第1期および第2期クリープ条件下の多孔板の巨視的および
局所的変形挙動の推定*猪狩敏秀^{*1}, 時吉 巧^{*1}, 溝上頼賢^{*2}Prediction of Macroscopic and Local Stress-Strain Behaviors
of Perforated Plates under Primary
and Secondary Creep ConditionsToshihide IGARI^{*3}, Takumi TOKIYOSHI and Yorikata MIZOKAMI^{*3} Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Nagasaki R&D Center,
Fukahori-machi 5-717-1, Nagasaki, Nagasaki 851-0392 Japan

Prediction methods of macroscopic and local creep behaviors of perforated plates are examined in order to apply these methods to the structural design of perforated structures such as heat exchangers used in elevated temperatures. Both primary and secondary creeps are considered for predicting macroscopic and local creep behaviors of perforated plates which are made of actual structural materials. Both uniaxial and multiaxial loading of perforated plates are taken into consideration. The concept of effective stress is applied to the prediction of macroscopic creep behaviors of perforated plates, and the predicted results are compared with the numerical results by FEM for the unit section of perforated plates under creep, in order to confirm the propriety of the proposed method. Based on the idea that stress exponents in creep equations govern the stress distribution of perforated plates, a modified Neuber's rule is used for predicting local stress and strain concentrations. The propriety of this prediction method is shown through a comparison of the prediction with the numerical results by FEM for the unit section of perforated plates under creep, and experimental results by the Moire method.

Key Words: Creep, Inelasticity, Constitutive Equation, Perforated Plates, Equivalent Solid Plate, Effective Stress, Hastelloy X

1. はじめに

高温ガス炉や高速増殖炉など高温で使用される熱交換器には多孔板構造が含まれている。剛性の低さや応力集中部である円孔の存在により、構造の最弱部となりやすく、特にクリープに対する構造設計法の確立が必要となっている。多孔板部の構造解析には通常多孔板を剛性が等価な中実板に置換える方法⁽¹⁾が用いられ、弾性解析についてはASME B&PV Code Sec. III A-8000(以下ではA-8000と略記)に等価中実板の縦弾性係数、ポアソン比および応力乗数(応力集中係数)が示されている。クリープについてはNorton則を用いた条件でPorowskiら⁽²⁾、浦上ら⁽³⁾が等価中実板特性やひずみ集中の推定法を提案している。猪狩ら⁽⁴⁾は同じくNorton則を用い、幅広い温度や材料に適用できる等価中実板特性の推定法と応力集中およびひずみ集中の推定法を提案している。猪狩ら⁽⁵⁾はさらに、Hastelloy Xを用いた多孔板のクリープ試験を実施し、提案した等価中実板特性の推定法が多孔板の巨視

的最小クリープ速度の推定に実用できることを示すとともに、等価中実板特性の推定式から得られる多孔板の有効応力を用いて、多孔板のクリープ破断時間が推定できることを示した。

実際の高温構造材料からなる多孔板のクリープ構造解析を行う場合、Norton則で表される第2期クリープに加えて第1期クリープの考慮が不可欠となるが、従来提案されている方法では対応できない。

本報では、第1期クリープと第2期クリープの両者を考慮し、多孔板の等価中実板クリープ特性の推定法と円孔まわりの応力集中およびひずみ集中の推定法を提案する。また、単軸および多軸負荷条件についての多孔板単位領域のFEMクリープ解析結果、およびモアレ法を用いた孔まわりのクリープひずみ計測結果との対比により、提案した推定法の有効性を示す。

2. 多孔板の巨視的変形挙動推定法の提案

2.1 著者らの従来の提案 まず、既報⁽⁴⁾にて著者らが第2期クリープに対して提案した方法の概要を示す。

下記のNorton則から成る材料を考える。

$$\dot{\epsilon}_c = A \sigma^n \dots \dots \dots (1)$$

図1に示すような正三角形規則配列の円孔を有する多

* 原稿受付 1999年6月18日。

^{*1} 正員, 三菱重工業(株)長崎研究所 (〒851-0392 長崎市深堀町5-717-1)。^{*2} 三菱重工業(株)長崎造船所。

E-mail: igari@ngsrdc.mhi.co.jp

孔板の等価中実板のクリープ特性を

$$\dot{\epsilon}_c^* = A^* \sigma^{*n} \quad \dots\dots\dots (2)$$

とするとき、係数 A^* が

$$A^* = (0.591/n + 0.316) \cdot \eta^{-1.18n} \cdot A \quad \dots\dots\dots (3)$$

