 1.0$ mmのコリメータを用いて実施した。測定表面は $R_a < 2 \mu\text{m}$ の研削仕上げ加工面とし、金属側については研削加工によって生じた残留応力は真空炉での高温ろう付けにより除去されるため、測定値をそのまま接合による残留応力とした。一方、超合金側については、研削加工による残留応力が真空ろう付けで除去されないこと、および相応力の影響を無くすために接合による残留応力の影響が無い接合界面から10 mm以上離れた位置での測定値を平均し、これを測定値から差し引いて接合による残留応力値とした。SKS3とK20(WC-Co)の各部における測定条件をTable 2に示す。

3. 実験結果

Fig. 4は、温度523 Kでの引張り・ひずみ保持試験で得た応力-ひずみ曲線である。ひずみが1%程度になると、ひずみは一定応力の下で発達することがわかる。そして、ひずみが2%に到達し、その値を保持すると応力が減少することがわかる。これらの現象は、他の温度423, 623 Kでも確認された。

Fig. 5は、温度423, 523, 623 Kでの引張り・ひずみ保持試験において、ひずみ2%を保持した際の応力と時間の関係を示す応力緩和曲線である。Fig. 5の時間はひずみ2%を保持してからの経過時間である。また、グラフ中の σ_0 は応力緩和開始時の0秒での応力値、すなわち引張負荷で2%に到達したときの応力値である。

Fig. 5の応力緩和曲線は、いずれの温度においても、ひず

み保持直後に応力が急減し、その後徐々に減少する傾向を示す。また、温度の高い方がより低い応力レベルまで緩和する傾向もみられる。そして、温度の高い方が短時間で応力が減少し、その後の応力緩和量は小さくなっている。例えば、温度623 Kでは、応力の減少は約1000秒で収束し、その後はほぼ一定の応力値となるのに対して、温度423 Kでは、10000秒においても応力は減少する傾向にある。

4. 弾・塑性・クリープ特性評価

4.1 弾・塑性・クリープ構成モデルおよび材料定数導出法の概要

本研究では、弾・塑性・クリープ構成モデルによる有限要素解析の実施に必要な材料定数を、前章で示した引張り・ひずみ保持試験の結果から導出する。材料定数の導出を試みる弾・塑性・クリープ構成モデルでは、次式のように、全ひずみ ϵ を弾性ひずみ ϵ^e 、塑性ひずみ ϵ^p 、クリープひずみ ϵ^c の和で表す。

$$\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^p + \epsilon^c \quad \text{.....(1)}$$

弾性ひずみ ϵ^e は、弾性テンソル D^e と応力 σ を用いた、次式のHookeの法則で与えられる。

$$\epsilon^e = (D^e)^{-1} : \sigma \quad \text{.....(2)}$$

塑性ひずみ ϵ^p は、次式のように後退オイラー法により離散化した形で表される。

$$\epsilon_{i+1}^p = \epsilon_i^p + \Delta \epsilon^p \quad \text{.....(3)}$$

Table 2 Condition for X-ray residual stress measurement.

Material	Cr-K α	Diffraction plane	Diameter of incident collimator, ϕ	Stress constant, K	Detector
Cemented carbide	40kV, 40mA	(102) of WC	1.0mm	-2099 MPa/degree	PSPC with V filter
SKS3	40kV, 40mA	(211) of αFe	0.5mm	-318.0 MPa/degree	PSPC with V filter

Fig. 4 Stress-strain curve in the tensile-strain maintenance test at 523K.

Fig. 5 Stress relaxation curves during the strain maintenance at 423, 523 and 623K.

