

鋼船規則検査要領P編付録「疲労強度計算に関する参考資料」 について

まえがき

鋼船規則検査要領付録P 1に1.疲労強度計算(検査要領P5.1.5-2 関連)として採り入れられた疲労強度計算に関する参考資料について以下に解説する。

この参考資料では、ホットスポット歪に基づく疲労強度計算の方法を、疲労強度計算手順の概略、部材応力の長期分布、ホットスポット歪、基本疲労設計線図、鋼管溶接継手の順に示している。このうち、部材応力の長期分布の推定法は、ホットスポット歪に基づかない他の疲労強度計算法にも共通するものである。

ホットスポットについて、従来、各種規則・規準・規格において微妙に異なる定義がなされているが、ここでは、構造的な形状不連続部(例えば、ブレースング継手部)よりもさらに局部的な形状不連続部(例えば、溶接趾端部)における最も応力集中の高い点と定義し、このホットスポットでの局部塑性までを考慮した局部歪をホットスポット歪と定義している。したがって、AWS, API, DEn, あるいはDnVの規準・規則におけるホットスポット歪または応力の考え方と異なっており、ASMEの圧力容器の規格の考え方に近いものである。

このホットスポット歪を基準とした疲労設計線図は継手形状及び溶接趾端部形状等によらない一本の設計曲線で表現されており、鋼管溶接継手に関しては、溶接趾端部形状による応力集中率を溶接のままの場合と溶接後処理を施した場合とに分けてそれぞれ2.6と1.8を与えている。

なお、参考資料の中で変動幅とあるものは、定振幅の場合、全振幅を意味する。

1. 疲労強度計算

1.1 疲労強度計算手順の概略

ホットスポット歪を基準とした場合の疲労強度計算手順の概略を示したもので、ホットスポット公称応力(構造的な形状不連続による応力集中部での応力:他基準等では、これを単にホットスポット応力と呼ぶ場合が多い。)を用いる場合でも、適用する疲労設計線図が異なるだけで手順は同様である。

1.2 部材応力の長期分布

1.2.1 応力変動幅の理論分布を仮定して定める方法

応力の長期分布を直接仮定して用いる簡易法であり、DnV規則に採用されている。

この方法では、理論分布形状を適切に設定することが重要であり、ある程度実績のある場合に適用することが望ましい。全く新しい構造形式である場合や荷重特性が従来と異なる場合等には、1.2.2に示されるような確率論的方法によることが望ましい。

1.2.2 長期波浪データに基づき確率論的に推定する方法

波浪荷重による疲労強度を推定する場合に適用できる。長期波浪統計は、全世界についてはHogben, 北大西洋についてはWalden, 北太平洋については日本造船研究協会等によってまとめられている。これらの波浪データを用いる場合、生のデータを直接用いると発生頻度が低くバラツキのある波高の高いデータにより信頼性の低い結果を導くことがあるので、このような場合には予め適切な理論分布に当てはめることによりバラツキを補正して用いる方法がある。

波浪荷重による応力応答は、通常の海洋構造物の場合、波周期と比べて構造応答の固有周期が十分短いので高周波応答は小さく、一般に狭帯域応答とみなせるので応力変動幅の短期分布がレーレー分布に従うと仮定してよい。超大型海洋構造物の場合には、波浪による弾性振動が問題となりうるが、一般に、帯域幅の大きい応力応答に対して、現状では基本的な疲労強度特性が十分解明されていないので、卓越した応答成分に対して個々にレーレー分布を仮定するしかなく、また、この仮定により非安全側の評価を行うことにならないと考えられる。

1.3 ホットスポット歪

1.3.1 ホットスポット歪の定義

海洋構造物の疲労強度上問題となる溶接継手においては鋼管継手が主流となり、また、その継手形式も多種多様なものがあり得る。これら鋼管溶接継手の疲労強度の検討にあたっては、任意の形状の溶接部の評価を同一のカテゴリで議論でき得るという観点から、ホットスポット歪(または応力)を用いる評価法が有用であること

は、広く認められているところである。

ホットスポット歪（または応力）を用いた海洋構造物の疲労強度基準としては、AWS, API, DEn, DnV のもの^{1),2),3),4)}がある（AWS の基準は鋼管溶接継手を対象としたものであるが、一般に海洋構造物の設計の分野で広く用いられている。また、他にホットスポット歪に基づく疲労強度基準として ASME⁵⁾ のものがある。）が、表 1 に示すように、各基準におけるホットスポット歪（または応力）の定義はそれぞれ異なったもの⁶⁾となっており、図 1 に示すような各基準における疲労設計線図から読み取られる疲労強度（許容歪範囲）は、当然異なったものとなる。

したがって、疲労強度基準を示す場合に、検討に用いるべきホットスポット歪の明確な定義及びホットスポット歪の一定の計算方法の明確な提示が必要⁷⁾である。ホットスポット歪の定義に際しては、

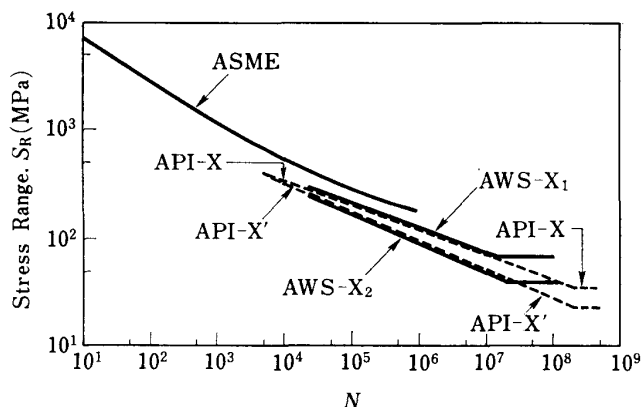


図 1 ホットスポット歪範囲基準による疲労設計線図の比較

- (1) 切欠付試験片の疲労亀裂発生寿命は、その切欠底での歪により主に支配されるという実験事実^{8),9)}
- (2) ホットスポット（亀裂発生点）における塑性歪集中係数が明確になれば、同一材料の平滑材の疲労強度線図から、その疲労亀裂発生寿命が求まる¹⁰⁾
- (3) ASME Sec. III 流のピーク歪的な考え方を採れば、溶接趾端部が as-welded のものと処理が施されたもののように、局所的な応力集中に差がある継手に関しても、一律な設計基準になるべきこと

等を考慮に入れ、「疲労亀裂発生の予想される、応力の最も高い位置での形状不連続部」とホットスポットを定義し、ホットスポットでの局部歪をホットスポット歪と定義¹¹⁾する。

従来、一般に定義されていたホットスポット歪（応力）は、巨視的な構造的形状不連続部の影響によって生じる歪（応力）集中の勾配を、定義するホットスポット位置まで外挿して得られる値としたものであり、微視的な溶接趾端部等の形状不連続による局部塑性の影響により生じる歪集中を考慮していないものであった。したがって、これらの定義するホットスポット歪（応力）による疲労設計線図は、設計の便宜上この局部塑性による歪集中の影響を含まないホットスポット“公称”応力を縦軸とする形で与えられ、溶接趾端部形状の効果を線図そのものに考慮して複数の設計曲線を与えるか、もしくは一本の設計曲線を与え線図適用の際にその効果を別途考慮するものであった。これら従来一般の考え方と異なり、今回作成した参考資料においては、局部塑性の影響を考慮した局部歪をホットスポット歪と定義することに

表 1 諸規格におけるホットスポット歪の定義

ASME, Sec. III	考慮する領域での最大の応力（注）
ASME, Sec. VII	この応力の繰返しにより疲労亀裂が生じるが、顕著な変形は生じない。換言すれば、疲労亀裂発生点における最大の歪
AWS D1.1-81	最大の歪集中点における歪 溶接継手の隅肉形状をグラインダ等で改善した場合は隅肉趾端での集中歪。歪範囲は、シェークダウン後の値をとる
API RP 2A	溶接隅肉近傍で歪ゲージにより測定されたか、あるいは FEM から求められた歪 歪ゲージの GL は 3 mm とし、これを 6 mm あるいは $0.1\sqrt{rt}$ のいずれかの範囲内に貼付する。
UK DEn	$0.2\sqrt{rt}$ と $0.65\sqrt{rt}$ あるいは $0.2\sqrt{rt}$ と $0.4\sqrt{rt \cdot RT}$ での歪値を結ぶ延長線と隅肉趾端にたてた垂線との交点として読み取られる値
DnV Offshore	管の公称応力と適切な応力集中係数 K との積。K は単純な管継手では 2.5 以上、オーバーラップ管継手では 5 以上とする