で表せるとするものである。ここで $\dot{\epsilon}_c$, σ , $*$ はそれぞれクリープひずみ速度、応力、等価中実板特性を表す添字であり、 A および n は材料定数、 η はリガメント効率(リガメント幅 h /円孔ピッチ p , 図2参照)である。図1中に示すように等価中実板の応力 σ^* は荷重 F を円孔の存在を無視した断面積 S で除した応力である。式(3)は応力のべき数である n が1から無限大までの幅広い条件に適用できるとともに、弾性に相当する $n=1$ の場合、 $A=8000$ の等価中実板の縦弾性係数との連続性がある。

一方、多孔板の巨視的変形挙動を議論する際、図1に示すように、二つの見方がある。荷重負荷面積 S が多孔板と同じで剛性が低く、かつ多孔板と巨視的変形が等しい“等価中実板応力 σ^* に基づくアプローチ”と、剛性が母材と同じで、円孔の存在のため有効な荷重負荷面積 $\bar{S}$ が S より小さく、かつ多孔板と巨視的変形が等しい“有効応力に基づくアプローチ”である。

等価中実板応力に基づくアプローチについては上記のとおりである。有効応力に基づくアプローチでは、多孔板の有効応力 $\sigma_{nom} (=F/\bar{S})$ は、多孔板のクリープひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{c,nom}$ と式(1)の母材の材料特性で関係付けられるとともに、次式に示すように、円孔の存在に起因する有効断面積の減少による見かけ応力(等価中実板応力) σ^* からの応力増大を考えたものである。

$$\sigma_{nom} = (A^*/A)^{1/n} \cdot \sigma^* \quad \dots\dots\dots (4)$$

また、式(4)は n の値が5~10の範囲では

$$\sigma_{nom} = (E/E^*) \cdot \sigma^* \quad \dots\dots\dots (5)$$

と表せることが示されている⁽⁵⁾。ここで E/E^* は母材と等価中実板の縦弾性係数の比である。有効応力 σ_{nom} を用いることで、母材の最小クリープ速度および母材のクリープ破断データを基に、Hastelloy X 製多孔板の800°Cおよび950°Cでの巨視的最小クリープ速度、およびクリープ破断時間が推定可能であった⁽⁵⁾。

2・2 第1期クリープを含む場合の推定法の提案

第1期クリープと第2期クリープを含む材料のクリープ変形特性として次式を考える。

$$\epsilon_c = f(\sigma, t) = B\sigma^m t^\ell + A\sigma^n t \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 $f(\sigma, t)$ は応力 σ と時間 t の関数を表す。また、式(6)の右辺第1項が第1期クリープ、第2項が第2期クリープであり、 B , m , ℓ は材料定数である。第1期クリープと第2期クリープの両者が存在する場合の等価中実板のクリープひずみ ϵ_c^* の推定法は、次式に示すように、式(6)と同一の関数を用い、応力として有効応力 σ_{nom} を用いるものである。

$$\epsilon_c^* = f(\sigma_{nom}, t) = B\sigma_{nom}^m t^\ell + A\sigma_{nom}^n t \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで、多孔板の有効応力 σ_{nom} は式(4)で定義されるものである。

この方法の考え方は以下のとおりである。上記のように既報⁽⁵⁾の多孔板のクリープ試験で、母材の最小クリープ速度から定義されたNorton則を基に、多孔板の巨視的変形挙動の代表である巨視的最小クリープ速度を推定できたことで、有効応力 σ_{nom} は多孔板の巨視的変形挙動を表す代表応力と考えることができる。応力分布を有する構造の巨視的変形挙動を、代表応力であるレファレンス応力⁽⁶⁾で表現しようとする考え方は従来からある。式(7)は、有効応力 σ_{nom} を多孔板の巨視的変形挙動に対するレファレンス応力とみなしていると考えることができる。

Fig.1 Equivalent-solid-plate approach and effective-stress approach

Fig.2 Loading conditions

3. 多孔板の巨視的変形挙動推定法の検証

ここでは、図2に示すような正三角形規則配列の円孔を有する多孔板が、一定荷重下でクリープ変形する場合を考える。平面応力条件での有限要素法によるクリープ解析を行い、単軸および多軸応力負荷での巨視的変形挙動を求め、式(7)による推定結果と比較する。単軸負荷としてはX方向負荷およびY方向負荷、また、多軸負荷としてはXY二軸引張りおよびXY純粋せん断を考えた。リガメント効率 η (=リガメント幅 h /円孔ピッチ p)として0.3, 0.5, 0.7の3種類を考え、有限要素法による一定荷重下のクリープ解析を行った。母材のクリープ特性としてはHastelloy Xの800°Cでのクリープ試験結果に基づく次式を考えた。

$$\epsilon_c = 1.513 \times 10^{-7} \sigma^{1.813} t^{0.46} + 9.780 \times 10^{-19} \sigma^{7.190} t \dots \dots \dots (8)$$

