転炉鉄皮のき裂発生寿命解析†

宮 原 光 雄* 外 山 和 男*

時 政 勝 行* 栗 原 重 幸**

Prediction of Crack Initiation Life of Converter Shell Based on Stress Analysis

by

Mitsuo MIYAHARA*, Kazuo TOYAMA*, Katsuyuki TOKIMASA*

and Shigeyuki KURIHARA**

In order to clarify effective measures to extend a life of converter shell in a steel production plant, the thermal fatigue crack initiation life was predicted by the strain range partitioning method.

A three-dimensional FEM model of the converter which is composed of a shell and bricks was established. An inelastic strain of the shell caused by a thermal cycle during operation was evaluated by an elastic-plastic-creep analysis. Since the thermal expansion of bricks is partly absorbed by a gap between bricks, the inelastic strain of the shell is affected by the gap size. Therefore, in the FEM model the hyperelastic element was used in order to describe the deformation behavior of bricks and gaps, and the stress analysis was conducted taking the gap size into consideration.

Based on the analytical results and creep-fatigue properties of a shell material, the crack initiation life of the shell was predicted. The relationship between the shell life and cooling conditions at the outer surface of the shell and the relationship between the shell life and the gap size were examined. The following results were obtained.

- (1) The predicted shell life corresponded well with that in the actual converter.
- (2) It is possible to extend the shell life by decreasing the maximum shell temperature which can be attained by increasing the film coefficient of cooling at the outer surface of the shell.
- (3) It is also possible to extend the shell life by increasing the gap size. Furthermore, the larger the gap size is, the decrease of shell temperature becomes more effective for the shell life extension.

Key words : Creep-fatigue, Life prediction, Converter, Stress analysis, Strain range partitioning method

1 緒 言

材料のクリープ疲労寿命評価法はこれまでに数多く提案されているが、その中で Manson らによって提案されたひずみ範囲分割法は最も信頼性がある評価法の1つである。この評価法に関しては現在も改良と発展が進められており、これと平行して各種の実構造物への適用事例が報告されている。著者らも超高温高圧火力発電プラントタービンバルブや高炉鉄皮などの寿命評価へひずみ範囲分割法を適用し、その有効性を明らかにしてきたが、本報では新たな事例として転炉鉄皮の寿命評価への適用結果を報告する。

転炉炉体への熱負荷は近年の操業条件の過酷化や高熱伝導率煉瓦の使用に伴って増加し、鉄皮のき裂や熱変形が問題となっている。これらの鉄皮損傷の原因は操業時の温度上昇に起因する熱応力と炉内煉瓦の熱膨張に起因する機械的荷重であり、損傷の進行は鉄皮冷却や築炉時に煉瓦間に設ける隙間量、すなわち、煉瓦目地代などの

各種因子の影響を受ける。したがって、炉体延命化のためには影響因子と鉄皮損傷の関係を定量的に評価し、有効な損傷抑制策を明らかにする必要がある。しかし、鉄皮の熱変形については FEM 解析により予測できることが報告されているが、鉄皮の熱疲労き裂発生寿命に関する検討例は見当たらない。

本報は転炉炉体の熱応力解析結果とひずみ範囲分割法を用いて鉄皮の熱疲労き裂発生寿命を定量的に予測し、炉体冷却と煉瓦の目地代が鉄皮寿命に及ぼす影響を明らかにすることを試みたものであり、その結果得られた炉体延命上の知見をまとめたものである。

2 転炉鉄皮き裂発生寿命評価手順

き裂発生寿命の評価手順を Fig. 1 に示す。転炉炉体を対象とする定常伝熱解析と弾塑性クリープ熱応力解析を行い、鉄皮に発生する非弾性ひずみ量を評価した。ここで、操業中、煉瓦は高温の溶鋼による溶損や、熱応力による破損などのため次第に損耗する。このため、煉瓦厚

† 原稿受理 平成 8 年 4 月 11 日 Received Apr. 11, 1996

* 正 会 員 住友金属工業(株)総合技術研究所 〒660 尼崎市扶桑町, Corp. Res. & Dev. Lab., Sumitomo Metal Ind., Ltd., Fuso-cho, Amagasaki, 660

** 住友金属工業(株)鹿島製鉄所 〒314 鹿嶋市大字光, Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Ind. Ltd., Hikari, Kashima, 314

Fig. 1. Procedures of prediction of crack initiation life of converter shell.

