

ホットスポット応力抽出法についての一提案

—平板パッドプレート構造について—

正員野中眞治* 正員藤井壽裕*
正員豊貞雅宏**

Proposal for Estimation Method of Hot-spot Stress
—for Steel Plate Structure with Pad Plate—

by Shinji Nonaka, *Member* Toshihiro Fujii, *Member*
Masahiro Toyosada, *Member*

Summary

Hot-spot stress concept is commonly used for fatigue strength assessment. Hot-spot stress is generally defined as the structural concentration stress at the toe of welding bead excluding the concentration stress induced by the welding bead itself. This stress component cannot be obtained directly, so that some estimation methods have been proposed. However, existing methods are the extrapolation method based on some assumption of stress distribution considered not to be based on the theoretical background.

This paper presents a new estimation method of the hot-spot stress based on a theoretical background for flat steel plate structures with a pad plate. Firstly, the solid element FE analysis with fillet welded modeling is carried out and the separation method of the structural concentration stress from the total stress is proposed, namely hot-spot stress can be obtained logically. This procedure indicates that a hot-spot stress can be obtained directly by shell element FE analyses. Therefore, modeling technique of the flat steel plate structure with pad plate by the shell element FE model is established and FE analyses by the shell model are carried out, secondary. Finally, hot spot stresses obtained by the new method and existing methods are compared and evaluated. And it is found that the existing method gives lower value of hot-spot stress and proposed new method is considered to be a rational method.

1. 緒 言

溶接構造物における疲労損傷の大半は、プラケットの角回り溶接など、構造的不連続部の溶接継手止端部を起点としている。周知の如く、疲労強度は応力集中の影響を大きく受け、応力集中係数が大きくなるほど低下する。IIW・XIII および XV 合同委員会で推奨している疲労強度の照査方法には、以下の 4 種類がある¹⁾。

1) 梁理論により導出される公称応力を用い、対象とする

継手の種類に応じて分類別の S-N 線図を使い分ける手法。

- 2) 溶接継手影響を除いた構造詳細により定まる対象部分の構造的集中応力値（ホットスポット応力）を用い、主として隅肉溶接止端を対象とした一本の S-N 線図により評価する方法。
- 3) 溶接止端部の局部仮想弾性応力を用い、素材の S-N 線図により評価する方法（ピーク応力法）。
- 4) 溶接止端部の局部塑性ひずみを用い、素材の ε -N 線図により評価する方法。

溶接構造物では、溶接時にアンダーカットやスラグ巻き込みなどにより微小欠陥が多数導入され、これらの欠陥が成長・合体して巨視的な疲労き裂となり、ついには最終的な崩壊にいたる。上記の成長・合体過程が疲労き裂発生に対応すると考えられている²⁾。

* (株)大島造船所

** 九州大学

原稿受理 平成 11 年 1 月 11 日

春季講演会において講演 平成 11 年 5 月 12, 13 日

溶接による微小な欠陥が存在するのであれば、上記3)および4)の手法では非安全側の評価をくだす可能性があり、溶接構造物への適用には不向きとなる。1)の手法では、評価する構造対象とS-N線図を作成した試験片分類との対応を明確にして、安全側の評価となるように配慮する必要があるが、時として、どの分類に対応するかが定かでない構造様式に出くわすこともある。

したがって2)が現時点では、溶接構造物の疲労強度評価に最も適していると考えられる。ホットスポット応力という言葉が一般的に使われ出したのは、海洋構造物の鋼管継手の疲労評価が盛んになってからである。鋼管継手では、継手の極近傍を除いた継手近傍の表面応力は止端からの距離に対してほぼ線形的に変化しており、この線形部分を外挿して止端部の位置の応力を求め、これをホットスポット応力と定義している³⁾。しかし船殻のような防撃板構造では、一般的には、上記線形部分は表れない。したがって止端よりある距離離れた2点の表面応力を外挿して、止端部の応力を求めそれをホットスポット応力と定義する⁴⁾ことが行われている。また止端部よりある距離離れた一点の表面応力をホットスポット応力の替わりとする提案^{5),6)}もある。しかしこれらは概念的には溶接金属による局部集中応力を全応力から差し引いた構造的集中応力を求めるこどを目指しているものの、算出応力がホットスポット応力となることの理論的根拠としては、はなはだ曖昧である。

そこで疲労強度照査で安全側に評価するための考察を行い、船体甲板上の艤装品サポート部材基部の詳細応力解析を実施し^{7),8)}、基部に設けられることがあるパッドプレート隅肉溶接を取り上げ、ホットスポット応力を理論的根拠に基づき算出する手法を検討した。具体的には、3次元solid有限要素法の応力解析結果より、構造的集中応力と溶接継手形状による集中応力に分離することを考え、これにより得られる構造的集中応力分布から直接ホットスポット応力が求められることを示した。さらにshell有限要素法で同等な結果を生むモデル化を施し、ホットスポット応力をshell有限要素法で直接求める手法を検討した。そして、従来の提案と本報で提案した手法によるホットスポット応力を比較検討し、本法の有効性を議論した。

