

【整番 SE-05-TM-002】	【標題】 高温配管規定 ASME CC-253 の紹介と運用		
分類：構造(高温構造)／種別：技術メモ	作成年月：H26.11／改訂：Ver0.0 (H26.11)	作成者：N. Miyamoto	

全 35 枚

1. はじめに

(1) 高温域では、引張強さや降伏応力の低下およびクリープの経時的な進行を考慮して各温度に対する基本許容応力をセットしこれをベースに構造強度がコントロールされている。ASME B31.1 や B31.3 のような一般的な配管コードの場合も然り。高温域では主にクリープ破断防止の観点から、使用温度に対する基本許容応力を低くして発生する 1 次応力を抑え、設備寿命内にクリープ破断が発生しないようにしている【補 1】。また疲労防止の観点から、このクリープ破断防止を意図した基本許容応力を用いて、疲労の主因となる繰り返しの 2 次応力を抑えて、設備寿命内に疲労損傷が発生しないようにしている。しかしその手法は、単に基本許容応力の設定にクリープ破断という要素を取り込んだだけで、通常の配管応力解析による設計とあまり変わらないようにみえる。

一方、クリープ進行が有るときはクリープ進行が無いときに比べて疲労損傷が早くなることはよく知られており、クリープ疲れ問題として高温強度設計の重要なテーマの一つになっているにも拘らずこれに対する一般コードルールの反応は鈍い。例えば ASME B31.3 ではわずかに

- ① The designer is cautioned that fatigue life of materials operated at elevated temperature may be reduced. (本文 302.3.5)
- ② Creep-fatigue interaction effects shall be considered when the number of cycles exceeds 100.
(Appendix V の V302)

という警告がなされているだけで具体的な規定や制限は殆ど見当たらない。然るに次の Code Case は多分に優先的なこの課題に対して、かなり具体的な答えを与えている。

Cases of ASME Boiler and Pressure Vessel Code Case N-253-14 (2006)
Construction of Class 2 or Class 3 Components for Elevated Temperature Service
 [末尾添付 A に Contents を示すので参照されたし]

コードケースとは規格(→コード)を補足・補完するもので、本コードケース(以下 CC253)は
 [ASME Sect.III Subsection NC(ND) Class 2(Class3) Component]

という **Nuclear Class 2,3 設備**を対象としたコードの高温関連規定の不備を補完している。原子力プラントのクラス 2,3 に分類される機器配管は、化学/石化/動力プラントのプロセス機器配管とほぼ同等レベルにあるとみて差し支えないから、この CC253 は Nuclear にこだわることなく一般のプラント設備に転用できる可能性をもっている。本 TS では、特に**高温配管に的を絞って CC253 の内容を**紹介するとともに、その**運用方法などを考えてみたい。**

(3) CC253 は全 33 頁のうち過半が許容応力関連の Table で記述部分は比較的少ないから、むしろ原文を直接読んだ方が早いのかも知れないが、親コードとのやりとりも含め、その内容は決して単純ではない(トリック的で難解である)。CC253 の規定内容を設計手順的にみてもみれば、次のようになる。

ステップ 1. まずプレ的にクリープ評価を行い対象配管の運転を次の 2 つのケースに分別する。
 ①クリープ効果が無視できる場合、②クリープ効果が無視できない場合
 ステップ 2. 各ケースについて許容応力値を求める(次のステップで使用)。

ステップ 3. 各ケースについて次のように配管設計を実施する。

荷重条件→圧力設計(肉厚さ算定/座屈チェック)→配管解析評価→詳細設計

ステップ 1 で①に区分された場合、2,3 のオプション/制限規定[補 2]を除いては親コードすなわち ASME Sect. III Subsect. NC の規定に準じることになる。本 TS では①のケースを割愛して、②のクリープが無視できないケース (以下、クリープ考慮設計) を主に扱う。

(4) CC253 は Nuclear に属するので、設計仕様書の縛りが強く、以下のようにプラントの状態が多少厳密に定義されて設計の指標になっている (運用上、注意を要する)。

設計状態 →設計圧力・設計温度で定義された状態 —長期 1 次応力のベース
 荷重レベル A →定常運転状態 —長期 1 次+2 次応力のベース
 荷重レベル B →安全弁作動等アップセット状態 —短期扱い 1 次+2 次応力のベース
 荷重レベル C →緊急状態 (非定常運転状態) —短期 1 次+2 次応力のベース
 荷重レベル D →事故状態 (非定常運転状態) —短期 1 次+2 次応力のベース

本 TS は CC253 の一般プラントへの適用拡大を狙っている。その場合 Nuclear の定義を使用してもよいが違和感が残るので[補 3]のように定義し直しておく(2.と 3.の記述はこの定義によっている)。

2. 「クリープ考慮設計」の規定内容など

2.1 [クリープの効果が無視できる場合]の判定

CC253 の Appendix E によれば、下記の条件を満たす場合は「クリープ効果が無視できる場合」に、満たさない場合は「クリープ効果が無視できない場合」に分類される。つまり下記の条件を全てクリアできない限り、クリープ考慮設計になる。

E-1.1) 荷重レベル A,B において次の式が満足されること。

$$\Sigma (t_i/t_{id}) \leq 0.9$$

ここで t_i = 運転中の金属温度 (T_i) の全保持時間 (hr)、

t_{id} = 配管材質と金属温度 T_i をパラメータに Fig. E-1 から読み取れる許容時間 (hr)

T_i = i 番目の温度パターンにおける金属温度 (→運転保持温度) [2.3 項表 2(*3) 参照]

E-1.2) 全ての荷重レベル C を通して下記の条件が満たされること。

発生回数 ≤ 25 回 & 高温保持時間 ≤ 25 hr & その時の金属温度 $\leq T_E$ (Table E-1 参照)

[なお高温保持時間 → T_E 以下の金属温度でクリープの進行が予想される時間の総和]

(E-1.1) はクリープの累積損傷則そのものである。(E-1.2) はレベル C がこの累積損傷則の結果を損なわないための措置である。(E-1.2) が満足される場合クリープの進行は無視できると考えている。

Table E-1 Maximum metal temperatures during Level C events

(レベルCイベント中の金属温度)

Material	Reference Peak Temperature, T_E (°F) 参照ピーク温度 T_E
Carbon Steel	800→427°C
Low Alloy Steel	950→510°C
304 SS	1150→621°C
Cast 304 SS	1000→538°C
316 SS	1250→677°C
Cast 316 SS	1100→593°C
Ni-Fe-Cr, Alloy 800H	1250→677°C

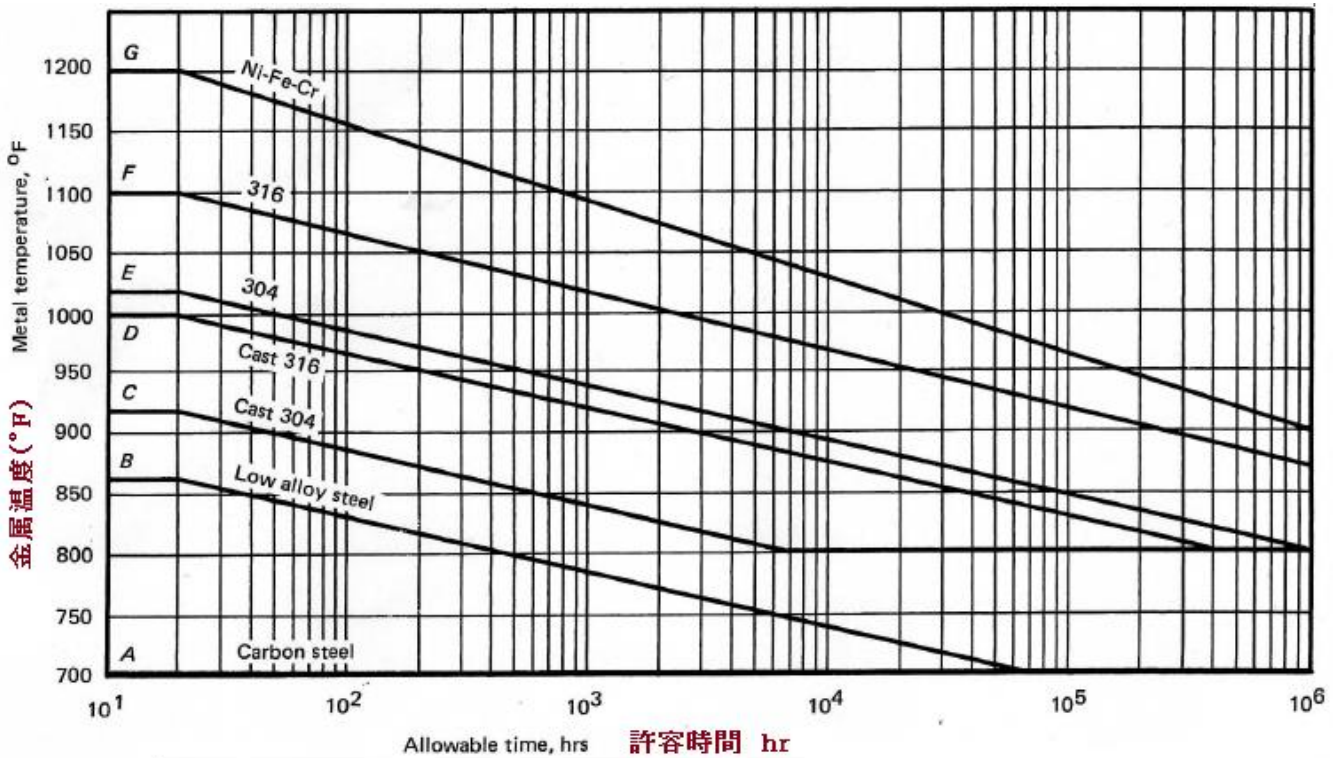


Fig. E-1 TIME-TEMPERATURE LIMITS FOR SERVICE LEVEL A AND B EVENTS

状態A,Bにおける時間-温度限界

2.2 許容応力の設定

(1) 構造設計に直接リンクする許容応力の設定は、基本的に以下の選択による。

- ①クリープの影響が無視されるとき→Appendix C の Table C-1.1 が使用可能。
- ②クリープの影響が無視できない時→Appendix C の Table C-1.2(→ASME Sect. II Part D)

従って、ここでは②の **Table C-1.2** を使用することになる。ただし許容応力の選定手順を示した Fig.C-1.0 では、

- ・クリープ域の高温に曝される時間が短い場合(≤1hr) あるいは
- ・Appendix E の E-1 のレベル A,B に関する条件をパスしているのに、レベル C に関する E-2 の条件をパスしない場合、

Table C-1.1 の許容応力に経時係数(Table C-1.1(e))を乗じた修正許容応力の使用が認められている。

溶接部についてはクリープの影響が強まるので、Table C-1.2 を使用する場合は、Table C-1.3 の減少係数(≤1.0)を乗じて許容応力を減じる必要がある。またこれに関連して、Table C-1.3 にない材料-温度(炭素鋼の場合然り)では溶接施工が認められていないが、非現実的で厳し過ぎる(→現実的な対応を考える必要がある)。

なお Fig.C-1.0 の許容応力算定手順はかなり難解で解釈が必要になってくる(これについては次節で議論する)。Table C-1.1,1.2,1.3 の添付は煩雑になるので割愛するが、代表的な材料についてそのオーダーを表 1 に例示しておく。概して高温側になるほど、Table C-1.2 の方が低くなっており、クリープ損傷ないしその干渉が考慮されているようだ。

- (2) 使用できる許容応力表がわかっても、どの温度で許容応力を選ぶかという問題がある。安全側には、Table C-1.1 を使うにしろ、Table C-1.2 を使うにしろ**運転中の最大使用温度(通常は設計温度)における許容応力値を選べばよい**。しかし、最大使用温度における保持時間が相当に短いと、その選択は過度に安全側になる。この問題については Table C-1.1 につき[補 4]で、Table C-1.2 につき 3.2(3)項で議論してみたい。

表 1 Table C-1.1(クリープ無視)と Table C-1.2(クリープ考慮)の比較

	Table	金属温度(°C)												
		350	375	400	425	450	475	500	525	550	575	600	625	650
炭素鋼(C-Si)	C-1.1		98.2	96.8	94.7	86.5	76.7	68.0	62.0	57.0	—	—	—	—
SA-106 S _{ML} 管	C-1.2	117	105	88.9	75.3	62.7	45.5	31.6	21.9	12.7	—	—	—	—
炭素鋼(C-Si)	C-1.1		114	107	100	96.8	89.2	79.6	73.0	67.0	—	—	—	—
SA-105 鍛鋼品	C-1.2	122	117	101	83.9	67.0	51.1	33.6	21.3	12.9	—	—	—	—
低合金鋼 Cr-Mo	C-1.1	99.5	99.5	99.5	99.5	99.5	99.5	99.5	96.0	92.0	—	—	—	—
SA-335 S _{ML} 管	C-1.2	114	114	114	114	114	100	80.9	64.0	47.7	34.5	23.5	15.5	9.4

上記の表の続き

	Table	金属温度(°C)												
		425	450	475	500	525	550	575	600	650	700	750	800	825
18-8 ステンレス	B31.3	105	103	101	100	97.0	90.0	78.0	64.0	41.0	27.0	17.0	11.0	(注)
SA-213 S _{MLS} 管	C-1.2	77.3	76.0	74.8	73.6	72.4	70.8	68.9	65.4	41.7	26.5	17.2	11.1	8.73
18-10 ステンレス	C-1.1	106	105	104	104	103	103	102	101	86.5	—	—	—	—
SA-312 S _{MLS} 管	C-1.2	97.3	96.0	95.4	94.2	93.3	84.1	61.6	44.3	24.5	12.6	6.18	2.77	1.62

(注) Table C-1.1 に 18-8 ステンレス鋼のデータが欠落しているので、類似の ASME B31.3 データを引用している。

425°C~575°Cまで C-1.2 の方が低く、600°C以上はほぼ同じになっている。

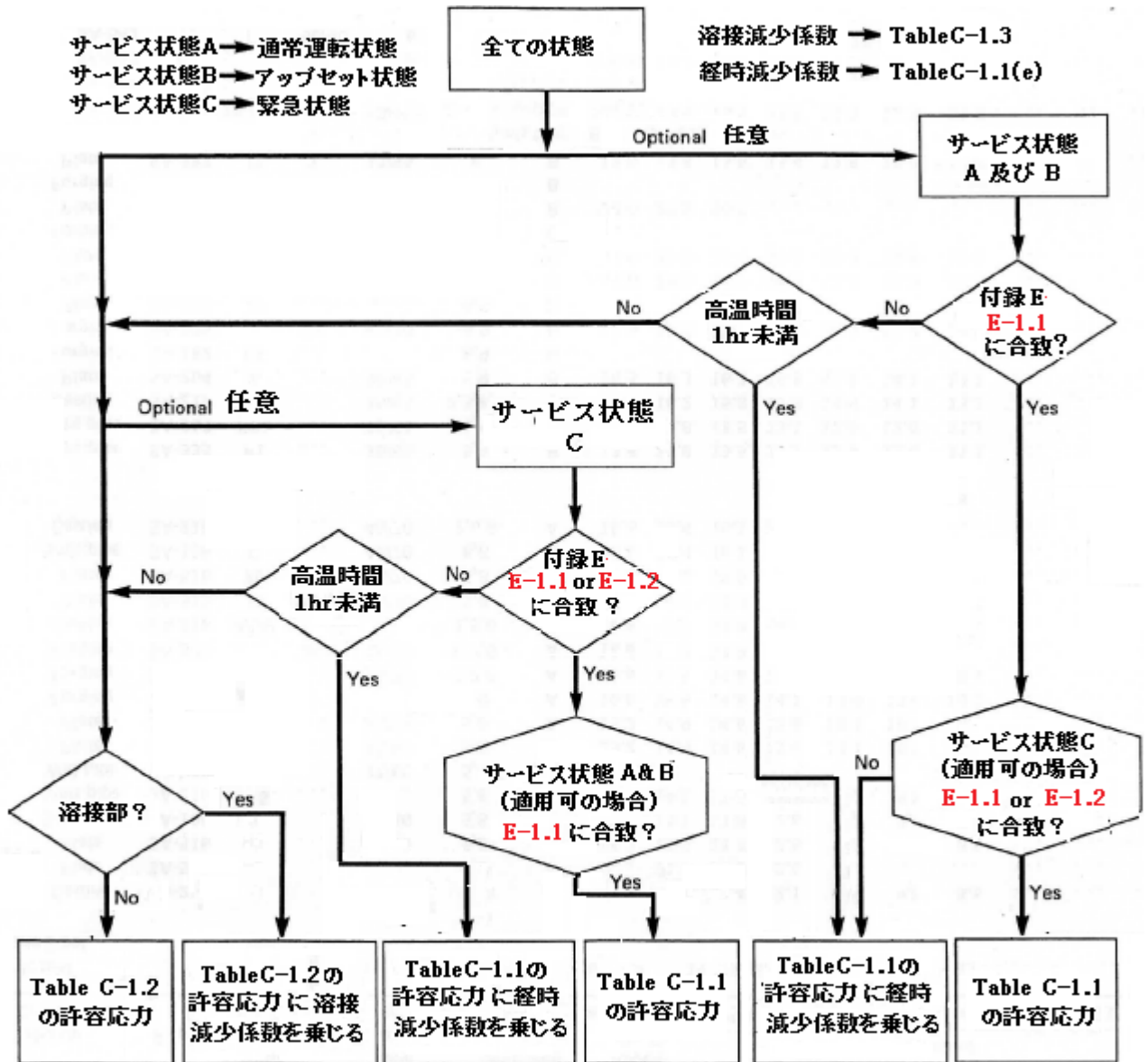


Fig. C-1.0 許容応力の設定手順

2.3 配管の強度設計—配管解析評価

(1) 配管の基本計画段階において許容応力が定まると、次のような手順で強度設計を実施される。

荷重条件 → 圧力設計(配管構成部品選定を含め) → 配管解析評価 → 詳細設計

圧力設計は、設計圧力などの荷重条件が設定されれば先に決定した許容応力を用いて NC-3640 の規定に準じて肉厚等の計算を行えばよい(外圧設計を除けば一般の配管と大きくは変わらない)。然るに、次のステップの配管解析評価は NC-3650 に比べてかなり変化する。