（注）ここに言う応力とは、仮想弾性応力であり、公称歪と塑性歪集中係数とヤング率の積として求められる。

より、論理的に統一された解釈の上での設計基準となるようにした。

1.3.2 局部塑性の影響

(1) 塑性歪集中係数

1.3.1のようにホットスポット歪を定義した場合、ホットスポットにおける応力集中要因による局部塑性（降伏）が無視できない場合が考えられ、また、繰返し応力については一般に弾性限が静的降伏応力よりも下回る試験結果^{(12),(13),(14)}が得られている。局部塑性が無視できない場合、その状態に応じて塑性歪集中係数及び塑性応力集中係数を用いてホットスポット歪を推定する必要がある。塑性歪集中係数を求める近似式としては、Stowell 及び Neuber の式等が良く知られている。塑性歪を考慮した繰返し応力-歪関係が n 乗硬化特性式^{(13),(16)}で表されるとして（ n 乗硬化特性式の係数及び指数の値は、参考資料に示した手順により定めた）、局部塑性歪及び応力をそれぞれ以下の Stowell 及び Neuber の式により求めた例を図2に示す。

$$S_h = \left\{ \frac{(K_{tw} - K_{s2}) + (K_{tw} - 1)mE(S_h)^{(1-n)/n}}{mE(K_{s2})^{(1-n)/n}(K_{s2} - 1)} \right\}^{n/(1-n)}$$

; by Stowell

$$S_h = \left\{ \frac{(K_{tw} \times K_{ts})^2 - (K_{s2} \times K_{s1})^2}{mE(K_{s1})^2(K_{s2})^{(1+n)/n}} \right\}^{n/(1-n)}$$

; by Neuber

ここで、Stowell の式の場合

$$K_{s1} = \frac{S_h}{S} = 1 + (K_{ts} - 1) \frac{E_2}{E_1}$$

$$K_{e1} = \frac{e_h}{e} = (K_{ts} - 1) + \frac{E_1}{E_2}$$

$$K_{s2} = \frac{\sigma_h}{S_h} = 1 + (K_{tw} - 1) \frac{E_3}{E_2}$$

$$K_{e2} = \frac{\varepsilon_h}{\varepsilon} = (K_{tw} - 1) + \frac{E_2}{E_3}$$

Neuber の式の場合

$$K_{s1} = \frac{S_h}{S} = K_{ts} \frac{E_2}{E_1} \quad K_{e1} = \frac{e_h}{e} = K_{ts} \frac{E_1}{E_2}$$

$$K_{s2} = \frac{\sigma_h}{S_h} = K_{tw} \frac{E_3}{E_2} \quad K_{e2} = \frac{\varepsilon_h}{\varepsilon} = K_{tw} \frac{E_2}{E_3}$$

また、

$$m = a \left(\frac{1}{E} \right)^{1/n}$$

ただし、 S 支管の公称応力 (N/mm²)

e 支管の公称歪

S_h ホットスポットの公称応力 (N/mm²)

e_h ホットスポットの公称歪

σ_h ホットスポットの局部応力 (N/mm²)

ε_h ホットスポットの局部歪

K_{ts} 継手の幾何形状に起因する弾性応力集中係数

K_{tw} 局部的な溶接趾端部形状に起因する弾性応力集中係数

a, n 繰返し応力-歪関係式における定数と指数

E ヤング率 (N/mm²)

E_1 S - e 状態でのセカント係数 (N/mm²)

E_2 S_h - e_h 状態でのセカント係数 (N/mm²)

E_3 σ_h - ε_h 状態でのセカント係数 (N/mm²)

K_{s1}, K_{s2} 塑性応力集中係数

K_{e1}, K_{e2} 塑性歪集中係数

σ 応力 (N/mm²)

ε 歪

図2は横軸に S を採り、縦軸に σ_h 及び ε_h を採った。また、図の例は軟鋼とし、規格引張応力を $\sigma_u = 400$ N/mm² とした。Neuber の式を用いた方が Stowell の式を用いた場合に比べ、 K_{ts} の値が大きくなるほど σ_h 及び ε_h とも大きい推定値を与える結果となることが判る。塑性歪集中係数を求める際にこれら両者あるいは他の手法のいずれを用いるべきかについての議論の余地はあるが、Stowell の式を用いた場合に実験結果と良く合うという報告⁽¹³⁾もあり、設計資料では、Stowell の式を用いることを一応考える。

また、ホットスポット歪を推定する際に局部塑性の影響を考慮する範囲をどのように定めるかについて、取扱いとしては、繰返し荷重下での（動的な）降伏応力（ σ_y' ）を基準として定めた。すなわち、応力集中部の仮想弾性応力が σ_y' より小さい範囲では線形弾性として弾性応力集中係数を適用し、 σ_y' より大きい範囲では局部塑性を考慮して塑性応力（歪）集中係数を適用することとした。この動的な降伏応力 σ_y' の大きさについては、静的な降伏応力 σ_y の2割～4割程度低い試験データが得られている（図3.1～3.3参照）が明確ではなく、実験的に繰返し中の応力と歪の関係式を求める場合には個々に動的試験で定めることになる。ただし、繰返し中の応力と歪の関係を個々の材料について常に実験で求めることは設計上実務的でないので、この関係の近似式として材料の引張り強さで定まる n 乗硬化特性式を参考資料では与えた。

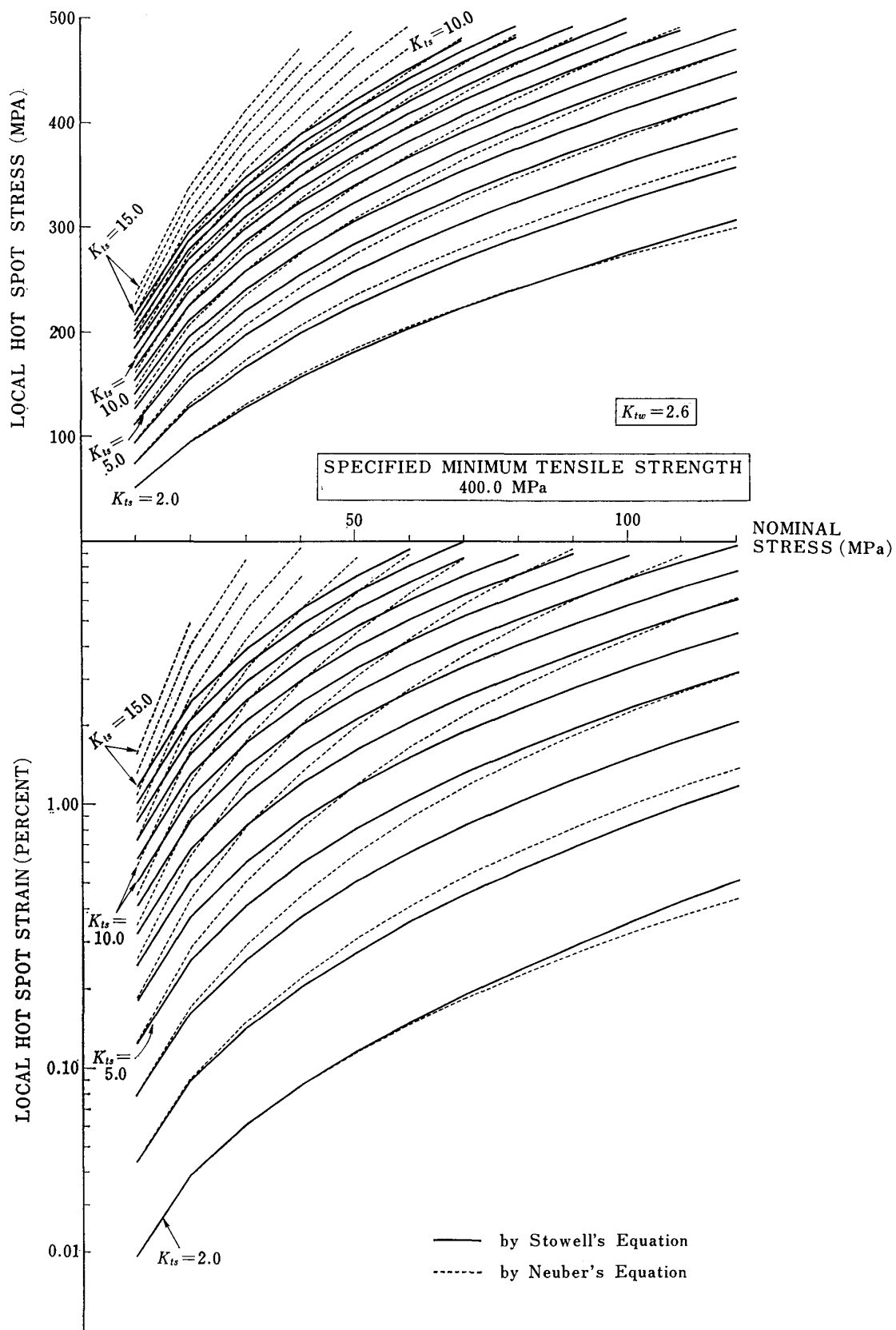


図2 Stowell の式と Neuber の式によるホットスポットでの局部応力及び歪の比較 ($K_{ts}=2.0\sim15.0$)