ひずみの単位はmm/mm、応力の単位はMPaであ

る。解析ケースをまとめて表1に示す。表中には荷重条件に加えて、解析を行った最終時間 t_{final} も併記している。 t_{final} は後述の多孔板の巨視的変形挙動や応力集中係数が、構造的な定常状態とみなせる時間に対応している。

リガメント効率 $\eta=0.5$ での要素分割の例を図3に示す。図中には図2(c)のXY二軸引張りを例にとって、解析での境界条件および得られた巨視的変形からの等価中実板のひずみ ϵ_x^* , ϵ_y^* の算出法を示している。解析モデルは構造の対称性を考えたものとなっている。基本的に円孔を無視した面積で荷重を除いた応力 σ_x^* , σ_y^* を等価中実板の応力とし、辺上の一様変形を基準長さで除することで等価中実板のひずみ ϵ_x^* , ϵ_y^* としている。クリープ後の等価中実板のひずみから弾性での等価中実板のひずみを差し引くことで等価中実板のクリープひずみ ϵ_{cx}^* , ϵ_{cy}^* が得られる。解析に用いたプログラムはSENSOR/NSASであり、要素としては8節点アイソパラメトリック要素を用いた。

多軸負荷であるXY二軸引張りおよびXY純粋せん断については、次式によりMisesの相当応力 $\bar{\sigma}^*$ および相当クリープひずみ $\bar{\epsilon}^*$ を求めた。なお、平面応力条件での面外方向ひずみについては、等価中実板のクリープひずみの非圧縮性を仮定して、XおよびY方向のクリープひずみ ϵ_{cx}^* , ϵ_{cy}^* から求めている。

$$\bar{\sigma}^* = \left[\frac{1}{2} \{ (\sigma_x^* - \sigma_y^*)^2 + \sigma_x^{*2} + \sigma_y^{*2} \} \right]^{1/2} \dots \dots \dots (9)$$

$$\bar{\epsilon}^* = \left[\frac{2}{3} \{ \epsilon_{cx}^{*2} + \epsilon_{cy}^{*2} + (\epsilon_{cx}^* + \epsilon_{cy}^*)^2 \} \right]^{1/2} \dots \dots \dots (10)$$

図2の各条件に対する等価中実板のクリープひずみの時間変化を図4に示す。図2(a), (b)の単軸負荷については負荷方向の、また、図2(c), (d)の多軸負荷については式(10)のMisesの相当クリープひずみで表示してある。負荷直後の第1期クリープ状の挙動に引き続き、第2期クリープ状の挙動が見られる。同一の等価中実板の応力に対して、 $\eta=0.7, 0.5, 0.3$ の順で多孔板の巨視的クリープひずみが大きくなっている。図中には式(7)に基づき、第1期クリープと第2期クリープを含む多孔板の巨視的クリープひずみ推定を行った結果を併記している。図2(c), (d)の多軸負荷については、式(4)中の等価中実板の応力 σ^* として、式(9)の相当応力 $\bar{\sigma}^*$ を用いている。既報⁽⁴⁾⁽⁵⁾でも示したように、X方向負荷とY方向負荷の挙動の差である異方性は、リガメント効率 η が小さくなるほど大きくなっている。すなわち、X方向負荷では、 $\eta=0.3, 0.5$ および0.7でほぼ良好な推定となっているが、Y方向負荷の $\eta=0.3$ および0.5では、FEM解析

Table 1 Conditions of creep analysis by FEM

Case No.	Load	η	σ^* (MPa)	t_{final} (h)
1	X	0.3	9.8	6.3×10^3
2		0.5	9.8	9.8×10^4
3		0.7	9.8	2.9×10^5
4		0.7	49	1.1×10^1
5	Y	0.3	9.8	3.0×10^4
6		0.5	9.8	9.7×10^4
7		0.7	9.8	4.5×10^5
8	Biaxial Tension	0.3	9.8	1.2×10^4
9		0.5	9.8	1.5×10^4
10		0.7	9.8	1.9×10^4
11	XY Shear	0.7	49	4.0×10^0
12		0.3	9.8	5.0×10^1
13		0.5	9.8	1.3×10^3
14		0.7	9.8	2.8×10^3
15		0.7	49	2.0×10^{-1}

