損傷力学による円管のクリープ損傷の有限要素解析[†]

宮崎則幸・相原祐一郎^{*}・萩原世也・宗像 健

九州大学工学部 化学機械工学科^{††}

線形累積被害則よりも物理的意味が明確な損傷力学を用いて、円管のクリープ損傷を評価するコンピュータプログラムを開発した。このプログラムは熱伝導解析、応力解析、および損傷解析の3つの部分から成る。前二者の解析には有限要素法を用いた。応力解析には熱ひずみ、クリープひずみ、および材料定数の温度依存性を考慮した。本解析では、代表的な耐熱合金であるHK40の材料定数を用いた。また管の寸法、管の受ける熱履歴としては改質炉管を参照した。材料のクリープ特性、運転モードが管の寿命に及ぼす影響を検討した。本解析により得られた結論は次の通りである。(1)改質炉管の寿命は熱応力により大きく影響を受ける。(2)クリープ被断強さだけでなく熱応力緩和特性も考慮して材料を選定する必要がある。(3)プラントの起動・停止の繰り返しは管の寿命を大きく低減させる。

緒 言

火力発電所や化学プラントにおける高温高压の過酷な条件下で使用される機器の安全かつ経済的な操業のためには、その残余寿命の評価が必要不可欠である。残余寿命を正確に知ることにより適切な時期に交換、修理を行うことができ、予想外の運転停止を避けることができる。

高温高压下で使用される機器においては、クリープ損傷がその破壊の主因となっており、その典型的な例として改質炉反応管があげられる。現在、直接的な寿命評価法として主に試験片の抜き取りによる材料試験⁶⁾や、組織観察等の非破壊検査¹³⁾による研究が進められているが、寿命設計の点からも解析による評価は重要と思われる。解析による評価法としてはJaskeらの研究¹⁴⁾を始めとしていくつかの研究^{2,4,5,7)}があるが、いずれも損傷の評価にRobinsonの線形累積損傷則¹²⁾が用いられている。

そこで本研究では、より物理的意味の明確な損傷力学理論を導入した有限要素法によるクリープ寿命解析プログラムの開発を行い、改質炉反応管を例にとり、材料、運転モードの寿命に与える影響について考察した。

1. 解析方法

解析に必要なデータは、管のサイズ、材料、運転モードの三種類である。各時間ステップにおける解析は熱伝導解析、応力解析、損傷解析の三段階に大別される。こ

れらを各時間ステップごとに繰り返し計算し、寿命の評価を行う。

1.1 熱伝導解析

温度分布は半径方向のみに生じると仮定し、3節点要素を用いて離散化した一次元の有限要素法による非定常熱伝導解析を行う。境界条件としては管の内外の表面温度を与えた。

1.2 応力解析

8節点アイソパラメトリック要素を用いた軸対称の有限要素法による応力解析を行う。荷重としては、内圧の他に、熱ひずみ、クリープひずみ、材料定数の温度依存性に起因する荷重も考慮した。このような応力解析法の詳細については文献[15]に与えられている。

1.3 損傷解析

村上らによって提唱された損傷力学理論^{8,9,10)}に基づいてクリープによる損傷解析を行う。

損傷を定量化する基準として、微視的空げきの発達による有効面積の減少を考える。たとえばFig. 1に示すような単軸の引張り棒の場合、与えられた断面の現在の見かけ上の面積を A_n 、実際に荷重を受け持つ面積を A とすると損傷 ω は次式のような有効面積の減少率として与えられる。

$$\omega = (A_n - A) / A_n \quad (1)$$

村上らはこの観点に立ち、クリープ損傷の主要な効果を微小な空げきの3次元的分布による有効面積の減少と考え、次式のような2階対称テンソル $\mathbf{Q}$ を導入した。