(2) まず、構成部品の選択も含めた圧力設計に関する規定内容は以下の通り。

- ① 基本的に内圧設計は NC-3600 の規定に従って行う(無論、許容応力 S は 2.2 項に拠る)。
- ② 外圧設計は CC253 の -3130 の座屈不安定荷重の規定を満たす必要がある。末尾添付 B に -3130 の規定内容を示すが、抽象的すぎてわかり難い。基本的には通常の配管外圧計算で安全係数をどう採るかということになると思う(定常的な高温真空配管はレアケースと思うが、

次の Ver-Up までに具体的な設計法をクリアにしたい。

- ③ 分岐部の補強に関し非一体型の補強(例えばパッド/リング/サドルの類い)は使用できない。
これは内側にクラックを持った溶接構造の高温挙動に確証が得られないためと思われる。
- ④ NC-3643 の分岐接続構造を逸脱するもの、あるいはベローズを除く特殊な圧力保持部品については破壊テスト/ブルーフテスト/短時間実験による使用許諾はないとしている(→長期テスト/解析などによる裏付けが必要になる)。
- ⑤ ベローズ継手は使用できるが、-3630(f)の要件を満たす必要がある(実質、容器並みの高温設計になる。ベローズ部分の製作精度等も含めクリープ破断/クリープ疲れ/クリープ座屈に対して何らの評価を行う必要があるので別途 TS 化したい)。

(3) 次に配管解析評価について。この場合、高温配管の応力評価式は次の表のように整理される。

表 2 応力評価テーブル

	荷重状態	応力評価式
長期 1 次応力評価	設計荷重 (レベル A)	$S_{SL} = B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z) \leq 1.5S_h$ -----(8)
短期 1 次応力評価	レベル B	$S_{OL} = B_1\{P_{max}D_o/(2t_n)\} + B_2\{(M_A + M_B)/Z\} \leq S_{Ba}$ -----(9)
	レベル C	$S_{OL} = B_1\{P_{max}D_o/(2t_n)\} + B_2\{(M_A + M_B)/Z\} \leq S_{Ca}$ -----(9')
2 次応力評価	レベル A	$S_E = iM_C/Z \leq S_A$ -----(10)
		または $S_{TE} = PD_o/(4t_n) + 0.75iM_A/Z + iM_C/Z$ $\leq \text{Min.}[(S_A + S_h^*), 0.75S_{yc} + 0.25S_h^*]$ -----(10')
各熱サイクルの 熱応力評価	レベル A	$(\Delta T_j / \Delta T_E) S_E + E \alpha \Delta T_j / \{4(1 - \nu)\}$ $\leq (0.75S_{yc}^j + 0.25S_h^j)$ -----(11)

<表 2 の記号定義>

S_{SL} =長期 1 次応力(MPa)、 S_{OL} =短期 1 次応力(MPa)、 S_E =2 次応力(MPa)、

S_{TE} =長期 1 次+2 次応力(MPa)、 P =内部設計圧力(MPa)、 P_{max} =ピーク圧力(*1) (MPa)、

M_A =自重その他の長期機械荷重による最大相当モーメント(*2) (N-mm)

M_B =安全逃がし弁反力など短期機械荷重による最大相当モーメント(*2) (N-mm)

M_C =最大温度変化範囲 ΔT_E による熱膨張/アンカ変位から生じる相当モーメント(N-mm)(*2)

ΔT_j =j 番目の熱サイクルパターンにおける温度変化範囲(*3)(°C)、

ΔT_E =最大の温度変化範囲(*3) (°C)=(Max 運転温度 - Min 運転温度)、

S_E^j =j 番目の熱サイクルパターン(→ ΔT_j)における熱膨張応力範囲(MPa)

S_E =最大の温度変化範囲(ΔT_E)における熱膨張応力範囲(MPa)

ΔT_j^j =j 番目の熱サイクルパターンにおける壁分布線形温度勾配(*4)(°C)、

S_c =停止時における基本許容引張応力(MPa) →溶接減少係数は考慮不要

S_h =Max.運転温度における 1 次応力評価用の許容応力(*5) (MPa)、

S_h^* =Max.運転温度における 2 次応力評価用の許容応力(→Table C-1.2) (*5) (MPa)、

S_{Ba} =レベル B における短期許容応力(*5) (=Min.[1.8 S_h^* , 1.5 S_{yh}])

S_{Ca} =レベル C における短期許容応力(*5) (=Min.[2.25 S_h^* , 1.8 S_{yh}])

S_{yc} = 停止時(冷間時)の降伏応力(MPa)、 S_{yh} = その時の金属温度における降伏応力(MPa)
 S_A = 熱膨張応力範囲に対する許容応力範囲(MPa) [$=f(1.25S_c + 0.25S_h^*)$]
 B_1 = Fig.NC-3673.2(b)-1 で与えられる内圧応力に対する応力指数(-)
 B_2 = Fig.NC-3673.2(b)-1 で与えられる梁曲げ応力に対する応力指数(-)
 i = Fig.NC-3673.2(b)-1 で与えられる応力係数(応力増幅係数)(-)、 f = 応力減少係数(*6)
 E = 管材の常温時の縦弾性係数(MPa)、 α = 管材の常温時の平均線膨脹係数($^{\circ}C^{-1}$)
 D_o = 管公称外径(mm)、 t_n = 管公称肉厚(mm)、 Z = 管の断面係数(mm^3)、 ν = ポアソン比、
 j = 熱サイクルパターン番号(=1,2,3...)

【 表 2 関連の注記 】

(*1) ピーク圧力 P_{max} は安全逃し弁吹出しや水撃など繰返し性のない短期荷重によって配管系に発生する最大圧力(最大運転圧力+過渡的な圧力上昇)を指し、通常は耐圧試験圧力以下に抑えられレベル B 扱いになる。クリープの累積には寄与しない(無視できる)。なお脈動圧のように繰返し性がある定常的に存在する圧力変動は運転圧力にプラスされるので、最高運転圧力(→設計圧力)に組み込んで扱う必要がある。

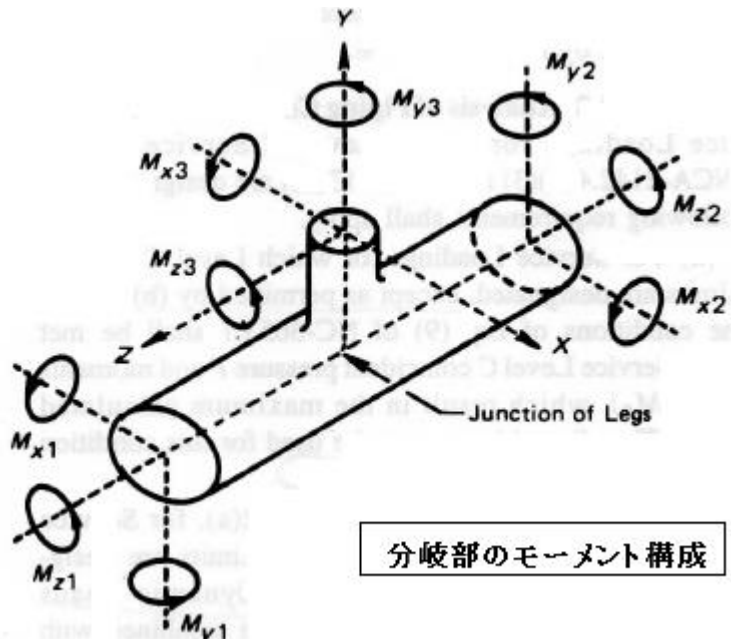
(*2) モーメント M は[曲げ+捩り]による梁モーメントで、次のような相当モーメントで定義される。

$$M = (M_x^2 + M_y^2 + M_z^2)^{0.5} \quad \text{ここで } M_x, M_y, M_z = \text{各方向のモーメント成分}$$

分岐(ティ類)の場合は次のようになる。分岐側と主管側に別けて評価する。

$$\text{分岐側: } M = (M_{x3}^2 + M_{y3}^2 + M_{z3}^2)^{0.5}$$

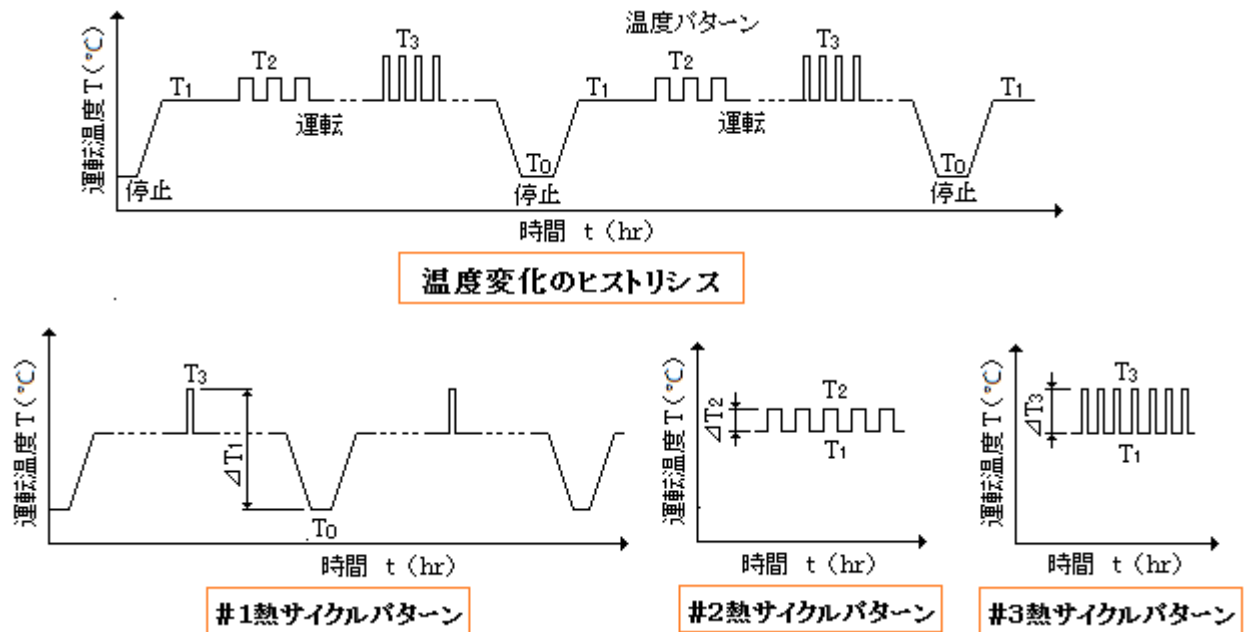
$$\text{主管側: } M = \text{Max.} [(M_{x1}^2 + M_{y1}^2 + M_{z1}^2)^{0.5} \text{ or } (M_{x2}^2 + M_{y2}^2 + M_{z2}^2)^{0.5}]$$



分岐部のモーメント構成

(*3) ここで熱サイクルパターンとは運転温度時歴から導かれる温度変化の履歴パターンを云う。例えば下図のように定常運転状態で2つの温度変化が加わると、3つの熱サイクルパターンができ、3つの温度変化範囲($\Delta T_1, \Delta T_2, \Delta T_3$)を生じる。このうち最も大きい ΔT_1 を最大温度変化範囲 ΔT_E とし熱膨張応力計算のベースにする。またこの場合、3つの温度パターン(T_1, T_2, T_3)ができるが、これは配管材の金属温度として許容応力 S_h 設定のベースになる。またクリープの

進行に関してはそれぞれの温度パターンの累積保持時間/設備寿命が重要であるから、荷重条件の設定においてはこれを安全側に見積もる必要がある。



(*4) 各熱サイクルパターンにおいて運転状態で内部温度が急激に変化すると、過渡的に管や部品の肉厚方向に温度勾配ができて、肉厚分布の熱過渡応力が発生する。線形温度分布は肉厚方向の温度勾配を線形化して得られる。この線形勾配から生じる熱過渡応力 $[E\alpha |\Delta T_j| / \{2(1-\nu)\}]$ は、2次応力成分として熱膨張応力にプラスし評価される(詳しくは 3.5 による)。

(*5) S_h, S_h^* の設定では基本許容応力がベースになるが、この場合、次の2つのケースがある。

① Table C-1.2 の値→基本許容応力 S

② Table C-1.1 の値 \times 経時減少係数→基本許容応力 S

①の場合は、(8)式右辺については、更に溶接減少係数 W を勘案して、

管周溶接部→ $S_h = S_x W$ 、管周溶接部以外→ $S_h = S$ (なお管長手溶接部は S)

しかし、(9)~(11)式右辺の S_h^* の場合は、溶接減少係数 W は使用せず、全て $S_h^* = S$ とする。もともと係数 W は溶接部のクリープ破断時間が早くなるのを考慮したもので、これ短期1次応力ないし2次応力評価用に使用するのとは殆ど意味がないからである(→ ASME B31.3 の 302.3.5(e)の Weld Joint Strength Reduction factor の項を参照のこと)。

②の場合は、クリープの影響が経時減少係数の形で考慮されているので、溶接減少係数は不要で非溶接部に限らず全ての部位で $S_h = S$ 、 $S_h' = S$

とする。馬鹿丁寧な説明になったが、**要するに**、管周溶接部以外は基本許容応力 S に溶接減少係数 W を乗じる必要はない。

なお、(11)式右辺の S_h^* は j 番目の熱サイクルにおける Max.温度での許容応力であり、 S_c^j は j 番目の熱サイクルにおける Min.温度での許容応力になる。また S_{Ba}, S_{Ca} は NC-3653(9)式及び NC-3654 で与えられる短期の許容応力を同じ(念為)。

(*6) 応力減少係数 f は熱サイクル数 N に応じて許容応力範囲 S_A の値を調整するもの。即ちサイクル数 N が多ければ疲労が早く起きるので減少係数 f を下げて許容応力範囲を小さくし、発生する応力即ち算定応力を抑える役割をする。CC253-14 では Appendix B で応力減少係数 f の求め方を与えているが、多少わかりにくいところがあるので、以下にこれを手順化して説明する。

ステップ 1) Table B-2 から疲労ファクタ(→基本サイクル数) N_1 を設定する。すなわち管材料と最大サービス温度(運転温度)から表で与えられる数値を読み取り、これを N_1 とする。通常、最大サービス温度はぴったり表示の値の値に一致することはなく表示の中間値になる。この場合、

$$\ln(N_1)_i = \ln(N_1)_1 + \{[\ln(N_1)_2 - \ln(N_1)_1] / (T_2 - T_1)\} (T_i - T_1)$$

ここで T_1 = 全熱サイクルパターンにおける最大サービス温度(°C) ($T_2 > T_i > T_1$)、

$T_1 = T_i$ をはさんだ下位の最大サービス温度(°C)、

$T_2 = T_i$ をはさんだ上位の最大サービス温度(°C)、

$(N_1)_i = T_i$ における N_1 値、 $(N_1)_1 =$ 温度 T_1 に対する N_1 値、

$(N_1)_2 =$ 温度 T_2 に対する N_1 値

の右辺を計算して、左辺の $\ln(N_1)_i$ の求め、 $N_1 = \exp[\ln(N_1)_i]$ から、疲労ファクタ N_1 を求める。

ステップ 2) 次に下記の式から最大の熱サイクル(→最大運転温度変化範囲)における許容応力範囲に対する j 番目の熱サイクルにおける熱応力の割合すなわち応力比 r_j を計算する。

$$r_j = (\Delta T_j / \Delta T_E) \{ S^* / (1.25 S_c + 0.25 S_h) \} + \{ S^{**} / (1.25 S_c + 0.25 S_h) \}$$

