539.376:533.377.096:539.384.6

熱応力とクリープの生ずる場合の円管の

許容熱負荷の近似的解析*

一 色 尙 次**

Study on Permissible Heat Flux of Tube Wall with
Consideration on Thermal Stress and Creep Effect

by Naotsugu ISSHIKI

Considering ratchet mechanism of the combined steady mechanical stress and intermittent thermal stress on a thin tube wall of ductile material, Miller pointed out that, there exists a limit for the strength of thermal stress, above which the tube material shows one directional plastic flow at every start and stop of heating.

In this report, the above Miller's theory is extended to the case where creep takes place in tube material, and some consideration on thermal fatigue effect is added to the theory, and upper limits for permissible combination of thermal and mechanical stresses on thin and thick wall tubes are analysed for many cases. By the analysis, the maximum heat flux design and minimum tube wall weight design of heat flux and wall thickness, with given inside diameter and pressure of a tube and given yield strength of its material, are approximately predicted theoretically, within the stress ranges, where plastic flow or plastic hysteresis cycle does not occur even if creep takes place.

Some calculated examples show that the heat-flux of this kind will be very important for super high pressure boiler tube in the near future.

1. ま え が き

水管ボイラの過熱管や水壁管などの熱的設計において、材質、寸法、内圧、温度、等の諸条件に対応してどれだけの定常熱負荷が許容できるかということはきわめて重要な問題であり、かつそれはできるだけ多くの面から検討されるべき問題である。

いままでの考え方では、許容熱負荷は、管の表面温度または平均温度を、「管材料が内圧とクリープ伸びおよび破断に対して耐えることのできる強度を保持している制限温度」以下に保つべき値としてばく然と与えられ、それに関連して材料的にはクリープ破断強さや耐腐食性等が、また、熱的には沸騰熱伝達のバーンアウトや二相流流動の不安定発生等の問題が研究されてきた。この熱負荷は結局管表面温度または平均温度の維持に係るもので「温度による熱負荷限界」と呼ぶものである。

しかし筆者らの超臨界圧力テストボイラでの経験に

よると、上の考え方による熱限界以内であっても、高圧ボイラにおいては管内壁に生ずる定常熱応力と、内圧による機械的応力の和が相当大きくなって、その和が内壁近傍では材料の許容応力、または降伏点応力をこす場合も生じてくることを認めた⁽¹⁾。

ボイラ水管設計に対する定常熱応力の取上げ方法は、たとえば Bergmann⁽²⁾ や Blair⁽³⁾ らが述べているように「たとえ熱応力と内圧による応力によって管肉の一部に降伏が生じて、クリープ等による応力緩和によって結局熱応力成分は消失し、応力は平坦化するものであった。このことは水管等の肉厚をきめる諸ボイラ規格や設計規準に、「内圧による応力」と、「腐食しろ」と、「クリープし緩やクリープ伸び速度などを考慮した材料の許容応力」の3者は加味されているが、熱応力については全く考慮されていないことにも現われている。

しかるに近年 Miller⁽⁴⁾ は原子炉の燃料被覆や、テストチューブなど高い熱負荷をうける管に関連する研究で、一様な機械的応力を受ける展性材料の板に対して、厚さ方向に不均一な熱応力が加えられ板の一部に

* 昭和 37 年 11 月 21 日 第 705 回講演会において論文講演として講演，原稿受付 昭和 37 年 9 月 30 日。

** 正員，船舶技術研究所（東京都中央区月島西河岸通 12 の 5）。

降伏が生じているときは、その熱負荷が停止して熱応力成分だけが除去されると、すでに存在している局部的な、永久ひずみの影響で、板の厚さ方向全部にわたって新たな永久ひずみが追加される場合があることを指摘し、その状態では毎回熱負荷を発停するごとに板全体が一方向に伸び（または縮む）て行くのは、きわめて好ましくないとしている。この状態を彼は単に「プラスチックフロー状態」と呼び、簡単な場合に対してそれを生ずるときの熱応力と機械的応力との限界関係を導いている。

また別に、最近の材料力学によると、ある値以上の高い熱応力（板の厚さ方向に均一）の繰返しにより材料に熱疲れによる破壊が生ずることが示され、多くの研究がなされていて、管壁に対しては当然この熱疲れも考慮されねばならないことが考えられる。

ゆえにボイラ水管に対しても前記の温度による熱負荷限界以外に、上記のプラスチックフローの発生や、熱疲れによる破断など、熱応力の値自体に直接関連した熱負荷限界が当然考察されなければならないと思う。

本論文はこの熱応力による熱負荷限界に注目し、Miller の考え方を、ボイラにおいては重要な要素であるクリープが存在する場合に近似的に延長し、かつ熱疲れに関する簡単な考察も加えて、もって材料に許容し得る内圧による応力と熱応力の組合せ範囲を解析し、ついで、その許容範囲において最大の許容熱負荷を得る設計点、および最小の伝熱面重量を達成できる設計点を求めようとしたものである。

2. 記 号

- d_1, d_2 : 管の内径, 外径
 m : ポアソン比
 p : 内圧
 q : 内面基準の単位面積, 単位時間当りの熱負荷または熱流束
 $w = W/Q$ 単位時間単位伝熱量当り伝熱面重量
 x : 厚さ方向位置割合 $= X/\Delta X$
 A : 伝熱面積 (内面基準)
 E : 縦弾性係数
 Q : 単位時間当りの総伝熱量
 T : 温度 (任意の位置)
 T_m : 平均温度
 T_1, T_2 : 内, 外壁温度
 $\Delta T'$: 平均温度からの差 $= T - T_m$
 W : 伝熱面の所要管材総重量
 X : 厚さ方向の座標

- ΔX : 肉厚
 α : 材料の線熱膨張係数
 γ : 材料の密度
 ϵ : ひずみ (弾性ひずみ+永久ひずみ)
 σ : 応力
 σ_c : 応力し緩中に生じている最大応力
 σ_{cp} : プラスチックフロー開始時の σ_c
 σ_m : 内圧による引張応力
 σ_{m0} : σ_m の平均値
 σ_t : 熱応力
 σ_{t0} : 直線分布の熱応力の片側最大値
 σ_Y : 降伏点応力
 σ_{pm} : 材料の許容応力
 σ_{t0}' : 第 13 図における熱応力幅
 λ : 材料の熱伝導度