$$\mathbf{Q} = \sum_{i=1}^3 Q_i \mathbf{n}_i \otimes \mathbf{n}_i \quad (2)$$

ここで、 $\otimes$ はテンソル積を表す。 $\mathbf{Q}$ の最大主値が1にな

[†] 1990年5月16日受理；化学工学会第22回秋季大会（東京，1989年10月）にて一部発表

^{††} 〒812 福岡市東区箱崎6-10-1

^{*} (株)INAX

Fig. 1 Deformation and damage of bar under tension

ったとき、その方向と垂直にき裂がはいるものとする。き裂のはいた要素は、き裂と垂直な方向の剛性を0とすることによって有限要素法による応力解析を行う。

このような空けきの存在により拡大される応力の効果は、次式のような有効応力 S によって与えられる。

$$S = (\phi \sigma + \sigma \phi) / 2 \quad (3)$$

ここで、 ϕ は損傷効果テンソルであり、次式のように表される。

$$\phi = (I - \mathcal{Q})^{-1} \quad (4)$$

これまでの金属学的研究によれば、クリープ損傷は主に最大主応力方向に垂直な粒界での空けきの発生によってもたらされる。このような空けきの配列の非等方性は、損傷を Eq. (1) に示すようなスカラー量として扱わず、Eq. (2) のようなテンソル量として扱うことにより考慮されている。そこで、有効応力 S の最大主値 S_{max} の方向 ν に垂直な面での面積の減少と、等方的な面積の減少との組み合わせを考え、次のような損傷発展式を仮定する⁹⁾。

$$\dot{\mathcal{Q}} = B[S^*]^k [\phi_{rs} \nu_r \nu_s]^l \times [\eta \nu_p \nu_q + (1 - \eta) \delta_{pq}] \quad (5)$$

$$S^* = \alpha^* S_{max} + \beta^* (S_1 + S_2 + S_3) + (1 - \alpha^* - \beta^*) \bar{S} \quad (6)$$

$\eta = 0$ の場合、Kachanov-Rabotnov の等方損傷発展式³⁾と一致する。特に、単軸一定応力 σ の場合 $(\omega, t) = (0, 0)$ と $(\omega, t) = (1, t_r)$ のもとで、クリープ破断時間 t_r との間に次式のような関係が成り立つ。

$$t_r = 1/B \sigma^k (1 + k + 1) \quad (7)$$

Eq. (7) より、単軸の σ - t_r 関係から、 $B(1+k+1)$ と k を決定することができる。1 の値はクリープ曲線によく一致するように試行錯誤法によって決定しなくてはならない。なお、 $\mathcal{Q}$ の値は、Eq. (5) で与えられる発展式を数値的に積分することにより求まる。

ところで、損傷のクリープ変形への効果は等方的であると仮定し、次式のような有効応力を用いてクリープひずみ速度を決定する¹⁰⁾。

Fig. 2 Finite element model

$$S^c = [\xi + (1 - \xi)(\phi_1 + \phi_2 + \phi_3)/3] \sigma \quad (8)$$

多軸状態のクリープ構成式は、次のように与えることができる。

$$\dot{\epsilon}^c = 1.5 m A^{1/m} \kappa^{(m-1)/m} \bar{S}^{c(n-m)/m} S^c \quad (9)$$

$$\kappa = m A^{1/m} \kappa^{(m-1)/m} \bar{\sigma}^{n/m} \quad (10)$$

2. 解析結果および考察

2.1 典型的な例における寿命評価

解析に用いるデータは改質炉反応管の典型的な例をもとに次のように決定した。

・管のサイズ⁷⁾

内径 132.8mm 外径 160.8mm (壁厚 14mm)

なお、無限長円筒を仮定し、Fig. 2 に示すように軸方向の変形は一樣になるという境界条件を用いた。また、要素は管壁を 12 分割したものを用いた。

・材料^{1,11)}

HK 40

縦弾性係数: $E = 0.05257 T^2 - 128.7 T + 208050$ [MPa]

ポアソン比: $\nu = 0.3002 + (4.952 \times 10^{-5}) T$ [-]

線膨張係数: $\alpha = (0.003 T + 15.0) \times 10^{-6}$ [K⁻¹]

損傷発展式 (Eqs. (5), (6) において)

$$\eta = 1.0, B = 10^{(0.01350 T - 22.7355)}$$

$$k = 4.23, l = 0.0, \alpha = 1.0, \beta = 0.0$$

クリープ構成式 (Eqs. (8), (9), (10) において)

$$\xi = 0.0, A = 10^{(0.022537 T - 36.3551)},$$

$$n = 6.74, m = 1.0$$

熱伝導度: $\lambda = 20.51 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$

比熱: $c = 502.3 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$

密度: $\rho = 7750 \text{ kg/m}^3$

ここで、十分なクリープ曲線のデータがなかったため、 $l = 0.0$ と仮定した。

・運転モード⁷⁾

内圧 2.06 MPa (運転時) 2.06 MPa (停止時)