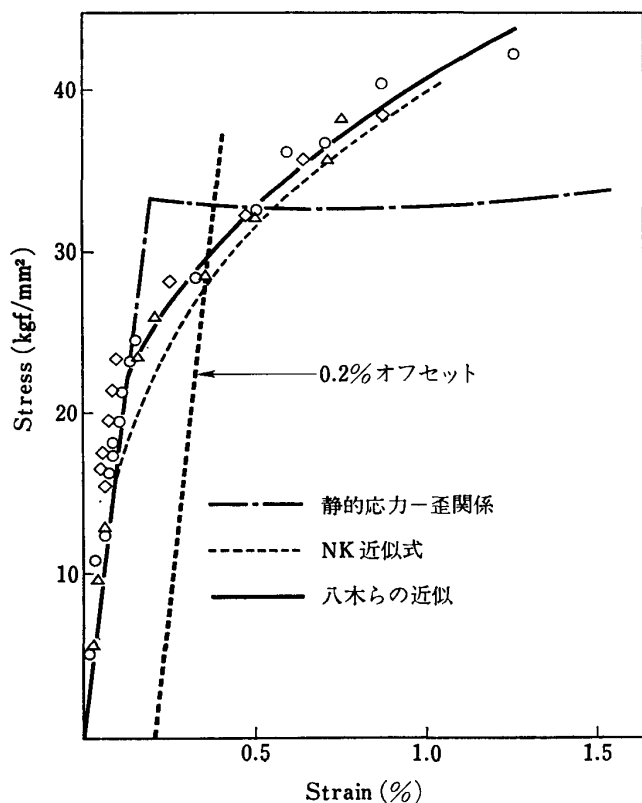


図 3.1 繰返し中応力-歪関係の実験結果と近似式との比較 ($\sigma_u=441\text{MPa}$, $\sigma_y=304\text{MPa}$)

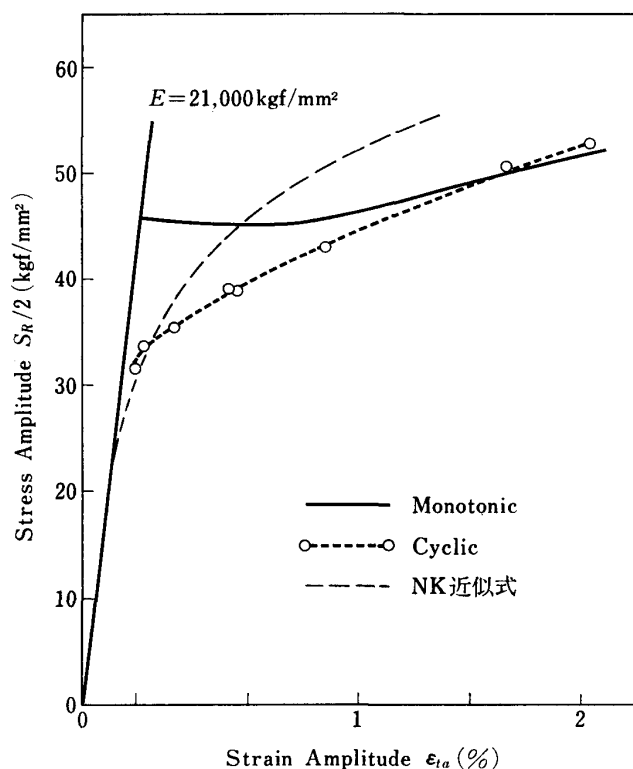


図 3.2 繰返し中応力-歪関係の実験結果と近似式との比較 ($\sigma_u=469\text{MPa}$, $\sigma_y=274\text{MPa}$)

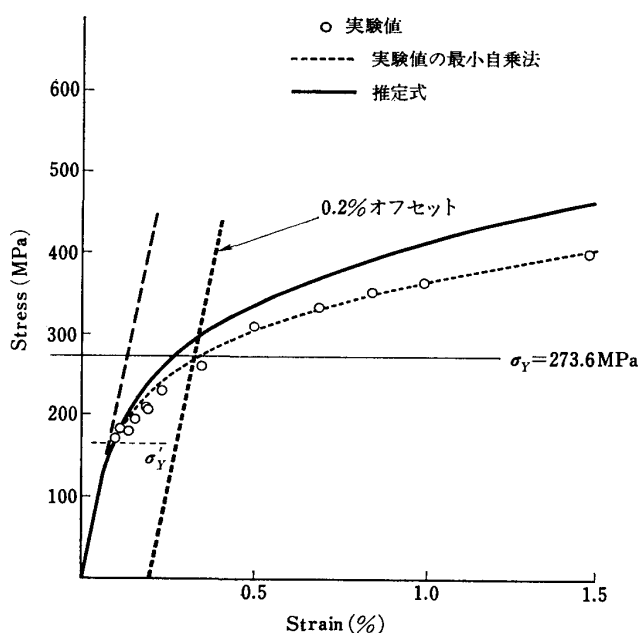


図 3.3 繰返し中応力-歪関係の実験結果と近似式との比較 ($\sigma_u=595\text{MPa}$, $\sigma_y=466\text{MPa}$)

(2) 繰返し中の応力-歪関係の近似式

繰返し中の応力と歪の関係について与えた近似式は、平滑材の疲労試験結果を Manson-Coffin の式、

$$\varepsilon_{ta} = C_p N_c^{-k_p} + C_e N_c^{-k_e}$$

ただし、 ε_{ta} : 軸方向全歪振幅

ε_{pa} : 軸方向塑性歪振幅

ε_{ea} : 軸方向弾性歪振幅

N_c : 亀裂発生寿命

C_p, C_e, k_p 及び k_e : Manson-Coffin の定数により弾性歪と塑性歪に分離した形で表現し、次に、繰返し中の応力と歪の関係に n 乗硬化特性式^{(12), (15)}

$$\varepsilon_t = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + a \left(\frac{\sigma}{E} \right)^{1/n}$$

を仮定し、定数 a 及び n を Manson-Coffin の式との対応から、引張り強さ σ_u をパラメータとして (a 及び n は、材料の降伏応力、引張り強さ、絞り等に依存すると考えられているが、設計の際の簡便を考え、引張り強さ σ_u のみをパラメータとした。) 次式を基に最小自乗法により定めたものである。

$$\log a = \log C_p - (1/n) \log C_e$$

$$= 2.24(1/n) - 0.238$$

$$1/n = k_p/k_e$$

$$= 0.0086\sigma_u + 0.036$$

上式を定めるにあたって、基にした素材の疲労試験結果^{(11), (17), (18), (19)}を材料の引張り強さでまとめた結果を表 2

に示し、 $\log a$ と $1/n$ の関係をプロットした結果を図4に示す。ここで、 $\log a$ と $1/n$ との直線関係の相関は良く、 $\log C_e$ と $\log C_p$ は引張り強さに関係なくほぼ一定とみなせる。しかしながら、 k_p/k_e と σ_u との直線関係、すなわち、 $1/n$ と σ_u との直線関係の相関は必ずしも強くなく比較的バラツキが見られた。このとき基にした9組の疲労試験データのうち8組は引張り強さが700~950MPaの高張力鋼であるが、これらの高張力鋼について k_p/k_e のバラツキがある。しかし、設計上の便宜を考慮して $1/n$ と σ_u との間にあえて直線近似式を与えた。そこで、繰返し中の応力と歪の実験的關係が得られているデータについて、近似式を比較したものが前出の図3.1~3.3であるが、700MPa (HT50級) 以上の高張力鋼についてのデータが見当らなかったため、軟鋼と600MPa級の高張力鋼について比較してある。軟鋼については、2つの実験曲線の間にあるが、高張力鋼については近似式は少し高めである。そこで、繰返し中の応力と歪の關係が最終的に累積疲労被害度によどの程度影響を及ぼすか、与えた近似式について引張り強さを軟鋼、HT50級 HT80級の3ケースについて、変動応力の応力範囲の長期分布が形状母数1.0のワイブル分布に従うとした場合について比較してみたが、累積疲労被害度が1となるような最大応力振幅に対しては、軟鋼に比べ高張力鋼の被害度が若干低かったものの、引張り強さによる被害度の差はかなり小さいと言え、このことは、設計上許容されるレベルの最大応力振幅に対応する応力範囲の長期分布から求められる累積疲労被害度では、低応力振幅での被害度の占める割合が大きく、塑性歪の効果は小さいことを間接的に物語っているが、少なくとも、繰返し中の応力と歪の關係の近似式の精度は、参考資料に与える程度で十分であろうと考えられる。