$S^* = [(1.25 S_c + 0.25 S_h)^* \text{ or } S_E]$ のいずれか

$$S^{**} = \text{Max.} [[K_3 E \alpha | \Delta T_j^j | / \{4(1 - \nu)\} + E \alpha | \Delta T_j^j | / \{2(1 - \nu)\}$$

$$, K_3 C_3 E_{ab} | \alpha_a T_a^j - \alpha_b T_b^j | / 2]$$

ここで $\Delta T_j = j$ 番目の熱サイクルパターンにおける運転温度変化範囲(°C)、

$\Delta T_E =$ 全熱サイクルパターンにおける最大運転温度変化範囲(°C)

$S_E =$ 最大の温度変化範囲(ΔT_E)における熱膨張応力範囲(MPa)

$S_c =$ 最大の温度変化範囲(ΔT_E)における低温側許容応力(MPa)

$S_h^* =$ 最大の温度変化範囲(ΔT_E)における高温側許容応力(MPa)

$\Delta T_j^j = j$ 番目の熱サイクルに際して生じる壁分布線形温度勾配(°C)、

$\Delta T_j^j = j$ 番目の熱サイクルパターンにおける壁分布非線形温度勾配(°C)、

$E =$ 管材の縦弾性係数(MPa)、 $\alpha =$ 管材の平均線膨脹係数(°C⁻¹)、

$E_{ab} = a$ 側と b 側の管材の縦弾性係数の平均値(MPa)、

$\alpha_a, \alpha_b = a$ 側と b 側の管材の平均線膨脹係数(°C⁻¹)、

$T_a^j, T_b^j = j$ 番目の熱サイクルパターンにおける a, b 側の平均金属温度(°C⁻¹)、

$K_3 =$ ASME Class1 配管のピーク応力指数(-)、

$C_3 =$ ASME Class1 配管の 2 次応力指数(-)

なお応力指数 K_3, C_3 は Class1 配管規定の Table NB-3681(a)-1 によるものとする。

実際には以上の計算を $j=1 \sim J$ 繰り返して全サイクルパターンの応力比 r を設定する。

この式で S^* は熱膨張応力範囲、 S^{**} は熱過渡応力である。 S^{**} については 3.5 による。

ステップ 3) 次に、下記の式から全温度等価サイクル数(N)を算定する。

$$N = \sum r_j^5 N_j$$

ここで $N_j = j$ 番目の熱サイクルのサイクル数(-)、

$r_j =$ 前ステップから得られた j 番目の熱サイクルパターンの応力比(-)

ステップ 4) Table B-1 から応力減少係数 f を求める。即ちステップ 1 で求めた N_1 値を左コラムに代入して範囲を決め N が内包される段の右コラムから f 値を読み取る。

以上の手順で得られた f 値を用いて、熱膨張応力範囲に対する許容応力範囲 S_A を算定する。なおこの f 値設定の背景については次節で説明する。

Table B-1 Stress Reduction Factor

(応力減少係数)

Number of Equivalent Full Temperature Cycles, N (等価全温度サイクル数)	応力減少係数 f
$0 - N_1$	1
$N_1 - 1.69 N_1$	0.9
$1.69 N_1 - 3.05 N_1$	0.8
$3.05 N_1 - 5.95 N_1$	0.7
$5.95 N_1 - 12.86 N_1$	0.6
$12.86 N_1 - 32 N_1$	0.5
$32 N_1 - 411 N_1$	0.4
$411 N_1 - 3125 N_1$	0.3
$> 3125 N_1$	0.2

**TABLE B-2
FATIGUE FACTORS FOR PIPING ANALYSIS**

(配管解析用の疲労ファクタ)

Material	Max. Service Temp., °F											
	700	750	800	850	900	950	1000	1100	1200	1300	1400	1500
Carbon Steels		50	25	10	5	5	5
Low Alloy Steels		1000	50	25	10	5	5	5	5
Cast Aust. Stainless Steel				25	10	5	5	5	5
304 SS (Wrought)				6300	1000	150	50	25	10	5	5	5
316 SS (Wrought)				7000	6300	800	125	50	25	10	5	5
Other Wrought Aust. Stainless Steels				1000	150	50	25	10	5	5	5	...
Ni-Fe-Cr Alloy 800H				7000	7000	6300	800	125	50	25	10	...
Other High Nickel Alloys				6300	1000	150	50	25	10	5

3. 「クリープ考慮設計」の背景と運用について

前節では、一般プラントへの運用を念頭において CC253 のクリープ考慮設計の内容を説明したが、決して確定した議論によるものではない。ここでは TS 作成者の想定も交えて、クリープ考慮設計の背景と運用を考えてみたい。

3.1 クリープの効果に関する判定について

- (1) 発停サイクルのような単一温度パターンを考えると、 10^5hr ベースのクリープ破断を前提した許容応力値 S を使用すれば、自動的に、

$$\text{累積クリープ損傷度} = (\text{高温保持時間}) \div (\text{10}^5\text{hr ベースクリープ破断時間}) = t/t_d \leq 1.0$$

が満足され設備寿命中のクリープ破断は回避することができる。何故なら 10^5hr ベースのクリープ破断時間 t_d が、実質的に 15~20 年程度の高温保持時間 t に相当して $t/t_d \leq 1.0$ がキープできるからである。しかし発停サイクル以外に熱サイクルがあると、定常の運転温度 (T_1) と異なる温度パターン (T_2, T_3, \dots) が複数以上、存在することになるので、

$$\text{累積クリープ損傷度} = \sum t_i/t_{id} \quad \text{ここで } i = \text{温度パターン数}$$

になり、これを 1 以下に抑えれば同様に設備寿命中のクリープ破断は回避することができる。なお累積クリープ損傷度は $\sum t_i/t_{id} \leq 0.9$ になっているが、これは安全裕度を持たせたものだろう。

さてこの式で注意すべきは、基本許容応力がどの温度パターンでも同じになることである(もし温度パターン毎に許容応力を変えていたら設計は煩雑になる)。各材料について許容応力を固定して各温度毎にクリープ破断時間(→許容時間)を与えたものが、Fig.E-1 であると解釈される。

Fig.E-1 は、かなり粗い内容になっている。Low alloy steel は Cr-Mo 鋼を指すが鋼種によっては温度-クリープ破断時間の関係は違ってくると思われる。ただ調べてみないとわからないが安全側に許容時間がセットされているのかもしれないので、Cr-Mo 鋼は我慢できる。しかし Carbon steel については具体的な線引きがなされていない。これについては解釈が様々あろうが、素直には

Carbon steel の許容時間は、Low alloy steel のそれより低いレベルにあることを示しただけと解せられる。もし実証的なデータがあれば、 $\sum t_i/t_{id} \leq 0.9$ をクリアしてクリープ効果無視設計の可能性もある。Table C-1.1 には Carbon steel に属する C-Si 鋼(SB 材相当)のデータが記載されているのは、クリープ効果無視設計に備えたものかも知れない。

- (2) 以上は A,B レベルの負荷に対する判定である。C レベルの扱いは、[温度×応力×時間]でみると [Table E-1 制限温度-C レベル許容応力 $2.25S_n - 25\text{hr}/\text{設備寿命}$]以内 →クリープ効果無視 OK ということになる。例えば、SA-106 GrB(STPT410 相当)配管の場合、温度が 425°C あるいは応力が 153MPa ($15.6\text{kgf}/\text{mm}^2$) 以下であって、発生時間が全寿命中 25hr 以下であれば、クリープ進行の影響を直接受けないということになる。これは、レアケースとして暴走反応による異常昇温が起こる場合や安全弁の誤作動で異常な昇圧が起きることが予想されるに運用できるが、さらに A,B レベルの運転において意図的にごく短期の昇温操作を行う場合にも適用できると思う。すなわち CC253 でいうレベル C を緊急状態に限定せず、短期的な荷重状態とみなして運用可と考えてもいいと思うが如何？

3-2 許容応力の設定について

(1) まず Fig.C-1 を考えてみる。このチャートは 2 つの許容応力表、即ち

クリープ効果無視の TableC-1.1 vs クリープ効果考慮の Table C-1.2

使い分けと運用を示している(なお誤記と思われる部分もあるので注意を要す)。

このチャートによればクリープ効果を判定するまでもなく TableC-1.2 が適用できるようになっている。これはクリープの影響が無視される場合も TableC-1.2 が使用できることを意味し TableC-1.2 の許容応力が TableC-1.1 の許容応力よりも低くなることを考えれば安全側の選択肢になる。

しかし、Fig.C-1 には次の 3 つの不明部分があり、非常に判りにくい内容になっている。

- ① レベル C から入る中央オプションルートの意味/意義
- ② レベル指定がありながら判定アクションに E-1.1or E-1.2 となっている？
- ③ Portion less than 1hour(→高温時間？<1hr)の意味

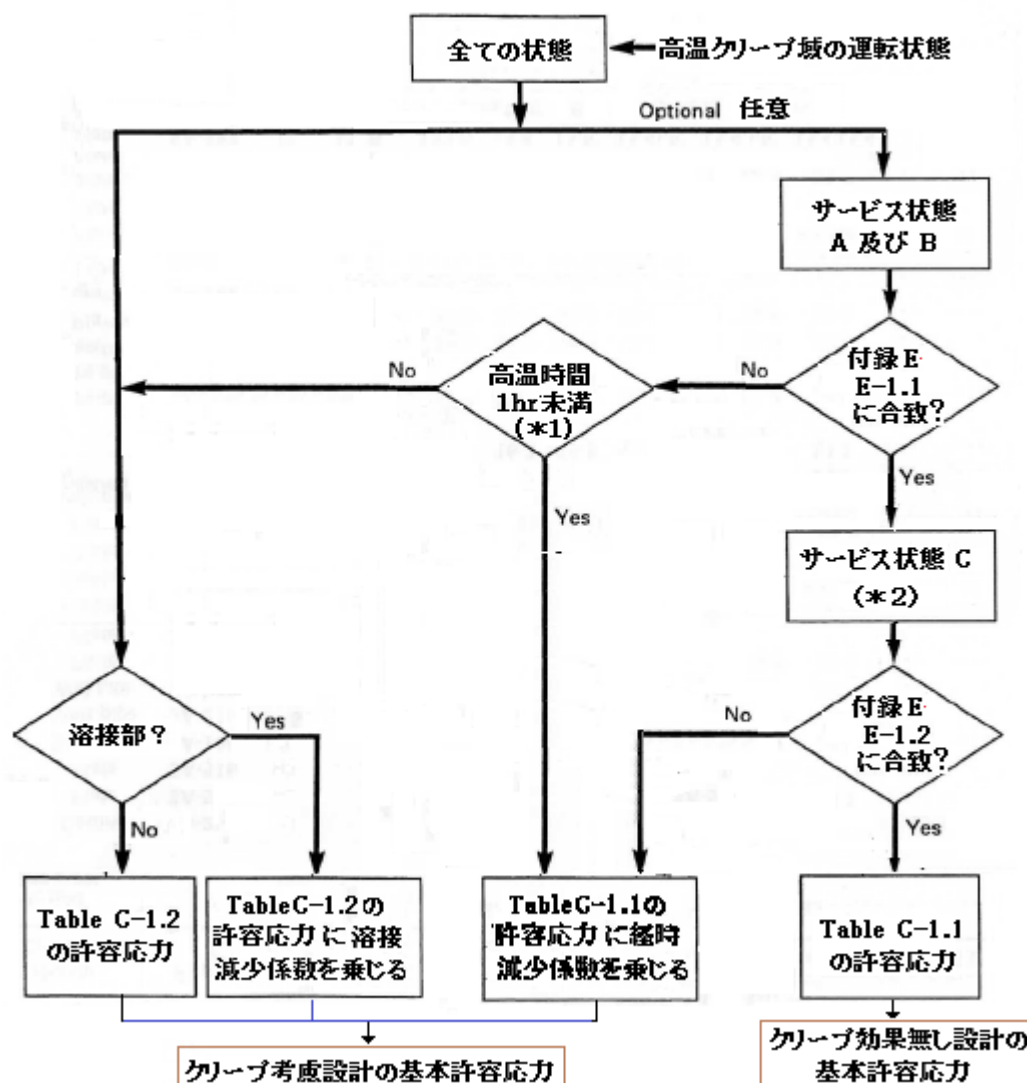
①は、レベル A,B から入る右側オプションがあるのに、何故、レベル C から入る中央オプションルートが必要かという疑問である。これについては、②③と結びついているんな解釈が生じる。多分中央オプションと右側オプションは同じことをしているような気がする。

②は、レベル C において、レベル A,B に対する E-1.2 を判定対象にすることへの疑問である。これについては、レベル C の負荷をレベル A,B で扱って、E-1.1 で判定しても可とする代替措置ではないかとも思われる(はっきりしない)。

③は Portion がイメージできないことからくる疑問である。これについてはレベル A,B において、非常に高い温度パターンがあり、そのために E-1.1 が満足できない時の措置ではないかとも思うがはっきりしない。

種々議論はあると思うが、一応、CC253 の Fig.C-1.0 の中央オプションルートを取り除き下図のように運用することを提案したい。

図1 許容応力の選定チャート(案)



注記：(*1) 非常に高いある温度パターンがありそのために E-1.1 が満足できない時の措置とする。

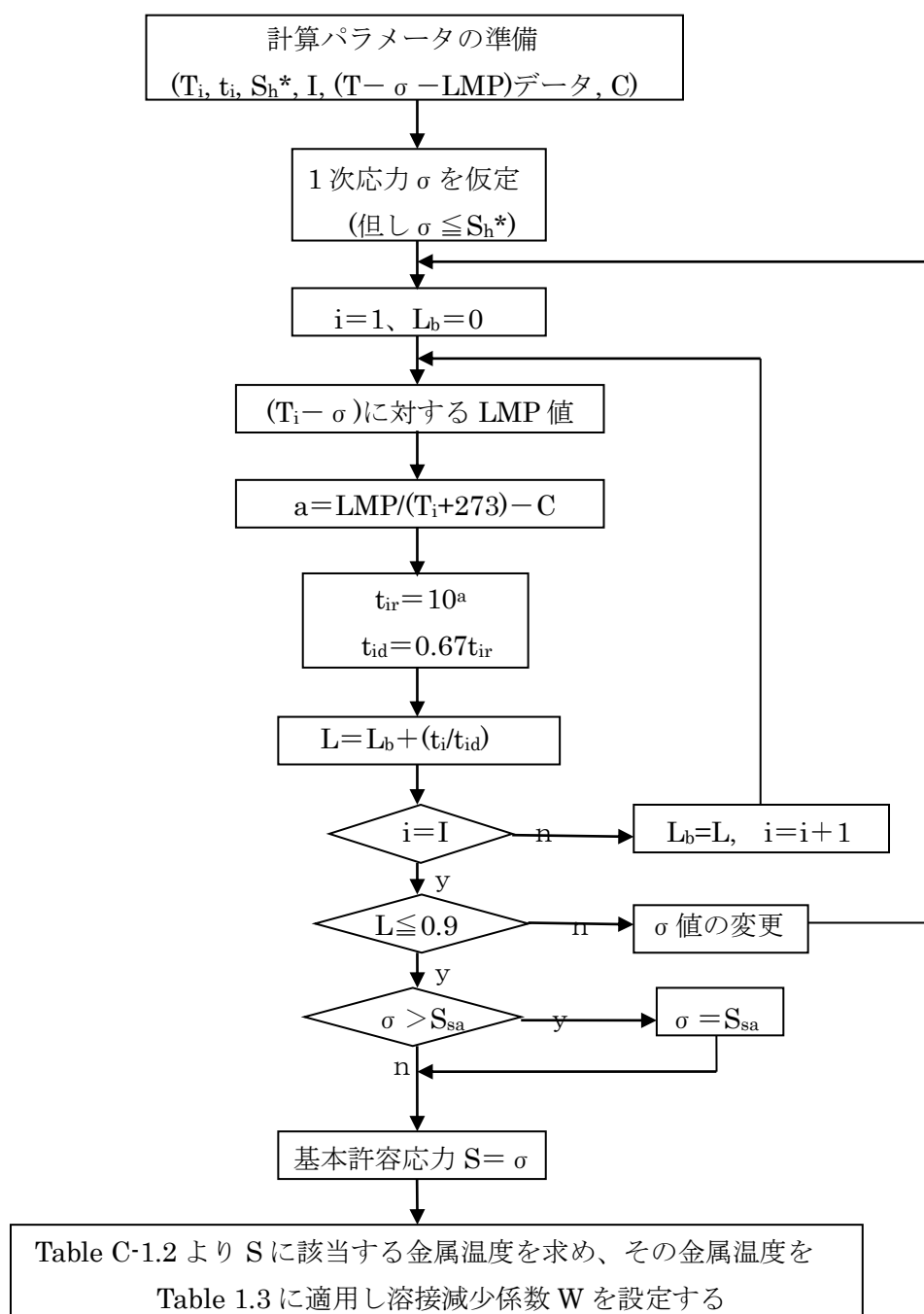
(*2) レベル A,B にある、ごく短期的な高温の温度パターン状態をレベル C として扱ってよいものとする。