2. 疲労照査での留意点に関する考察

ピーク応力法では溶接止端部形状による応力分布や残留応力を求めてそれらの関数として疲労強度を論じなければならないが、ホットスポット応力法により、溶接継手形状による局部的な応力上昇分を全応力から差し引いた応力成分で整理されたS-N曲線を用いて疲労強度を照査する事にすると、それらの影響による局部的な不確定さをS-N曲線に包含させることになるので、疲労強度を照査する場合の応力解析は、ピーク応力法の場合よりも巨視的に対応することができる。

一般に構造要素の応力集中場における最大応力 σ_p は、

$$\sigma_p = \sigma_g K_s K_w \quad (1)$$

ただし

σ_g ：公称応力

K_s ：構造的応力集中係数

K_w ：溶接継手形状による局部的応力集中係数

で与えられる。一定荷重振幅下における疲労亀裂発生寿命を規定する要因は、応力的（作用子）なものと、材料的（抵抗子）なもの（この影響はS-N曲線に包含される）があるが、前者には疲労亀裂発生点における（1）応力振幅、（2）応力勾配、（3）応力比（あるいは平均応力）、（4）残留応力、（5）残留応力勾配がある。この内最も大きな影響因子は、（1）の疲労亀裂発生点における応力振幅である。

したがって第一近似として（一定荷重振幅下の）疲労照査は、亀裂発生点の応力振幅が、実験で疲労亀裂が発生した位置のそれに等しい寿命を求めてなされる。疲労試験片での構造的応力集中係数を $(K_s)_s$ 、溶接形状による局部的応力集中係数を $(K_w)_s$ とした場合、疲労試験片の疲労亀裂発生点の作用応力振幅は $\tilde{S}(K_s)_s(K_w)_s$ （ \tilde{S} は公称応力振幅）となっている。

構造要素の疲労試験結果は、大別すると、（1） \tilde{S} 、（2） $\tilde{S}(K_s)_s$ 、（3） $\tilde{S}(K_s)_s(K_w)_s$ のそれぞれ異なる応力振幅をSとして整理することが行われる。このうち（3）はピーク応力による整理に相当する。

（1）の公称応力振幅 \tilde{S} で整理されたS-N曲線（ \tilde{S} -N曲線）を用いて疲労強度の照査をする場合には、照査する構造に働く公称応力振幅Sを求め、 \tilde{S} -N曲線との比較で寿命を求める事になる。疲労強度照査では表面応力のみを用いて評価することとしているが、表面応力振幅が同じでも応力勾配が急なほど内部応力が小さくなり疲労強度が大きくなるので、 $K_s K_w / (K_s)_s (K_w)_s$ が少なくとも1以上でなければ、安全側の疲労強度照査は行えない事になる。特に $K_s / (K_s)_s \approx 1$ の条件を有する試験片を用意することは、実構造要素を用意することと同じとなり、汎用的な照査法とは云えない。この場合には $(K_s)_s$ の異なる継手形式、構造形式別に疲労試験を行いそれぞれのS-N曲線を作成し構造要素に応じて適切なS-N曲線を選択し使用せねばならない。

一方（2）の $\tilde{S} = \tilde{S}(K_s)_s$ すなわち、疲労亀裂発生点の全応力振幅から溶接形状による局部的な応力上昇分を差し引いた応力振幅で整理されたS-N曲線（ \tilde{S} -N曲線）を用いて疲労強度の照査を行う場合には、集中応力のうち構造的応力集中に起因する疲労亀裂発生位置の応力振幅を求めれば、 \tilde{S} -N曲線から寿命が評価できる。 \tilde{S} -N曲線には疲労強度に及ぼす K_w の影響（残留応力の影響も）が含まれて整理されており、実際の K_w のばらつきも暗に評価されていることになる。この $\tilde{S} (= \tilde{S}(K_s)_s)$ はホットス

ポット応力と呼ばれている。

疲労強度を照査する構造要素に働いているホットスポット応力を S とし, \bar{S} - N 曲線で $S=\bar{S}$ の場合として求めた寿命 N について考える。疲労強度は、亀裂発生点の一点の応力だけでなく、その応力勾配にも影響を受け（引張応力振幅下と曲げ応力振幅下では、後者の方の疲労強度が大となることからも自明である）、亀裂発生点の最大応力ならびに最小応力が同じであれば、応力勾配が大きいほど寿命は長くなる。 $K_s/(K_s)_s < 1$ の場合には、 \bar{S} - N 曲線を求めた試験片の応力勾配の方が大きい。したがってこのような試験片から得られた \bar{S} - N 曲線を用いて疲労寿命を推定すると、長寿命の評価を与えることになり非安全側の評価を下す結果になりかねない（一概に非安全側とは云えず、たとえば大きな引張残留応力が試験片に働いており、照査する構造ではそれよりもずっと小さな残留応力しか働いていない場合にはかならずしも非安全側とはならない）。