Fig. 3 Boundary conditions and definition of σ^* and ϵ^*

結果は推定値の破線に比べて小さめとなっている。これは、式(3)の A^* の推定式の決定にあたって、リガメント効率 η への依存性を、 X 方向負荷主体で決定していることに起因していると考えられる。

図2(c), (d)の多軸負荷の場合、異方性に加えて、等価中実板のクリープひずみの非圧縮性の仮定が、推定結果に影響を及ぼす。 XY 二軸引張りについては $\eta=0.5, 0.7$ ではほぼ良好であるが、 XY 純粋せん断では若干大きめの推定となっている。

高温機器でクリープが顕著となる場合は、0.5から0.7程度の大きなリガメント効率ととられる場合が多い。多孔板の巨視的クリープ変形の等方性および非圧縮性を仮定し、第2期クリープから決まる有効応力を基にした式(7)による多孔板の巨視的クリープひずみ推定は、リガメント効率によるが、ほぼ実用できると判断できる。

4. 円孔周りの応力集中およびひずみ集中の推定

4.1 著者らの従来の提案 巨視的変形の場合と同様に式(1)のNorton則を仮定し、基本的にNeuber則による方法を提案した⁽⁴⁾。

一定荷重をうける多孔板の構造的定常クリープ状態

での応力集中係数 K_σ およびクリープひずみ集中係数 K_{ϵ_c} は下記のとおりである。

$$K_\sigma = \sigma_{\max} / (\sigma^* / \eta) = \eta (CK_t)^{(2/(n+1))} (A^* / A)^{(1/n)} \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$K_{\epsilon_c} = \epsilon_{c \max} / \epsilon_c^* = (CK_t)^{(2n/(n+1))} \quad \dots\dots\dots (12)$$

ここで、添字 $\max$ は最大値を表している。また、有効応力 σ_{nom} に対する弾性応力集中係数および弾性ひずみ集中係数である K_t は、式(13)に示すように、図2の負荷条件に応じたA-8000の弾性応力乗数 $Y_{\max}$ や等価中実板と母材の縦弾性係数の比 E^* / E から決定できる。

$$K_t = (E^* Y_{\max}) / (E \eta) \quad \dots\dots\dots (13)$$

また、 K_t に対する補正係数 C は次式で求まるものである。

$$C = (-1.359 \cdot \log_{10} \eta - 0.551) (1/n - 1) + 1 \quad \dots\dots\dots (14)$$

式(11)の応力集中係数は応力のべき数 $n=1$ の場合、A-8000の弾性応力乗数 $Y_{\max}$ と連続性があり、幅広い n に対して適用可能なものである。図2(c), (d)のような多軸負荷条件の場合には、式(11)の σ^* および式(12)の ϵ_c^* を、それぞれ、式(9)の $\bar{\sigma}^*$ および式(10)の $\bar{\epsilon}^*$ に置換えるものとしている。すなわち、相当応力 $\bar{\sigma}^*$ および相当クリープひずみ $\bar{\epsilon}^*$ に対する応力集

(a) X-Load

(c) Biaxial tension

(b) Y-Load

(d) XY-pure shear

Fig. 4 Prediction of macroscopic creep behavior

中およびひずみ集中を考えるものとしている。

4・2 第1期クリープを含む場合の推定法の提案

弾性に比べてクリープ時には応力分布が変化し、Norton 則に従う材料の場合、応力のべき数 n が応力分布を支配することは良く知られている。 n が大きくなるほどピーク応力は低下し、ピーククリープひずみが大きくなる傾向は式(11)および式(12)からも伺える。

第1期クリープと第2期クリープの両者を含む場合、それぞれに対する応力のべき数 m, n が存在する。一般に、 m に比べて n が大きい。荷重負荷直後の第1期クリープが支配的な場合には、第1期クリープのべき数 m が、また、クリープ変形が進み、第2期クリープが支配的になると、第2期クリープのべき数 n が応力分布を支配すると考える。第2期クリープに対する応力集中係数の推定式(11)、およびクリープひずみ集中係数の推定式(12)を