(2) Fig.C-1.0 には更に深刻な問題がある。クリープ考慮設計で Table C-1.2 の許容応力を使うとき溶接部については Table で与えられる許容応力に溶接減少係数を乗じて修正する必要があるが、もし Table 1.3 に該当する材料・温度がない時は溶接構造そのものが認められないことが然り。Table 1.3 には Carbon Steel (C-Si 鋼) の溶接材が含まれていないので、溶接構造の炭素鋼配管は不可ということになる。これは黒鉛化やフェライトチェックと関係しているのかも知れないが、現実には高温域の溶接構造は存在するはずなので納得いかない。調査が必要と思う。

また Table C-1.1 に 18-8 ステンレス鋼の許容応力値が見当たらないのも疑問である。ただこの汎用ステンレス鋼については、一般のコードルール(例えば ASME B31.1 とか B31.3 とか)に 800°C レベルまで許容値が与えられているのでこれを使用すればよい。因みにより高温域ではこれらの許容値は Table C-1.2 と同じ値になっている。

(3) さて複数の熱サイクルがあって複数の温度パターンが存在する場合、具体的に許容応力をどう選ぶか?という問題がある。前述のように最大運転温度(最大温度パターン)における許容応力を選択すれば確実に安全側であるが、その最大温度パターンの保持時間が短ければ過度に安全側になってしまう。この場合、以下のチャートのような方法で許容応力の選定を合理化できると思う。

図2 許容応力 S_h の算定手順(合理化案)



記号定義) $T_i = i$ 番目の温度パターンでの金属温度(°C)、 $t_i = i$ 番目の温度パターンでの保持時間(hr)
 S_h^* = 最低温度パターンにおける許容応力(MPa)、 σ = 運転時に生じる最大 1 次応力(MPa)
 S_{ssa} = 短時間許容応力(MPa) (= Min. [$S_{uh}/3, S_{yh}/1.5$]),

S_{uh} =最大温度パターンでの引張強さ(MPa)、 S_{yh} =最大温度パターンでの降伏応力(MPa)
 LMP=Larson-Miller パラメータ(各材料/温度における[応力-LMP]関係図より求める)、
 C =LMP 式 of 材料定数(例えば炭素鋼&低中合金鋼 20、オーステナイトステンレス鋼 15)
 t_{ir} =当該材料の金属温度 T_i のときの平均クリープ破断時間(hr)、 a =計算パラメータ、
 t_{id} =当該材料の金属温度 T_i のときの最小クリープ破断時間(→許容時間)(hr)
 I =温度パターン数(-)、 $i=1,2,3\cdots I$ 、 L, L_b =累積クリープ損傷度、

なお、ここで得られた S_h は、運転時に発生する 1 次応力がどの温度パターンでも同じという安全側の仮定によっている。温度パターンによって圧力が大きく変化するときには上記のチャートを多少いじればよいが、利は少ないような気がする。

上記のチャートでは仮定された 1 次応力に対して、 $[\sigma - LMP]$ データから対応する平均 LMP を求めて破断時間を算定している。もし $[T - \sigma - t_r]$ 関係が設計ベースで与えられているデータがあるならそれを用いてもよい。例えば高速増殖炉関係に次のようなデータがある。

SUS304の設計クリープ破断応力強さ(kgf/mm²)

時間 hr 温度℃	1	10	30	10 ²	3 × 10 ²	10 ³	3 × 10 ³	10 ⁴	3 × 10 ⁴	10 ⁵	3 × 10 ⁵
425	39.8	39.8	39.8	39.8	39.8	39.8	39.8	35.8	32.3	28.8	25.9
450	39.6	39.6	39.6	39.6	39.6	37.6	33.8	30.0	26.9	23.9	21.4
475	38.9	38.9	38.9	38.9	35.9	31.8	28.4	25.1	22.5	19.8	17.7
500	37.9	37.9	37.9	34.2	30.5	26.9	23.9	21.0	18.7	16.4	14.6
525	36.7	36.7	33.2	29.1	25.9	22.7	20.1	17.6	15.5	13.6	12.0
550	35.3	32.1	28.4	24.8	21.9	19.1	16.8	14.6	12.9	11.2	9.8
575	33.7	27.6	24.3	21.1	18.5	16.1	14.1	12.2	10.7	9.2	8.0
600	31.1	23.6	20.7	17.9	15.6	13.5	11.8	10.1	8.8	7.6	6.6
625	26.9	20.2	17.6	15.1	13.2	11.3	9.8	8.4	7.3	6.2	5.4
650	23.2	17.3	15.0	12.8	11.1	9.5	8.2	6.9	6.0	5.1	4.4

3.3 配管解析評価—1 次応力の評価について

(1) 表 2 は NC-3650 と CC253-3600 の記述をつきあわせて作成したもの。表に示される 5 つの評価項目(→制限項目)のうち、長期 1 次応力、短期 1 次応力、2 次応力(または 1 次+2 次応力)の評価は NC-3650 と同じ形をとるが、[各熱サイクルの 2 次応力評価]は NC-3650 にはなく補足的なものになっている。これらの評価のなかで長期・短期 1 次応力評価と 2 次応力評価は、基本的に一般プラントのコードルールの評価とほぼ同じ意味を持っているが、クリープ損傷の影響を考慮するため、多少複雑な内容になっている。本節ではまず長期/短期 1 次応力評価について考えてみる。2 次応力評価については次節で議論する。

(2) 長期 1 次応力(8)式について。この式は NC-3650 の(8)式と同じ。即ち

$$S_{SL} = B_1 \{ PD_0 / (2t_n) \} + B_2 (M_A / Z) \leq 1.5 S_h \quad \text{-----}(8)$$

この式の右辺 $1.5 S_h$ は、 S_h を $S_{yh} / 1.5$ とおけば $1.5 S_h \rightarrow S_{yh}$ になるので、長期 1 次応力を $S_{SL} \leq S_{yh}$ 、即ち降伏応力以下の弾性範囲内に抑える意味があると思われる。然るに S_h はクリープ破断

(→例えば 10⁵hr 破断の平均値の 1/1.5)に対しても考慮されているはずなのでこの制限量 $1.5S_h$ はクリープ破断に対して殆どマージンを持たないのではないかという疑いが湧いてくる。しかし CC253 には(8)式右辺の変更は特には見当たらない(明記されていないのでこうみるしかない)。

式の左辺を考えてみる。(8)式の左辺は、 B_1, B_2 指数を用いているが、これは、例えば ASME B31.1 のような一般コードルール式とは異なっている。即ち

$$B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z) (\leq 1.5S_h) \quad \text{vs} \quad PD_o/(4t) + 0.75i(M_A/Z) (\leq S_h)$$

直管や管の突合せ溶接部などでは $B_1=0.5, B_2=0.75i=1.0$ なので、実質的な差異は余りないが、エルボやティでは下記のようにかなりの相違がみられる。

エルボ： ① $B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z) = 2(0.4h - 0.1)_x\{PD_o/(4t_n)\} + (1.3/h^{2/3})_x(M_A/Z)$

② $PD_o/(4t) + 0.75i(M_A/Z) = 1.0_x\{PD_o/(4t_n)\} + (0.675/h^{2/3})_x(M_A/Z)$

ティ(分岐)： ① $B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z) = 1.0_x\{PD_o/(4t_n)\} + (1.074/h^{2/3})_x(M_A/Z)$

② $PD_o/(4t) + 0.75i(M_A/Z) = 1.0_x\{PD_o/(4t_n)\} + (0.675/h^{2/3})_x(M_A/Z)$

ティ(主管)： $B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z) = 1.0_x\{PD_o/(4t_n)\} + (1.343/h^{2/3})_x(M_A/Z)$

$PD_o/(4t) + 0.75i(M_A/Z) = 1.0_x\{PD_o/(4t_n)\} + (0.675/h^{2/3})_x(M_A/Z)$

$B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z)$ の制限量は $1.5S_h$ なので、これに 1.5 で割って同じ土俵で比較すると

	① (8)式左辺/1.5	② B31.1 式左辺
エルボ	$(0 \sim 0.67)_x\{PD_o/(4t_n)\} + (0.87/h^{2/3})_x(M_A/Z)$	$1.0_x\{PD_o/(4t_n)\} + (0.675/h^{2/3})_x(M_A/Z)$
ティ(分岐)	$0.67_x\{PD_o/(4t_n)\} + (0.72/h^{2/3})_x(M_A/Z)$	$1.0_x\{PD_o/(4t_n)\} + (0.675/h^{2/3})_x(M_A/Z)$
ティ(主管)	$0.67_x\{PD_o/(4t_n)\} + (0.9/h^{2/3})_x(M_A/Z)$	$1.0_x\{PD_o/(4t_n)\} + (0.675/h^{2/3})_x(M_A/Z)$

(8)式は B31.1 式に比べ 圧力項で 33%減、モーメント項で 33%増となる。2つの項の応力は実質、それほど差異がないと思われるので NC 式と B31.3 式は同じ土俵にあるのではないかと 3

NC 式と B31.1 式に実質的な差異はないとすれば、 $B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z)$ を 1.5 で除した値が実は長期 1 次応力値であり、クリープ破断を加味した S_h で、この値を制御するのは何ら不自然でない。ここで $[B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z)]/1.5 \leq S_h \rightarrow B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z) \leq 1.5S_h$ であるから、(8)式は長期 1 次応力を降伏応力以下の弾性範囲内に抑えたとともに、クリープ破断を防ぐこともまた可能性がある。一応、(8)式はクリープ考慮設計でも成立すると思う。

なお、CC253 の一般コードルールへの運用を考えると NC 式は違和感がある。B31.1 や B31.3 式のフォームが好ましいので、B31.1 式の $PD_o/(4t) + 0.75i(M_A/Z) \leq S_h$ を用いていいと思う。ただ前述のようにモーメント項で 33%の応力ダウンがみられるのでこれを補正して

$$\text{長期 1 次応力評価式： } S_{sL} = PD_o/(4t) + 1.33 \times 0.75i(M_A/Z) = PD_o/(4t) + i(M_A/Z) \leq S_h$$

とする。具体的には重量荷重を 33%アップして M_A を $1.33M_A$ にして B31.1 式をそのまま使用する。上記の式は圧力項が 33%アップしているから、実質、(8)式より多少安全側になる。

(3) 短期 1 次応力(9)(9')式について。この式は NC-3650 の式に同じ。

レベル B： $S_{OL} = B_1\{P_{\max}D_o/(2t_n)\} + B_2\{(M_A + M_B)/Z\} \leq \text{Min.}[1.8S_h, 1.5S_{yh}]$

レベル C： $S_{OL} = B_1\{P_{\max}D_o/(2t_n)\} + B_2\{(M_A + M_B)/Z\} \leq \text{Min.}[2.25S_h, 1.8S_{yh}]$

レベル B,C は定義通り短期荷重状態なので、本質的にクリープの進行は軽少と予想されるが、AppendixE の E-1.2 を満足しないときは何がしかのクリープ進行が起こる。しかし図 1 から判るように許容応力は経時減少係数(≤1)で補正されるので、全般的に長期 1 次応力によるクリープの進行の停頓が期待できる。従って NC-3650 の短期 1 次応力式をそのまま運用したらいいと思う。

なお上記と同じように ASME B31.3 などの一般コードを使用するときは次式を適用すればよい。

$$S_{OL} = PD_o/(4t) + 1.33 \times 0.75i(M_A + M_B)/Z = PD_o/(4t) + i(M_A + M_B)/Z \leq 1.33S_h$$

なお短期のピーク圧力 P_{max} には、温度パターンによらず、負荷レベル中の Max.短期/瞬間圧力を引き当てる。これは短期モーメント M_B についても然りである。また一般プラントの運用では、(9)式と(9')式の区分は煩雑になるから、(9)式のみを考慮すればよい。また地震荷重に対しては

$$S_{OL} = B_1\{P_{max}D_o/(2t_n)\} + B_2\{(M_A + M_B)/Z\} \leq S_e$$

ここで、 P_{max} = 地震時に発生するピーク圧力、 M_B = 地震慣性力から生じるモーメント

S_e = 法規(例えば高圧ガス取締法)で与えられる地震慣性力に対する許容応力

として処理すればよいと思う。地震の継続時間はかなりすくないので問題ないと思う。

3.4 配管解析評価—2 次応力の評価について

- (1) 2 次応力(10)(10')式について。(10)式,(10')式は、どちらも最大の熱膨張応力(2 次応力)を制限するものでいずれの式を用いてもよいが、モデルや計算条件に不安が残る場合は、安全裕度のある(10)式を用い、そうでない場合は(10')式が用いられたい。

まず(10)式からみる。この式は、左辺の式及び右辺の評価量とも一般コード(ASME B31.1 や B31.3)と変わらない。但し、右辺の評価量すなわち

$$\text{熱膨張応力範囲に対する許容応力範囲} : S_A = f(1.25S_c + 0.25S_h)$$

において、応力減少係数 f の設定が大きく変わる。本来の f 値は単に応力サイクル数に対して補正を効かせるものであるが、(10)式の S_A における f 値は[補 5]に示すような応力サイクル数に対する補正だけでなく、高温疲労及びクリープ損傷に対しても補正をかけたものと考えられる。

この補正はけっこう煩雑で、2 節の(*6)に示すように 4 つのステップで行う。

まず第 1 ステップでは、Table B-2 から基本サイクル数 N_1 を設定する。[補 5] に示すように、クリープには無縁の一般コードルールでは一律 7000 回になっているが、クリープ域をカバーした Table B-2 では、Carbon Steel の場合いきなり 50 回に、Low alloy steel(Cr-Mo 鋼)の場合 1000 回にダウンしそれから温度上昇とともにスローダウンしている。一方クリープに強いオーステナイト系ステンレス鋼では温度上昇につれて全域でスローダウンしている。Table B-2 にみられる基本サイクル数ダウンの背景については殆どわからない。多分、高温疲労の影響よりもクリープ損傷の影響の方が強いと思われる。

第 2 ステップでは、次ステップの計算パラメータの応力比 r_j を計算する。この応力比は各熱サイクルの 2 次応力範囲(S_i) vs 最大可能な 2 次応力範囲($\rightarrow 1.25S_c + 0.25S_h$)で定義されるもので、最大可能な 2 次応力範囲は、前述の基本サイクル数 N_1 に対応している。また各熱サイクルの 2 次応力範囲は、熱膨張応力(S^*)と熱過渡応力(S^{**})の和になる。熱過渡応力については熱過渡応力

と熱膨張応力の連関も含めて次項で説明する。

なお【補5】の応力比は (S_j/S_E) になっているが、CC253では S_E の極限として $(1.25S_c+0.25S_h)$ を採り $\{S_j/(1.25S_c+0.25S_h)\}$ としている。この扱いは多分正しいと思うが、結果として等価サイクル数 N が低くなるので裕度が不足する。従って応力比 r_i 式の S^* については、 $(1.25S_c+0.25S_h)$ を採り

$$r_j = (\Delta T_j / \Delta T_E) + (S^{**} / (1.25S_c + 0.25S_h)) \quad \text{但し } S^{**} = \text{熱過渡応力}$$

とするのがベターと思われる。

第3ステップでは、第2ステップで得られた応力比 r_j を用いて全温度等価サイクル数 N を計算する。この N は【補5】の等価運転サイクル数と同じ考えによるものである。即ち複数のサイクル数を等価な単一なサイクル数 N に換算するものである。

第4ステップでは、この換算サイクル数 N が第1ステップで得られた基本サイクル N_1 をベースにしたサイクル数レベルのどの位置にあるかをみて、Table B-1から f 値を決定する。Table B-1は一般コードルールにある図表（【補5】に示すグラフ）に対応する（曲線としては略々同じ傾向）。

以上の手順から得られる応力減少係数 f はかなり低くなる。750°F(400°C)の炭素鋼鋼管の場合はTable B-2から基本サイクル数 N_1 は50回である。この鋼管を発停サイクル7000回(→ N)で使用する場合には $140N_1$ サイクルになるので、Table B-1から読み取れる応力減少係数 f は0.4ということになる。SA-106シームレス管であればTable C-1.1(a)から750°F基本許容応力(→ S_h)は14.1 Ksi(97MPa)、また S_c は118MPaなので、 $S_A = 0.4(1.25 \times 118 + 0.25 \times 97) = 68.7\text{MPa}$ と、かなり低くなる。ただプラント配管の発停サイクルは高々500回(→ $10N_1$)程度なので、 $f = 0.6$ を採り

$$\therefore S_A = 0.6(1.25 \times 118 + 0.25 \times 97) = 103\text{MPa}$$

設計的には少し楽になる。

(2) 次に(10')式について。この式はフォームとして1次+2次応力の形をとっている。その場合、注目されるのは、(10')式左辺の1次応力項がNC-3650の $[B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z)]$ でなく一般コードルールの $[PD_o/(4t_n) + 0.75iM_A/Z]$ になっていることである。(10')式は(10)式の代替式にあたるが、(10)式と同様に、本来、この式は疲労防止を目的として配管の梁曲げ2次応力 iM_c/Z を抑えるもので、旧来より膨大な実績をもっている。従って1次応力評価式のように、おいそれと $[B_1\{PD_o/(2t_n)\} + B_2(M_A/Z)]$ に置き替えるわけにはいかない(置き換える必要がない)。おそらく(10')式が一般コードルールのフォームを採る理由はこの辺りにあると思われる。