1.4 基本疲労設計線図

参考資料の基本疲労設計線図作成の上で基となったデータは、(株)日本溶接協会塑性設計研究委員会海洋パイプ小委員会において作成されたデータバンク^{20), 21)} (以下、PD-Dataと略称する。)を用いて行った。このPD-Dataの概略をAppendix 1に示す。

PD-Dataの解析に当り、解析に用いるデータとして以下のものを選択した。

- (1) 継手の幾何形状に起因する弾性応力集中係数が計算(ここでは、経験式である修正Kuangの式²²⁾により求めた。)で求められるか、または、情報として与えられている。すなわち、例えば、補強継手であっても継手の幾何形状に起因する弾性応力集中係数が情報として与えられていれば、その値をもって

表2 素材の疲労試験結果

No.	σ_u (MPa)	k_p	C_p	k_e	C_e
1	471.86	0.544	0.250	0.123	0.004
2	707.30	0.652	0.479	0.063	0.00407
3	747.52	0.66	0.27	0.100	0.0054
4	758.31	0.65	0.19	0.091	0.0047
5	795.59	0.67	0.40	0.121	0.0062
6	849.55	0.61	0.38	0.10	0.006
7	944.70	0.64	0.395	0.074	0.006
8	946.67	0.737	0.520	0.0682	0.00508
9	948.63	0.58	0.30	0.091	0.0057

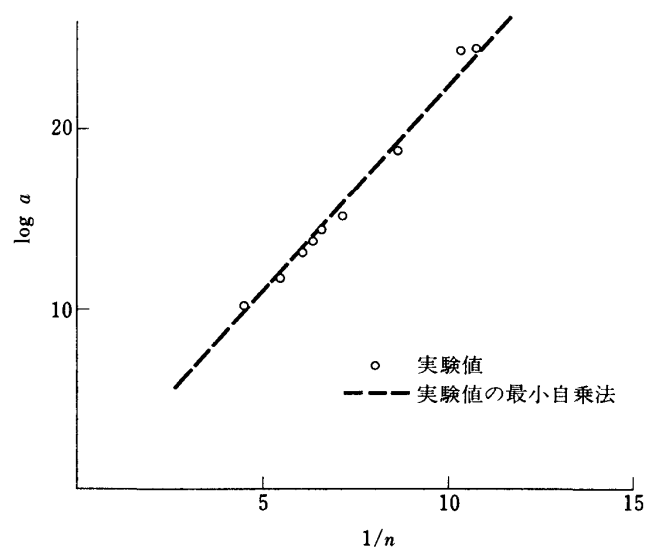


図4 $\log a$ と $1/n$ の相関関係

解析に用いることとした。

- (2) 腐食環境下でないか、または、腐食環境下であっても適当な防食措置が施されている。ただし、適当な防食措置としては、陰極防食の他にペイントが施されている場合も含めた。
- (3) 溶接趾端部の処理に関する情報が与えられている。
- (4) 材料の引張り強さが与えられている。ただし、材料の引張り強さは、原則として材料の規格値の下限値を用いた。
- (5) 一定振幅载荷の実験結果である。
- (6) 主管の板厚が5 mm以上のモデルである。

疲労設計線図の作成に当り、継手部の応力集中要因を継手の幾何形状に起因する応力集中と、局所的な溶接趾

端部形状に起因する応力集中とに分離し、参考資料に示す手順に従って、各データについて設計線図の縦軸となるべきホットスポットでの局部歪振幅値を推定した。また、疲労設計線図の表示については、個々の試験データが疲労強度方向にも疲労寿命方向にもばらつき因子を含んでいるとする考えに立ち、主成分法²³⁾により解析を行った。すなわち、疲労設計線図の数式モデルを

$$x = b + ay \quad (\log N = b + a \log \epsilon)$$

と表示すれば、係数 a 、 b 及び疲労寿命の標準偏差 s はそれぞれ次式のように推定される。

$$a = -\sqrt{\frac{S_{xx}}{S_{yy}}} \quad b = x - ay \quad s = \sqrt{\frac{S_e}{n-2}}$$

ただし、 n は、データ数

$$x = \sum_{i=1}^n x_i / n$$

$$y = \sum_{i=1}^n y_i / n$$

$$S_{xx} = \sum_{i=1}^n (x_i - x)^2$$

$$S_{yy} = \sum_{i=1}^n (y_i - y)^2$$

$$S_{xy} = \sum_{i=1}^n (x_i - x)(y_i - y)$$

$$R = S_{xy} / \sqrt{S_{xx}S_{yy}}$$

$$S_e = 2 S_{xx} (1 + R)$$

まず、設計資料に示される手順に従いホットスポットにおける公称歪振幅と寿命の関係について求め、さらに、溶接趾端部形状に起因する応力集中係数 (K_{tw}) の値については、この値を用いて求められるホットスポットにおける局部歪振幅と寿命の関係において相関関係が最も強くなるような値の組合せを選び出して、as-welded 及び finished のそれぞれの場合に対する K_{tw} の値とした。(このとき、as-welded の場合に対する K_{tw} の値は、2～6の間でばらつき、平均的な値は3程度であるとの報告¹¹⁾に基づき、この程度の値を目安にした。) また、寿命の定義についてであるが、DEN の基準においては板厚貫通寿命を採った²⁴⁾とされており、AWS の基準においては破壊寿命を採ったと推察²¹⁾されているが、設計資料においては、1.3.1の箇所における(1)～(3)の事項を考慮し、論理的な統一を計る為に亀裂発生寿命を採ることにした。解析結果を表3に示す。

実際の設計線図においては、平均回帰線の1標準偏差下限線をもって設計線図とし、低歪振幅について Heibach の方法によった。提案設計線図と他基準との比較

表3 ホットスポットの局部歪振幅と亀裂発生寿命の関係

n	a	b	s
100	-3.395	-2.901	0.801

は Appendix 2 において述べる。

1.5 累積疲労被害度

線形累積疲労被害則は、通常次式で表される。

$$D = \sum_{i=1}^m n_i / N_i$$

この数値計算にあたっては、各ステップ i について分母の疲労寿命と分子の応力頻度をそれぞれ別個に求めて、各ステップ毎の疲労被害度を算出しこれらを足し合せて累積疲労被害度を計算するというのが自然な方法と言える。この計算方法では、分割数とステップ i での疲労寿命 N_i の取り方がその精度に大きく影響する。ステップ i での疲労寿命 N_i は、簡単には応力振幅 ΔS_i と ΔS_{i+1} の平均値に対応する寿命

$$N_i = N_f \{ (\Delta S_i + \Delta S_{i+1}) / 2 \}$$

とするが、寿命が応力振幅のべき乗に比例するため、分割数がかかなり多くないと誤差が大きくなる。応力頻度についても、応力振幅の平均値に対する確率密度とステップ幅の積として求める

$$n_i / N_i = p \{ (\Delta S_i + \Delta S_{i+1}) / 2 \} \times (\Delta S_{i+1} - \Delta S_i)$$

のが最も単純な方法であるが、これについては、累積確率からその差として求める方が普通である。

$$n_i / N_i = P(\Delta S_{i+1}) - P(\Delta S_i)$$

ただし、 N_i は、応力変動の総繰返し数

p は、応力振幅の長期確率密度

P は、応力振幅の長期累積確率

一方、応力振幅の長期分布が連続関数として与えられる場合、線形累積疲労被害則は、その原則から微小応力ステップでの疲労被害度の無限和、すなわち、積分式で表すことができる。

$$D = \lim_{m \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^m n_i / N_i = N_t \int_0^{\Delta S_{max}} \frac{p(\Delta S)}{N(\Delta S)} d\Delta S$$