[無次元数]

$$c = \sigma_c / \sigma_Y, \quad c_p = \sigma_{cp} / \sigma_Y, \quad n = \sigma_m / \sigma_Y, \quad n' = \sigma_{m0} / \sigma_Y, \\ n_p = \sigma_{pm} / \sigma_Y, \quad t = \sigma_{t0} / \sigma_Y, \quad t' = \sigma_{t0}' / \sigma_Y$$

3. 薄肉管におけるプラスチックフロー限界

3.1 Miller の考え方⁽⁴⁾ 「プラスチックフロー状態の限界」に関する Miller の考え方を説明する。

まずその仮定は、

(1) 材料は展性材料であって、その応力対ひずみ線図は第 1 図のような完全塑性を示す。

(2) 薄肉管の管肉部を平板に近似し、その平板は曲りに対しては拘束されているが長手方向に自由に伸縮できるものとする。しかしその伸縮に対して、板各部の実際伸縮率 (= 弾性ひずみ + 永久ひずみ + 熱膨張 $= \epsilon + \alpha \Delta T'$) は、板の厚さ方向には等しい値をとる。

(3) 熱負荷は長さおよび円周方向には均一分布している。

(4) 材料にはクリープが生じない。

とするものである。

いまこの板に、内圧による一様引張応力 σ_m と熱負荷による直線状分布の熱応力 σ_t とが第 2 図のように

第 1 図 σ - ϵ の関係

重合されるものとする、その合成応力はそのままでは同図の直線 YY' となる。しかし(図では左端の)最大値が σ_Y より大きいときは、その近傍で局部的降伏が生じ、力のつりあいから応力は同図の折線 ABC のような平衡応力分布を示して安定する。このとき ABC 上の各点の、応力 σ とひずみ ε (ε は弾性ひずみと永久ひずみの和で、実際伸縮率から熱膨張成分 $\alpha\Delta T'$ を引いたものに等しい。しかし、実際伸縮率は板の厚さ方向に均一であるので、 ε はまた $-\alpha\Delta T'$ の分布に一定値を加えた形に分布しなければならない)の分布は第3図の σ - ε 平面上で折線 ABC となり、 AB 間には永久ひずみが生じている。

いまここで板の平均温度と σ_m をそのまま等しく保ちながら、熱負荷を停止して熱応力成分と温度傾斜を除去すると、厚さ方向にすべての点の ε が等しい位置に帰らなければならないので、応力分布は第2図の $A'B'C'$ のように反転する。またその反転における各点の σ および ε の値の移動は第3図の矢印で示され

第2図 厚さ方向の応力分布とその反転

第3図 σ - ε 平面上の応力分布とその反転
(第2図に対応する)

る。この反転後の応力分布の位置は力のつりあいからきまってくる。

このような応力の反転にさいして、もし $B'C'$ の応力が弾性限界内にはいってれば、第2回め以後の加熱および停止を繰返しても、応力分布は $ABC \longleftrightarrow A'B'C'$ を繰返すだけで新しい永久ひずみは現われず、材料の全部分は弾性限界内の応力幅で変動し、安定である。

しかし第4図に示すように、初期平衡応力分布 ABC の AB の長さが板の厚さの $1/2$ 以上であるときは、加熱停止後の反転応力は $A'E'C'$ のようになって、 $E'B'C'$ 間の応力は降伏点に達し、かつその間に応力反転による新しい永久ひずみが発生する。このときの各点の σ - ε 平面上での移動は第5図に示すとおりであって、初め ABC であった各点は矢印の方向に動いて同

第4図 初期降伏が過大なときの応力推移

第5図 第4図に対応する応力推移の
 σ - ε 平面上の動き

一 ϵ 線の $E'A'$ 上に集中する。この $E'A'$ の位置は力のつりあいから求められ、 AB が板厚の $1/2$ 以上であれば、 E' 点の ϵ は B 点の ϵ を越えた位置にならざるを得ない。そして BC 間の材料にはすべて第 5 図に示す ϵ_f に等しい永久ひずみ ϵ_f が加えられる。いまこの平板に第 2 回めの熱負荷をかけると、 σ - ϵ の推移のヒステリシス性により新しい σ - ϵ の分布は第 5 図の $A''B''C''$ のようになり、 B'' は E' と同じ位置をとる。ゆえにこの状態では第 2 回め以後の熱負荷の繰返しにより毎回永久ひずみ ϵ_f が材料のすべての部分に追加され、材料はどんどん伸びて行くわけである。この状態を Miller は単に「プラスチックフロー状態」と称して、設計上避けなければならないとしている。

このプラスチックフロー限界は前記のようにABの長さが板厚の1/2に等しくなるときであって、初期の σ_m と σ_t の値から求められ、いま σ_{t0} を σ_t の最大値(壁面)とし

$$n \equiv \sigma_m / \sigma_Y, \quad t \equiv \sigma_{t0} / \sigma_Y \quad \dots\dots\dots (1)$$

とくと、力のつりあい条件から、プラスチックフローを生じない範囲は簡単に求められ、

$1 \geq n \geq 0.5$ のときは

$$n + \frac{t}{\lambda} \leq 1 \dots\dots\dots (2)$$

 $0.5 \geq n$ のとき

$$nt \leq 1 \dots\dots\dots (3)$$

となる. この限界線を第 8 図の n - t 平面上に示すと線 PQX となる.