さてこの(10')式は、次の2つの式を満足する必要がある。

- ① 長期1次+2次応力 $= S_{SL} + S_E \leq S_A + S_h$
- ② 長期1次+2次応力 $= S_{SL} + S_E \leq (0.75S_{yc} + 0.25S_h)$

①は、(10)式が長期1次応力 S_{SL} が S_h ぎりぎりという条件で設定されているのに対し、その余剰分 $(S_h - S_{SL})$ を2次応力の方に回せるので、(10)式の裕度を取り除いた厳し目の代替評価式ということになる。一般コードルールでも、これと同じ代替評価が用いられており、 $(S_A + S_h)$ は修正許容応力として頻繁に適用されている。

然るに②は、CC253で唯一、その背景が皆目わからない評価式である。単にシェークダウンを

いのであれば、 $S_{SL} + S_E \leq [(S_{yc} + S_{yh}) \rightarrow (S_{yc} + 1.5S_h)]$ であるから、全くかみ合わない。ラチェッティングを評価している可能性もあるが……。前述の $750^{\circ}\text{F}(400^{\circ}\text{C})$ の炭素鋼鋼管に対しては、

$$\textcircled{1} \text{ の場合 } S_A + S_h = 68.7 + 97 = 166 \text{ MPa}$$

$$\textcircled{2} \text{ の場合 } 0.75S_{yc} + 0.25S_h = 0.75 \times 240 + 0.25 \times 97 = 204 \text{ MPa}$$

となり、 $\textcircled{1}$ の許容応力が小さくなるので、 $\textcircled{1}$ の評価で可否が決まることになる。いずれにしてもクリープの影響を評価する $\textcircled{1}$ の $[S_{SL} + S_E \leq S_A + S_h]$ は充足されるはずであるから、(10.)式の適用に実質的な不都合はないと考える。

(5) 各熱サイクルの2次応力(11)式について。各熱サイクルの2次応力範囲には熱過渡応力項の $E \alpha |\Delta T| / \{4(1-\nu)\}$ が含まれており、温度勾配 ΔT_1 如何ではこの応力項がかなり大きくなってシェークダウン限界[補5参照]を越えてしまう恐れがある。従って(11)式はそれぞれの熱サイクルのシェークダウン限界を確保するための評価式と思われる。その場合、この式の右辺は必然的に $(1.25S_c + 0.25S_h)$ になるが、これに $S_c \doteq (0.9S_{yc})/1.5$ という関係を用いると、

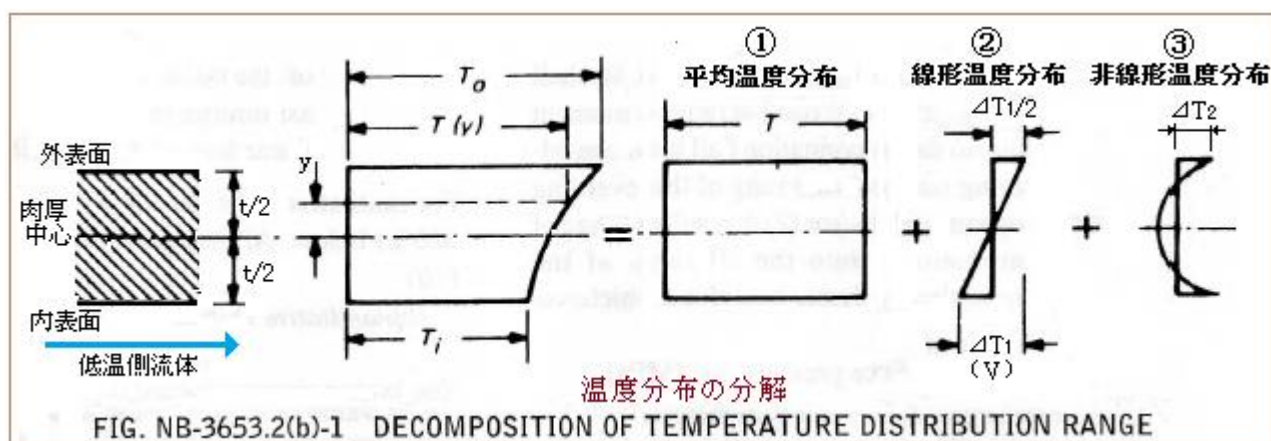
$$1.25S_c + 0.25S_h = 1.25 \times (0.9S_{yc})/1.5 + 0.25S_h = 0.75S_{yc} + 0.25S_h \rightarrow (11) \text{ 式の右辺}$$

この場合、 S_{yc} 及び S_h はそれぞれの熱サイクルの最低温度と最高温度における値を使用すべき。

3.5 配管解析評価における熱過渡応力について

(1) プロセス配管における流体温度の変化は、スタートアップなどを除けば、かなり急激に起こり、それなりの熱衝撃はどうしても避けられないと思われる。熱衝撃によって配管壁に温度勾配ができて、いわゆる熱過渡応力ができるが、一般コードルールでは、単に Warning があるだけで具体的な算定項は評価式の左辺には見当たらない。この状況は NC-3650 も同じである。ところが CC253 では、2次応力=熱膨張応力+熱過渡応力として評価対象に含めている。この扱いは Nuclear クラス 1 配管規定(→NB3650)と同じである。何故、クリープ考慮設計で熱過渡応力なのか、具体的な説明は見当たらないが、おそらくクリープ影響下の高温疲労評価において熱過渡応力のインパクトが無視できないという判断があったものと思われる(→事実、評価式に熱過渡応力項がなければ、設計者は熱衝撃の事実を看過してしまう)。以下、熱衝撃による熱過渡応力に焦点をあてて議論してみたい。

(2) 一定温度の流れに異なる温度の流体が流れ込んで配管を通過するときの管壁の温度分布を分解(展開)したものを下図に示す。



この図は高温の配管に低温流体が流れ込むいわゆるコールドショックの状態を示しているが、より

高温の流体が流れ込むホットショック状態では、この温度分布は反転する(実質は同じ)。この図からわかるように壁面にできた温度勾配は次の3つの分布に分解できる。

① 平均温度分布： $T = (1/t) \int_{-t/2}^{t/2} T(y) dy$

② 線形温度分布： $\Delta T_1 = (12/t^2) \int_{-t/2}^{t/2} y T(y) dy$

③ 非線形温度分布： $\Delta T_2 = \text{Max.}[|T_0 - T| - |\Delta T_1/2|, |T_1 - T| - |\Delta T_1/2|, 0]$

①の平均温度分布は熱膨張ソースとして扱われる。②③は管の肉厚方向の温度勾配になる。これら温度分布から次の3つの熱応力が派生する。

① $T \rightarrow \sigma_m = K_2 C_2 (M_i/Z) \rightarrow$ 膜応力(熱膨張応力)、配管構造解析からモーメント M_i を計算

② $\Delta T_1 \rightarrow \sigma_b = K_3 E \alpha \Delta T_1 / \{2(1-\nu)\} \rightarrow$ 肉厚断面の曲げ応力、 K_3 は応力指数

③ $\Delta T_2 \rightarrow \sigma_p = E \alpha \Delta T_2 / (1-\nu) \rightarrow$ ピーク応力、

①は平均温度の差をとり熱膨張応力(範囲)でカウントされる(実質梁曲げ応力になるのでここでは議論から外す)。②③の σ_b, σ_p は、ショック後の時間経過につれて変化するので、**熱過渡応力**と呼ばれている。管壁の曲げ応力 σ_b は2次応力評価対象になるが、ピーク応力 σ_p は通常、2次応力評価の対象にはならず、疲労評価で局部応力(→応力集中)として扱われる。

なお温度分布 $T, \Delta T_1, \Delta T_2$ の算定は時刻歴で変化するため、非定常熱解析によらざるを得ないが、薄肉の配管では平板モデルで近似できるので、**McNeill-Brock** の図表を用いた計算が有効である。

McNeill-Brock の簡易計算方法については、下記の TS を参照されたし。

[HE-02-TM-007] 「熱過渡における肉厚断面の非定常温度分布の算定」

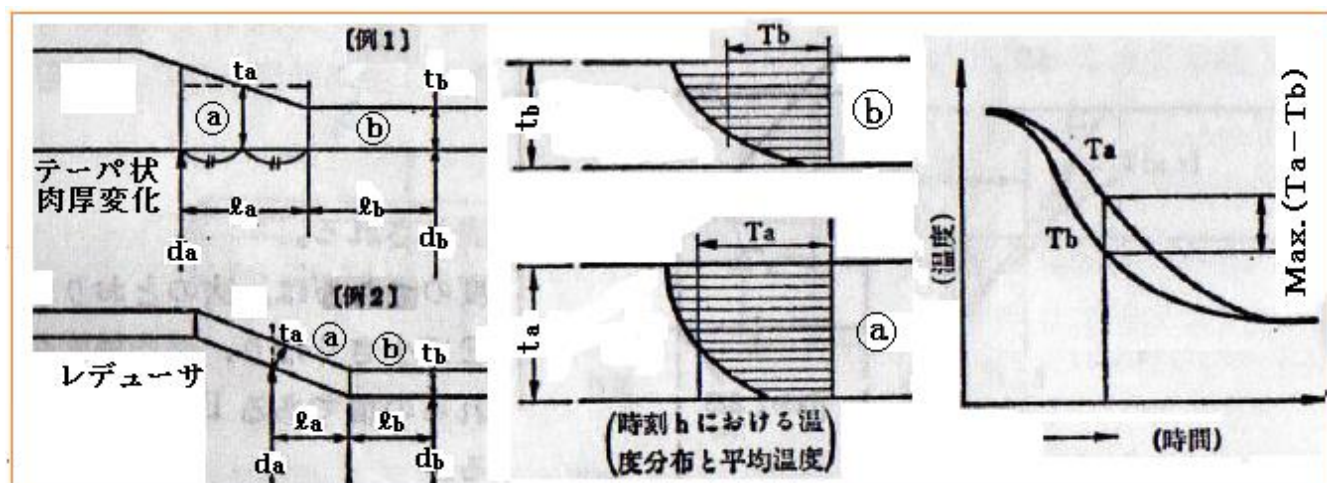
(3) 以上の $\Delta T_1, \Delta T_2$ による熱過渡応力は、一様な肉厚部分で成立する。肉厚/形状変化部分(→変断面部分)あるいは異材接合部分では、温度勾配による応力以外に、変断面の温度差あるいは接合断面の線膨脹係数差によって次の熱応力が発生する。

$$\sigma = K_3 C_3 E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b |$$

ここで K_3, C_3 = 局部応力指数, 2次応力指数、 E_{ab} = 両側の平均縦弾性係数、

α_a, α_b = 両側断面の平均線膨脹係数、 T_a, T_b = 両側断面の平均温度

下図に変断面の温度差の様子を示す。この熱応力は、通常 $\Delta T_1, \Delta T_2$ による熱過渡応力に比べて、そのピーク(最大値)の発生時刻がかなりずれるので、これら応力と組んで評価することはない。なお線膨脹差による熱応力は定常熱応力であって熱過渡応力ではないが、ここでは便宜上、熱過渡応力として表現する。



(4) CC253 の配管解析評価では、次の 2 か所で熱過渡応力が現れる。

- (i) 2 次応力評価において、(10)(10')式の応力減少係数 f 値を求める際の応力比 r_i の計算
- (ii) 各熱サイクルの 2 次応力評価において、(11)式左辺の評価応力計算

まず(i)から考えてみる。応力比は次のように定義される。

$$\frac{\text{各熱サイクルの2次応力(熱膨張応力+熱過渡応力)範囲}}{\text{最大熱膨張応力範囲}S_E\text{に対するシェークダウン制限量}} = \frac{(\Delta T_1 / \Delta T_E)S^* + S^{**}}{1.25S_c + 0.25S_h}$$

ここで $S^* = [(1.25S_c + 0.25S_h) \text{ or } S_E]$ のいずれか

$$S^{**} = \text{Max.} [K_3 E \alpha | \Delta T_1 | / \{ 4(1 - \nu) \} + E \alpha | \Delta T_2 | / \{ 2(1 - \nu) \} , K_3 C_3 E_{ab} | \alpha_a T_a^j - \alpha_b T_b^j | / 2]$$

S^{**} が注目の熱過渡応力である。ここで気づくのは、熱過渡応力が

$$K_3 E \alpha | \Delta T_1 | / \{ 4(1 - \nu) \} + E \alpha | \Delta T_2 | / \{ 2(1 - \nu) \} \quad \text{vs} \quad K_3 C_3 E_{ab} | \alpha_a T_a^j - \alpha_b T_b^j | / 2$$

の大きい方を選んでいることである。これは、前項(3)で述べたように $[\Delta T_1, \Delta T_2]$ による熱過渡応力のピークと [変断面の温度差/線膨脹差による熱過渡応力のピーク] には発生時刻のずれがありどちらか大きい方という選択的な扱いになったものと解釈できる。

次に気づくのは、熱過渡応力が全て半値(1/2)で扱われていることである。これは S_E の算定に起因している。 $S_E = iM_c/Z$ であるが、ASME では応力係数 i は $i = KC/2$ で定義されるから

$$S_E = iM_c/Z = (KC/2)(M_c/Z) \quad \text{ここで } K = \text{局部応力指数、} C = \text{2次応力指数}$$

即ち S_E は公称応力 (M_c/Z) に $(KC/2)$ を乗じたものである。従って熱過渡応力もこのフォームをとる必要がある。前(2)項によるオリジナルの各熱過渡応力項は

$$\textcircled{1} K_3 E \alpha | \Delta T_1 | / \{ 2(1 - \nu) \}, \textcircled{2} E \alpha | \Delta T_2 | / (1 - \nu), \textcircled{3} K_3 C_3 E_{ab} | \alpha_a T_a^j - \alpha_b T_b^j |$$

であるが、これらは次の K, C 値と公称応力から構成されている。

$$\textcircled{1} \rightarrow K = K_3, C = 1.0, \text{公称応力} = E \alpha | \Delta T_1 | / \{ 2(1 - \nu) \},$$

$$\textcircled{2} \rightarrow K = 1.0, C = 1.0, \text{公称応力} = E \alpha | \Delta T_2 | / (1 - \nu)$$

$$\textcircled{3} \rightarrow K = K_3, C = C_3, \text{公称応力} = E_{ab} | \alpha_a T_a^j - \alpha_b T_b^j |$$

従って各熱過渡応力は次のようになり、実質、オリジナルの半値になる。

$$\textcircled{1} K_3 E \alpha | \Delta T_1 | / \{ 2(1 - \nu) \} \rightarrow (K_3 \times 1.0 / 2) \times E \alpha | \Delta T_1 | / \{ 2(1 - \nu) \} \rightarrow K_3 E \alpha | \Delta T_1 | / \{ 4(1 - \nu) \}$$

$$\textcircled{2} E \alpha | \Delta T_2 | / (1 - \nu) \rightarrow (1.0 \times 1.0 / 2) \times E \alpha | \Delta T_2 | / (1 - \nu) \rightarrow E \alpha | \Delta T_2 | / \{ 2(1 - \nu) \}$$

$$\textcircled{3} K_3 C_3 E_{ab} | \alpha_a T_a^j - \alpha_b T_b^j | \rightarrow (K_3 \times C_3 / 2) \times E_{ab} | \alpha_a T_a^j - \alpha_b T_b^j | \rightarrow K_3 C_3 E_{ab} | \alpha_a T_a^j - \alpha_b T_b^j | / 2$$

もう一つ気づくのは、熱過渡応力そのものではないが、**[補 5]**と**表 2(*6)**の等価サイクル数 N が異なっていることである。即ち、

$$\text{[補 5]の場合} \rightarrow N = N_E + \sum (r_i^5 N_i), \text{ (*6)の場合} \rightarrow N = \sum r_j^5 N_j$$

[補 5]では、最大熱膨張応力範囲 S_E に対するサイクル数 N_E を応力比で修正することなく使用している。一方(*6)では、仮に $j=1$ を S_E 含みの熱サイクルパターンに割り当てれば、 N_E に相当するサイクル数 N_1 は応力比 r_1 の 5 乗で修正されて使用される。これは、**[補 5]**が熱膨張応力のみ考慮していることからくる乖離である。もし最大の熱膨張応力範囲 S_E を含んだ熱サイクルに熱過渡応力 S^{**} が存在するなら $N_E (\rightarrow N_1)$ もまた応力比修正が必然になる。つまり CC253 は全ての熱サイクルパターンで熱過渡応力の存在することを前提にして(*6)の規定を設けているとみてよい。