内表面温度 921°C (運転時) 946°C (停止時)

外表面温度 970°C (運転時) 946°C (停止時)

Fig. 3 Thermal history of tube wall in typical operation

- 1 サイクルの運転時間 8000h
- 1 サイクルの停止時間 5h
- 切り替え時間 5h

すなわち、内圧は一定で、内外表面温度を Fig. 3 のように変化させる。ここで、1 サイクルの運転時間は定検間隔を意味している。なお、停止時間は反応が止まり、かつ高温にさらされている時間のことであり、定検のために常温まで下げたときにはクリープによる変形や損傷は起こらないと仮定した。

このような典型的な条件で解析を行ったところ、周方向の損傷が常に最大主値となるという結果が得られた。周方向損傷率分布を Fig. 4 に示す。寿命は約 35000 時間程度となり、内圧基準の設計寿命の 10 万時間よりもはるかに短い値が得られた。ちなみに、壁温が、946°C で一定として解析した場合の寿命は約 113000 時間となった。実際、設計時の期待寿命よりも早期に破損する例が多く妥当な値といえる。また、内表面付近から損傷が先行し、半径方向のき裂が生じるという結果は、多くの実際の損傷事例^{6,14)}、および Jaske らの解析結果¹⁴⁾とよく一致している。

Fig. 5 に Robinson の線形累積被害則を用いた場合の損傷率 $\Sigma(dt/t_r)$ の分布の時間変化を示す。Fig. 4 に示す損傷力学を用いた場合には、Fig. 5 に示す線形累積被害則の場合よりも、寿命末期に急速に損傷が進展していくことがわかる。これは、単軸のクリープ試験における第 3 期クリープと類似の現象と解釈できる。このように、損傷力学による解析は線形累積被害則による解析よりも、より現実に則した結果を与える。

各時間における周方向応力分布を Figs. 6 (a)~(d) に示す。Fig. 6 (a) より、内圧による応力 (0h) と比べて熱応力が非常に大きく、内表面側には最大約 57 MPa の引張り応力、外表面側には約 37 MPa の圧縮応力が生じることがわかる。熱応力はクリープ変形によって時間とともに緩和されるが、十分に緩和されるまでに数千時間を経過し、熱応力緩和特性は悪いといえる。また、Fig. 6 (b) より、

Fig. 4 Distribution of circumferential creep damage fraction for typical case calculated from damage mechanics

Fig. 5 Distribution of circumferential creep damage fraction for typical case calculated from linear cumulative damage rule

運転停止後には内外面の温度差がなくなることによって、逆方向の熱応力が生じ、停止している間に緩和されることがわかる。その結果、Fig. 6 (c) に示すように各サイクルの運転再開ごとに熱応力が生じることになり、このことが寿命を縮める大きな原因と考えられる。2 サイクル以降では、r が 70 mm から 75 mm の間で応力が平坦の部分が現われている。このような部分は、クリープ変形により応力の時間的変動が少なく、比較的高い応力を長時間受けることになる。Fig. 4 で Ω_θ に時間の経過とともに第 2 のピークが現われるのは、このような理由によるものと考えられる。また、一部にき裂が入った後は、残りの部分で内圧を受けることになるため、Fig. 6 (d) のようにき裂の入っていない部分の応力は大きくなり、損傷の進行は加速されるものと考えられる。このように寿命末期においては、損傷の効果により熱応力緩和特性は良くなるため、熱応力よりも内圧による応力が支配的になると考えられる。

Fig. 6 Distribution of circumferential stress for typical case

2.2 材料の影響

従来の内圧基準の設計では、クリープ破断強度の優れた材料が求められてきたが、これまでの解析により、熱応力緩和特性も寿命に大きく影響を及ぼすことが考えられる。仮に破断強度が同じとして、クリープひずみ速度を0.5倍としたときと、1.5倍としたときの周方向損傷率分布をFigs. 7 (a), (b)にそれぞれ示す。損傷の分布の形はほとんど同じであるが、寿命は、それぞれ約25000時間と約43000時間となり、大きな差が現われている。このように材料の選定の際には、クリープ破断強度だけでなく、熱応力緩和特性も考慮する必要があることがわかる。すなわち、クリープ破断強度が高く、クリープ破断時のひずみも大きい材料が望ましい材料といえる。