したがって $K_s > (K_s)_s$ なる試験片を用いて得られた \bar{S} - N 曲線を参考することにすれば、ホットスポット応力を正確に求められたならば、ほぼ安全側の疲労強度照査ができることになる。溶接止端部からの亀裂発生が起こり、かつ $K_s > (K_s)_s$ なる試験片としは、非荷重伝達型の十字隅肉継手が考えられる（ $(K_s)_s \approx 1$ 。しかし非荷重伝達型の十字隅肉継手の残留応力は一般的には残留応力はあまり大きくなないので、安全側を完全に保証するには、非荷重伝達型の十字隅肉継手に引張残留応力が働くように縦方向にビードオン溶接した試験片が好ましいことになる。）。さらにこの \bar{S} - N 曲線は種々の継手形式に適用可能ということになる。なお $(K_s)_s = 1$ の試験片を用いた場合、（1） \bar{S} の公称応力による照査と（2） $\bar{S}(K_s)_s$ のホットスポット応力による照査は全く同じ概念を適用していることになる。したがって、疲労試験片は、照査する構造との関係において

$$K_s \geq (K_s)_s \quad \text{かつ} \quad K_w \approx (K_w)_s$$

なるものを用意すれば、過度の安全側を排除した妥当な安全側の疲労強度照査が行えることになる。しかし、 $K_s \gg (K_s)_s$ でかつ $K_w \approx (K_w)_s$ の場合でも、疲労試験片に降伏点レベルの引張残留応力が溶接線直角方向に働いていた場合には、過度の安全側の照査となってしまう可能性もある。この定量的な議論は、無欠陥部から任意の微小な大きさの亀裂になるまでの寿命評価法が確立されて初めて行い得る。

3. Solid モデルによる応力挙動の詳細解析

艤装品構造と船殻構造との接合部の実船における代表的構造について、甲板に作用する船体縦曲げ荷重、艤装品サポート頂部に加わる荷重を想定し、溶接ビード部もモデル化した 8 種類のモデルによる詳細な 3 次元 solid 有限要素解析を実施し、接合部近傍の詳細な応力挙動を把握した。

これにより対象構造の応力挙動について、パッドプレー

トの有無、溶接脚長の違い、下部補強材の有無、甲板板厚の違いの影響を明らかにした。また、溶接ビード部もモデル化した solid モデルの解析では自ずと溶接ビードによる応力集中も含んだ形で応力値が得られる事になるが、溶接部近傍の甲板 solid 要素の応力分布を分析することで、溶接ビードの影響による応力集中成分を含んだ応力分布からホットスポット応力として使用すべき構造的応力集中成分のみを理論的根拠に基づき分離することを試みた。

3.1 解析モデル

（1）構造寸法

解析対象とする構造を Fig. 1 に示す。船体中央部上甲板を想定し、艤装品サポート材が甲板パネルの中央に下部補強無しで設置される場合（パネルモデルと称す）と、縦通肋骨の上に設置され下部が補強されている場合（ロンジモデルと称す）の 2 種類の構造を対象とした。局部的現象を解析対象とするので構造の範囲は図中に示す範囲に限定した。甲板横桁スペース、縦通肋骨スペースや甲板板厚、