この場合注目すべきは、 $j=1$ の時の応力比 $[(\Delta T_1/\Delta T_E) + S^{**}/(1.25S_c + 0.25S_h)]$ が 1.0 を越えることである(何故なら $\Delta T_1 \rightarrow \Delta T_E$ であるから)。応力比が 1 を越えると、 $j=1$ のサイクル数は N_E よりも大きくなり、結果的に等価サイクル数 N は大きな値になる。つまり CC253 は、**[補 5]** に示す一般コードルールと同じように、最大熱膨張応力範囲 S_E に対して、 $(1.25S_c + 0.25S_h)$ というやや保守的なシェークダウン制限を引き当てる形をとっているが、実質は応力比大 \rightarrow 等価サイクル数大 \rightarrow f 値小という流れで 2 次応力範囲を抑制しているようだ。

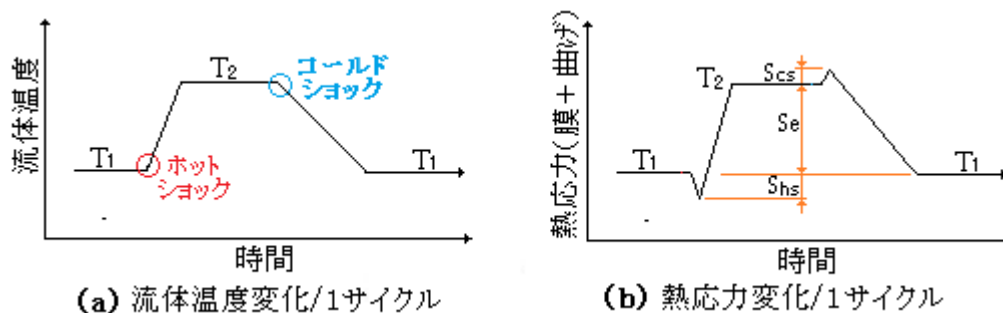
次に(ii)を考えてみる。(11)式左辺の評価応力計算における熱過渡応力項は $E\alpha |\Delta T_j| / \{4(1-\nu)\}$ となっている。これは、(i)の応力比算出の時の 2 次応力範囲のフォーム、即ち

$$K_3 E \alpha |\Delta T_j| / \{4(1-\nu)\} + E \alpha |\Delta T_2| / \{2(1-\nu)\}$$

と異なっている。(11)式は、前述の通り各熱サイクルの 2 次応力範囲をシェークダウン限界に抑えるためのものと思われるので、本来、後者のフォームを採用すべきである。何故、非安全側になる前者をとるのか？ もちろんその背景はどこにも書かれていないが、多分次のような理由で前者のフォームが採用されたのではないかと思う。

- 後者第 2 項の非線形熱応力はもともとピーク応力成分で 2 次応力範囲に組み入れること自体に難があるうえに、第 1 項の線形熱応力に比べてかなり小さいので十分無視できること、
- 後者第 1 項の線形熱応力項の局部応力指数 K_3 は管材部分で 1~1.1、溶接部分で 1.7~3.0 になる。然るに配管のシェークダウン挙動は管材部分の挙動によって決まるとと思われるので K_3 は実質上 1.0 に近いとみてもおかしくないこと。
- (11)式の右辺の $(0.75S_{yc} + 0.25S_h)$ には、多少の裕度が含まれていること。

(5) 各熱サイクルの 2 次応力範囲は、(11)式の左辺 $[(\Delta T_j/\Delta T_E)S_E + E\alpha |\Delta T_j| / \{4(1-\nu)\}]$ からわかるように、一つの温度変化サイクルに対し一つの熱過渡(ホットショックまたはコールドショック)を想定しているが、実際は**複数の熱過渡**が起きることが多い。



典型的な熱サイクルの例としては、上図の(a)が考えられる。流体温度の上昇によってホットショックを起した後、一定時間高温を維持し、そのあと流体温度の降下によってコールドショックを起こして、やがてまた元の流体温度に戻るといったパターンである。

この単一熱サイクルで予想される管外表面の熱応力の変化を上図の(b)に示す。このときの 2 次応力範囲 S_r は次のようになる。

$$S_r = \text{熱膨張に由る膜応力} + \text{熱過渡に由る曲げ応力} = S_e + (S_{hs} + S_{cs})$$

この場合、(11)式は次のようになる。

$$(\Delta T_j/\Delta T_E)S_E + [E\alpha \{|\Delta T_{1h}| + |\Delta T_{1c}|\} / \{4(1-\nu)\}] \leq (0.75S_{yc} + 0.25S_h) \quad \text{-----}(11')$$

ここで ΔT のサフィックス h, c はホットショック、コールドショックを意味する。

以上、熱過渡パターン例をひいて説明した。ややこしくなるが、上記と逆のケースすなわちコールドショック→ホットショックでも、あるいは管の内表面の応力変化でも(11')式は成立すると思う。なお、非常に緩やかな温度変化では熱過渡応力は無視できるが、上昇してすぐ降下するような複雑な温度変化の場合は、非定常熱解析から応力範囲を求めざるを得ないと思う。

(10)(10')式の応力減少係数 f 値を求める際の応力比 r_1 の計算でも熱過渡応力がカウントされているが、その場合は次のように2者択一になっている。

$$\text{Max.} [K_3 E \alpha \{ |\Delta T_{1h}| / \{4(1-\nu)\} + E \alpha \{ |\Delta T_{2j}| / \{2(1-\nu)\} \} , K_3 C_3 E_{ab} \{ |\alpha_a T_{ah} - \alpha_b T_{bh}| / 2 \}]$$

実際の熱過渡では[]内の第1項は比較的、速くピークに達するが、第2項は遅れる。従って第1項については上記(11')式のように、ホットショック+コールドショックの形で、熱過渡応力をカウントすればよいが、第2項についてはこの操作が過大になる恐れもある。しかしバックデータがないので、ここでは(11')式と同様に扱うしかない(安全側になる)。即ち

$$\text{Max.} [K_3 E \alpha \{ (|\Delta T_{1h}| + |\Delta T_{1c}|) / \{4(1-\nu)\} + E \alpha \{ (|\Delta T_{2h}| + |\Delta T_{2c}|) / \{2(1-\nu)\} \} , K_3 C_3 E_{ab} \{ (|\alpha_{ah} T_{ah} - \alpha_{bh} T_{bh}| + |\alpha_{ac} T_{ac} - \alpha_{bc} T_{bc}|) / 2 \}]$$

なお、 $\Delta T, T, \alpha$ のサフィックス h, c はホットショック、コールドショックを意味する。

4. 一般プラントへの適用(推奨設計チャート)

(1) 以上 CC253 の規定内容を紹介し技術上の解釈を加え運用上の問題を考えてきた。ここではそれら議論を踏まえ、CC253 を一般プラントに運用することを考えてみたい。ただこの場合、CC253 と一般のコードルール(ASME B31.1 や B31.3)には次の2つの相違点がある。

- ① CC253 で定義されるような細かい荷重区分が、一般コードでは長期/短期のみになる。
- ② CC253 の B_1, B_2 指数による1次応力評価式が、一般コードでは i 指数による評価式になる。

①について。荷重状態については、[補3]で CC253 のレベル A, B, C を再定義したが、それでも一般プラントには向かないようだ。そこで次のように運用したい。

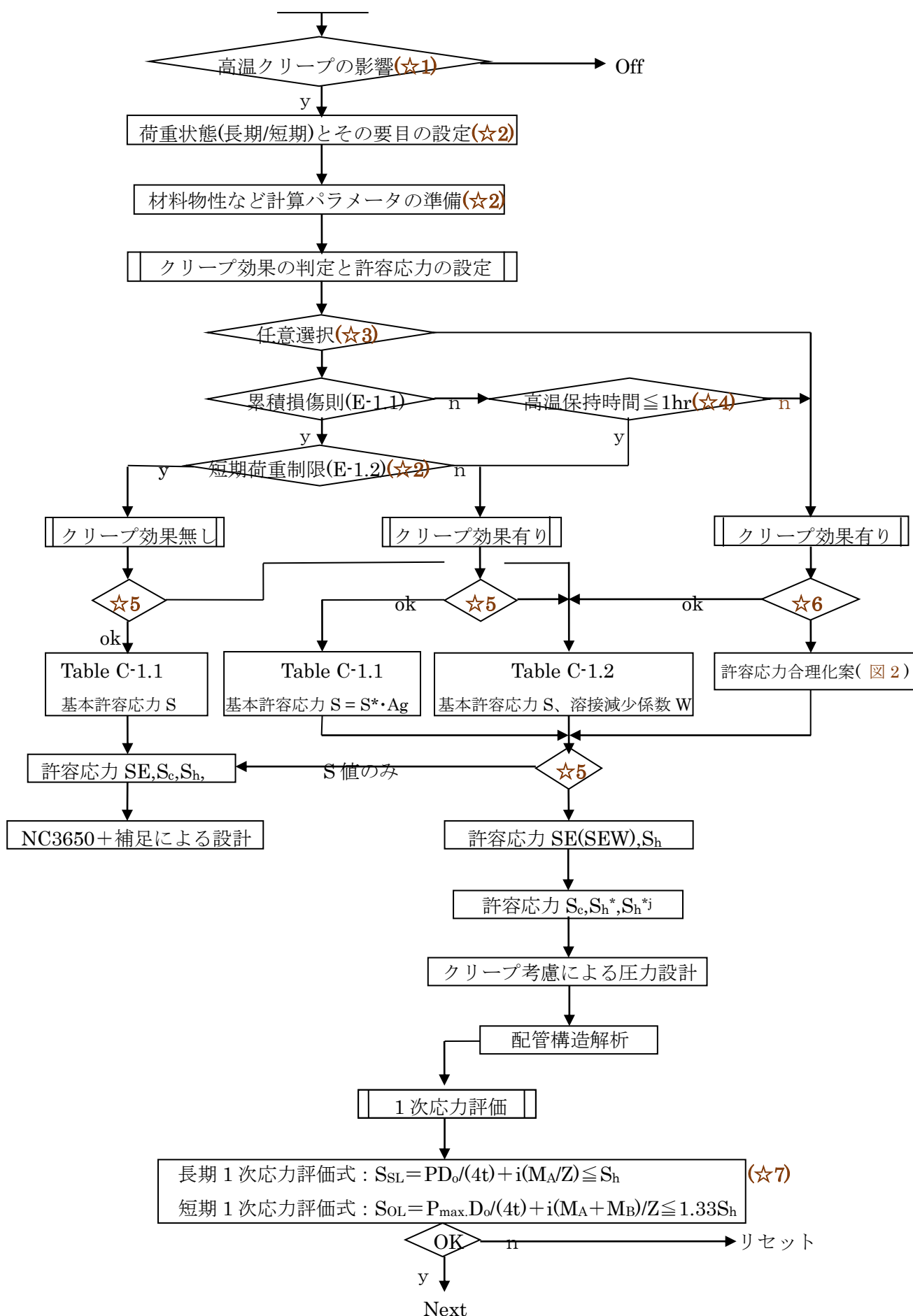
荷重レベル A, B → 長期荷重状態、荷重レベル(B), C, D → 短期荷重状態

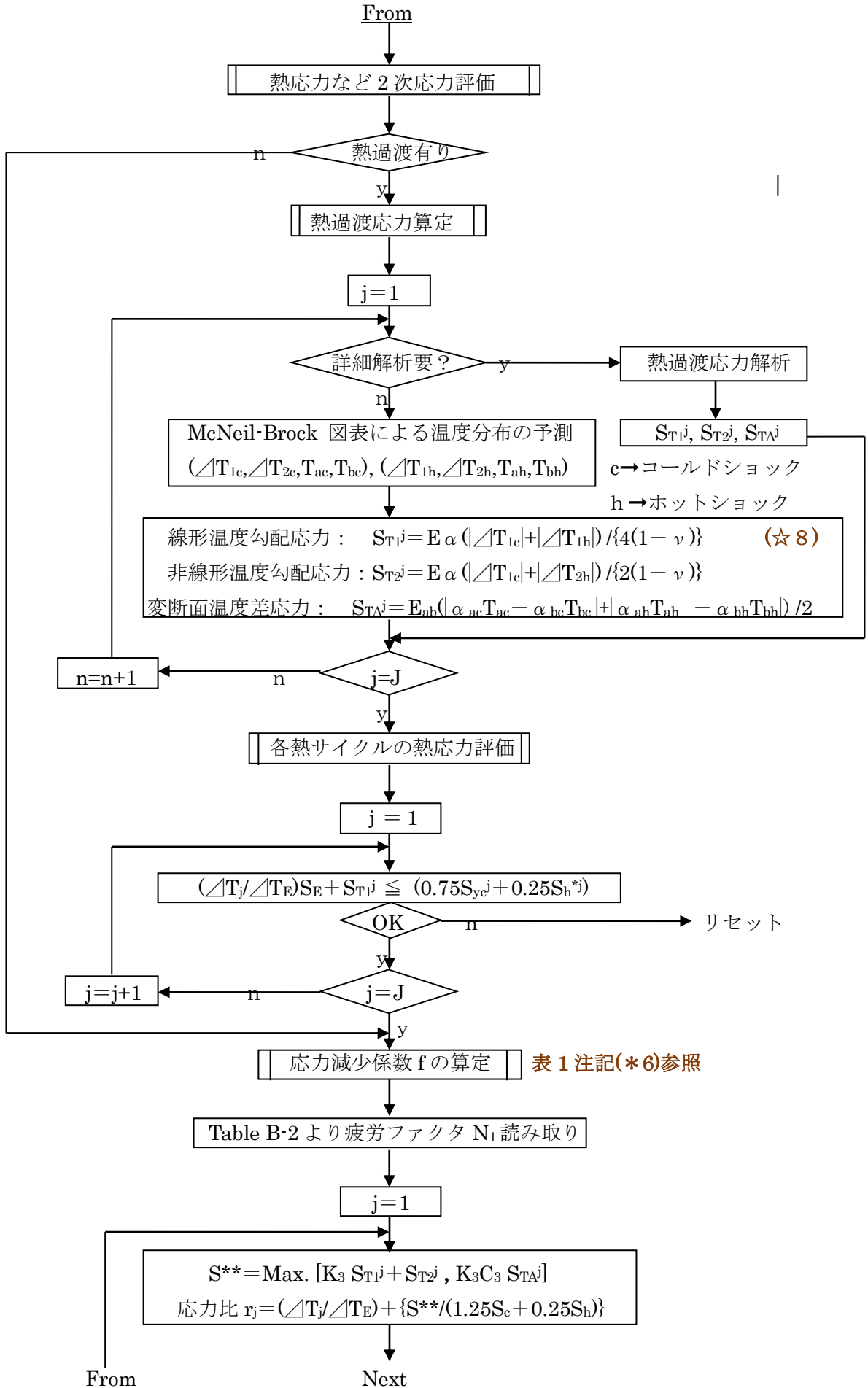
荷重レベル B は安全逃し弁の作動や運転の小さな逸脱などのアップセット状態を定義する。場合によってそのような状態が頻繁にあるいは長時間続くと、クリープの進行が早くなるので、設計温度や設計圧力を調整して、長期荷重状態で扱うのがいいのかも知れない。ただ累積時間が、例えば 50hr 以下とそれほど長くなければ、荷重レベル C とみなして短期荷重で扱えばいいと思う。