この積分表示においては、Stowell の式に基づいてホットスポット局部塑性歪を考慮する方法では解析解が得られないので、台形則等の数値積分法による。

図5は、前記の二通りの計算法の精度の比較を行った結果である。比較計算は、 $K_{ts} = 8.75$ 及び $K_{tw} = 2.6$ (for as-welded), 1.8 (for finished) とし、 $\Delta S_{max} = 30\text{MPa}$ の指数分布と応力変動の長期分布を想定して行

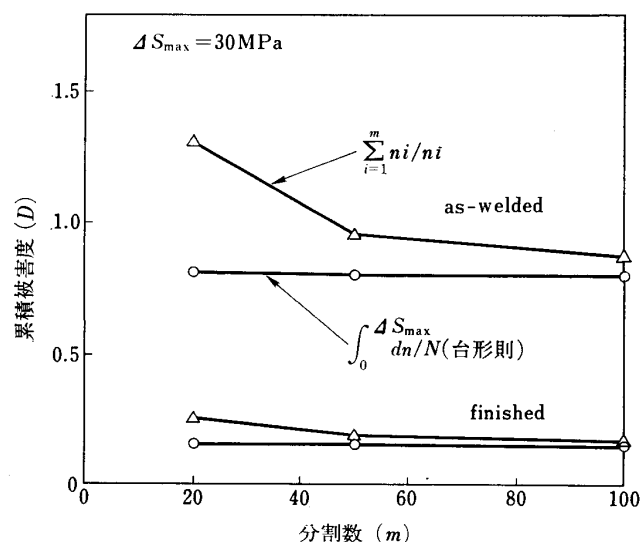


図5 累積疲労被害度の計算法の比較 (T型継手, Kts=8.65)

った。明らかに後者の方法が優れており、設計資料では、後者の積分表示式を採用した。また、この方法に依った場合、分割数は20程度でも十分な精度が得られる。

1.6 鋼管溶接継手

1.6.1 公称応力

全体骨組構造解析等により部材の軸応力と曲げ応力の振幅と位相が得られる場合には、これらによる表面応力振幅を採用してよいが、位相関係が得られていない場合には、安全側にとって軸応力振幅と曲げ応力振幅との単純和を公称応力振幅とした。

1.6.2 構造部材の幾何形状による弾性応力集中係数

有限要素法により構造的な形状不連続部の弾性応力集中係数を求める場合、解析結果が要素分割の程度に依存するので、分割の標準値を示した。この要素分割の標準値の妥当性を確認するために、T型及びK型継手モデルについて有限要素解析を行い、経験式による応力集中係数値と比較してほぼ妥当な結果を得ている (Appendix 3 参照)。

1.6.3 ホットスポット近傍の局所的な形状による弾性応力集中係数

この応力集中係数の決定については、1.4の解説を参照されたい。

参考文献

- 1) American Welding Society, "Tubular Structures", Structural Welding Code-Steel, 1986
- 2) American Petroleum Institute, "Design Criteria and Procedures", Recommended Practice for

Planning, Design and Constructing Fixed Offshore Platforms, 1986

- 3) United Kingdom Department of Energy, "Structural Requirements", Offshore Installations: Guidance on design and construction, 1984
- 4) Det norske Veritas, "Fatigue Strength Analysis", Draft on Mobile Offshore Units Classification Note, 1983
- 5) American Society of Mechanical Engineers, "Nuclear Power Plant Components", ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III. Div. 1, 1983
- 6) 日本造船学会海洋工学委員会構造分科会, 「半潜式海洋構造物の構造強度概論(6)」日本造船学会誌第679号, 昭和61年1月
- 7) K. Iida, "State of the art in Japan", Proceedings of the 3rd International ECSC Conference on Steel in Marine Structures, Delft, The Netherlands, June 1987
- 8) 安藤良夫他, 「低サイクル疲労亀裂の伝播と歪の繰返し挙動一切欠付平板試験片と小型丸棒試験片の相関について」, 日本造船学会論文集第128号, 昭和45年11月
- 9) 西谷弘信他, 「切欠材の低サイクル疲労における歪集中(引張り圧縮及びねじり)」, 日本機械学会論文集 Vol. 41, No. 344, 1974
- 10) 吉田宏一郎他, 「T型パイプ継手の歪詳細解析と疲労亀裂発生寿命予測」, 日本造船学会論文集第144号, 昭和53年11月
- 11) 飯田國廣他, 「海洋構造物鋼管継手疲労設計法の一試案」, 日本造船学会論文集第148号昭和55年11月
- 12) 八木順吉他, 「ランダム荷重下での疲労挙動に関する研究(第1報)一指数分布のランダム荷重下での疲労寿命の統計的性質一」, 日本造船学会論文集第152号, 昭和57年11月
- 13) 昭和59年度科学研究費補助金(試験研究1)研究成果報告書, 「ランダム荷重を受ける構造部材の寿命推定システムの開発研究」, 昭和60年3月
- 14) 原子力研究委員会, FRC-79 小委員会, 「原子炉構造物の強度安全性評価法の合理化に関する研究」, 日本溶接協会, 昭和56年2月
- 15) 飯田國廣他, 「軟鋼及び高張力鋼の切欠疲労強度に関する一考察」, 日本造船学会論文集第141号, 昭和52年5月
- 16) 飯田國廣他, 「歪制御低サイクル疲労におけるヒステリシスループの解析と寿命の予測」日本造船学会論

文集第150号, 昭和56年11月

- 17) 飯田國廣他, 「撓み制御平面曲げ及び径歪制御軸力による低サイクル疲労強度の比について」, 日本造船学会論文集第137号, 昭和50年5月
- 18) 飯田國廣他, 「80キロハイテンの歪制御低サイクル疲労における切欠効果」, 日本造船学会論文集第119号, 昭和46年
- 19) 飯田國廣他, 「歪制御低サイクル疲労における累積被害(第1報)」, 日本造船学会論文集第121号, 昭和47年
- 20) 塑性設計資料集(その十一), 「海洋パイプ構造物の構造強度研究における最近の進歩」(社)日本溶接協会, 昭和60年4月
- 21) 吉田宏一郎他, 「海洋構造物用鋼管継手の疲労実験データ分析」, 日本造船学会論文集第157号, 昭和60年5月
- 22) E.C. Rodabaugh, "Review of Data Relevant to the Design of Tubular Joints for Use in Fixed Offshore Platforms", Welding Research Council Bulletin, No. 256, 1980
- 23) 西島敏他, 「S-N試験データの折れ線近似によるパラメータ表示及び解析」, 日本材料学会誌, 第34巻, 第378号, 昭和60年3月
- 24) T.R. Gurney, "Revised fatigue design rules", Metal Construction, January 1983

Appendix 1 PD pipe Data の概要

PD-Data は, 1982年頃までの約10年間に発表された各種文献より, パイプ継手疲労実験に関するデータを収集した, 解析及び保存, 蓄積のためのデータバンクであり,

- (1) 文献情報
- (2) 継手形式
- (3) 構造寸法データ
- (4) 材料データ
- (5) 試験条件データ
- (6) 溶接部の条件データ
- (7) 試験結果

の7項目に関する情報を備えている。

保有データ数は,

T 継手	320 体
K 継手	99 体
Y 継手	19 体
X 継手	34 体
TY 継手	133 体

TK 継手 2 体

の計 607 体である。

以下に, 各調査項目の詳細を示す。

(1) 出典及び試験片番号

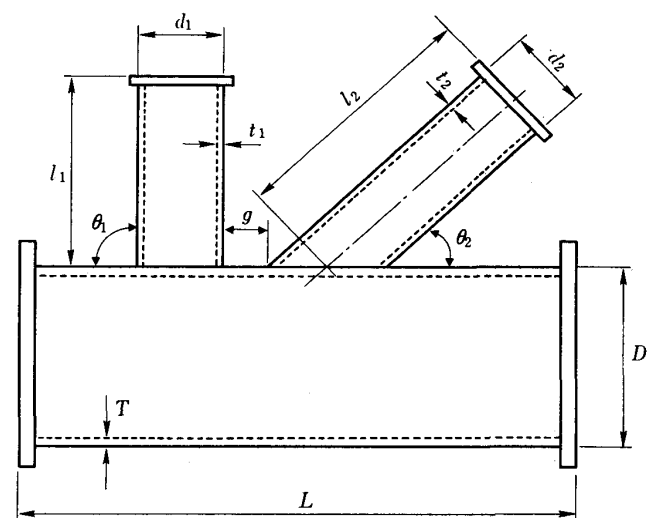
(2) 継手形式 (N1, N2, N3)