以上のようなプラスチックフローは曲りだけを拘束され、自由に伸び得る部材において不均一温度分布が間欠的にかけられるときにだけ生じ、均一温度分布のときは発生しない。

3.2 材料にクリープのあるときのプラスチックフロー限界

ロー限界 前節の Miller の考え方を，同一の仮定の下に，材料にクリープがあるときに延長してみる．材料のクリープに関する研究によれば，ボイラ鋼管に使用される材料の多くではその平均クリープ速度は応力の約五乗に比例して増加する．この関係による応力し緩状態を，不均一応力場に対し厳密に解くことは相当難解であるので，ここではクリープ速度が応力の高いところほど急激に速くなることに着目して，「不均一応力分布のあるときは，クリープはそのうちの応力最大の部分だけで発生しながら，応力し緩する」と近似仮定を行なう．

この考え方を第6図で説明すると、同図で初期平衡応力分布が折線 $A_0B_0C_0$ であるときは、まず A_0B_0 間にだけクリープが生じて応力分布は $A_1B_1C_1$ にし緩す

る。さらに逐次 $A_n B_n C_n$, $A_{n+1} B_{n+1} C_{n+1}$ のように常に折線状を保ちながら進行するとするものである。各折線の上面の応力を σ_c とすると, σ_c は初め σ_Y であるがしだいに減少してついには σ_m に一致して応力し緩が完了する。

同図で $\triangle A_0B_0D_0$ は初期の永久ひずみ成分の厚さ方向分布に比例し、 $\triangle A_1B_1D_1$ はクリープによる永久ひずみが加えられた全永久ひずみ成分の厚さ方向分布に比例する部分であるので、いま任意の時刻に熱負荷が停止したとき、応力反転によってプラスチックフローが開始する限界は、前節と同じ考え方で第6図の A_nB_n の長さがしだいに増加し、 B_nE_n の長さがちょうどはじめの A_0B_0 の長さより短くなり出す点である。 $B_nE_n = A_0B_0$ のときの反転応力は同図で $F G H$ のようになり、 $G H$ 間は降伏点に達する。いまプラスチックフロー開始時の σ_0 の値を σ_{c2} と置き、かつ

$$c_p = \sigma_{cp} / \sigma_Y \dots\dots\dots (4)$$

とて、前の(2), (3)式と同様な t, n 間の限界関係を求めると、

(a) $1+n < t \leq 1/(1-n)$ の範囲では第 6 図のように初期状態で片側に降伏が生ずるだけであって、その範囲を領域 II とすると、 $\sigma_c = \sigma_{cp}$ のときプラスチックフローが発生する限界点では、力のつりあいは

$$\begin{aligned} \Delta X \cdot \sigma_m &= \Delta x \cdot \sigma_{cp} - \frac{1}{2} B_n E_n^2 \frac{2\sigma_{t0}}{\Delta X} \\ &= \Delta x \cdot \sigma_Y - \frac{1}{2} (AX - B_n E_n)^2 \frac{2\sigma_{t0}}{\Delta X} \dots (5) \end{aligned}$$

第6図 クリープのあるときの
応力し緩状況の近似

である。(5)式から $(B_n E_n / \Delta X)$ を消去して無次元化し、プラスチックフローが生じない限界を求めると、

$$\sqrt{t} \leq \sqrt{1-n} + \sqrt{c_p - n} \dots\dots\dots (6) \quad (\text{領域II})$$

となる。このときの c_p は一定の曲線を第8図の t - n 平面上に図示する。

(b) $t > 1/(1-n)$ な領域では第7図のように板の両側で初期降伏が生ずる(片側引張り、片側圧縮)範囲となり、その領域を領域IIIと称する。このさいのクリープ状態を厳密に考慮することは困難であるので、同図で常に $A_0 A_n = D_0 D_n$ で $B_n C_n$ は $B_0 C_0$ に平行であるように応力がし緩して行くものと近似する。このさいのプラスチックフロー発生条件は前と同じく $B_n E_n \geq A_0 B_0$ であってプラスチックフローを発生しない範囲の $c_p = \sigma_{cp} / \sigma_Y$ と n , t との関係は、

$$n \cdot t \geq c_p \dots\dots\dots (7) \quad (\text{領域III})$$

第7図 両端近傍に初期降伏が生ずるときのクリープによる応力し緩状況の仮定

第8図 n - t 平面上における各種限界線図(第10図参照のこと)

で表わされる。その関係も第8図に図示する。

(c) $t \leq 1+n$ のときは $\sigma_m + \sigma_{t0} < \sigma_Y$ であって初期降伏が発生しない場合であり、これを領域Iと呼ぶ。このさいは(a)において $B_n E_n = 0$ のときに相当し、応力し緩の全過程においてプラスチックフロー状態にはいることはない。

3.3 永久ひずみの生長状態 前節の考え方によって部材内に生ずる最大永久ひずみ ϵ_p (=初期降伏ひずみ+クリープ伸び)の生長状況を、横軸に熱負荷保持時間(停止期間分を除く)をとって図示すると第9図のようになる。すなわち、 t , n の組合せが領域Iのときは、 ϵ_p の値は単純に増加し、かつその生長速度を減じて、ついにF点で応力し緩を完了し、その後はその点の応力に相当する一定クリープ速度で生長する。その間に熱負荷発停があってもプラスチックフローは生じない。

領域II, IIIのときは、初めは単純なクリープ伸びを続けるが、応力し緩がある程度進行して、そのときの t と n の値に対応する σ_{cp} の値以下に最大応力 σ_m が低下するP'点に到達すると、それ以後の熱負荷の発停によって毎回プラスチックフローによる伸びが発生し始め、単位時間当り発停回数 N の大小に応じて、図のように急激に伸びが進行する。もし $N=0$ のときは、そのまま鎖線に沿って伸びが進行し、応力し緩が完了するF点に至った後は伸び速度は一定になる(ただし材料がクリープ速度一定である期間だけ)。

P'点に至るまでの期間中は熱負荷の発停があっても、プラスチックフローは発生しないので材料はいちおう健全であるとみなせるので、その時間を健全時間 τ^* とすると、 τ^* は σ_p の値、すなわち c_p の値の小さいほど長く、かつ簡単な考察により c_p の値が一定のときは τ^* の値はほぼ一定である(クリープ速度

第9図 永久ひずみの生長状況

を仮定したときの τ^* の計算の詳細については後報で示す予定)。

4. 応力ヒステリシス発生および 熱疲れによる熱応力限界

熱疲れに関する研究〔たとえば文献(5)〕によると、同一材料が一定ひずみで繰返し均一熱応力を受けると、ある回数 N 以上で材料にひびわれや欠陥を生じて破壊することが示されており、その判定の目安は応力-ひずみの関係が σ - ϵ 平面上で描くヒステリシスの大きさであるとされている。