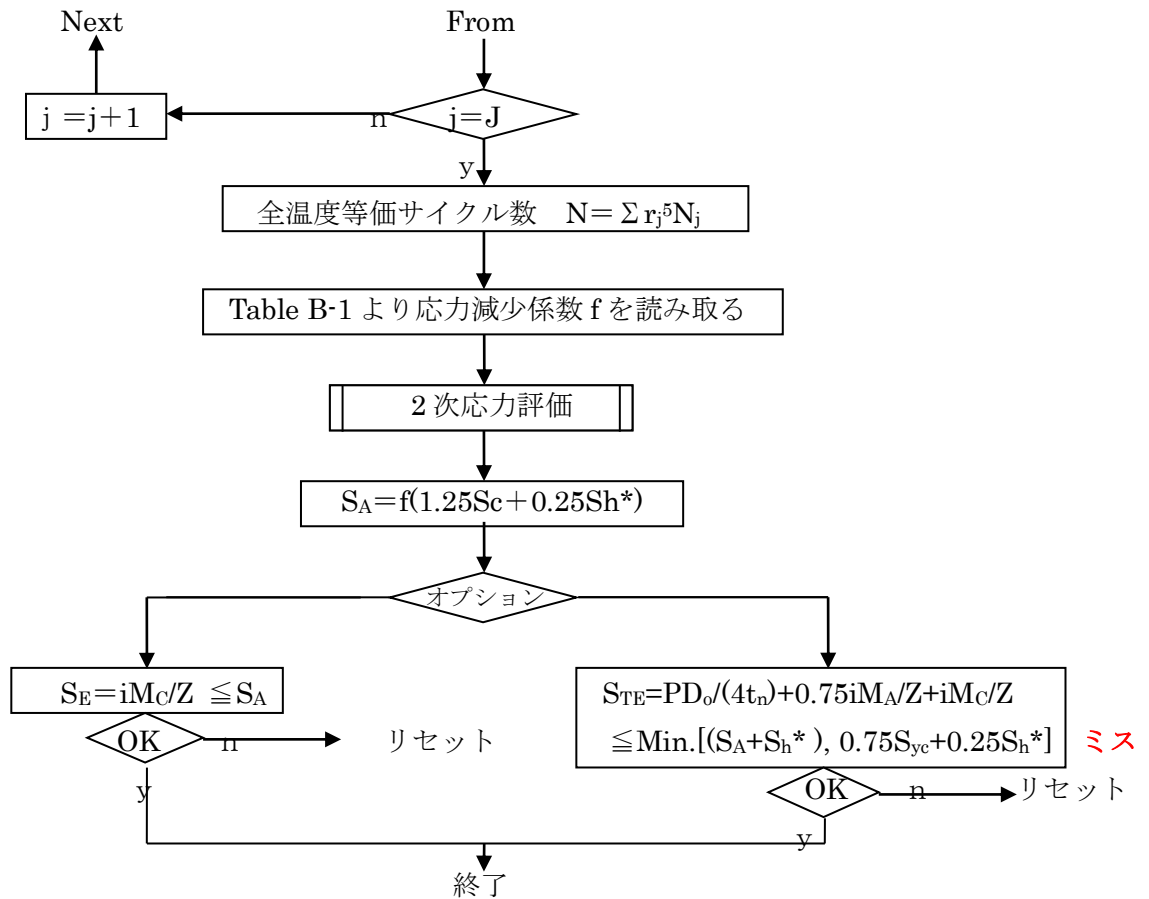
②について。1次応力評価式の式のフォームは基本的に CC253 も B31.1 も同じであるが、CC253 と B31.1 の応力係数(B 指数と i 指数)が違っており、カウントされる1次応力値にかなりの差がでる上に、その制限値も異なっている(これについては前 3.3(2)で議論した通り)。適正な1次応力の算出については更に詳細な検討が必要であるが、ここでは前議論の通り **B31.1 の1次応力式左辺の応力係数を上増しにして運用する。**

(2) 結果的に、CC253 を運用した一般プラント配管の高温構造設計手順(案)は、次のチャートとして与えられる。

【 一般プラント用・高温配管構造設計手順(案) 】







【 チャートの記号定義 】

全般に 2 節、3 節の記号定義に準じる。なお[許容応力の設定]における A_g は経時減少係数を云う。

【 チャートの注記 】

(☆1) クリープの影響が現れるのは、炭素鋼で 350℃以上、低合金鋼で 370℃以上、オーステナイトステンレス鋼で 425℃と云われるが、鋼種によってばらつくので、材料データ等を調べ確認する必要がある。コードには許容応力表が添付されているが、許容応力が緩やかな減少から急激な減少に転じるころは、長時間強度(→クリープ強度)が短時間強度(→降伏応力/1.5, 引張強さ/3)を下回ることを示している場合が多いので、これを目安にしてもよいと思う。因みに ASME B31.3 の許容応力基準は次のようになっている。

- 1) 室温における規定最小引張強さの $(S_r) \frac{1}{3}$ と設計温度における引張強さ (σ) の $\frac{1}{3}$ のいずれか小さいほうの値。
- 2) 室温における規定最小降伏点 (S_y) の $\frac{2}{3}$ と設計温度における降伏点 (σ) の $\frac{2}{3}$ のいずれか小さいほうの値 [ただし、次の 3) が適用される場合を除く]。
- 3) オーステナイト系ステンレス鋼及びそれと同様の応力-ひずみの相関をもつニッケル合金に対しては、室温における規定最小降伏点 (S_y) の $\frac{2}{3}$ と設計温度における降伏点 (σ) の 90% のいずれか小さいほうの値 [下記 f) 参照]。
- 4) 1,000 時間当たり 0.01% の割合でクリープを生じる応力の平均値の 100%。
- 5) 100,000 時間後にラプチャを生じる応力の平均値の 67%。
- 6) 100,000 時間後にラプチャを生じる応力の最小値の 80%。

(☆2) まず設備の運転計画から長期荷重状態と短期荷重状態を分別する。予め計画された1連の運転操作は長期荷重状態とみなし、**圧力/継続時間を含めた温度パターン→熱サイクルパターン(図)やサイクル数、あるいは急激な熱過渡変化の明細(温度-時間勾配やピオ数等)**を設定する。なお通常の運転操作の中に非常に短期的な圧力/温度変動が含まれている時はこれを短期荷重で扱ってもよい。

短期荷重状態は、安全逃がし操作や水撃など頻度の少ない極めて短期的なものに限る。高温下で継続時間の長いイベントが想定されるときは長期扱いにすべきである。短期荷重状態は幾つかのパターンがあっても構わないが、これらを累積した上で(E-1.2)の短期荷重制限をチェックすることになる(注意を要す)。

計算で使用する材料物性(E, ν, α, S_y, S_u 等)は ASME Sect. III NC の規定によるのがいい。また B31.3 系の JPI 7S-77 や KHK S-08-01 あるいは B31.1 系の JEAC 3706 を親コードに引き当てて運用するのであれば当該 JIS 材を相当する ASTM-ASME 材を探して基本許容応力や材料物性をセットする。なお相当材を探すとき熱処理など製造法の相違に注意する。

(☆3) 温度パターンや使用材料などに不明がある場合や CC253 の規定内容にそぐわない場合は、安全側にクリープ効果を考慮した設計を選んだ方がよい。設計者のオプションである。

(☆4) (E-1.1)の累積損傷チェックが、例えばある温度パターンの突出でパスできない場合に適用する。

(☆5) Table C-1.1 に該当材料のデータがない場合あるいは Table C-1.1 の許容応力採用に不安が残る場合は Table C-1.2 の許容値を採用してもよい。なお、Table C-1.2 の許容応力を採用したからといってクリープ効果無し設計をクリープ効果有りの設計に転じる必要はない。

(☆6) クリープ効果有りの場合は最大運転温度における Table C-1.2 の許容応力を使用すればよいが、最大運転温度の継続時間が短いと過度に安全側になる。その場合は、図 2 のチャートによって許容応力を設定する選択肢もある。

(☆7) 1次応力の評価式の左辺は B31.1(あるいは JEAC3706)の1次応力式のフォームを用いている。B31.3 であれば、例えば下記の式のフォームを用いる。特に内容的に差異はない。

$$S_L = \{(|S_a| + S_b)^2 + (2S_t)^2\}^{0.5}$$

$$S_a = I_a F_a / A_p, \quad S_b = \{(I_i M_i)^2 + (I_o M_o)^2\}^{0.5} / Z, \quad S_t = I_t M_t / (2Z),$$

なお、チャートの評価式のモーメント項にかかる応力係数が、原式の 0.75*i* から *i* に変わっている。即ちモーメント項は 1.33 倍になるので注意して欲しい。理由は 3.3(2)項による。

(☆8) ここでは 1回の熱サイクルを 低→高→低 あるいは高→低→高の温度変化と考え、2つの熱過渡(コールドショック/ホットショック)を仮定している。場合によってはもっと複雑な温度変化パターンもあるし、ホットショックだけ有意という場合もある。温度パターンに応じて熱応力を適宜、安全側に見積もるべき。コンピュータ解析もよいが、できれば Mcneil-Brock の簡易図表辺りで。

【 補足説明 】

[補 1] 基本的に高温下のクリープ破断(クリープ損傷)は、材料劣化によるもので、材料特性は別にして **[温度-応力-時間]の関係**によって決まってくる。金属温度(運転温度)が高いほど、発生応力が高いほどまた高温保持時間が長いほどクリープ破断は速くなるが、これらのパラメータには相関があり Larson-Miller 法などによって、比較的容易に実験データを内外挿して破断が予測できる。規格で用いられる高温域の許容応力はある温度/時間に対する破断応力(限界応力)であり、通常の許容応力が単に温度で決まってくるのに対して、時間経過というファクタが加わっていることを認識しておく必要がある。因みにコードや規格で与えられる高温域の許容応力は 10^5hr ベースである。無論、引張強さや降伏応力など短時間強度をベースにした許容応力が、この長時間ベースの許容応力を下回るときは短時間強度ベースの許容応力が採用される。クリープ強度に関する基本情報は下記の TS にまとめられているので参照されたい。

【 SE-05-TM-001 構造物設計で遭遇するクリープ問題-LM 式の運用ほか 】

[補 2] **[ステップ 3-クリープの影響が無視できる場合の設計]**について。この場合、基本的には親コードの規定[NC-3600 Piping Design]の規定に従うことになる。NC-3600 の内容は次の通り。

- ・ NC-3610 General Requirement →許容応力値,応力制限,代替解析法,温度-圧力レーティング,製作誤差に関する基本事項
- ・ NC-3620 Design Consideration →設計運転荷重,動的影響,重量の影響,熱伸縮の影響
- ・ NC-3640 Pressure Design of Piping Products →直管,曲管,交叉分岐,マイタ,付加材,盲蓋,フランジ継手,レデューサ,伸縮継手の肉厚計算/補強計算/限界圧計算/使用制限等
- ・ NC-3650 Analysis of Piping Design →設計状態/各レベルにおける配管解析/評価、フランジ継手の解析/評価
- ・ NC-3660 Design of Welds →ソケット/隅肉溶接等の要件
- ・ NC-3670 Special Piping Requirement →各種継手制限、配管撓み性/撓み性解析/応力係数、圧力レリーフ配管

これらの設計ルールは、基本的に ASME B31.1 Power Piping や ASME B31.3 Process Piping と同じ内容で、化学/動力系の配管設計と同一レベルで対処すればよい。ただ次の補足がある。

① 外圧座屈など座屈問題については CC253 の座屈規定によってもよい。

② 分岐接続構造の場合、一体型補強以外の補強は認めない。

①については配管の場合、外圧座屈が問題になるものの熱座屈などは不安対象にならないことが多いので、ここでは割愛しておく。なお CC253 の座屈規定については末尾添付 B を参照のこと。

[補 3] 基本的にはプラントの状態を強度設計の観点から次の 3 つの荷重レベル(負荷レベル)に区分する。

レベル A→予め規定された設備構成/圧力/温度に準じた通常の運転状態。圧力/温度などの運転パラメータの変動については特に制限しない。2 次応力評価のベースになる温度パターン/熱サイクルパターンは、レベル A の運転パラメータの変動パターンから設定される。また全てのレベル A 運転における最高圧力/温度をベースにして設計圧力/設計温度を設定し「設計状態」として定義する。長期 1 次応力評価は、この設計状態について実施する(レベル A での評価は割愛する)。

レベル B→安全逃し弁/破裂板類の作動、軽度な誤作動などにより設計圧力/設計温度を越えて圧力/温度が短期的に上昇する状態をいう。ピーク圧力は設計圧力の 1.2 倍以下と

する。この場合の1次応力は短期1次応力として評価する。

レベル C→異常反応や水撃現象などにより設計圧力/設計温度を越えて圧力/温度が、短期的に上昇する状態をいう。ピーク圧力は設計圧力の1.5倍以下とする。この場合の1次応力も短期1次応力として評価する。

なお、レベル B,C の場合、クリープ域の高温保持時間が長いとクリープ破断時間を早めることになるので、これを例えば 50hr に抑え、それ以上の場合はレベル A で扱うような措置をとる。

地震荷重状態については通常、設備寿命中の累積時間がかなり短いので、クリープの影響は殆ど無視できるとし耐震関連法規に準じた短期1次応力評価を行うものとする。

【補 4】 高温域の許容応力には、次の2つの異質の許容応力が含まれる。

①クリープ破断防止を意図した許容応力 → 通常、10⁵hr ベースの時間依存型許容応力

②延性破断防止を意図した許容応力→通常、降伏応力の 1/1.5 ないし引張強さの 1/3 の小さい方

①は長時間強度、②は短時間強度に由来し、2つの許容応力のうち小さい方が選択されているので許容応力表に示される応力値は①②を同時に満足しているとみてよい。Table C-1.1 も然り。

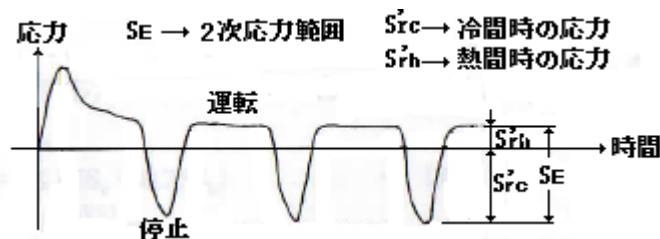
さて Table C-1.1 は (E-1.1)規定を満たすことを前提にしているが、そこでは対象応力(→基準応力)を同一にして温度のみを変えたときの破断時間を t_{id} として累積損傷度をカウントしていると推定される。この場合の基準応力は Fig. E-1 で斜め太線が水平太線に移行するときの温度縦軸の温度(基準温度)におけるクリープ破断応力と思われる。故に Fig.E-1 の斜め太線が表わす関係は温度パターンの中の最低値(→最低温度)を基準温度にした場合も安全側に成立すると予想される。従って、①の長時間強度由来の許容応力としては、各温度パターンの中の最低温度における Table C-1.1 の値が引きあてられる(ただし最低温度は基準温度以上)。

一方、短時間由来の許容応力は、温度パターンの中の最大値(→最高温度)における降伏応力、引張強さのそれぞれ 1/1.5、1/3 の小さい方になる。

以上の2つの許容応力候補のうち小さい方を採れば、合理的な許容応力が設定できる。

【補 5】 運転の開始直後の2次応力(熱膨張応力)はかなり高いが、数回、発停(運転→停止)が繰り返されると下図のように停止時の応力(残留ひずみ) S_{rc} と運転時の応力 S_{rh} に配分され、更にこれに圧力/重量による1次応力が加算され、全体として次の形に収束することになる。

$$\text{全応力 } S_0 (\rightarrow 1 \text{ 次応力} + 2 \text{ 次応力}) = S_{rc} + S_{rh}$$



この応力状態に対しどのような許容範囲(制限)を与えるか? 種々の議論の結果、配管コードは

$$S_0 = S_{rh} + S_{rc} \leq (1.6S_h + 1.6S_c)$$

を採用した。当時の基本許容応力(S_h, S_c)は $(5/8) \times$ 降伏応力 S_y であったので、ちょうど

$$S_0 \leq 1.6S_h + 1.6S_c = S_{yc} + S_{yh} (\rightarrow \text{平均降伏応力の2倍})$$

になる。これはシェークダウン制限そのもので、応力範囲が弾性範囲に留まるため、疲労の懸念が

少なくなる。その後、この初期設定は基本許容応力の変更や安全裕度の見直しを経て

$$S_o \leq 1.25(S_c + S_h) = 0.83(S_{yc} + S_{yh})$$

に落ち着いた。更に1次応力への割当て分 S_h をカットし2次応力分のみを考えれば、

$$2 \text{ 次応力範囲}(S_E) \leq (1.25S_c + 0.25S_h) \text{ -----(a)}$$

になる。この式は2次応力評価(制限)の原点になるが、その場合、認識しておくべきは、**右辺の制限量(1.25 S_h +0.25 S_c)にシェークダウン制限の意図が含まれていることである。**

さてコードで与えられる許容応力は $S_A = f(1.25S_c + 0.25S_h)$ であるから、(a)式の右辺は、 $f=1$ のときの S_A ということになる。係数 f を含む許容応力 S_A の導入は次のようになる。

コード規定のベースになっている Markle の配管要素の疲労試験によれば、繰返し応力範囲 S と疲労寿命 N の関係は $SN^{0.2} = C$ (C =定数) で表されるので、任意の応力比をとると、

$$S/S^* = (N^*/N)^{0.2} = (7000/N)^{0.2} = 6N^{-0.2}$$

ここで $S \rightarrow$ 任意応力範囲、 $N \rightarrow S$ に対する疲労寿命、 $S^* \rightarrow S$ の基準値、 $N^* \rightarrow N$ の基準値(7000回)、基準の S^* を S_A にとり、 $f = 6N^{-0.2}$ とすれば、 $S = fS^* = fS_A = f(1.25S_c + 0.25S_h)$ になる。ここで S は疲労寿命 N に相応する応力範囲である。もし2次応力範囲の計算値 S_E が S 以下であれば、任意の疲労寿命 N 内で疲労破損することはない。従って、2次応力の評価式は次のようになる。

$$2 \text{ 次応力}(S_E) \leq [S_A = f(1.25S_h + 0.25S_c)] \text{ -----(b)}$$

ここで $f = 6N^{-0.2}$ であり、 S_A は任意の疲労寿命 N に対する許容応力である。因みに $N=7000$ 回のときは $f = 6 \times 10^{-0.2} \approx 1.0$ になるので、コードルールの2次応力評価式は7000回の応力サイクル(繰返し回数)を基準にしていることになる。

複数の熱サイクルがあってサイクル数、応力範囲が変わるときは、次の累積疲労損傷係数、

$$D_f = N_E/N_{Ef} + N_1/N_{1f} + N_2/N_{2f} + \dots + N_i/N_{if} = N_E/N_{Ef} + \sum (N_i/N_{if}) \quad (\rightarrow D_f = 1 \text{ の時に損傷発生})$$