N1 = 形式	N2 = 補強有無の	N3 = 補強の種類
1 : T 継手	1 : 無補強	1 : ノンオーバーラップ
2 : K 継手		2 : オーバーラップ
3 : Y 継手		
4 : X 継手	2 : 補強	1 : リング (外側)
5 : ガセット		2 : ガセット
6 : TY 継手		3 : ダイアフラム
7 : TK 継手		4 : パッド
		5 : グラウティング
		6 : 内側リング+ガセット
		7 : リング (内側)

(3) 構造寸法

主管 D, T, L

支管 $d_1, t_1, l_1, \theta_1, d_2, t_2, l_2, \theta_2, g$



(4) 材料データ

a) 降伏応力

実験値 (σ_y)

規格値下限 (σ_{yl})

規格値上限 (σ_{yu})

b) 引張り強さ

実験値 (σ_u)

規格値下限 (σ_{ul})

規格値上限 (σ_{uu})

c) シャルピーエネルギー (V_s)d) 継手の耐力 (P_u)

(5) 試験条件

a) N 1, N 2, N 3, N 4

N 1 = 制御

N 2 = 種類

1 : 荷重制御定振幅

1 : 軸力

2 : 変位制御定振幅

2 : 面内曲げ

3 : 荷重制御ランダム

3 : 面外曲げ

4 : 変位制御ランダム

4 : 組合せ

5 : 荷重制御ブロック

6 : 変位制御ブロック

N 3 = 環境

N 4 = 防食方法等

1 : 空中

0 : 無し

2 : 海水中

1 : free corrosion

3 : 空中—海水中

2 : 陰極防食

4 : 空中主管軸力

3 : ペイント

4 : オーバープロテクション

b) 試験温度

c) 繰返し数 (H_{zl} : 下限, H_{zu} : 上限)

d) 防食の電位

(6) 溶接部の条件 (N 1, N 2)

N 1 = ビードの仕上げ

N 2 = 熱処理

1 : 溶接のまま

1 : 熱処理無

2 : グラインダー

2 : 熱処理有

3 : プラズマ, TIG ドレッシング

4 : 鋳造

5 : ピーニング

(7) 試験結果

a) 破壊箇所の区分

C : 主管に亀裂が生じ破壊にいたる

H : 90°C 支管に亀裂が生じ破壊にいたる

D : 斜め支管に亀裂が生じ破壊にいたる

R : 補強材に亀裂が生じ破壊にいたる

b) P_{max} : 最大荷重 P_{min} : 最小荷重 $R = P_{min} / P_{max}$

c) 応力集中係数 (計算によって求められた応力集中係数)

d) 計測されたホットスポットストレインの全振幅

($\Delta \epsilon_{hot}$)e) N_e : 亀裂発生時繰返し数 N_t : 板厚貫通時繰返し数 N_f : 破断時繰返し数

データ処理上の注意点

1) ホットスポットストレインと疲労寿命の関係

ホットスポットの定義

調査文献において $\Delta \epsilon_{hot}$ を実験的に求めているが、その求め方には次の3種類がある。

i) 溶接趾端部近傍 (2 ~ 5 mm 程度) に貼布した歪ゲージによる測定値。ただし、趾端からの距離は文献によりまちまちである。

ii) 溶接趾端部近傍の計測値より趾端における歪値を外挿したもの。外挿の方法は直線、曲線いろいろある。

iii) 趾端部をグラインダー仕上げしたもので溶接ビード上の亀裂発生点での計測値。

2) ランダム荷重の場合の荷重表示

$$P_{max} = P_{mean} + P_{a.rms}$$

$$P_{min} = P_{mean} - P_{a.rms}$$

$$P_{a.rms} = 2 P_{rms}$$

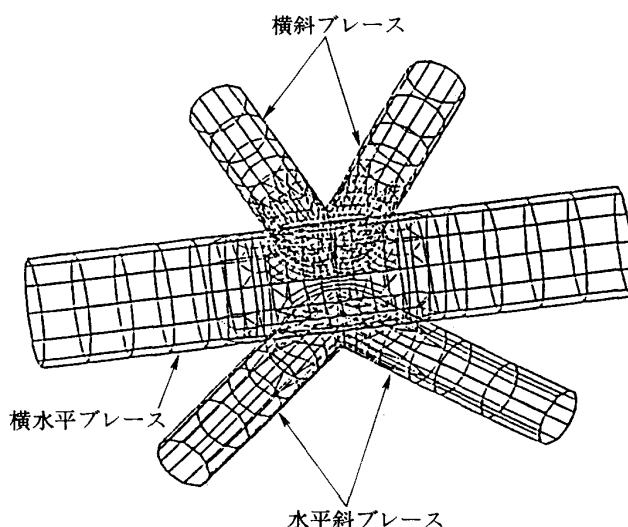
Appendix 2 他規則・基準との比較

鋼船規則P編検査要領付録P 1において提示する基本疲労設計線図と他基準との比較を以下の事項に留意して行った。

- ・実機サイズでの比較
- ・板厚を変化させた場合の比較
- ・変動応力の長期分布の違いの比較

1. 鋼管継手モデルと弾性応力集中係数¹⁾

検討に用いた鋼管継手モデルは、図A-1に形状を示すようなオーバーラップK継手で、内部リングにより補強され、また、継手部付近において増厚されている。この鋼管継手モデルの主寸法を表A-1に示す。この継手の横

図A-1 疲労被害度比較計算に用いた鋼管継手モデル¹⁾

水平ブレースと横斜ブレースの相貫部における弾性応力集中係数 (K_{ts}) を、横水平ブレース増厚部の板厚を種々変えて有限要素解析により計算した結果は表A-2のようになっている。荷重状態は、全体骨組解析から得られた軸力のみ载荷とした。弾性応力集中係数算定の際の要素寸法は、横斜ブレースは継手近傍で円周を約40分割し、最小要素の大きさが相貫線に沿う長さが約150mm、管軸方向の長さが約90mmということで、参考資料に示した要領とほぼ一致している。比較計算においては、表A-2に示す弾性応力集中係数を、ホットスポット応力及び歪算定の際に、全ての場合に対して用いた。

変動応力の応力範囲の長期分布は、次式のワイブル分布で表されるとした。

$$F_s(\Delta S) = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{\Delta S}{q}\right)^h\right\}$$

ただし、 ΔS : 変動公称応力の応力範囲

$$q = \frac{\Delta S_{max}}{\{-1n(Q)\}^{1/h}}$$

Q : ΔS_{max} の超過確率

h : ワイブル形状母数

q を定める当り、 $Q=10^{-8}$ と固定して、 ΔS_{max} の値を種々変えて、また、ワイブル形状母数 (h) の値を0.5、1.0及び1.5のそれぞれの場合で計算を行った。

また、板厚修正については、DEn及びDnVの基準では次のように明記されており、

表A-1 疲労被害度比較計算に用いた鋼管継手モデルの寸法 (mm)

	増 厚 部			
	外 径	板 厚	外 径	板 厚
横水平ブレース	2975	25	3045	60
横斜ブレース	1630	15	1690	45
水平斜ブレース	1630	23	1674	45

表A-2 疲労被害度比較計算に用いた弾性応力集中係数

	横水平ブレース 板厚 (mm)	弾性応力集中係数
ケース1 (標準)	60	3.3
ケース2	45	4.8
ケース3	35	6.6
ケース4	25	10.1

$$S = S_B \left(\frac{t_B}{t} \right)^{1/4}$$

ただし、 $t_B=32$ mm for nodal joint

22 mm for non-nodal joint

t : 実際の板厚

S_B : 基本疲労設計線図での応力値

S : 必要疲労強度

計算に際してこの記述に従った。参考資料では、板厚修正の明確な記述は時期尚早との立場から記述は行っていないが DEn 基準の板厚修正と同様に、以下の如く修正を行った。

$$\Delta \epsilon_{hot} = \Delta \epsilon_{hot;B} \left(\frac{t_B}{t} \right)^{1/4}$$