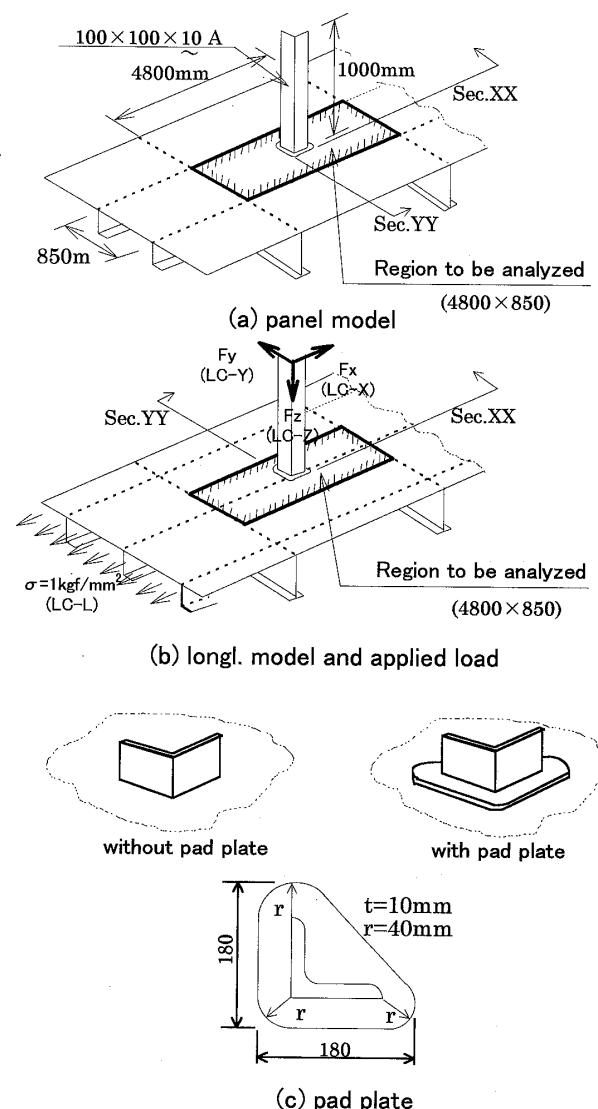


Fig. 1 Deck structure to be analyzed

縦通肋骨寸法は大型貨物船で一般的に採用される値の平均的な数値を採用した。Fig. 1 には以後の主な評価断面となる XX 断面と YY 断面の位置を示している。

パネルモデル、ロンジモデル共に甲板板厚、パッドプレートと甲板との溶接脚長を変えた4種のモデルを準備した。Table 1 に解析モデルを一覧にして示す。

(2) 境界条件

●面外変形

パネルモデル；周辺単純支持

ロンジモデル；短辺=単純支持、長辺=対称条件

●面内変形；長辺=自由（ポアソン効果による変位は拘束しない），

短辺=一端固定、荷重辺自由

(3) 荷重条件

船体の縦曲げによる甲板の引張荷重とサポート上の機器に加わる荷重の伝達を考慮し Fig. 1 に示す LC-L, LC-X, LC-Y, LC-Z の4ケースとした。

(4) FEM モデル要素分割

Fig. 2 にパッドプレートがあるモデルの要素分割図を示す。溶接部近傍は 2.5 mm の詳細メッシュとし、甲板は板厚方向 8 分割、パッドプレートは板厚方向 4 分割の要素サイズとした。隅肉溶接形状は正三角形とし溶接の溶け込みは考慮していない。また、甲板とパッドプレートの接触面は結合せず接触効果は考慮していない。

尚、数値解析は MSC/NASTRAN を用いて実施し、使用したソリッド要素は Constant Strain Solid Element である。

Table 1 Solid element FEM model

Model No.	Deck plate thickness		Pad plate	Load case			
	10mm	20mm		welding leg	LC-L	LC-X	LC-Y
Panel model	SM-1	-	none	-	○	○	○
	SM-2	-	○ with	5.0	○	○	○
	SM-3	-	○ with	2.5	○	○	○
	SM-4	○	-	with 5.0	○	-	-
Longl. model	SM-5	-	○ none	-	○	○	○
	SM-6	-	○ with	5.0	○	○	○
	SM-7	-	○ with	2.5	○	○	○
	SM-8	○	-	with 5.0	○	-	-

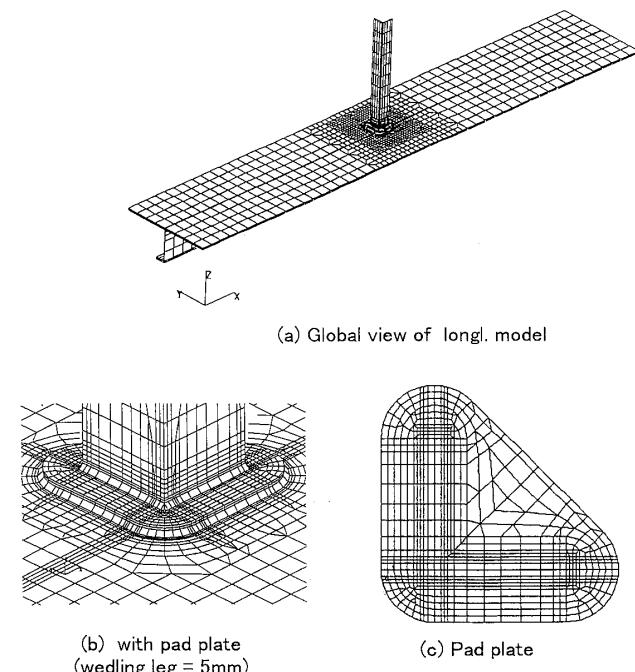
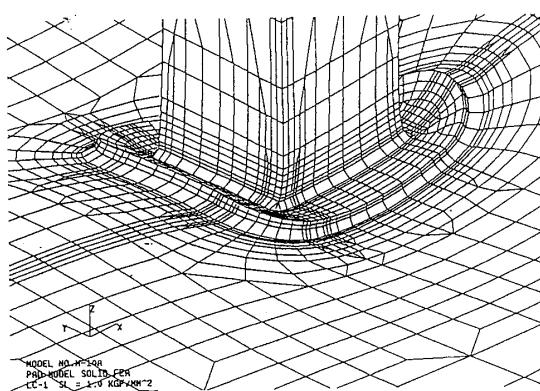