みによって鉄皮の非弾性ひずみの発生原因やその大きさは異なると考えられる。すなわち、煉瓦寿命初期には煉瓦厚みが厚く、煉瓦の熱膨張に起因する非弾性ひずみが大きいのに対し、煉瓦寿命末期には煉瓦厚みが薄く、鉄皮温度の上昇による非弾性ひずみが大きい。そこで、伝熱解析と応力解析を行うにあたっては、煉瓦寿命初期と末期の2ケースについて検討した。また、煉瓦寿命初期のケースでは煉瓦目地代の影響を考慮して応力解析を行った。

次に、応力解析結果と鉄皮材のクリープ疲労特性からひずみ範囲分割法によりき裂発生寿命を評価した。

3 材料強度特性評価

3.1 供試材と試験方法

約20年間使用した転炉鉄皮(肉厚85mm)から試験材(材質SB410)を採取し、クリープ試験、クリープ疲労試験を実施した。供試材の化学成分をTable Iに、機械的性質をTable IIに示す。

クリープ試験は6φ×GL 30mmのつば付試験片を用いて行い、500°C、600°C、700°C大気中での負荷応力と最小クリープ速度の関係を測定した。

クリープ疲労試験に用いた試験片は10φ×GL 25mmの平滑丸棒試験片である。試験は600°C大気中で、完全両振三角ひずみ波形を用いてPP、PC、CP試験を実施した。ここで、高速側、低速側のひずみ速度はそれぞれ 8×10^{-3} 、 10^{-4} /secである。クリープ疲労寿命 N_f は

引張側荷重が寿命中期から50%低下した時点の繰返し数で定義した。試験中には適宜、Rapid Straining¹¹⁾を挿入し、非弾性ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{ij}$ を各 $\Delta \epsilon_{ij}$ ($ij=pp, pc, cp$)に分割した。また、次式を用いて破損寿命 N_f を N_{pp} と N_{ij} に分割した。

$$1/N_f = 1/N_{pp} + 1/N_{ij} \quad (ij=pc, cp) \quad (1)$$

3.2 試験結果

クリープ試験結果として各温度でのクリープ特性をFig. 2に示す。また、クリープ疲労試験結果として $\Delta \epsilon_{ij}$ - N_{ij} 関係をFig. 3に示す。これらの $\Delta \epsilon_{ij}$ - N_{ij} 関係はそれぞれ次式で表される。

$$\Delta \epsilon_{ij} = A_{ij} N_{ij}^{-m_{ij}} \quad (ij=pp, pc, cp) \quad (2)$$

Fig. 2. Relationship between stress and the minimum creep rate of shell material.

Fig. 3. Creep-fatigue properties of the shell material.

Table I. Chemical composition of material tested (wt. %).

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Al
0.14	0.26	0.59	0.008	0.019	0.22	0.11	0.08	0.007

Table II. Mechanical properties of material tested.

Temperature (°C)	0.2% proof stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
R. T.	205	356	38.7	73.3
600	65	129	67.3	81.2

4 FEM 解析法

4.1 伝熱解析法

FEM 解析に用いたメッシュ分割を Fig. 4 に示す。炉体形状の対称性を考慮し円周方向に 45° の部位をモデル化した。炉内の耐火物厚みとしては煉瓦寿命初期 (Case I, 煉瓦が全て残存している状態) と末期 (Case II, ウェア煉瓦が損耗しパーマ煉瓦のみが残存している状態) の 2 ケースとした。ここで、炉体の高さ方向中央部における鉄皮厚みは 85 mm であり、パーマ煉瓦厚みは 114 mm, ウェア煉瓦厚みは 810 mm である。

伝熱解析の境界条件としては炉の内外面に雰囲気温度 (内面: 1700°C , 外面: 50°C) と熱伝達係数を与え、定常操業時における炉体の温度分布を求めた。また、冷却条件が鉄皮温度分布に及ぼす影響を明らかにするため中部鉄皮外面の熱伝達係数 α を変化させて解析を行った。

4.2 熱応力解析法

負荷条件としては熱応力の他に溶鋼静圧と炉体自重を考慮した。ここで、鉄皮の応力には煉瓦の熱膨張が大きな影響を及ぼすため、煉瓦目地代をいかに考慮するかが問題となる。従来は煉瓦と目地部を一体と見なし、全体に等価弾性係数を与えて解析を行う方法や、Fig. 5 のように煉瓦の熱膨張係数に温度依存性を与え、煉瓦温度が

Fig. 4. Three-dimensional FEM model of converter.