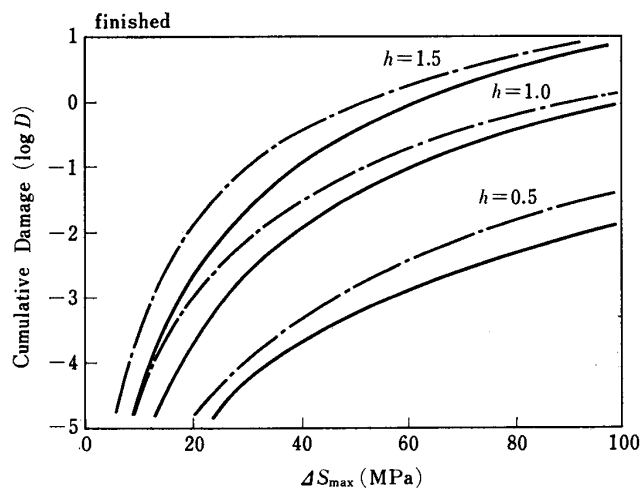
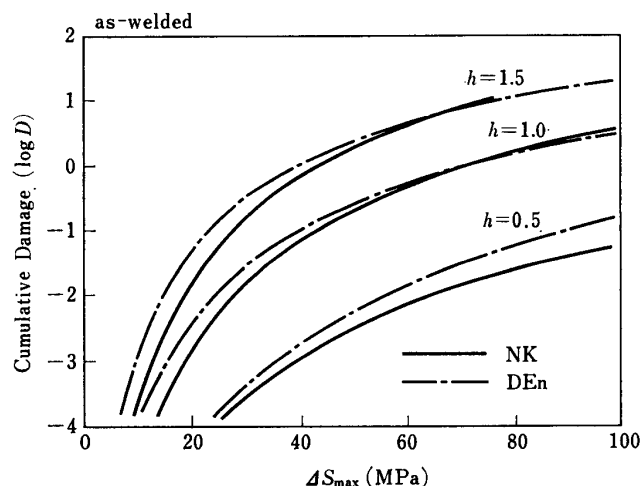
ただし、 $t_B=32$ mm

t : 実際の板厚

$\Delta \epsilon_{hot;B}$: 基本疲労設計線図での応力値

$\Delta \epsilon_{hot}$: 必要疲労強度

累積疲労被害度の計算は、設計寿命 10^8 回 (20 年) に



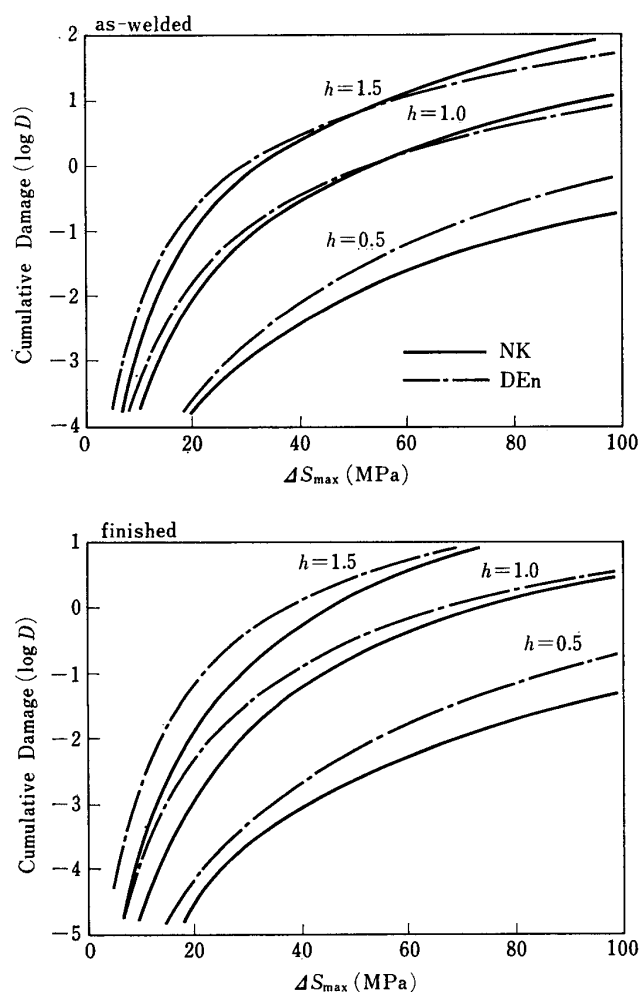
図A-2(a) 累積疲労被害度の比較 ($t=60$, $K_{ts}=3.3$)

対する累積疲労被害度とした。求めた結果を図A-2に示す。図中に AWS についての結果は省略するが、AWS においては ΔS_{max} の小さい領域で、疲労限以下の応力変動を無視しているため累積疲労被害度を低く見積る傾向にあり、この傾向は K_{ts} が小さいほど、また、 h を小さく推定するほど顕著であった。

板厚修正の施される DEn 基準と参考資料に同様の板厚修正を施した場合の結果を比較すれば、as-welded の場合で、 h の値が 0.5 のとき及び finished の場合については、参考資料によった場合、結果として、DEn 規準によった場合と比較して若干危険側の判断を与える事になるが、その他の場合、特に設計上問題となる、累積疲労被害度=1.0 の近傍では、両者共ほぼ同程度の判断を与える事となる。

参 考 文 献

- 1) 太田徹他, 「セミサブ型海洋構造物のK型継手部の応力解析」, 日本鋼管技報, No. 102, 1984



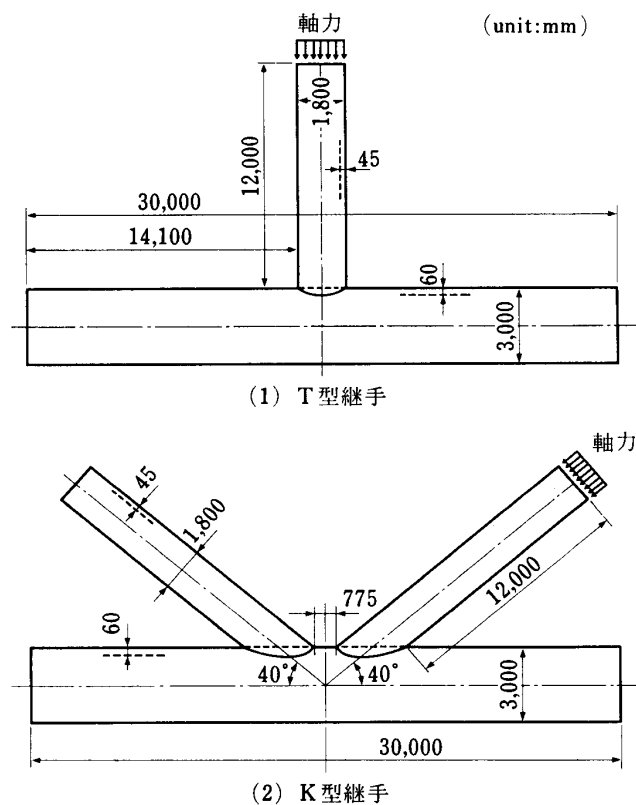
図A-2(b) 累積疲労被害度の比較 ($t=45$, $K_{ts}=4.8$)

Appendix 3 要素分割標準値の妥当性の検討

検査要領付録P1の1.6.2に示す応力集中係数の算定における有限要素解析の要素分割標準値の妥当性を確認するために、図A-2に示すT型継手及びK型継手を対象として検討を行った。

解析には、汎用構造解析プログラム MSC/NASTRAN を用いて、要領付録P1に示す要素分割の標準値に従って図A-4に示すような要素分割を行った。相貫線近傍については、図A-5及び図A-6に示すように、三角形要素を用いた場合と四角形要素を用いた場合の2ケースをT型及びK型継手モデルについてそれぞれ実施した。