但し N_E = 計算2次応力範囲 S_E の熱サイクル数、 $N_{Ef} = N_E$ の限界値(疲労寿命回数)、

$N_i = S_E$ 以外の熱サイクルで i 番目の熱サイクル数、 $N_{if} = N_i$ の限界値(疲労寿命回数)

を用いて等価な運転サイクル N を定義し、 $f = 6N^{-0.2}$ を計算する。すなわち等価な損傷係数を $D_f^* = N/N_{Ef}$ とおき、 $D_f^* = D_f$ とすれば、

$$N/N_{Ef} = N_E/N_{Ef} + \sum (N_i/N_{if}) \quad \rightarrow \quad N = N_E + \sum (N_{Ef}/N_{if}) N_i$$

$SN^{0.2} = C$ の関係を用いて、 $(N_{Ef}/N_{if}) = (C/S_E)^5 / (C/S_i)^5 = (S_i/S_E)^5$ であるから

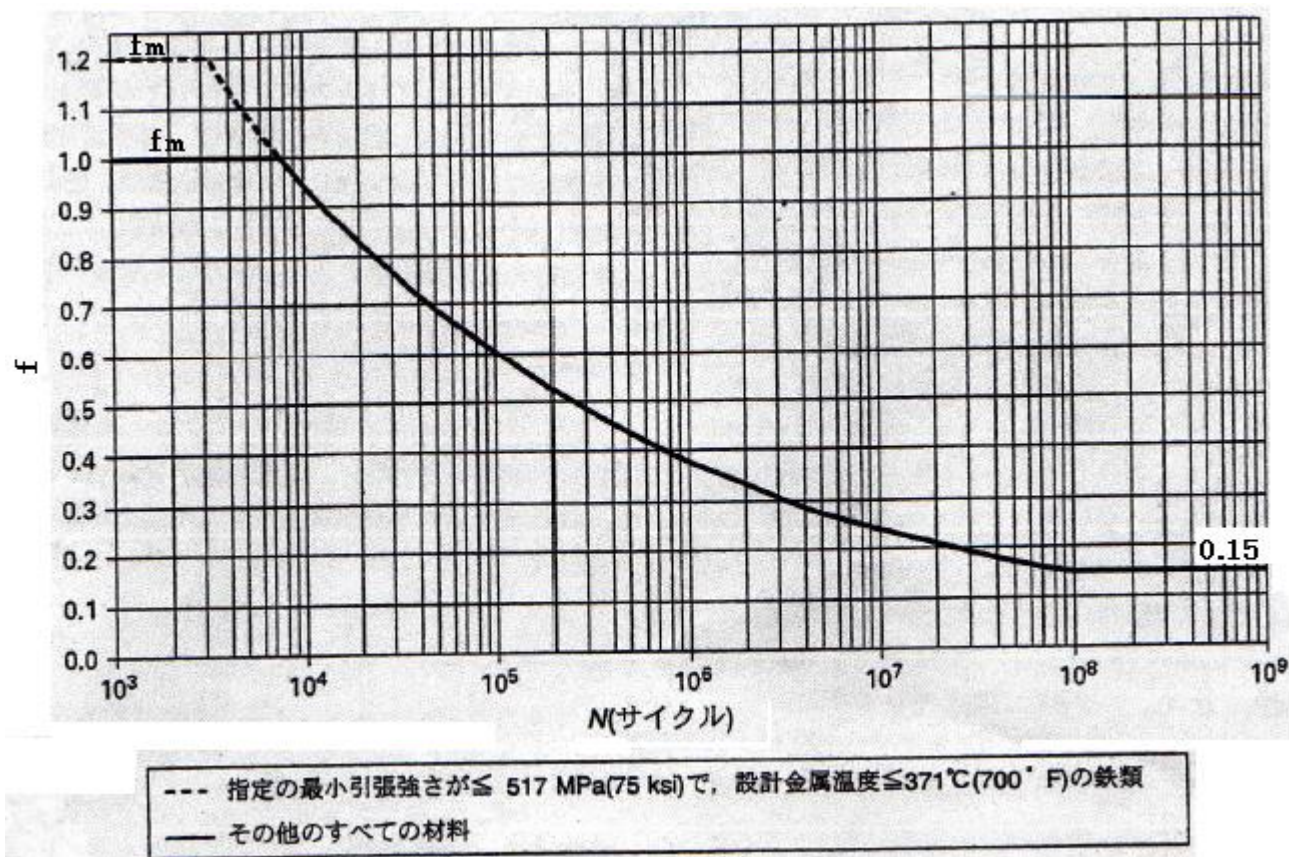
$$N = N_E + \sum (S_i/S_E)^5 N_i \quad \rightarrow \quad \boxed{N = N_E + \sum (r_i^5 N_i)} \quad \text{但し } r_i = S_i/S_E$$

なお、 S_i は i 番目の熱サイクルにおける2次応力範囲である。

N は、複数の熱サイクルを応力範囲 S_E の単一熱サイクルに置き換えたときの等価運転サイクル数である。 $N > N_E$ であるから、 f 値は低下して許容応力 S_A は減少する。なおこの場合、 S_E には熱サイクルパターンの中で最大の2次応力範囲を引き当てる必要がある。 $S_E > S_i$ である所から、全ての熱サイクルにおいて2次応力範囲 (S_E ないし S_i) は、シェークダウン制限内すなわち $(1.25S_c + 0.25S_h)$ 内にあり、各熱サイクルは十分シェークダウンするはずである。シェークダウン状態では配管(梁)は弾性挙動するので、通常の弾性計算のみで疲労評価できる利便がある。

クリープ考慮設計でも、(a)式の[2次応力範囲($S_E \leq (1.25S_c + 0.25S_h)$)]は活着しているとみていい。しかし当然ながら、クリープ破断防止の観点からは、降伏応力ベースの許容応力 S_h を採る訳にはいかないのので、Table C-1.2 の基本許容応力をもって S_h として使用せざるを得ない(結果的には、若干ながら裕度が増加する)。

なお係数 f は応力範囲係数と呼ばれており、横軸に等価運転サイクル数をとると次のようになる。



引用文献テキスト)

- (1) Cases of ASME Boiler and Pressure Vessel Code Case N-253-14 (2006)
Construction of Class 2 or Class 3 Components for Elevated Temperature Service
- (2) ASME Sect. III Subsection NC(ND) Class 2(Class3) Component
NC-3650 analysis of Piping Designs
- (3) ASME Sect. III Subsection NB Class 1 Component NB-3600 Piping Designs
- (4) ASME B31.3 Process Piping (2012年), JPI 7S-77 石油工業用プラントの配管基準
- (5) ASME B31.1 Power Piping, JEAC 3706 圧力配管及び弁類規定
- (6) 安藤,岡林「原子カプラントの構造設計」(東大出版会)

CONTENTS

-1000	Introduction	4
-1100	Scope	4
-1110	Aspects of Construction Covered by These Rules	4
-2000	Materials	4
-2433	Delta Ferrite Determination for Weld Metal	4
-2433.1	Method	4
-2433.2	Acceptance Standards	5
-2571	Required Examinations of Statically and Centrifugally Cast Products	5
-2571.1	Method	5
-2571.2	Acceptance Standards	5
-3000	Design	5
-3100	General Requirements for Design	5
-3111	Acceptability	5
-3112	Design Report and Certification	5
-3130	Buckling Instability Loadings	5
-3131	General Requirements	5
-3131.1	Scope of Rules	5
-3131.2	Load-Controlled and Strain-Controlled Buckling	6
-3131.3	Interaction of Load-Controlled and Strain-Controlled Buckling	6
-3131.4	Effects of Initial Geometry Imperfections	6
-3131.5	Stress-Strain Data	6
-3132	Time-Independent Buckling Limits	6
-3133	Time-Dependent Buckling Limits	6
-3140	Limitations on Use	7
-3150	Weld Joint Efficiency Factors	7
-3300	Vessel Structural Design Criteria	7
-3310	General	7
-3320	Vessel Design by Formula	7
-3400	Pump Structural Design Criteria	7
-3410	General	7
-3420	Pump Design by Formula	7
-3500	Valve Structural Design Criteria	7
-3510	General	7
-3520	Valve Design by Formula	7
-3600	Piping Structural Design Criteria	8
-3610	General	8
-3620	Pipe Design for Service With Negligible Creep Effects	8
-3630	Pipe Design by Analysis for Service Which May Include Creep Effects	8

Appendices

B	Stress Reduction Factor for Piping	10
C	Allowable Stress Values for Class 2 and 3 Components	12
E	Time-Temperature Limits for Creep and Stress-Rupture Effects	32

Figures

C-1.0	Allowable Stress Flowchart for Class 2 and 3 Component	13
E-1	Time-Temperature Limits for Service Level A and B Events.....	33

Tables

-3132-1	Time-Independent Buckling Limits	6
-3133-1	Time-Dependent Load-Controlled Buckling Factors	7
B-1	Stress Reduction Factor	10
B-2	Fatigue Factors for Piping Analysis	11
C-1.1(a)	Allowable Stress Values for Ferritic Steel Class 2 and 3 Components.....	14
C-1.1(b)	Allowable Stress Values for Class 2 and 3 Bolting Materials	17
C-1.1(c)	Allowable Stress Values for Austenitic Steel Class 2 and 3 Components.....	18
C-1.1(d)	Allowable Stress Values for High-Nickel Alloy Class 2 and 3 Components ...	22
C-1.1(e)	Reduction Factors for Aging.....	23
C-1.2(a)	Allowable Stress Values for Ferritic Steel Class 2 and 3 Components.....	24
C-1.2(b)	Allowable Stress Values for Class 2 and 3 Bolting.....	25
C-1.2(c)	Allowable Stress Values for Austenitic Steel Class 2 and 3 Components.....	26
C-1.2(d)	Allowable Stress Values for High-Nickel Alloy Class 2 and 3 Components ...	29
C-1.3(a)	Reduction Factors to be Applied to Parent Metal Allowable Stresses for 304 SS Weldments.....	29
C-1.3(b)	Reduction Factors to be Applied to Parent Metal Allowable Stresses for 316 SS Weldments.....	30
C-1.3(c)	Reduction Factors to be Applied to Parent Metal Allowable Stresses for Alloy 800H Weldments.....	30
C-1.3(d)	Reduction Factors to be Applied to Parent Metal Allowable Stresses for 2 ¹ / ₄ Cr-1Mo Weldments	31
C-1.3(e)	Reduction Factors to be Applied to Parent Metal Allowable Stresses for Modified 9Cr-1Mo Weldments	31
E-1	Maximum Metal Temperatures During Level C Events.....	33

添付 B. CC253 における座屈規定

-3130 座屈不安定荷重

-3131 一般事項

(a) クラス 2(クラス 3)コンポーネントの部分が座屈不安定荷重を受けかつ Appendix E の条件が満たされるなら、本 CC の Appendix.F(?)による補足を含めて NC-3133(ND-3133)を外圧荷重に対して適用すること。

(b) Appendix. E が満足されない場合、残りの-3131 部分,-3132 及び-3133 に与えられた座屈荷重の制限値を満たすこと。

-3131.1 規則の範囲

NC-3133(ND-3133)の安定限界は特定の荷重条件での特定形状に対応するものである。これらの限界値は製作公差によって許容される初期の不形状完全の効果を含むが、高温での長期荷重によるクリープ効果や他の荷重/形状の効果は含まない。-3131,-3132 及び-3133 は、材料の時間依存性による座屈/不安定性を生じる恐れのある一般的な形状/荷重条件に適用可能な付加的制限を与える。

－3131.2 荷重制御型及びひずみ制御型座屈

ここで示す制限に対して荷重制御型座屈とひずみ制御型座屈の区別を設ける。荷重制御型座屈の特長は外圧を受けるチューブの崩壊のように座屈が起きた後も依然として荷重が作用して遂に崩壊にいたる点である。ひずみ制御型座屈の特長はひずみが生じて変形が起きると荷重が減少してしまう点である。ひずみ制御型座屈というのは自己制限型であるが、疲労や過剰歪み、過大変形による機能喪失ならびに荷重制御型座屈との相互干渉などによる破壊を防止するためにこれを避けなければならない。

－3131.3 荷重制御型座屈とひずみ制御型座屈の相互干渉

弾性追従のように、ひずみ制御型座屈と荷重制御型座屈が相互干渉を起こすかもしれないような条件に対しては、荷重制御型座屈とひずみ制御型座屈を組み合わせる際に荷重制御型座屈に対して高めの Load factor(荷重係数)を用いること。

－3131.4 初期の形状不完全の効果

- (a) 荷重制御型座屈に対して、本 CC の-3132 の要求に従った時刻非依存の計算を行う場合、初期の形状不完全及び公差の影響を考慮のこと。本 CC の-3133 に従った時間依存の計算を行う場合、それが当初からあるいは運転から発生したものしる、形状不完全や公差の効果は考慮に入れること。
- (b) 純粹のひずみ制御型座屈の不安定ひずみの計算を行う場合は、それが当初からあるいは運転から発生したものしる、形状不完全ないし公差の効果は考慮に及ばない。しかし著しく大きな形状不完全が初めから存在する場合、それがクリープによって増大し過大変形や過大ひずみになる恐れがある。このような効果は変形及びひずみの限界値を適用する時に考慮されること。

－3131.5 応力-ひずみデータ

指定された温度における材料の最小予想応力-ひずみ曲線を持ちいること。最小予想曲線の値は、高温引張試験の平均値の非弾性部分(等時応力-ひずみ曲線に示されるような)をとり、指定温度における最小予想降伏点に対して正規化して求めてよい。材料データは高温領域のクラス 1 コンポーネントの規則に含まれている。

Re-resolution annealed Type 300 シリーズオーステナイトステンレス鋼を用いる場合、表の降伏応力は更に 17%まで低減すること。もし室温の降伏応力が Re-resolution anneal の後で規格最小降伏応力に合致することが証明されればこの低減は必要でない。

－3132 時間に依存しない座屈限界

時間に依存しない(瞬間の)座屈の防止の観点から、荷重制御型荷重に対する Load factor とひずみ制御型座屈に対する Strain factor は、指定の設計荷重及び運転荷重に対し Table-3132-1

の値以上を用いる。

Load factor→通念的には安全係数

Table -3132-1 時間に依存しない座屈限界

荷 重	Load factor 注(1)	Strain factor 注(1)(2)
設計荷重	3.0	1.67
サービス荷重レベル A	3.0	1.67
サービス荷重レベル B	3.0	1.67
サービス荷重レベル C	2.5	1.4
サービス荷重レベル D	1.5	1.1
試験荷重(注 3)	2.25	1.67

(全般注記) 運転によって生じた形状変化は座屈荷重の計算では考慮する必要はない。

注(1) 係数は次の式で定義される。

$$\text{Load (Strain)factor} = \frac{\text{[設計又は実際の運転温度で瞬間的に座屈を起こす荷重(ひずみ)]}}{\text{[設計又は予想荷重(ひずみ)]}}$$

注(2) 熱的ひずみ制御型座屈に対し Strain factor は熱ひずみによる荷重に適用される。その座屈ひずみを求めるには実際の剛性の使用して高ひずみを人工的に誘起する必要があるだろう。調整された熱膨張係数の使用は、関連する剛特性に影響を与えることなく作用ひずみを促進するためのテクニックの一つである。

注(3) これらは水圧試験、空気圧試験及び漏洩試験に適用される。他のタイプの試験については -3000 の規定に従って分類すること。

—3133 時間依存の座屈限界

荷重制御型の時間依存クリープ座屈を防止するため、指定された運転荷重に Table-3133-1 の係数を乗じて得られる荷重履歴に対して指定された寿命中に不安定な状態が生じないことを証明しなければならない。ひずみ制御型荷重というのはクリープが著しくなると座屈に対する構造物の抵抗とともに減少するので、純粋のひずみ制御型座屈に対して Design factor は必要ではない。

これらの時間依存性荷重制御型座屈係数はオーステナイトステンレス鋼の熱クリープ応答に適している。

Table-3133-1 時間依存性荷重制御型座屈係数

サービス荷重レベル	係 数
A	1.5
B	1.5
C	1.5
D	1.25

$$\text{座屈係数 } P_{cr} = k \{ \pi^2 EI / l^2 \} \rightarrow P_{design} = (P_{cr} / f_{qs}) = (k / f_{qs}) \{ \pi^2 EI / l^2 \}$$

—3140 使用上の制限

(a) 本 CC の Appendix E の要求事項が満たされない限りパッドタイプのノズルやブランチのような非一体型の補強を設けたコンポーネントを高温域の運転に用いてはならない。NC-3330(ND-3330)の補強に関する要求事項はノズルまたは容器あるいは両者と一体になった材料について満足されること。補強として加えられた溶接金属は一体の金属とみなしてよい。

(b) 公称径 2" 以下の配管に対してのみソケットの溶接を行ってよい。