$$K_{\sigma} = g(n) \quad \text{..... (15)}$$

$$K_{\varepsilon_c} = h(n) \quad \text{..... (16)}$$

という応力のべき数 n の関数形で表すとき、第1期ク

リープに対する応力集中係数およびクリープひずみ集中係数は、式(15)および式(16)と同一の関数形を用いて

$$K_{\sigma} = g(m) \quad \text{..... (17)}$$

$$K_{\varepsilon_c} = h(m) \quad \text{..... (18)}$$

と表せ、応力集中係数については式(17)が、また、クリープひずみ集中係数については式(16)が上限値の指標を与えると考えた。

5. 応力集中および

ひずみ集中推定法の検証

巨視的変形挙動の場合と同様に、図2に示すような多孔板単位領域のクリープ解析を行い、応力集中およびひずみ集中を求めた。クリープ特性は前出のものと同じであるが、参考までに、第2期クリープのみの場合も解析を実施した。X 方向負荷(表1のCase 2)を例にして、式(8)のクリープ特性を用いた場合と、式(8)の第2期クリープのみを考えた場合について、孔周りの最大応力の時間変化を比較して図5に示す。荷重負荷直後の構造的遷移クリープの後、最大応力の変化が小さい構造的定常状態となっている。第2期クリープのみのほうが変化は緩やかであり、負荷直後は第1期クリープを含む場合より応力は高いが、時間の経過とともに、大小関係が逆転し、第2期クリープのみのほうが応力が低くなっている。この傾向はリガメント効率にはよらないようである。

また、図5と同じX方向負荷を例にして、荷重が負荷される辺上の応力分布を、リガメント幅での平均応力 σ^*/η で基準化して図6に示す。図中には弾性応力分布も併示している。孔周りのF点での応力集中係数 $\sigma_x/(\sigma^*/\eta)$ は、弾性がいちばん大きく、第1期お

Fig. 5 An example of time history of peak stress

Fig. 6 An example of stress distribution

Fig. 7 Distribution of equivalent creep strain (X-Load)

および第2期クリープの両者を考慮した場合がそれに次いでおり、第2期クリープのみの場合が最も小さい。すなわち、式(8)での第1期クリープおよび第2期クリープの応力のべき数は、それぞれ、1.813および7.190であり、応力のべき数が小さい第1期クリープを含む場合のほうが、図6のF点での円孔周りの応力集中係数 $\sigma_x/(\sigma^*/\eta)$ は大きいことがわかる。

クリープひずみ集中の特徴を見るために、同じX方向負荷について、第1期および第2期クリープを考慮した場合、および第2期クリープのみの場合の2ヶ

ースに対し、ほぼ同一時刻の相当クリープひずみ分布を図7に示している。最大値の1/3~1/5程度を基準値(図中のライン1)としてひずみの等高線を示しているが、第2期クリープのみのほうが円孔縁付近でのひずみこう配が大きい。

クリープひずみ集中係数を実験的にも求める意味で、図8に示す Hastelloy X 製多孔板の表面に、1インチ当たり500本の耐熱格子を設け、モアレ法によるクリープひずみ計測を行った。窓付き電気炉を用い、800°Cの大気中で、一定荷重下のクリープ試験を行っ

Fig. 8 Examples of specimen for creep strain measurement by Moiré method

Fig. 9 Comparison of creep strain measurement and results by FEM

(a) X-Load

(c) Biaxial tension

(b) Y-Load

(d) XY pure shear

Fig. 10 Prediction of stress concentration

た。炉外から試験体表面の耐熱格子と基準格子を、写真に重ね撮りすることで、モアレ干渉じまが得られる。クリープに伴うこの干渉じまの間隔変化から、クリープひずみを求めた⁽⁷⁾。リガメント効率 $\eta=0.5$ のX方向負荷とY方向負荷、および $\eta=0.7$ のX方向負荷を $\sigma^*=68.6$ MPaの条件で試験するとともに、 $\eta=0.7$ のY方向負荷については $\sigma^*=108$ MPaの条件で試験を行った。代表ケースとして $\eta=0.5$ 、Y方向負荷の、負荷後2時間でのひずみ計測結果とFEMクリープ解析結果を比較した例を図9に示す。両者はほぼ対応していた。リガメント効率 $\eta=0.5$ のX方向負荷の、負荷後1時間でのひずみ計測結果についてもFEMクリープ解析を行ったが、ひずみ計測結果とFEMクリープ解析の対応は図9と同程度であった。

以上、多孔板単位領域のFEMクリープ解析結果とモアレ法によるクリープひずみ計測結果も含めて、応力集中係数とクリープひずみ集中係数の推定結果との比較を行った。

応力集中係数についての比較結果を図10に示す。FEMクリープ解析による応力集中係数としては、表1に示す解析の最終時間 t_{final} でのものと、モアレ法によるひずみ計測の実験に対応する上記の条件2ケースを追加している。すべて、第1期クリープと第2期ク