まず第1図のような性質をもつ完全塑性材料を考えると、クリープが発生しないとき、第2回め以後の熱負荷の繰返しにたいしてすべての部分が弾性限界内で応力を反転してヒステリシスを描かない範囲は明らかに

$$t \leq 2 \dots\dots\dots (8)$$

であって、プラスチックフローを生じない範囲でも $t > 2$ のときは壁の両壁近傍で応力-ひずみはヒステリシスを描く部分が生じてくる。

またクリープの発生を考えると、領域Ⅲでは $t \leq 2$ であっても、引張方向の永久ひずみが生長した部分に、応力反転時に逆に圧縮降伏が生じて、クリープによってできた永久ひずみを打消すため、負荷の発停ごとに毎回クリープと降伏とを繰返し、応力-ひずみ線図上で一種の毎回ヒステリシスを生ずる場合がある。プラスチックフローが発生するまでに(健全時間内に)この毎回ヒステリシスを発生する領域は、さきの第7図におけるし緩応力の反転を考察することにより、領域Ⅲの全域と一致し、

$$t \leq 1 + c_p \dots\dots\dots (9)$$

である。(8)式および(9)式の限界は第8図における直線 RQ および曲線 SQ になる。

実際の材料では弾性限度が第1図のように確然としていない上、バウシinger効果による反転応力の早期降伏が生ずるので、問題は複雑である。しかしボイラの発荷発停回数はその種類、用途によって異なるが、1日1回たくボイラでもその寿命の間で最高5000くらいであって、 $N=5000$ で材料に破壊をもたらす相当熱応力振幅 $\bar{\sigma}_t$ の値は諸資料によると相当高くてもよく、 σ_Y の値の少なくとも2.3~2.5倍以上である。

我々のモデルにおける $t=2$ の線は、またその壁面における熱応力振幅が σ_Y の値の2倍であることを意味するので、安全側を考えて、(8)、(9)式による限界は実際の材料における熱疲れ限界と考えてよいと思う。

5. 許容 n - t 応力限界の総まとめ

以上の種々の制限線はすでに第8図の t - n 線図上に示されているが、それをさらにわかりやすくするため、第10図に第8図をみるための t - n 線図説明図を描く。第10図上の諸記号は第8図と同じである。

同図にて、

(1) PQX はクリープのないときでもプラスチックフローが発生する下限界

(2) RQ はクリープがなくても毎回ヒステリシスが発生する下限界

(3) VUTY は、 σ_{cp} まで最大応力がし緩するまでにプラスチックフローが発生する下限界

(4) SQ は σ_{cp} まで最大応力がし緩するまでにクリープと降伏が交互に生ずるヒステリシスを発する下限界

(5) PS はクリープがあるとき、応力し緩が完了してもプラスチックフローを生じない上限界

(6) WZ は応力し緩完了後の熱負荷時一様応力(σ_m に等しい)が別に与えられるある許容応力 σ_{mp} をこえる限界(ただし $n=n_p \equiv \sigma_{mp}/\sigma_Y$)等の諸制限である。以上の考察から、

〔ケース1〕 材料にクリープを生ずる温度範囲であっても、総使用時間が短い、もしくは停止回数がきわめて少ないボイラの伝熱面では、前者では健全時間から、後者では単純クリープ伸びから適当な c_p の値を選んで領域Ⅱを使用することが可能で、そのさいの熱応力と内圧による応力の許容領域は第10図で図形 OSUVWZ となる。

第10図 t - n 平面における各種限界の説明図(第8図に対応する)

〔ケース2〕 また使用時間が長いか、発停回数が
多いボイラで、かつ材料にクリープのある温度範囲の
伝熱面では、許容領域は図形 OSWZ の範囲となる。

〔ケース3〕 材料にクリープを考えなくてよい場
合(一般に 400°C 以下)の伝熱面では、図形 OSUQP
の全域が許容領域となる。

6. 薄肉管における最大熱負荷 設計と最小重量設計

6.1 表面熱負荷と管総重量の t, n による表示

いま内径 d_1 と内圧 p が与えられているが、肉厚 ΔX
と熱負荷 q とが自由に選べる薄肉管においては、逆に
管板に生ずる定常熱応力 σ_{t0} と内圧による応力 σ_m 、
すなわち t および n を与えることにより q と ΔX 、お
よび管総重量 W 等がきまってくる。

すなわち

まず定常熱伝導と熱応力の関係式より薄肉管を平板
近似して

$$t = \frac{\sigma_{t0}}{\sigma_Y} = \frac{\alpha E_m}{2\lambda(m-1)} \frac{q \cdot \Delta X}{\sigma_Y} \quad \text{.....(10)}$$

また薄肉管では、内圧による引張応力を計算すると

$$n = \frac{\sigma_m}{\sigma_Y} = \frac{d_1 p}{2\sigma_Y \cdot \Delta X} \quad \text{.....(11)}$$

で、(10)、(11)式から ΔX を消去すると q の値は

$$q = 2nt \frac{2\lambda(m-1)}{\alpha E_m} \frac{\sigma_Y^2}{pd_1} \quad \text{.....(12)}$$

となり、いま

$$\Omega = \frac{2\lambda(m-1)}{\alpha E_m} \frac{\sigma_Y^2}{pd_1} \quad \text{.....(13)}$$

と置くと Ω は与えられた p, d_1 および材料性質で

第11図 t - n 平面上における
 q = 一定の曲線群

きまる定数で q は、

$$q = 2nt \cdot \Omega \quad \text{.....(14)}$$

と置くことができる。

第11図の t - n 平面上に q = 一定なる関係を与え
る双曲線群を示す。熱応力が一定でも n の値が変
ると肉厚が変るので q の値は変化する。

いまこの薄肉管で形成される、伝熱面積 A 、総伝熱
量 Q (単位時間当り) なる伝熱面があるとすると、そ
の管の総重量 W は

$$W = \Delta X \cdot A \cdot \gamma \quad \text{.....(15)}$$

$$Q = Aq \quad \text{.....(16)}$$

なる関係と(11)、(14)式とから

$$W = \frac{Q \cdot \gamma \cdot \alpha E_m}{2\lambda(m-1)} \frac{d_1^2 p^2}{\sigma_Y^3} \frac{1}{4n^2 t} \quad \text{.....(17)}$$

で表わされる。いま

$$\Phi = \frac{\alpha \cdot E \cdot m \cdot \gamma \cdot d_1^2 p^2}{2\lambda(m-1) \sigma_Y^3} \quad \text{.....(18)}$$