Fig. 5. Example of conventional modeling of gap between bricks¹⁰⁾.

ある温度以上となるまでは熱応力は発生しないとして解析を行う方法が用いられていた¹⁰⁾。しかし、これらは煉瓦が単調な圧縮応力を受ける場合の解析法としては適当であるが、熱サイクル下において目地開きや目地閉じが繰返し生じる場合には不適当である。また、接触要素を導入し、この要素で煉瓦の接触・非接触を判定し荷重の伝達・非伝達を考慮する方法もある。この方法は目地開き、目地閉じを直接記述できるという利点があるが、モデル作成の労力と解析時間の点から複雑な 3 次元モデルへの適用は困難である。

そこで、本報の煉瓦寿命初期のケースでは煉瓦部の要素として Fig. 6 に示すような応力-ひずみ関係を有する重弾性要素を使用することにより目地代を考慮した応力解析を行った。この要素ではひずみの大きさに応じて弾性係数 E が異なった値となる。

$$\begin{cases} \varepsilon \geq \varepsilon_{cr} [=-(g/L)] & \text{の場合: } E \approx 0 \\ \varepsilon < \varepsilon_{cr} & \text{の場合: } E = \text{煉瓦の物性値} \end{cases}$$

ここで、 g は目地代であり、 L は煉瓦長さである。すなわち、煉瓦に引張応力が負荷される場合にはほぼ自由に変形する (目地開き)。一方、圧縮応力が負荷される場合には目地代に相当するひずみ ε_{cr} まではほぼ自由に変形するが、さらに圧縮応力が負荷される場合には煉瓦に圧縮応力が発生する (目地閉じ)。なお、煉瓦の目地代が鉄皮の応力や非弾性ひずみ量に及ぼす影響を明らかにするため、目地代の値を変化させて解析を行った。

一方、煉瓦寿命末期のケースでは煉瓦厚みが寿命初期に比べて薄く、煉瓦の熱膨張が鉄皮の応力や非弾性ひずみ量に及ぼす影響は小さいため、目地代の影響は無視し、煉瓦部は連続体として解析を行った。

鉄皮部については弾塑性クリープ解析を実施した。ここで、鉄皮の応力-ひずみ曲線は各温度での引張試験結果を 2 直線近似することにより求め、クリープ特性としては Fig. 2 の関係を用いた。

解析に際しては転炉の操業パターンを模擬し Fig. 7 に示す温度パターンを用いた。解析手順としては炉体温度を 25°C 均一から伝熱解析で求めた定常操業時 (最高温度 $T_{\max}$ の時点) の温度まで昇温し、この間に熱弾塑性解析を実施した。次に、炉体温度を $T_{\max}$ で保持し、1000 hr のクリープ解析を行った。次に、炉体温度を $T_{\max}$ から 25°C まで冷却し、この間に熱弾塑性解析を実

Fig. 6. Modeling of gap behavior using hyperelastic element.

Fig. 7. Temperature waveform used in the thermal stress analysis.

施した。以上の熱サイクルを2サイクル繰返した。

5 解析結果

5・1 伝熱解析結果

伝熱解析結果として煉瓦寿命末期 (Case II) における最高温度時の温度分布の例を Fig. 8 に示す。この図に示すように炉体の中では中部鉄皮が最も高温となる。Fig. 9 には各ケースでの最高温度と中部鉄皮冷却条件 (鉄皮外面の熱伝達係数 α) の関係を示す。

5・2 熱応力解析結果 (煉瓦寿命初期)

鉄皮外表面における相当応力 σ_{eq} と相当非弾性ひずみ ϵ_{in} (=相当塑性ひずみ ϵ_{peq} + 相当クリープひずみ ϵ_{ceq})

Fig. 8. Examples of temperature distribution of converter shell (Case II, $\alpha=25\text{kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$).

Fig. 9. Relationship between the maximum shell temperature and the film coefficient at the middle part of converter.