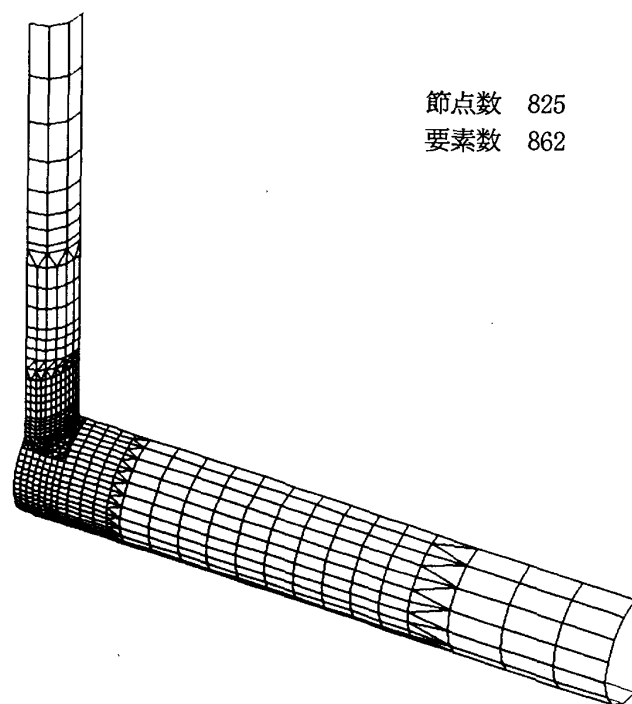
この解析から求めた応力集中係数(要領付録P1での K_{ts})を様々な経験式による算定値と比較して表A-3に示す。表A-3に示されるように、経験式による算定値には大きなバラツキがあるが、有限要素解析による計算値は相貫線近傍で三角形要素を用いた場合と四角形要素を用いた場合とであまり差がなく、Kuang/Maddox の経験式による算定値にはほぼ近い結果を与えている。Kuang/Maddox の経験式は、1.4の解説で述べたように、ホットスポット歪基準の疲労設計線図を決定する際に応力集中係数の与えられていない疲労実験データについて適用した式であり、この点で、要領付録P1に示すホット



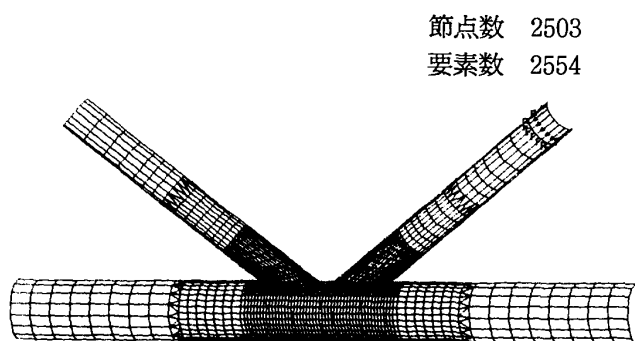
図A-3 要素分割標準値検討に用いた鋼管継手モデル

スポット歪に基づく疲労強度検討手順に一貫性があり、要素分割の標準値は妥当であるとみなせる。

有限要素解析においては、三角形要素は四角形要素と比べて一般に精度が落ちるといわれているが、本計算結果によれば、相貫線近傍に三角形要素を用いても、要素の大きさ、形状及び配置に十分配慮すればほぼ妥当な結果を得られると考えられる。

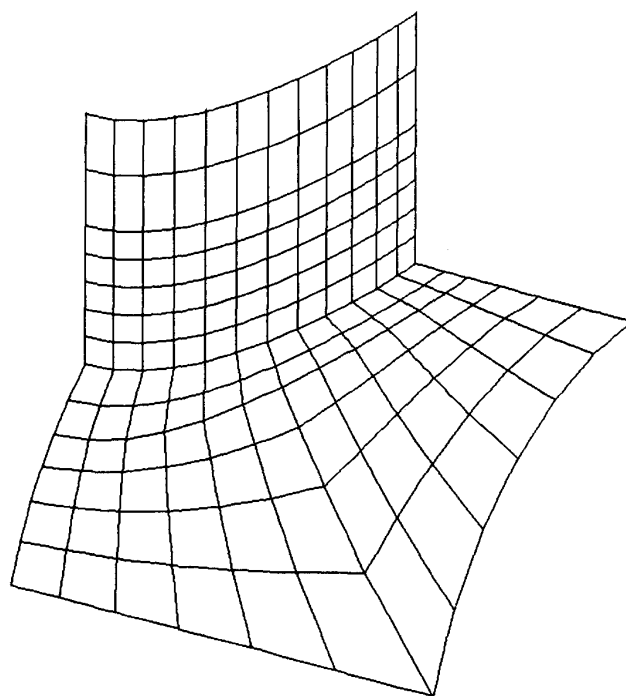


(1) T型継手

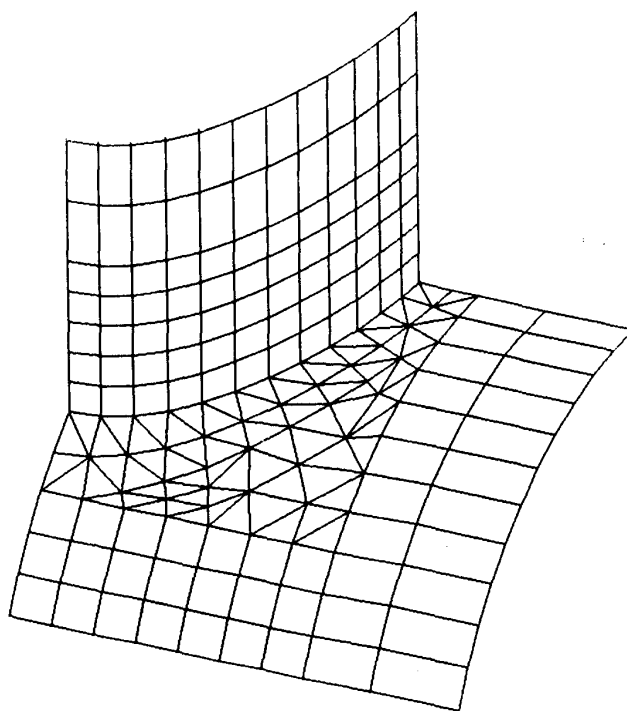


(2) K型継手

図A-4 鋼管継手モデルの要素分割全体図



(1) 相貫線近傍を三角形要素分割

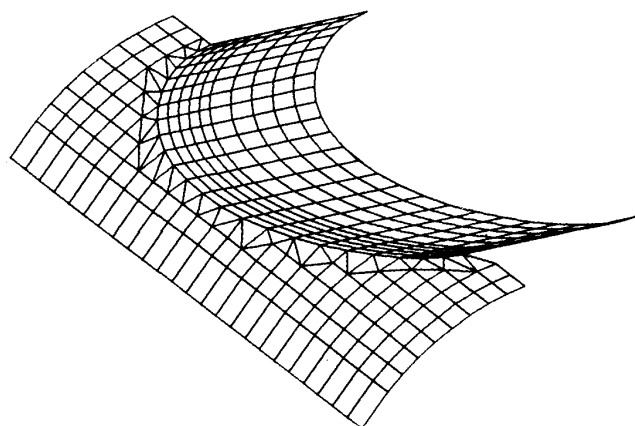


(2) 相貫線近傍を四角形要素分割

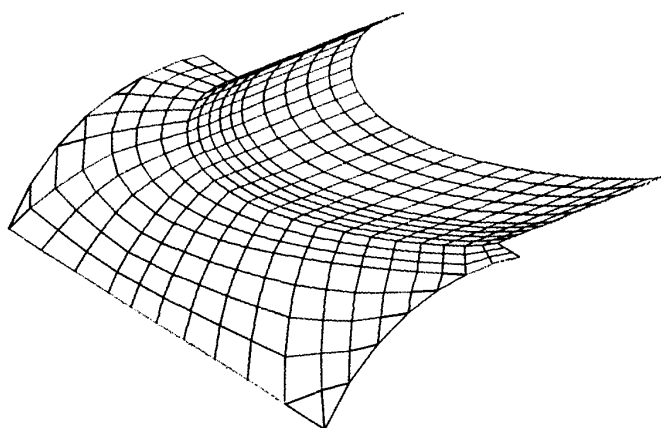
図A-5 T型継手モデルの相貫線近傍要素分割図

表 A-3 有限要素解析と経験式による応力集中係数
計算結果の比較

算定方法		モデル	T型継手	K型継手
経験式	Beale & Toprac		9.361	—
	Reber		15.674	8.777
	Mitsui		18.312	—
	Visser		12.469	5.152
	Marshall/Kellog		10.50	6.75
	Kuang/Maddox		16.651	4.494
	Wordsworth & Smedley		8.971	4.871
	Gibstein		18.269	—
	Sakamoto		9.608	—
FEM	相貫線近傍に三角形要素		15.288	4.384
	相貫線近傍に四角形要素		15.750	4.608



(1) 相貫線近傍を三角形要素分割



(2) 相貫線近傍を四角形要素分割

図 A-6 K型継手モデルの相貫線近傍要素分割図