とおくと、 Φ は Ω と同様与えられた条件だけできま
る定数で、単位時間単位伝熱量あたりの管重量 w は

$$w = \frac{W}{Q} = \frac{\Phi}{4n^2 t} \quad \text{.....(19)}$$

で表わされる。第12図に n - t 平面上で同一の w が
得られる曲線群を示す。 t および n の値が増すにつれ
て w の値は減少する。

(12)式および(17)式によって得られる重要な示唆は
「 n と t の値をそれぞれある値に一定にして伝熱面を
設計する限り、その許容熱負荷は p と d_1 の積に反比
例し、またその最小所要管重量は p と d_1 の積の二乗
に比例して増大する」という点である。また使用温度
による影響は σ_Y その他の物性値の変化から計算でき
る。 n と t の値のとり方は次節で示される。

第12図 t - n 平面上における
 w = 一定の曲線群

6.2 許容 n - t 領域内における最大熱負荷設計点

($q_{\max}$ 設計点) 第 11 図と第 10 図とを重ね合わせるにより, 任意の与えられた設計条件に対応する許容 n - t 領域内で最大熱負荷を与える点 ($q_{\max}$ 設計点と呼ぶ) を求めることができる. [ケース 1] のときは $c_p \geq 0.25$ であれば UV 線は U 点で最大の q に対応する $q =$ 一定の線に切するので, U 点が $q_{\max}$ を与える. $c_p < 0.25$ のときは U 点と W 点とにおける n, t の積の大きいほうが大きい $q_{\max}$ を与える. [ケース 2] では $n_p \geq 1/2$ では $n=t=1/2$ なる M 点, $n_p < 1/2$ では SP 線上の W 点 ($n=n_p$) が $q_{\max}$ を与える. [ケース 3] では Q 点が $q_{\max}$ を与える. いずれの場合でも $q_{\max}$ は

$$q_{\max} = K_1 Q \quad \dots\dots\dots (20)$$

の形に与えられる. ここで

$$K_1 = 2nt \quad \dots\dots\dots (21)$$

であっておのおののケースによって値が異なる. K_1 の値は第 11 図からも読めるが, 別に第 1 表に代表的なケースにつき, c_p または n_p 等の値による計算式として示しておく.

6.3 許容 n - t 領域内における最小重量設計点

第 12 図と第 10 図とを重ね合わせるにより, 上と同様にして管の総重量を最小とする $w_{\min}$ 設計点が求められる. $w_{\min}$ の位置は必ずしも $q_{\max}$ の位置と一致しない.

まず予備的近似計算によって, 第 8 図および第 12 図のように, t - n 平面上に

$$t = 1 + \frac{1}{3}c_p^2, \text{ および } n = c_p - \frac{1}{3}c_p^2 \quad \dots\dots\dots (22)$$

なる座標をもつ SC 曲線を引いたとき, $c_p =$ 一定の線 UV は, それが SC 曲線と交わる C' 点において最小の w を与えるところの $w =$ 一定の曲線と切ることがわかっている. また PS 線は $t=1/3$, $n=2/3$ なる N₀ 点で最大の w を与え, かつそのときの $w =$ 一定の曲線は SC 線と $c_p=0.44$ の点で交わることもわか

る.

ゆえに [ケース 1] で $c_p \geq 0.44$ のときは C' 点が $w_{\min}$ 設計点を与える. また, $c_p < 0.44$ のときは C' 点と W 点における n^2t の値を比較し, その大きいほうが最小の $w_{\min}$ を与える点である.

[ケース 2] で $n_p \geq 2/3$ のときは N₀ 点が $w_{\min}$ を与える. また $n_p < 2/3$ のときは W 点 ($n=n_p$) が $w_{\min}$ を与える.

[ケース 3] は [ケース 1] で $c_p=1.0$ ときに相当し, C 点 ($n=2/3$, $t=4/3$) で $w_{\min}$ が与えられる. いずれのケースでも $w_{\min}$ は

$$w_{\min} = K_2 \Phi \quad \dots\dots\dots (23)$$

の形で与えられ, ここで

$$K_2 = 1/(4n^2t) \quad \dots\dots\dots (24)$$

であって, K_2 の値は第 12 図からも読めるが, 別に第 1 表に c_p , n_p 等による K_2 の値および計算式を示しておく.

また同第 1 表には肉厚の代りに

$$\Delta X = K_3 \frac{pd_1}{2\sigma_Y} \quad \dots\dots\dots (25)$$

とおいたときの K_3 の値とその計算式を示しておく.

7. 厚肉管における厚肉の影響

7.1 プラスチックフロー限界に対する厚肉の影響

今までの計算はすべて薄肉管を平板近似して解いたが, 厚肉管のとき, その外径対内径の比 $\kappa = d_2/d_1$ の値のプラスチックフロー限界に及ぼす影響について調べてみる.

その影響はまず応力分布が曲線であるため応力反転機構が複雑になることと, 肉厚および q に対応する n , t の表示が (10), (11) 式よりも複雑化することに現われてくる.

まず前者について解析してみる. 最初はクリープが生じていないときを考え, かつ第 13 図のように, 曲線状の σ_m と σ_t とが重合されて AB 間に降伏が生じ

第 1 表 代表的な設計点の n , t , K_1 , K_2 , K_3 の値もしくは計算式 (薄肉管)

ケース	設計種類	第 8 図上の位置	n	t	K_1	K_2	K_3
1	$q_{\max}$ 設計	SQ 線上の U 点	$\frac{c_p}{c_p+1}$	c_p+1	$2c_p$	$\frac{c_p+1}{4c_p^2}$	$\frac{c_p+1}{c_p}$
1	$w_{\min}$ 設計	SC 線上の C' 点	$c_p\left(1-\frac{1}{3}c_p\right)$	$1+\frac{1}{3}c_p^2$	$2c_p\left(1-\frac{c_p}{3}\right)\left(1+\frac{c_p^2}{3}\right)$	$\frac{1}{4c_p^2\left(1-\frac{c_p}{3}\right)^2\left(1+\frac{c_p^2}{3}\right)}$	$\frac{1}{c_p\left(1-\frac{1}{3}c_p\right)}$
2	$q_{\max}, w_{\min}$ 設計	SP 線上の W 点	n_p	$1-n_p$	$2n_p(1-n_p)$	$\frac{1}{4n_p^2(1-n_p)}$	$\frac{1}{n_p}$
2	$q_{\max}$ 設計	M 点	0.5	0.5	0.5	2.000	2.0
2	$w_{\min}$ 設計	N 点	0.666	0.333	0.444	27/16=1.688	1.5
3	$q_{\max}$ 設計	Q 点	0.5	2.0	2.0	0.500	2.0
3	$w_{\min}$ 設計	C 点	0.666	1.333	1.777	27/64=0.447	1.5