Fig. 2 Solid element FE model

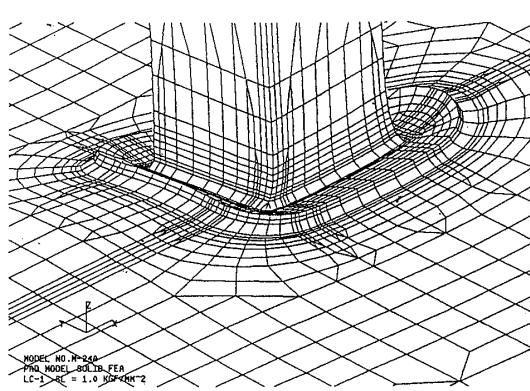
3.2 変形および応力挙動

(1) 甲板引張荷重 (LC-L) について

パネルモデル SM-2 とロンジモデル SM-6 の変形の鳥瞰図を Fig. 3 に示す。甲板とパッドプレートは 2 ビームとして挙動しており軸力のカップリングモーメントにより面外たわみが発生していることが分かる。XX 断面にそったパッドプレート近傍の直応力分布を、パネルモデルについては Fig. 4 に、ロンジモデルについては Fig. 5 に各モデルを重ね合わせて示す。甲板上面応力のピーク位置はパッドプレートと甲板の隅肉溶接止端部の外側の一つ目の要素である。甲板の上面と下面の応力分布を比較して見ると、薄板曲げ理論での曲げ応力のように軸応力に対して逆対称とはなっておらず、上面応力には溶接ビード影響での集中応力が付加されていると推察される。パッドプレート

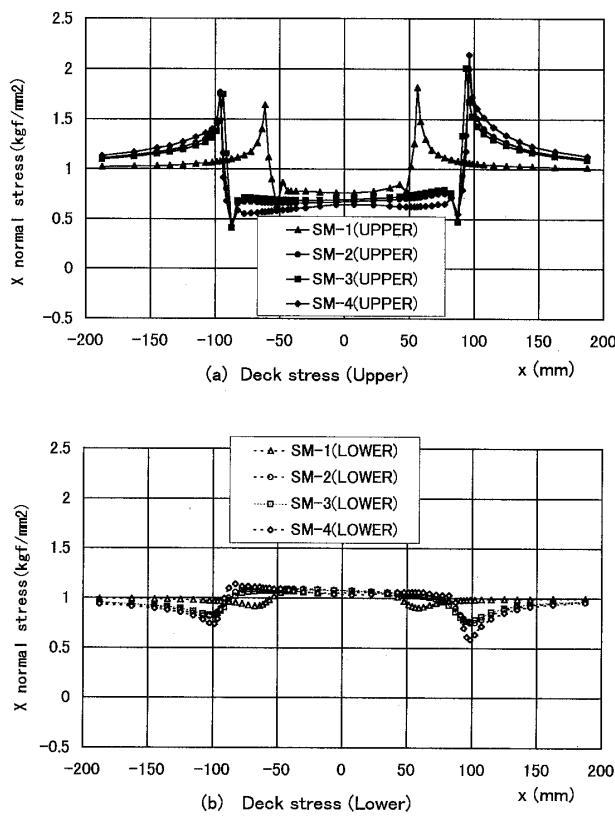
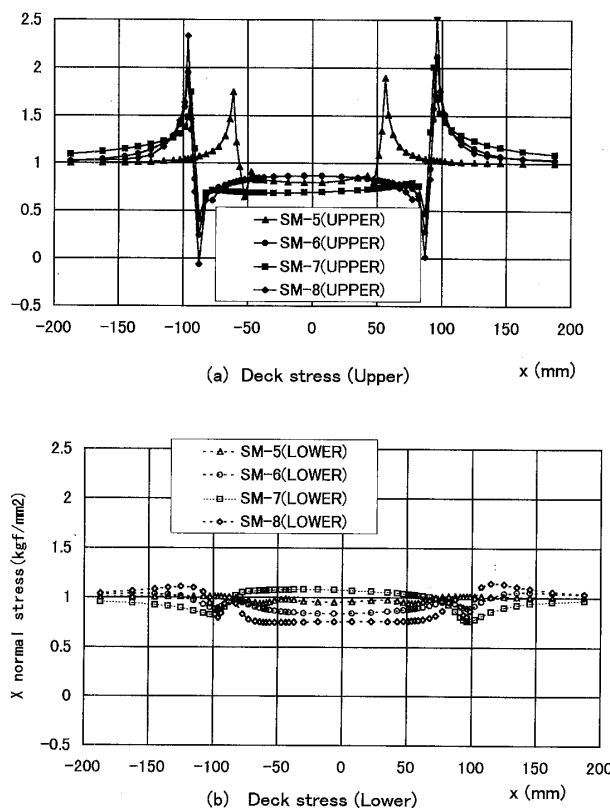


(a) SM-2 (LC-L)



(b) SM-6 (LC-L)

Fig. 3 Deformed figures near pad plate

Fig. 4 Normal stress in all panel model (LC-L, σ_x)Fig. 5 Normal stress in all longl. model (LC-L, σ_x)