ここで、塑性ひずみ増分 $\Delta \epsilon^p$ は、次式で与えられる。

$$\Delta \epsilon^p = \frac{3}{2\bar{\sigma}_{i+1}} \frac{\Delta \bar{\sigma}}{H'} s_{i+1} \dots\dots\dots(4)$$

式 (4) で s は偏差応力、 $\bar{\sigma}$ はミーゼス型の相当応力である。また、 H' は塑性接線係数であり、これは相当応力-相当塑性ひずみ曲線より決定される材料定数である。

クリープひずみ ϵ^c も塑性ひずみと同様に、次式の離散化された形で表す。

$$\epsilon_{i+1}^c = \epsilon_i^c + \Delta \epsilon^c \dots\dots\dots(5)$$

クリープひずみ増分 $\Delta \epsilon^c$ は次式で表される。

$$\Delta \epsilon^c = \frac{3s_{i+1}}{2\bar{\sigma}_{i+1}} \dot{\epsilon}_{i+1}^c \Delta t \dots\dots\dots(6)$$

ここで、 Δt は現計算ステップでの時間増分である。また、 $\dot{\epsilon}_{i+1}^c$ は相当クリープひずみ速度である。

著者らが以前実施した熱応力解析⁵⁾では、相当クリープひずみ速度を定常クリープ則である次式の Norton 則で表した。

$$\dot{\epsilon}_{i+1}^c = C_1 (\bar{\sigma}_{i+1})^{C_2} \dots\dots\dots(7)$$

式 (7) で、 C_1 と C_2 は一定温度下で定められる材料定数であり、熱応力解析を実行する際には、材料定数 C_1 と C_2 を数種類の温度下で決定し、温度の関数として表す必要がある。しかし、 C_1 と C_2 を温度の関数として表すと、 C_1 は温度に対して増加関数となるが、 C_2 は減少関数となる。また、熱応力解析を実施した温度範囲では、いずれの材料定数も最低温度と最高温度で値が大きく変化した。このため、増加関数の C_1 と減少関数の C_2 を組み合わせてクリープひずみを算出する熱応力解析を実行すると、安定した解が得られないケースもみられた。

そこで、本研究では、式 (6) の相当クリープひずみ速度の算出には、Norton 則と同じ定常クリープであるが、指数則を採用する次式の exponential クリープ則を用いることにした。

$$\dot{\epsilon}_{i+1}^c = A \exp(\beta \bar{\sigma}_{i+1}) \dots\dots\dots(8)$$

式 (8) で A と β は材料定数である。なお、 A と β を温度関数とした形については後述するが、いずれも温度に対して増加関数となれば、式 (8) を用いることは安定した熱応力解析の実行につながる。

以上の弾・塑性・クリープ構成モデルで必要となる材料

定数は、弾性テンソルのヤング率 E 、塑性接線係数 H' 、クリープ則の材料定数 A と β である。これらの材料定数を決定する際には、時間増分の項を含む時間依存のひずみ成分はクリープひずみのみであり、弾・塑性ひずみは時間に非依存のひずみ成分であることに留意する必要がある。すなわち、弾・塑性ひずみに関する材料定数は、クリープひずみの影響を除去した応力-ひずみ曲線から決定する必要がある。そこで、本研究では、以下の手順で材料定数を決定した。

- (i) Fig. 5 の応力緩和曲線から、応力とクリープひずみ速度の関係を取得する。
- (ii) (i) の結果からクリープ則の材料定数 A と β を決定する。
- (iii) (ii) の材料定数を用いて、Fig. 4 の応力-ひずみ曲線の引張過程に含まれるクリープひずみを算出する。これを応力-ひずみ曲線から除去し、応力-弾・塑性ひずみ曲線を作成する。
- (iv) (iii) の応力-弾・塑性ひずみ曲線からヤング率 E 、塑性接線係数 H' を決定する。

上記 (i)、(ii) のクリープ特性の評価方法と、(iii)、(iv) の弾・塑性特性の評価方法について、次節より順に示す。

4.2 クリープ特性の評価

一般的にクリープ特性の評価は、3 種類以上の応力下でのクリープ試験で取得した応力とクリープひずみ速度の関係から、クリープ則の材料定数を決定する手順で行われる。これに対して本研究では、Fig. 5 の応力緩和曲線から取得した応力とクリープひずみ速度の関係をj用いて exponential クリープ則の材料定数 A と β を決定する。すなわち、数種類の応力について長時間におよぶクリープ試験を実施することなく、1 回の応力緩和試験で効率的にクリープ特性を評価する。