たときのBC間の応力分布は、降伏が生じないとしたときの $(\sigma_m + \sigma_t)$ の形をそのまま上方に平行移動した形に一致すると近似仮定する。

いま管内の厚さ方向の位置割合を x (内壁で $x=0$, 外壁で $x=1$) とし, σ_m および σ_t が第14図(a), (b) のような単調曲線分布しているとき, 任意の x に対して両図でハッチングを施したそれぞれの部分の面積を x の関数として計算し, L_1, R_1, L_2, R_2 とする。

ある σ_m と σ_t の組合せに対して第1回目の加熱停止時からプラスチックフローが生ずる限界点は, 第14図(c)のように, 加熱時平衡応力がABC, 加熱停止時の反転応力がA'B'C'の形のとき, B点とB'点が降伏応力線上で一致することである。

このときB点の位置割合を x とすると, 力のつりあいと応力の合成方向の考察から

$$L_1(x) - L_2(x) = R_1(x) + R_2(x) = \sigma_Y - \sigma_{m0} \cdots (26)$$

となる。ここで σ_{m0} は内圧による機械的応力の厚さ方向の算術平均値で, 実際の厚肉管においては,

$$\sigma_{m0} = pd_1/(\kappa - 1) \cdots (27)$$

第13図 曲線状の応力分布における降伏の発生状況

である。さて厚肉管における弾性理論による σ_m と σ_t の値から L_1, R_1, L_2, R_2 等を x の関数として表現して(27)式に代入した後 x を消去すると, 薄肉管のときと同様な形で,

$$n' = \sigma_{m0}/\sigma_Y \text{ および, } t' = \sigma_{t0}'/\sigma_Y \cdots (28)$$

のプラスチックフロー限界の関係が κ をパラメータとして求まる。ここで σ_{t0}' は第13図に示すように, 熱応力が単独で存在するとした時の両壁間の熱応力差の半分である。

計算結果だけを示すと第15図のようになり, $x=1.0$ のときは薄肉管の場合と一致するが, κ が大きくなるにつれて限界線はわずかに上昇する。 t が2から1の間でこの限界線を近似すると

$$t'/4 + n' \approx 1 + 0.1(\kappa - 1)^2 \cdots (29)$$

となり, (2)式と比較すると上式の右辺が曲線状応力分布の影響を示す項となっている。

第15図 クリープのない厚肉管におけるプラスチックフロー限界

第14図 σ_t と σ_m の分布が曲線分布のときのプラスチックフロー限界の考え方

第 2 表 薄肉解 (第 1 表) に対する厚肉の影響の補正項

	ケース 1 の $q_{\max}$ 設計点に対するもの (U 点)	ケース 1 の $w_{\min}$ 設計点に対するもの (C' 点)
n	$1-0.5 B+0.733 B^2+0.033 B^3$	$1+0.2375 B^2-0.1463 B^3$
t	$1+0.5 B+0.066 B^2+0.60 B^3$	$1+0.1 B^2+0.281 B^3$
K_1	$1+0.543 B^2+0.966 B^3$	$1+0.3375 B^2-0.1347 B^3$
K_2	$1+0.5 B-1.282 B^2-2.749 B^3$	$1-0.575 B^2-0.5736 B^3$
K_3	$1+0.5 B-0.433 B^2+0.5166 B^3$	$1+0.1625 B^2+0.1406 B^3$

クリープを考えたときもその影響は同じであると近似し, その限界線は第 8 図の c_p = 一定の線がすべて $[1+0.1(\kappa-1)^2]$ だけ上方に移動したものに等しいと考える.

7.2 $q_{\max}$ および $w_{\min}$ の値に対する厚肉の影響

厚肉管における n' , t' を厳密弾性解で表示すると

$$n' = \sigma_{m0} / \sigma_Y = p / (\kappa - 1) \cdot \sigma_Y \cdots \cdots (30)$$

$$t' = \frac{\sigma_{i0}'}{\sigma_Y} = \frac{\alpha_m E q_1 d_1}{2(m-1)\lambda \sigma_Y} \ln \kappa \cdots \cdots (31)$$

であって上の 2 式と前小節の限界線から薄肉管と同様な方法で c_p = 一定に対する $q_{\max}$, と $w_{\min}$ 設計点の計算を行なった. いま

$$B = [(c_p + 1) / 2c_p] \cdot p / \sigma_Y \cdots \cdots (32)$$

と置いて, B の四乗以上を省略し, 第 1 表の薄肉管の解の値に対するこの厚肉の場合の補正項の計算結果を B の多項式で表示すると第 2 表のようになる.

通常の高圧ボイラでは B の値は 0.3 以下であるから, 同表の結果によると, 厚肉の影響は, $q_{\max}$ で 20 % 以下, $w_{\min}$ で 5 % 以下である. $q_{\max}$ や $w_{\min}$ の計算には不確実な物性値を含むことが多いので, 実用上超高压のとき以外は薄肉仮定で十分であるといえよう.

8. 実例計算

多くの場合に対する実例計算は別の機会にゆずり, ここでは 2 例だけを示しておく.

(1) STB 52 D 鋼管 (AISI 321 ステンレス) にて, $p=300 \text{ kg/cm}^2$, $d_1=20 \text{ mm}$, $T_m=600^\circ\text{C}$ の時は, $E=1.5 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$, $m=3.3$, $\alpha=17.5 \times 10^{-6} 1/^\circ\text{C}$, $\gamma=7820 \text{ kg/m}^3$, $\lambda=20 \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$, $\sigma_Y=14 \text{ kg/mm}^2$ とし, σ_{mp} の値としては在来のいわゆる材料許容応力を採ると $\sigma_{mp}=6.8 \text{ kg/mm}^2$ であるから, [ケース 2] の $q_{\max}$ 解 ($w_{\min}$ 解とも一致) は $n_p=0.485$ $q_{\max}=1.73 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2\text{h}$, $w_{\min}=2.0 \times 10^{-2} \text{ kg/kcal/h}$ となる.