の有無の影響について SM-1 と SM-2, SM-5 と SM-6 を比較してみると、パッドプレートがある場合の方がピーク応力がかなり高くなっている。溶接脚長が異なる SM-2 と SM-3, SM-6 と SM-7 を比較してみると、パネルモデルでは応力分布はほとんど重なっており溶接脚長の影響が非常に小さいこと、ロンジモデルでは応力分布に差が見られるが上面の応力ピーク値の差は小さいことが判る。また、甲板板厚が異なる SM-2 と SM-4, SM-6 と SM-8 を比較してみると、板厚が薄い方が応力ピークは高くなり、その傾向はロンジモデルの方が著しい。

(2) サポート頂部荷重 (LC-X, Y, Z) について

Fig. 6 に一例として LC-X での主方向断面での甲板の上面、下面の直応力分布を示す。この場合はパッドプレートの設置での応力低減効果が著しい。LC-L ほど顕著では無いが上面にやはり溶接ビード影響の応力ピークが発生し、また、上下面の応力の非対称性が見られる。

3.3 溶接部近傍局部応力についての考察

応力解析結果では隅肉溶接部近傍で溶接ビード止端に向かって応力が急上昇する応力集中が見られた。この部分の応力は「構造の幾何形状による構造的応力集中 K_s 」と「溶接ビードによる局部的応力集中 K_w 」から構成されている。これまで両者は概念的には区分されてきたが論理的に明確に分離することはなされていなかった。そこでここでは今回の計算結果から両者を分離することを試みる。

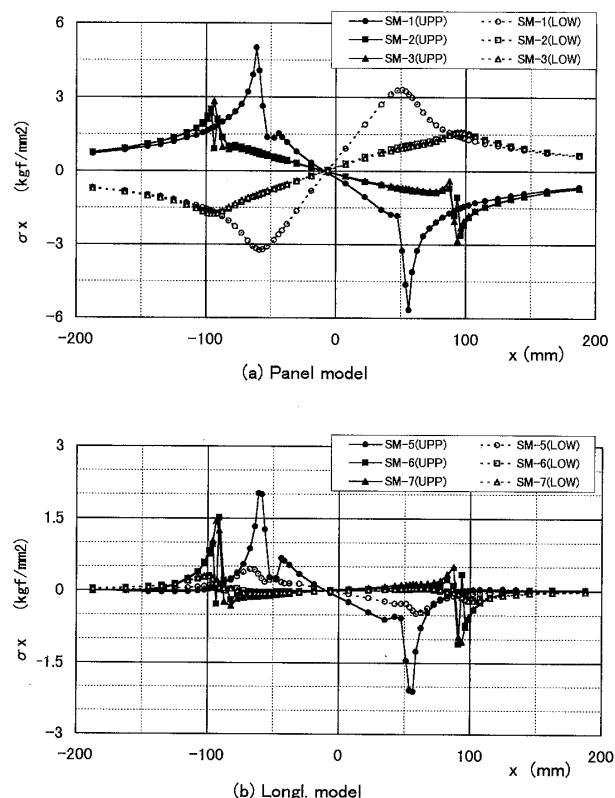
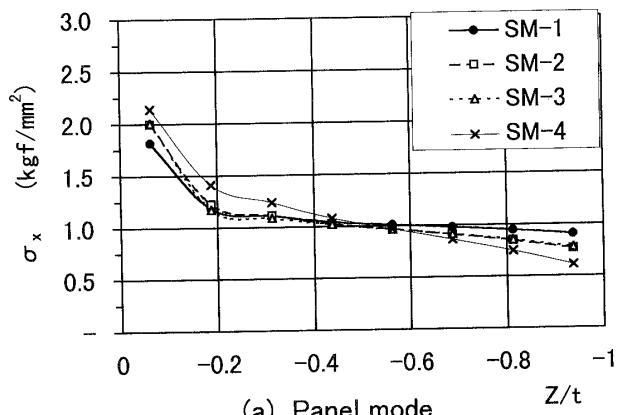
Fig. 6 Upper surface stress of deck plate (LC-X, Sec. XX, σ_x)

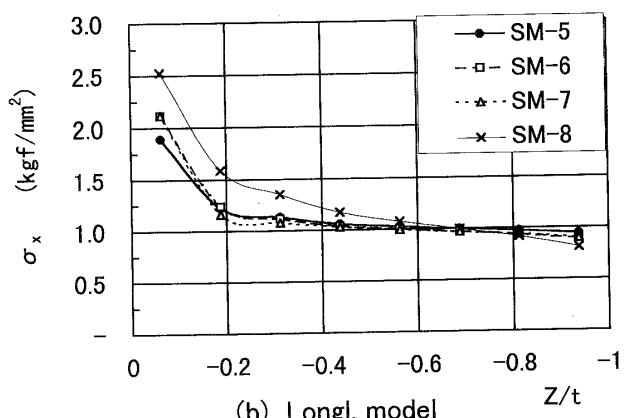
Fig. 7 に LC-L について、隅肉溶接止端部断面において、Fig. 4~6 に示したピーク応力に対応する直応力の甲板板厚深さ方向の分布を示す。