応力緩和曲線から応力とクリープひずみ速度の関係を取得するためには、単軸状態での応力緩和中に生じるクリープひずみ増分と弾性ひずみ増分の和がゼロになる⁶⁾ことから導出される次式を用いる。

$$\dot{\epsilon}_t^c = -\dot{\sigma}_t / E \dots\dots\dots(9)$$

式 (9) で添字 t は単軸状態を意味し、 $\dot{\epsilon}_t^c$ はクリープひずみ速度、 $\dot{\sigma}_t$ は応力速度、 E はヤング率である。

式 (9) 中のヤング率 E は、引張り・ひずみ保持試験の引張過程でクリープの影響をほとんど受けない、低応力部での応力-ひずみ曲線を直線近似して決定する。また、応力速度 $\dot{\sigma}_t$ は、Fig. 6 に示す応力緩和曲線の接線の傾き $d\sigma/dt$ として得られる。Fig. 6 は、温度 523 K の応力緩和曲線上の応力 150 MPa と 100 MPa の 2 点において $d\sigma/dt$ を取得した例である。このような $d\sigma/dt$ の取得を複数の応力点で行い、取得した値を式 (9) に用いれば、複数の応力でのクリープひずみ速度が得られる。すなわち、従来は複数の応力下で

Fig. 6 Determination of stress rates in the stress relaxation curve at 523K.

Fig. 7 Relationship between creep strain rate and stress.

のクリープ試験より得ていた応力とクリープひずみ速度の関係が、1回の応力緩和試験で得られることになる。

Fig. 7のマークは、上記の方法を Fig. 5の全ての応力緩和曲線に適用して取得した、応力とクリープひずみ速度の関係である。この関係を式 (8) で近似すれば、423, 523, 623 Kの各温度における BAg8のクリープ特性を表す、材料定数の A と β を決定することができる。なお、図中の点線については次節で述べる。

4.3 弾・塑性特性の評価

まず、以下の手順により、弾・塑性特性の評価に用いる応力-弾・塑性ひずみ曲線のデータを Fig. 4の引張過程における応力-ひずみ曲線のデータから取得する。

- 応力-ひずみ曲線データに、データの差分をとることで各データ点に対応する全ひずみ増分と時間増分を加える。
- 式 (6), (8) を用いて、各データ点の応力と時間増分に対応して生じるクリープひずみ増分を算出する。
- (a) の全ひずみ増分から、(b) のクリープひずみ増分を減じて、各データ点での弾・塑性ひずみ増分を算出する。
- (c) の弾・塑性ひずみ増分を累積して算出した弾・塑性ひずみを応力-ひずみ曲線データに加える。
- 応力と (d) の弾・塑性ひずみをプロットし、応力-弾・塑性ひずみ曲線とする。

Fig. 8 Relationship between stress and elasto-plastic strain with stress-strain relation at 523K.

Table 3 Material constants for elasto-plastic-creep constitutive model.

Temp. T [K]	Young's Modulus E [GPa]	Constant ET [GPa]	Yield Stress σ_Y [MPa]	Constant A	Constant β
423	95.5	70.0	155.0	1.78×10^{-13}	5.23×10^{-2}
523	84.8	35.0	52.0	7.73×10^{-9}	4.07×10^{-2}
623	74.3	8.0	6.0	1.43×10^{-9}	2.45×10^{-1}