の関係の例を Fig. 10 に示す。表示位置は ϵ_{in} が最大となる点であり、Fig. 8 にその位置を示す。ここで、 σ_{eq} , ϵ_{peq} , ϵ_{ceq} は Mises 型の相当応力, 相当ひずみであり、Manson らの方法に従って最大主応力方向の応力, ひずみ成分と同じ符号を与えた。

ϵ_{in} は 1 サイクル目の昇温および温度保持の際に引張側へ移行し、その後の熱サイクルによる変動量は小さい。したがって、煉瓦の熱膨張による非弾性ひずみはラチェットひずみ δ_1 (=1 サイクル目の ϵ_{in} 最大値) であり、築炉 (煉瓦積替) 毎に負荷される。この δ_1 と鉄皮温度、目地代の関数を Fig. 11 に示す。 δ_1 は鉄皮温度が低い程、また目地代が大きい程、小さい。

5・3 熱応力解析結果 (煉瓦寿命末期)

1 サイクル目のクリープ終了時の ϵ_{ceq} 分布の例を Fig. 12 に示す。また、鉄皮表面における σ_{eq} - ϵ_{in} 関係の例を Fig. 13 に示す。表示位置は Fig. 10 と同じである。このヒステリシスループから非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{in}$ とラチェットひずみ δ_2 が評価できる。また、解析によってループ上の各点における塑性ひずみ量とクリープひずみ量が求められているため、この結果に基づいて $\Delta\epsilon_{in}$ を各 $\Delta\epsilon_{ij}$ ($ij=pp, pc, cp, cc$) に分割することができる。Fig. 14 に $\Delta\epsilon_{ij}$ (この例では $\Delta\epsilon_{pp}$ と $\Delta\epsilon_{cp}$)、 δ_2 と鉄皮温度の関係を示す。これらの非弾性ひずみは鉄皮温度が低い程、小さい。

以上で示したように煉瓦寿命末期においては鉄皮温度

Fig. 10. Relationship between σ_{eq} and ϵ_{in} at point A in Fig. 8 (Case I, $\alpha=25\text{kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$).

Fig. 11. Effect of the maximum shell temperature and gap between bricks on inelastic strain, δ_1 at point A in Fig. 8.

Fig. 12. Example of ε_{ceq} distribution after temperature hold during 1st cycle (Case II, $\alpha=25\text{kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$).

Fig. 13. Relationship between σ_{eq} and ε_{in} at point A in Fig. 8 (Case II, $\alpha=25\text{kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$).

Fig. 14. Effect of the maximum shell temperature on δ_2 , $\Delta\varepsilon_{pp}$ and $\Delta\varepsilon_{cp}$ at point A in Fig. 8.

が高温となるため、炉補修時の起動・停止に起因する熱サイクルにより非弾性ひずみが繰返し負荷される。

6 寿命評価法および寿命評価結果

前節で述べたように、転炉鉄皮に負荷される非弾性ひずみとしては、次の2種類の非弾性ひずみがある。

- ① 煉瓦熱膨張によるラチェットひずみ δ_1 : 煉瓦積替毎
- ② 熱サイクルによる非弾性ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_{in}$ とラ

チェットひずみ δ_2 : 起動・停止毎 (炉の補修毎)

δ_1 が負荷される場合のき裂発生寿命 N_{f1} は次式となる。

$$1/N_{f1} = \delta_{1p}/D_p + \delta_{1c}/D_c \quad (\text{回}) \quad (3)$$

ここで、 δ_{1p} : δ_1 の塑性ひずみ成分

δ_{1c} : δ_1 のクリープひずみ成分

D_p : 引張破断延性 ($= -\ln(1-\phi_p)$)

D_c : クリープ破断延性 ($= -\ln(1-\phi_c)$)

ϕ_p : 引張破断絞り

ϕ_c : クリープ破断絞り

なお、 D_p の値としては、室温から 700°C の引張試験における ϕ_p の最小値 0.660 を用い、 $D_p=1.08$ とした。また、 D_c の値としては、Fig. 2 に示した 500°C から 700°C のクリープ試験における ϕ_c の最小値 0.389 を用い、 $D_c=0.493$ とした。

上記の N_{f1} 値はき裂発生までに δ_1 が負荷される回数であり、煉瓦積替の頻度を n_1 (回/年) とすると、き裂発生までの年数は次式となる。

$$N'_{f1} = N_{f1}/n_1 \quad (\text{年}) \quad (4)$$

次に、 $\Delta\varepsilon_{in}$ と δ_2 が負荷される場合のき裂発生寿命 N_{f2} はひずみ範囲分割法により次式で評価できる。

$$1/N_{f2} = \sum (1/N_{ij}) + \delta_{2p}/D_p + \delta_{2c}/D_c \quad (ij=pp, pc, cp, cc) \quad (5)$$

ここで、 δ_{2p} : δ_2 の塑性ひずみ成分

δ_{2c} : δ_2 のクリープひずみ成分

N_{ij} : $\Delta\varepsilon_{ij}$ に対応する疲労寿命(式(2))