全モデルとも下面から板厚の $4/5$ 程度の深さまではほぼ直線分布となっているが、表面付近で急激な応力上昇が生じている。この断面応力分布の“そり”を説明している要因として(1)溶接ビードによる影響と(2)曲がり梁効果(付加物により溶接部では甲板の中立軸位置が曲線的に変化する)が考えられる。しかし(2)の場合には板厚方向全深さにわたって応力分布は曲線状になるが、図では板厚の $4/5$ 程度の深さまでは直線的であり、この影響は無視できると判断される。したがって“そり”的な主要因は(1)によるものとみなして良い。溶接ビード止端位置の甲板の表面上に、表面に沿った集中力が作用した状況となっている。

こうした応力分布の傾向から構造的応力集中のみの応力分布を求める手法を考える。溶接ビードによる応力集中があってもなくても、力学的つり合いを考えると微小変形領域では、断面に作用する断面力は変化しない。よって、実際の断面応力を積分することで軸力・曲げモーメントの断面力を求めることが可能である。一方、溶接ビードによる応力集中がなく構造的応力集中のみの場合は、



(a) Panel mode



(b) Longl. model

Fig. 7 Example of stress distribution at plate section where the surface stress is maximum (LC-L, Sec. XX, σ_x)

断面応力分布は薄板曲げ理論に従った直線分布になるものと考えて良い。したがって、求めた断面力から薄板曲げ理論に拠った板厚方向に直線分布する応力を求めれば、その応力は「構造的応力集中」のみによる応力と定義できる。

この考えに従い、甲板の最上層要素の構造的集中応力(実際の疲労強度の照査では、断面力から得られる薄板曲げ理論に従う止端部表面すなわちモデルの板表面応力を求める)ことになるが、ソリッド要素の結果と比較するため、甲板の最上層要素の応力を示している)を算出した。一例として LC-L について算出した構造的集中応力と実際の発生応力とを比較した結果を Fig. 8 に示す。求めた構造的集中応力は溶接止端部からある程度離れる(溶接ビード影響がなくなる位置)全応力と完全に一致しており、ここで求めた板曲げ理論による応力が「構造的集中応力」で、これと発生応力との差が「溶接ビードによる局部的集中応力」に相当することが分かる。ここで、「構造的集中応力」の溶接ビード近傍の分布形状は直線的ではなく指数的分布であることに着目しておく必要がある。また、「溶接ビードによる局部的集中応力」は、隅肉溶接止端部から離れるに従い対数的に減少し、甲板板厚の半分ほど離れるところではゼロになる。この分析結果から参考のために、このモデルについての応力ピーク位置での溶接ビードによる応力集中係数を算出した結果を Table 2 に示した。

ホットスポット応力による疲労評価方法では、「溶接ビ

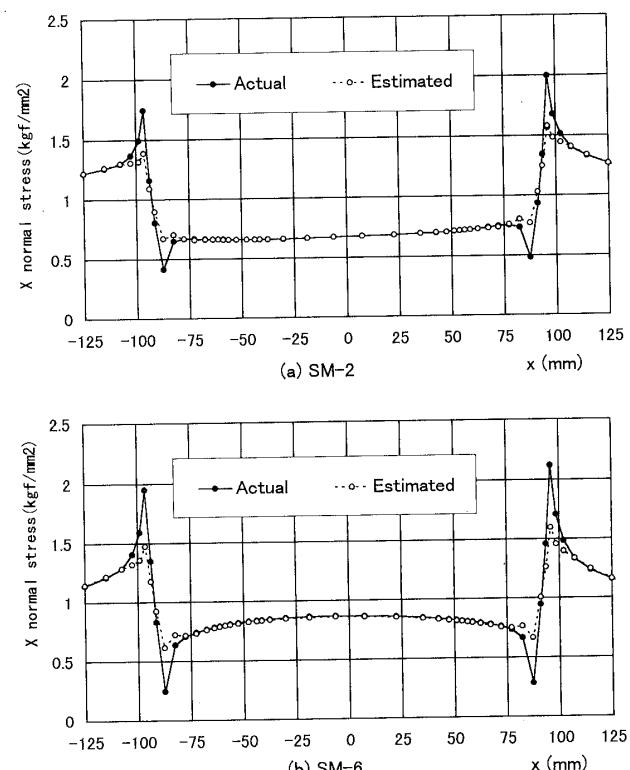


Fig. 8 Comparision of surface stress estimated by plate bending theory with actual stress (LC-L, σ_x)