以上の処理の一例として、Fig. 8に523 Kにおける応力-弾・塑性ひずみ曲線データを応力-ひずみ曲線データと共に示す。Fig. 8では、実線が応力-ひずみ曲線データ、○印が応力-弾・塑性ひずみ曲線データである。したがって、○印のデータをモデル化すれば、有限要素解析における弾・塑性ひずみの算出基準とすることができる。本研究では、Fig. 8で点線により示すように、応力-弾・塑性ひずみ曲線を2直線モデルで表した。すなわち、弾・塑性特性は、ヤング率 E 、降伏応力 σ_Y 、材料接線係数 ET の3つのパラメータで表した。ここで、材料接線係数 ET は、降伏応力 σ_Y 以降の応力域における応力-ひずみ曲線の傾きに相当する。したがって、式 (4) の塑性接線係数は、2直線モデルによる応力-弾・塑性ひずみ曲線を相当応力-相当弾・塑性ひずみ曲線とみなすことで、次式で算出することができる。

$$H' = \frac{E \cdot ET}{E + ET} \quad \dots\dots\dots (10)$$

前節と本節で述べた方法により決定した、温度 423, 523, 623 Kにおける BAg8の弾・塑性・クリープ特性を表す材料定数の値を、Table 3にまとめて示す。これらの値を、熱応力解析に用いるために温度の関数として表すと次式となる。

$$\begin{aligned} A &= 3.38 \times 10^{-76} T^{24.2}, \quad \beta = 1.42 \times 10^{-3} \exp(7.73 \times 10^{-3} T), \\ E &= 4.74 \times 10^3 T^{-0.645} \text{ [GPa]}, \\ \sigma_Y &= -7.45 \times 10^{-1} T + 4.61 \times 10^2 \text{ [MPa]}, \\ ET &= -3.10 \times 10^{-1} T + 2.00 \times 10^3 \text{ [GPa]} \quad \dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

式 (11) で、 A と β はいずれも温度に対して増加関数であることから、これらの式により算出された値を式 (8) の

exponential クリープ則に用いれば、安定した熱応力解析が実行できると考えられる。なお、式 (11) の A と β を式 (8) に用いて、応力とクリープひずみ速度の関係を表した一例が Fig. 7 の点線である。図中の点線とマーカの間では相違が認められる箇所もある。しかし、応力の増加と温度の上昇に伴いクリープひずみ速度が高くなる現象は、表されていることがわかる。

5. シミュレーションおよび考察

5.1 引張負荷および応力緩和

前章で示した弾・塑性・クリープ構成モデルに式 (11) の材料定数を用いて、温度 473, 573 K での (i) 引張負荷と (ii) 引張り・ひずみ保持による応力緩和のシミュレーションを実施した。そして、その結果と実験を比較することで、式 (11) の材料定数の妥当性について検証した。なお、(i) の引張負荷は 2 種類のひずみ速度で行い、(ii) の引張り・ひずみ保持は、Table 1 と同一のひずみ速度、保持ひずみ量、保持時間で行った。

Fig. 9 は、引張負荷の実験とシミュレーションを比較したものである。マーカで示す実験の応力-ひずみ曲線と、実線と鎖線のシミュレーション結果を比較すると、473 K のひずみ速度 $3.87 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ と、573 K のひずみ速度 $3.09 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ において 20~30 MPa 程度の相違がある。しかし、実験で認められる、ひずみ速度が高い応力-ひずみ曲線の方が応力レベルも高くなるひずみ速度依存性はシミュレーションで表現されていることがわかる。また、ひずみ速度が同程度で温度が異なる、473 K のひずみ速度 $3.87 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ と 573 K のひずみ速度 $2.61 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ のペアと、473 K のひずみ速度 $3.01 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ と 573 K のひずみ速度 $3.09 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ のペアで、実験の応力-ひずみ曲線を比較すると、いずれのペアにおいても温度が高いと応力-ひずみ曲線の応力レベルが低下する温度依存性がみられる。そして、この温度依存性は、シミュレーションにより表現されていることがわかる。

Fig. 10 は、応力緩和曲線の実験とシミュレーションの比

較である。Fig. 10 でシミュレーションの応力緩和曲線は、ひずみ速度 $3.0 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ でひずみ 2% まで引張り、2% に到達次第ひずみを保持する実験と同じプロセスで計算したものである。実験とシミュレーションを比較すると、温度 473 K の応力緩和開始時の応力値 σ_0 に差がみられるが、ひずみ保持直後に応力が急減し、その後徐々に減少する過程は、シミュレーションで表現されていることがわかる。特に、573 K では、応力緩和開始から 10000 sec 後の応力値までよく予測できている。また、温度が高い 573 K の方が 473 K よりも低い応力レベルまで応力が緩和する温度依存性も、シミュレーションにより表されている。