リープの両者を考慮した解析結果となっている。一方、応力集中係数の推定値としては、以下の3種類の値を示している。すなわち、弾性応力乗数 Y_{max} 、第1期クリープの応力のべき数1.813に基づく式(17)の応力集中係数、および第2期クリープの応力のべき数7.190に基づく式(15)の応力集中係数である。推定値を表す線は、 $\eta=0.3, 0.5$ および0.7についてのA-8000の特性 E^*/E 、 Y_{max} を用いた推定値を、直線で結んだものである。図10からわかるように、各負荷条件に対してFEMクリープ解析に基づく応力集中係数は、ほぼ、上記の式(17)と式(15)による推定値の間にあり、第1期クリープの応力のべき数に基づく応力集中係数が、上限値の一つの指標となっている。なお、XY二軸引張りおよびXY純粋せん断などの多軸負荷の場合はFEMクリープ解析結果および推定値とともに、等価中実板の応力として、相当応力 σ^* に対する値を示している。また、XY二軸引張りおよびXY純粋せん断などの多軸負荷についての推定値を求める場合、A-8000の応力乗数 Y_{max} として相当応力 σ^* に対する値を用いている。

クリープひずみ集中係数についての比較結果を図11に示す。FEMクリープ解析によるクリープひずみ集中係数については、上記の応力集中係数と同じ条件

Fig. 11 Prediction of creep strain concentration

に対する解析から得られたものである。また、モアレ法によるクリープひずみ集中係数としては、上記のFEMクリープ解析に対応する2条件に加えて、 $\eta=0.7$ の X 方向負荷と Y 方向負荷について、それぞれ、負荷後10時間および5時間後のクリープひずみ集中係数を示している。一方、クリープひずみ集中係数の推定値としては、以下の3種類の値を示している。すなわち、弾性ひずみ集中係数 K_t 、第1期クリープの応力のべき数1.813に基づく式(18)、および第2期クリープの応力のべき数7.190に基づく式(16)である。図からわかるように、第2期クリープに基づく式(16)が、ほぼ上限を与えると考えられる。なお、図中の推定値を結ぶ線の引き方は、応力集中係数の場合と同じである。また、 XY 二軸引張りおよび XY 純粋せん断などの多軸負荷については、FEMクリープ解析結果および推定値ともに、等価中実板のクリープひずみとして相当クリープひずみ $\bar{\epsilon}^*$ を用いている。また、多軸負荷でのA-8000の応力乗数 $Y_{\max}$ の考え方も応力集中の場合と同じである。

6. ま と め

実際の高温構造材料から成る多孔板のクリープ解析の高度化の観点から、第1期クリープと第2期クリープを含む場合の多孔板の巨視的変形挙動と孔周り応力集中およびひずみ集中の推定法を検討し、以下の結果

を得た。

(1) 第1期クリープと第2期クリープを示す材料から成る多孔板の、単軸および多軸条件での巨視的クリープ変形挙動は、多孔板の最小クリープ速度やクリープ破断を支配する因子である、多孔板の有効応力を用いて推定できることがわかった。

(2) 円孔周りの応力集中およびクリープひずみ集中については、多孔板内の応力分布を支配する、クリープ特性式の応力のべき数に着目した推定法を示した。応力集中係数については、第1期クリープの応力のべき数に基づく推定式が代表指標となり、一方、クリープひずみ集中係数については、第2期クリープの応力のべき数に基づく推定式が上限を与えることがわかった。

文 献

- (1) O'Donnell, W., J., Pressure Vessels and Piping: Design and Analysis, *A Decade of Progress*, 2(1976), 1041, ASME.
- (2) Porowski, J. S., ほか3名, *Trans. ASME, J. Pressure Vessel Technol.*, **102**(1980), 419-429.
- (3) 浦上紘一・ほか3名, 圧力技術, **19-2**(1981), 57-65.
- (4) 猪狩敏秀・ほか2名, 機論, **51**-463, A(1985), 898-904.
- (5) 猪狩敏秀・ほか3名, 機論, **53**-488, A(1987), 764-771.
- (6) 例えば, Boyle, J. T., ほか1名, *Stress analysis for creep*, (1983), 130, Butterworths.
- (7) 猪狩敏秀・ほか4名, 非破壊検査, **35**-5(1986), 333-338.