である。この N_{f2} 値はき裂発生までに $\Delta\varepsilon_{in}$, δ_2 が負荷される回数であり、炉の起動・停止の頻度を n_2 (回/年) とすると、き裂発生までの年数は次式となる。

$$N'_{f2} = N_{f2}/n_2 \quad (\text{年}) \quad (6)$$

実際の鉄皮には δ_1 と $\Delta\varepsilon_{in}$, δ_2 がともに負荷される。この場合のき裂発生寿命 N_i (年) は次式で評価できる。

$$1/N_i = 1/N'_{f1} + 1/N'_{f2} \quad (7)$$

各ケースの最低寿命部位での N_i と中部鉄皮の最高温度、目地代の関係を Fig. 15 に示す。図中には比較のため実炉でのき裂発生寿命の実績値を示す。寿命評価結果は実績値と良く一致しており、本報の寿命評価法は妥当であると考えられる。

Fig. 15. Effect of gap on relationship between the maximum shell temperature and ratio of predicted crack initiation life to measured life, N_i/N_{i0} .

7 鉄皮の延命策について

Fig. 15 に示したように, 鉄皮寿命は中部鉄皮の最高温度および目地代に強く依存し, 最高温度が低い程, また, 目地代が大きい程長寿命となる. このことから, 鉄皮寿命を延長するためには中部鉄皮の冷却を強化し, 中部鉄皮の温度を低下させることが有効である.

また, 目地代が大きい程, 鉄皮温度抑制による延命効果は大きい. したがって, 十分な延命効果を得るためには鉄皮温度抑制策と併せて目地代の増加を行う必要がある. ただし, 過度に目地代を増加すると溶鋼の目地への侵入等の問題点が生じるため, これらの要因を考慮して適正な目地代を設定する必要がある.

8 結 言

煉瓦部に歪弾性要素を使用することにより煉瓦目地代の影響を考慮しうる転炉炉体の3次元弾塑性クリープ解析モデルを構築した. このモデルによる熱応力解析結果とひずみ範囲分割法を用いて鉄皮のき裂発生寿命を予測し, 炉体冷却と目地代が鉄皮寿命に及ぼす影響を明らかにした. 本報で得られた主な結果を以下に示す.

(1) 鉄皮の熱疲労き裂発生寿命の予測結果は実績値と良く一致し, 本報の寿命評価手法の有効性を確認した.

(2) 鉄皮寿命は炉体冷却が強く鉄皮温度が低い程, また目地代が大きい程, 長寿命となる. さらに, 鉄皮温度抑制による延命効果は目地代が大きい程, 大きい.

(平成6年12月2日 日本材料学会第32回高温強度シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) S. S. Manson, G. R. Halford and M. H. Hirschberg, Design for Elevated Temperature Environment (ed. S. Y. Zamrik), 12 (1971) ASME.
- 2) J. F. Saltsman and G. R. Halford, NASA TM-4102 (1989).
- 3) G. R. Halford, M. J. Verrilli, S. Kalluri, F. J. Ritzert, R. E. Duckert and F. A. Holland, ASTM STP1122, 120 (1992).
- 4) 時政勝行, 宮原光雄, 日本機械学会論文集, A-60, 591 (1994).
- 5) J. F. DeLong, 石本礼二, 梶谷一郎, 中代雅士, 吉川州彦, 時政勝行, 渡辺 修, 大友 篤, 本田 整, 火力原子力発電, 35, 1249 (1984).
- 6) 森田喜保, 時政勝行, 鉄と鋼, 72, 210 (1986).
- 7) 宮原光雄, 河嶋寿一, 沖 正海, 後藤邦夫, 波床尚規, 材料とプロセス, 3, 468 (1990).
- 8) 宮原光雄, 海野正英, 黒川八寿男, 岡田康孝, 日本塑性加工学会第45回塑性加工連合講演会講演論文集, 1, 29 (1994).
- 9) 横幕俊典, 小織 満, 野原 章, 材料, 38, 154 (1989).
- 10) 内田裕之, 山村和人, 丹野 仁, 日本材料学会第29回高温強度シンポジウム前刷集, p. 51 (1991).
- 11) S. S. Manson, G. R. Halford and A. C. Nachtigall, NASA TMX-71737 (1975).
- 12) S. S. Manson and G. R. Halford, 1976 ASME-MPC Symp. on Creep-Fatigue Interaction, MPC-3, 299 (1976).