2.3 運転モードの影響

1 サイクルの運転時間の影響

1 サイクルの運転時間をかけて、4000時間おきに停止する場合と、16000時間おきに停止する場合について解析を行った。解析結果をFigs. 8 (a), (b)にそれぞれ示す。内表面付近から損傷が先行することは同じだが寿命はそれぞれ約25000時間、約50000時間となった。運転と停止のサイクルによって、緩和された熱応力が再び負荷されるために1サイクルの運転時間の寿命に与える影響は大きいようである。したがって、 unnecessary 運転停止はできるだけ避ける必要があると思われる。ちなみに、まったく停止しない場合の寿命は約94000時間となった。

切り替え時間の影響

もっとも厳しい条件として切り替え時間が0時間、すなわち瞬間的に温度を変化させる場合について解析を行った。このときの温度分布の変化と、それに対応する周方向応力分布の変化をFigs. 9 (a), (b)にそれぞれ示す。

瞬間的に壁温を変化させた場合、温度分布が定常になるまで約20秒ほどかかっている。その間、管壁付近では高い熱応力が働き、内壁では約100 MPaとなっている。

(a) Decrease in creep strain rate by 50%

(b) Increase in creep strain rate by 50%

Fig. 7 Distribution of circumferential creep damage fraction ... Effect of materials

すなわち、運転と停止の切り替え時間が短くなると、より高い熱応力がかかることがわかる。

このときの周方向損傷率をFig. 10に示す。高い応力がかかっていたにもかかわらず、損傷の先行する部分にも、寿命にも典型的な条件の場合と比べて大きな変化はみられない。これは、高い熱応力は急速に緩和されるために損傷への影響が小さかったのだと考えられる。

(a) 4000 hours per a cycle

(b) 16000 hours per a cycle

Fig. 8 Distribution of circumferential creep damage fraction ... Effect of operation hours

(a) Temperature

(b) Circumferential stress

Fig. 9 Distribution of temperature and thermal stress ... In the case of instantaneous startup

以上の結果より、切り替え時間の影響は小さいと考えられる。

異常操作の影響 管内流体の予熱不足のために内壁温度が20°C下がるという異常操作と、オーバーヒートのために外壁温度が20°C上がるという異常操作を考えた。このような異常操作が8000時間の運転中に3回、5時間づつ起こるとした。

Fig. 10 Distribution of circumferential creep damage fraction ... In the case of instantaneous startup

(a) Insufficient pre-heating

(b) Over heating

Fig. 11 Distribution of circumferential creep damage fraction ... Effect of abnormal operations

それぞれの周方向損傷率分布を **Figs. 11 (a), (b)** にそれぞれ示す。どちらの場合も同じような分布の形になっており、これまでの場合と比べて、外壁の損傷が大きくなっている。このように異常な操作によって、損傷の分布形態が変化する可能性が示された。

結 言

損傷力学理論を導入した有限要素法によるクリープ寿命解析プログラムの開発を行った。本評価法を用いて改質炉反応管の寿命評価を行った結果、次のようなことがわかった。

(1) 損傷力学による解析では、線形累積被害則を用いた解析よりも、寿命末期に急速に損傷が進展する。

(2) 改質炉反応管の寿命は熱応力に大きく影響される。したがって、従来の内圧による応力を基準とした設計では、期待寿命を得ることができない。

(3) 材料としては、クリープ破断強さだけでなく、熱応力緩和特性も考慮する必要がある。

(4) 運転と停止の繰り返しに寿命に与える影響は大きい。したがって、不必要な運転停止はできる限り避ける必要がある。また、異常な操作によって損傷の形態が変わる可能性がある。

なお、本解析プログラムに、温度、圧力等のプラントの運転履歴を用いてそれまでの損傷率を求めるとともに、今後予定される運転モードを用いて解析計算を行うことにより、プラントの残余寿命を定量的に評価することができる。

Nomenclature

A	= net area of cross section	[m ²]
A_n	= apparent area of cross section	[m ²]
c	= specific heat	[J/kg·K]
E	= Young's modulus	[Pa]
I	= unit tensor	[-]
n_i	= principal directions of $\mathcal{Q}$	[-]
S	= net stress tensor	[Pa]
S_i	= principal values of S	[Pa]
S_{max}	= maximum principal value of S	[Pa]
$\bar{S}$	= equivalent stress of S	[Pa]
S^c	= net stress tensor for creep strain	[Pa]
S'^c	= deviatoric stress tensor of S^c	[Pa]
$\bar{S}^c$	= equivalent stress of S^c	[Pa]
T	= temperature	[°C]
t	= time	[h]
t_r	= creep rupture time	[h]