(2) STB 42 D 鋼管 ($2\frac{1}{4}\text{Cr}$ 鋼) にて $p=300 \text{ kg/cm}^2$, $d_1=20 \text{ mm}$, $T_m=400^\circ\text{C}$ のときは同様にして $q_{\max}=7.2 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2\text{h}$, $w_{\min}=3.06 \times 10^{-3} \text{ kg/kcal/h}$

となる.

ボイラの過熱管における今までの最高熱負荷は約 $10^5 \text{ kcal/m}^2\text{h}$, ふく射伝熱面では約 $5 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2\text{h}$ くらいで, 上の 2 例によるといずれもまだ許容熱負荷以内である. しかしさらに超高压ボイラとなると許容 $q_{\max}$ はさらに小さくなるので問題になってくることがわかる.

9. 結 言

以上のように, 管壁内に生ずる定常熱応力とクリープによる応力弛緩を考慮することにより, プラスチックフローや応力ヒステリシスを発生しない条件での許容最大熱負荷と, 最小重量設計点等を導出した. 計算式等によれば, とくに高温高压ボイラの伝熱面に対しては従来の「温度による熱負荷限界」以外に本論文の種類の熱負荷限界も考慮されなければならないことが示される.

本報告の議論はまだおおまかな近似仮定に基くものであって, 金属の微視的な挙動や, その性質の経時変化, 腐食の影響などのことが考慮されてない上, 実験的にも証明されていない仮説的なものであるが, ボイラ伝熱面ばかりでなく, 一般に高い熱負荷によって板の厚さ方向に強い不均一熱応力場を生ずる各種の機械部分や伝熱装置の熱設計に対して, なんらかの目安を与えるものであれば幸いである.

なお, 領域 II における材料の健全時間の長さ, 熱負荷の発停に伴う熱衝撃の影響の程度, および実際の材料における他の数値例とその応用等に関しては追って続報の予定である.

なお本報告作成にあたって御討論と御助言を賜わった東京大学 鶴戸口教授に厚く謝意を表したい.

文 献

- (1) 一色・寺野・多賀・大原, 機械学会誌, **65**-519(昭37-4), 505.
- (2) D.J. Bergmann, *Trans. ASME*, **78**-5(1956-6), 1011.
- (3) J.S. Blair, *Engineering*, **179** (1955-2-8), 205.
- (4) D.P. Miller, GE社 KAPL-1955 (1958-8).
- (5) C.F. Coffin, *Trans. ASME*, **76** (1954), 931.

討 論

〔質問〕 (1) 論文の題目に「熱応力とクリープを考慮した……」とあり、熱応力を入れてあるのには意味があるが、クリープを考慮したという表現は論文の内容に適しないと思う。内容において、クリープを考慮した箇所は見当らない。むしろ「クリープの生ずる場合の……」としたほうが、適当ではないか。

(2) 935 ページ右欄 10 行め、「プラスチックフローが開始する限界は第6図の $B_n E_n$ の長さがちょうど $A_0 B_0$ の長さに等しくなるときである」とあるが、これは詳しい説明がないのでその理由が明確でない。誤解であることをおそれるが、これを導くためには $A_0 B_0$ を決定するときの σ_Y と GH ($GH = \overline{B_n E_n}$) を決定するときの σ_Y の値が等しいということが前提になるのではないか。前者の σ_Y は高温におけるもの(もちろんこれは仮定的なものである)で後者の σ_Y は常温における値であるから、これには大きな差があるはずである。

(3) 937 ページ左欄 7 行め、 $\tilde{\sigma}_t$ の値は σ_Y の値の 2.3 ~ 2.5 倍とあるが、この σ_Y とは何を意味するものか。

(4) 薄肉管の場合には 933 ページにある Miller の用いた仮定に基いて考察をおこなっておられるので、その取扱いの意義は了解できるが、これをそのまま厚肉管の場合に拡張することは、無理なように思う。すなわち、第7章の所論は弾性応力分布を仮定し、塑性力学もしくはクリープ力学の塑性条件を用いることなく、簡単に塑性状態を仮定しているが、塑性状態は塑性力学またはクリープの力学を用いると、弾性応力の場合と非常に異なった応力分布を示すことは、明らかである。

(平 修二)

〔回答〕 (1) ご指摘のとおり原題目の「熱応力とクリープを考慮した……」とあるのを「熱応力とクリープが生ずる場合の……」と変更いたします。

(2) この命題ばかりでなく本論文の全部にわたってつぎの仮定をしていることを補足したいと思う。

(i) 材料の平均温度は熱負荷の on-off に関係なく常に一定の高温度である(これはちょうどボイラで過熱蒸気温度を一定に保ちながら熱負荷を大きく変化させるか、または on-off することに対応する)。

(ii) 熱負荷を変化する時間、すなわち熱応力のビルトアップ時間は 5 分ないし 10 分間程度の短時間であるとする。

(iii) 熱負荷を off にした後の高温保持時間の総計はクリープが生ずるほどの長時間ではなく、クリープは熱負荷が on になっているときだけで生ずる。だからこの命題では $A_0 B_0$, GH のいずれの決定時でも σ_Y

は等しいと考えている。

実際には熱負荷を off にしたとき材料温度も若干下がるので σ_Y が増加すると考えられるが、上の考え方のほうが severe であるからそれを選った。実際の場合は運転方法との関連できわめて複雑な問題となると思う。

(3) この σ_Y は在来の短時間引張試験における 0.2% 永久ひずみ降伏点応力 σ_s を考えた。すなわち $\sigma_Y = \sigma_s$ としたわけである。2.3 倍ないし 2.5 倍とあるのは AISI 347 材に対する Coffin⁽⁵⁾ の $N=5000$ の熱疲れ破断応力が同種材の σ_s の約 2.3~2.5 であることから採った。

平・大南・白石らの報告(答1)によると、AISI 347 材において 400°C で $\sigma_s = 12.6 \text{ kg/mm}^2$ に対し、熱疲れ破断応力振幅 σ_t は熱応力だけが単独にかかるとき $N=5000$ に対し約 30~33 kg/mm^2 でありやはり σ_t は σ_s の約 2.5 倍程度である。このような表示法は一般化することは適当でないかも知れないが $N=5000$ に対し少なくとも σ_Y の 2 倍以上の単独熱応力振幅は危険であるとする考えはいちおう安全側であると考えた。