以上のように、クリープ変形に起因する BAg8 の引張負荷でのひずみ速度依存性や応力緩和の現象は、式 (11) の材料定数を用いた弾・塑性・クリープ構成モデルにより、ほぼ予測できる。このことから、引張試験とクリープ試験を複数の負荷条件の下で行わなくても、引張り・ひずみ保持試験により BAg8 の弾・塑性・クリープ特性が評価できるといえる。また、シミュレーションで引張負荷と応力緩和における温度依存性が表されていたことから、式 (11) の温度関数の形にも大きな問題はないと考えられる。

5.2 FEM 解析による接合体の残留応力解析

残留応力の解析には、汎用有限要素解析ソフト ANSYS を用いた。FE モデルは、Fig. 11 に示すように、482 要素、684 節点で Fig. 3 の接合体を表すものとした。この FE モデルには、Fig. 3 の接合体を 1/4 の大きさで表せる境界条件を与えた。すなわち、Fig. 11 で座標原点となる SKS3 内の節点を完全拘束、座標軸で構成される xy, yz, zx の各平面上の節点には平面に垂直な方向の変位を拘束する境界条件を与えた。

FE モデルで超硬合金 K20 (WC-Co) の変形は、弾性変形のみで表し、ヤング率 $E = 620 \text{ [GPa]}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.22$ とした。

BAg8 と SKS3 の変形は、4 章の弾・塑性・クリープ構成モデルで表した。BAg8 には式 (11) の材料定数を用いた。

Fig. 9 Calculated stress-strain relations with experimental results at 473 and 573K.

Fig. 10 Calculated stress relaxation curves with experimental results at 473 and 573K.

Fig. 11 Brazing joint model for FEM analysis.

Fig. 12 Equivalent stress contour in brazing joint at the end of brazing process.

SKS3 のクリープひずみは、次式材料定数を式 (8) に用いて算出した。

$$A = 8.76 \times 10^{-40} \exp(8.81 \times 10^{-2} T),$$

$$\beta = 1.43 \times 10^{-2} \ln T - 4.61 \times 10^{-2} \dots \dots \dots (12)$$

式 (12) を導出するためのクリープひずみ速度と応力の関係と、弾・塑性ひずみに関する材料定数には、以前報告した FEM 解析⁵⁾で使用したものを利用した。

なお、熱ひずみ算出用の線膨張係数は、K20 (WC-Co) には $4.66 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ 、BAg8 には $1.90 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ 、SKS3 には $1.29 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ をそれぞれ利用した。

以上のように構成した FE モデルを用いて、BAg8 に剛性が生じる 973 K から -0.05 K/s で冷却する接合工程のシミュ

Fig. 13 y directional residual stress distribution in brazing joint. (calculation and actual measurement)

レーションを行い、その際に生じる残留応力を評価した。

Fig. 12 は、冷却終了時の接合体における相当応力分布図である。Fig. 12 で最大相当応力は、○で囲んだ K20 の接合界面近傍端部に生じている。この箇所は、K20 の割れにつながる接合体の長手方向の応力、すなわち FE モデルの y 方向応力も最大となる部位である。そして、実際の接合で冷却条件が不適当な場合に生じる割れの起点箇所と一致することから、本解析で予測した最大相当応力は、妥当な位置で生じていると考えられる。

Fig. 13 は、Fig. 3 の接合体で X 線応力測定を行ったライン上で y 方向の応力分布を FEM 解析結果から取得し、それらの値を実測値と比較した結果である。Fig. 13 で、実線のシミュレーションによる応力分布は、実測した応力分布をほぼよく表していることがわかる。このことから、式 (11) で表す BAg8 の弾・塑性・クリープ特性を用いた FEM 解析により、SKS3 と超硬合金 K20 (WC-Co) のろう付け工程で生じる残留応力を予測できるといえる。そして、3 種の温度で 1 本ずつ試験片を用いるだけの引張り・ひずみ保持試験は、ろう付け工程シミュレーションに必要な BAg8 の弾・塑性・クリープ特性を効率的に評価することができる有用な試験といえる。