α	= thermal expansion coefficient	[K ⁻¹]
δ_{ij}	= Croneker's delta	[-]
ϵ^c	= creep strain tensor	[-]
λ	= thermal conductivity	[W/(m·K)]
ν	= Poission's ratio	[-]
ν	= principal directions of S	[-]
ρ	= density	[kg/m ³]
σ	= stress tensor	[Pa]
σ	= equivalent stress of σ	[Pa]
Φ	= damage effect tensor	[Pa]
$\mathcal{Q}$	= damage tensor	[-]
$\mathcal{Q}_i$	= principal values of $\mathcal{Q}$	[-]
ω	= damage variable	[-]

Literature cited

- 1) Imai, Y. and T. Kawashima (ed.): "Tainetsu Zairyo Handbook", p.166, Asakura Shoten (1965)
- 2) Imoto, Y. and S. Terada: *R & D Kobe Seiko Giho*, **35**, 109 (1985)
- 3) Kachanov, L.M.: "Introduction to Continuum Damage Mechanics", p.11, Martinus Nijhoff Pub. (1986)
- 4) Kawai, T. and T. Mohri: Preprints of the 17th Autumn Meeting of The Soc. of Chem. Engrs., Japan, Sendai, p.350 (1983)
- 5) Kihara, S.: *Kagaku Kogaku*, **52**, 294 (1988)
- 6) Kihara, S., K. Asakawa, A. Ohtomo and Y. Saiga: *Ishikawajima-Harima Giho*, **16**, 627 (1976)
- 7) Konoki, K., T. Shinohara and K. Shibata: *Plant/Operations Progress*, **1**, 122 (1982)
- 8) Murakami, S.: *Zairyo*, **31**, 1 (1982)
- 9) Murakami, S., M. Kawai and H. Rong: *Nihon Kikai Gakai Ronbunshu A-hen*, **53**, 795 (1987)
- 10) Murakami, S., K. Saito and Y. Sanomura: *ibid.*, **52**, 887 (1986)
- 11) Roach, D.B. and J.A. VanEcho: "Stainless Steel Castings", ASTM STP 756, p.275 (1982)
- 12) Robinson, E.L.: *Trans. ASME*, **74**, 777 (1952)
- 13) Sada, T., F. Nanjo, F. Masuyama and N. Nishimura: *Mitsubishi Juko Giho*, **24**, 255 (1987)
- 14) Simonen, F.A. and C.E. Jaske: *J. Pres. Ves. Tech.*, **107**, 213 (1985)
- 15) Yagawa, G. and N. Miyazaki: "Yugenyo-soho Ni Yoru Netsu Ohryoku-Kuriipu-Netsu Dendo Kaiseki", p.163, Saiensha (1985)

Finite Element Creep Damage Analysis of a Tube Using Damage Mechanics

Noriyuki Miyazaki, Yuuichiro Aihara*, Seiya Hagihara
and Tsuyoshi Munakata

Dept. of Chem. Eng., Kyushu Univ., Fukuoka 812

Key Words : High Temperature, Finite Element Method, Creep Damage, Damage Mechanics, Thermal Stress

A computer program was devised for estimating the creep damage of a tube by use of damage mechanics, which has more definite physical meaning than does the linear cumulative damage rule. The program consists of three parts: heat conduction analysis, stress analysis and damage analysis. The finite element method was used for the first two analyses. Thermal strain, creep strain and temperature dependence of material properties are taken into account in the stress analysis. In the present analysis, we utilized the material properties of HK40 alloy, a typical heat-resistant alloy. We made reference to a reformer furnace tube with respect to a typical size and thermal history of the tube.

We studied the effects of the creep characteristics of material and operation modes on the life of the tube. The following conclusions were obtained from the present analysis. (1) The life of the reformer furnace tube is greatly affected by thermal stress. (2) The relaxation characteristics of thermal stress as well as creep rupture strength should be considered in selecting tube material. (3) The iterations of start-up and shutdown of plants has a great effect on reducing the life of the tube.

* INAX

~~~~~