(4) ご指摘のとおり本報の厚肉管の計算の仮定は多くの無理があると思う。ここでは単に一つの計算例として示しておきたいと思う。

〔質問〕 (1) ボイラ伝熱管に発生する熱応力はつぎの4種に大別されるが、この論文では、そのうちの(a)だけが取上げられている。他の熱応力については続報されるのか、または無視してさしつかえないと考え得る理由があるのかを、いちおう説明してほしい。

(a) 管壁の熱流のために外面が内面よりも高温になることによる熱応力。これによりプラスチックフローが発生すれば、管の肉厚が減少して直径が増す。

(b) 特に水壁管で顕著になるように、管の全周にわたり熱吸収が一樣でなく、周に沿って温度の不均一を生ずることによる熱応力。これにつぎの2種がある。

(b・1) 円周方向に強熱側が伸びることによる熱応力。これによりプラスチックフローが生ずれば(a)と加えあわされる。(b・2) 管の長さ方向に強熱側が伸びることによる熱応力。これによりプラスチックフローが発生すれば、管は長さ方向に屈曲する。ボイラの放射伝熱管ではこの曲りを拘束する止め金がつけてあるが、現実にも発生することがある。

(c) ボイラの発生蒸気圧力変動による飽和蒸気温度

(答1) 平・白石・大南, 第5回高温強度シンポジウム資料, (昭37-10), 101.

の変動, 過熱もどし器の作用による過熱蒸気温度の変動(噴射水による過熱もどし器では噴射水量は相当にはげしい変動を示すものである), 炉内の火炎, スラッグ等の不可避的, および人為的調整による意識的変動(不可避的変動の程度については ASME の Furnace Performance Factors Committee による一連の実験値から推定可能)など, 要するに過渡現象に伴う熱応力。

(d) ボイラの全体構造の都合上, 熱膨張を完全には逃し得ないことによる雑多な原因の熱応力。

(2) ボイラ伝熱管の熱負荷は場所的にも時間的にも一様でない。たとえば, 水壁では平均熱負荷の 2 倍以上の熱負荷を受ける部分が存在し, しかもその場所は空間的に固定していない(問 1)。つまり著者の計算方法が確立したとして, 計算式にはいつてくる熱負荷の数値を, ボイラの設計上求められる平均熱負荷をとるのは適当でないと思われるが, そのとりかたをどう考えればよいだろうか。

(3) ボイラ伝熱管では, 円周方向応力の $1/2$ の応力が軸方向に存在する。強度の計算にはこの応力を無視してよいことが実証されている例が多いが, 本論文の場合のように円周方向の変形量を問題にし, これが立論の基礎となる場合には, 無視できるかどうかについていちおうの検討を要すると思う。たとえば引張試験で得られる伸びが 30% の材料よりなる鋼管を水圧で破裂させると, 円周方向に 30% のびて軸方向に全く伸びないような破れかたは決してしない。

(4) 長時間使用された水壁蒸発管の火炎側肉厚が減耗している例は多いが, この原因がプラスチックフローであれば, 管内の全断面積は初期断面積とほとんど同一でなければならない。現実の断面をしらべれば腐食による肉厚減少とプラスチックフローによる減少の比較が可能と思うので調査されることを希望したい。もちろん腐食減量がプラスチックフローにより著しく加速されることは明らかであるから, 腐食減量が主であっても, プラスチックフローを考慮することが無意味だということにはならない。(石谷清幹)

【回答】 (1) ご指摘のとおり実際のボイラには各種の応力が重畳していると思う。しかし本論文は考え方の第一歩として, 定常応力でかつ自由な曲りや伸びや断面の変形などで技術的もしくは自然に緩和することのない一様円周方向熱応力を取りあげたのであって, 他の応力について無視するわけではなく今後おおいに考慮して行きたいと思っている。

(2) ご指摘のとおりである。燃焼室内の最大熱負荷は石谷氏の式などによる平均熱負荷に対しちょうど原子炉のホットチャンネルファクタに似たホットスポット係数のようなものを考えて処理するのがよいと考えている。

(3) 熱応力履歴機構における応力重畳の問題はまだ解けていない。今後解決されるべき問題点だと思う。

(4) ご助言に感謝します。今後研究調査したいと思う。

【質問】 高温高圧蒸気の繰返し作用を受ける円管の強度設計に「プラスチックフロー」, 「クリープ」また「熱疲れ」等の現象の重要性を指摘し, 従来の, 材料強さに関してほとんど考慮していない設計規準に, これらの新しい考え方を取入れた一つの進んだ実用的な設計方法について提案され, 非常に興味深く思う。戦後欧米において急激な発展を遂げた“塑性解析および設計法 (Plastic Analysis & Design)”の分野でなお研究を要する重要問題の一つとして, Shake-Down Design and Incremental Collapse というのがあるが, 著者の取扱っておられるプラスチックフローの現象は正にその問題で私のところでも最近研究を始めようとしているところである。

著者が結言で述べていることとだいたい同じであるが,

(1) 完全塑性体の応力-ひずみの関係が温度の影響下でどの程度成立するか。

(2) Miller の考え方に従って円管の曲率を無視して平板の問題に直して取扱っており, 後のほうで厚肉の場合の補正について述べているが, その妥当性は。

(3) プラスチックフローの状態は塑性設計の分野における研究では, ひずみ硬化の影響その他により, 理論が予測しているほど severe ではないというのが現在のだいたいの意見のようである。

(4) 熱疲れの現象も現在活発な研究のおこなわれている low cycle fatigue の問題で Coffin の提案している式がどのくらい実用性があるのか。

などいろいろ問題があると思う。いずれにしてもこのような新しい設計規準の提案は非常に有意義であると思われるので今後しっかりした実験的裏付けが特に望まれる。(川井忠彦)

【回答】 (1) 高温における応力対ひずみの関係は, 筆者にはまだよくわかっていない。しかし Gibbs は(答 2)の 316 ステンレス鋼に対する高温における

(問 1) 石谷・山崎・小泉, 機械学会論文集 20-96, (昭 29), 566; 山崎, 電力技研報告 火力 6009 (昭和 36), 106

(答 2) T.W. Gibbs & H.W. Wyatt, *Trans. ASME*, Ser. D, 83-4 (1961-12), 481.