6. 結 言

本研究では、引張り・ひずみ保持試験により、ろう材 BAg8 の弾・塑性・クリープ特性を表す材料定数を効率的に導出することを試みた。また、導出した材料定数を用いて、BAg8 の引張負荷と応力緩和のシミュレーションと、BAg8 による SKS3 と超硬合金 K20 (WC-Co) のろう付け工程の FEM シミュレーションを実施した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 引張り・ひずみ保持試験を実施することで、一定温度下における BAg8 の弾・塑性・クリープ特性を 1 本の試験片から評価することができた。すなわち、弾・塑性特性を表す材料定数をひずみ保持までの引張り過程で得た応力-ひずみ曲線から、クリープ特性を表す材

料定数をひずみ保持による応力緩和曲線から決定することができた。

- (2) 結論 (1) の方法で、弾・塑性・クリープ特性に関する材料定数を 3 種類の温度下で決定し、温度の関数として表した。この温度関数化した材料定数を弾・塑性・クリープ構成モデルに用いて、BAg8 の引張負荷におけるひずみ速度依存性や応力緩和特性を、任意の温度で記述することができた。すなわち、任意の温度における BAg8 の弾・塑性・クリープ特性は、3 本の試験片による引張り・ひずみ保持試験結果から予測することが可能となる。
- (3) 結論 (2) の温度関数化した材料定数を用いて、BAg8 による SKS3 と超硬合金 K20 (WC-Co) のろう付け工程で生じる残留応力を FEM で解析した結果、X 線により測定した接合体の残留応力分布とほぼ一致する結果が得られた。
- (4) 結論 (1)～(3) より、引張り・ひずみ保持試験は、BAg8 の弾・塑性・クリープ特性を効率的に評価するために有用な試験方法といえる。特に、長時間におよぶクリープ試験を実施することなくクリープ特性が評価できることは、FEM 解析の実行までに要する時間の短縮につながる。

参 考 文 献

- 1) Yoshikuni Nakao, Kazutoshi Nishimoto, Kazuyoshi Saida, Hisashi Nakamura and Kanji Katada: Consideration of Residual Stress Occurred in Si_3N_4 to Metals Joints, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 7-2 (1989), 275-282. (in Japanese)
- 2) Masanori Kurita, Ikuo Ihara, Makoto Satoh, Akira Saitoh, Yasushi Fukuzawa and Shun'ichiro Tanaka: Residual Stress Distribution of Silicon Nitride Joined to Carbon Steel, J. JSME, 56-524, A (1990), 978-983. (in Japanese)
- 3) Xia Zhu, Nagatoshi Okabe, Manabu Takahashi and Masako Nakahashi: Influence of Joint Structure of Ceramic-Metal on Its Residual Strength, J. Soc. Mat. Sci., Japan, 54-7 (2005), 741-747. (in Japanese)
- 4) Masato Murata and Yoshihiko Mukai: The Strength of Ceramic-Metal Bonded Joints with Insert Metal Layer and their Analytical Evaluation, J. Soc. Mat. Sci., Japan, 41-466 (1992), 1101-1107. (in Japanese)
- 5) Mitsuhiko Kimura, Ken-ichi Ohguchi, Shoji Goto and Setsuo Aso: Effect of Creep Deformation on Stress Relaxation during Brazing Process for Electrical Ceramics-Metal Joint, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 22-4 (2004), 542-550. (in Japanese)
- 6) Ken-ichi Ohguchi, Katsuhiko Sasaki and Masahiro Ishibashi: A Quantitative Evaluation of Time-Independent and Time-Dependent Deformations of Lead-Free and Lead-Containing Solder Alloys, Journal of Electronic Materials, 35-1 (2006), 132-139.