Table 2 Estimation of K_w

Model name	Maximum stress(LC-L, σ_x)		K_w
	FEM	Estimated	
SM-1	1.82	1.46	1.25
SM-2	2.00	1.58	1.26
SM-3	2.01	1.57	1.28
SM-4	2.14	1.76	1.22
SM-5	1.89	1.49	1.27
SM-6	2.12	1.59	1.33
SM-7	2.12	1.58	1.34
SM-8	2.53	1.95	1.30

ードによる局部的応力集中」を除いた「構造的集中応力」にて疲労評価を行う。したがって、ホットスポット位置で外挿法などではなく、ここで提案した板曲げ理論による応力を算出した値が論理的に正しいホットスポット応力と言える。

さて、薄板曲げ理論で求める応力がホットスポット応力になるということは、「曲げ板要素を用いて応力解析が精度よく実施できればホットスポット応力を直接求めることができ可能となる」という実用上重要な知見をも意味していることになる。

4. Shell モデルへのモデル化手法について

上記の solid モデル解析で把握したように、甲板の上面にパッドプレートが溶接された構造で曲げや引張を受けると、甲板とパッドプレートは 2 ビーム問題と類似の挙動をする。例えば、縦曲げによる引張荷重を受けると、甲板の中性軸とパッドプレートの中性軸の違いによりパッドプレートに流入した軸力によるカップリングモーメントが発生し、局部的曲げ応力が発生する。

このような構造を shell 要素を用いモデル化する場合には、甲板構造とパッドプレート構造をそれぞれ独立した要素群とし、それらを隅肉溶接で結合せねばならない。その結合部をどのようにモデル化するかは解析結果に大きな影響を与える。solid モデルでは結合部をほぼ忠実に表現できるが、板要素の幾何学的厚みはゼロであるので甲板とパッドプレートのそれぞれの平板要素群をどのように結合するかが shell モデル化の課題である。

よって、本節ではパッドプレートがある場合のパッドプレートと甲板の結合部のモデル化手法について考察し、shell モデルの解析結果と前章の solid モデルの解析結果を比較することでモデル化手法の精度の検証を行う。この検討に用いる構造モデルは現象が判りやすいパネルモデルとした。

4.1 結合部モデル化手法

Fig. 9 に示すように甲板とパッドプレートをそれぞれ板要素でモデル化し、それぞれの板厚中心位置に配置してパッドプレート周辺にて甲板と結合要素で結合するモデル化を考える。

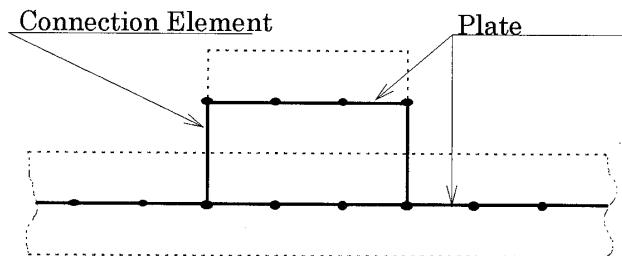


Fig. 9 FEM model using plate element

結合部のモデル化には種々の方法が考えられるが代表的なものとして、

- (a) ト拉斯要素
- (b) 剛体要素
- (c) 変位関係式に従う特殊要素
- (d) 適当な剛性を持つ板要素

でのモデル化方法が考えられる。

solid モデルの解析結果から得た溶接部挙動を Fig. 10 に模式的に示すが、その特徴は以下の通りである。

- 溶接ビードの剪断変形によりパッドプレートの端部の変形は甲板の傾斜角に直角でないこと、
- パッドプレート端部の傾斜角は甲板のそれより大きく回転変形しているがピン結合ではないこと、
- 溶接脚長の差異によりパッドプレートへの流入力に若干の差が生じること、

この事を考慮すると (a) のト拉斯要素ではモーメントを伝達できない、(b) の剛体要素では剪断変形が考慮できない、(c) の方法では回転バネは適切に表現できる可能性はあるが、局部座標系と変位関係式を節点のひとつひとつについて定義する必要があり、さらに甲板板厚などが変化するたびにその再定義を行わねばならないなど、モデル化作業が非常に煩雑となるために不向きである。(d) の方法では板厚や曲げ剛性を適切に調整することにより特性を表現可能と考えられ、(d) の方法をここでは検討する。

結合部要素は甲板・パッドプレートの板の厚み部分を含んでいるので、特性を定義するにあたり考慮すべき点は下記の通りである。

- ① 甲板面内変形に溶接ビード分以上は剛性として寄与してはならない。
- ② 甲板表面位置でのパッドプレートの変位は甲板の表面での変位と一致しなければならない。
- ③ 溶接線での溶接線方向周りの回転変形が表現可能であること。

しかし、結合部に一般的な板要素を用いる場合は上記全てを厳密に実現することはできない。そこで①については極力小さな板厚とすることで影響を小さくし、②は③と合わせて近似的に表現することにする。

この方針に基づき、結合部板要素の面内剛性と面外曲げ剛性を定義する。面外曲げ剛性については、Fig. 10 に示

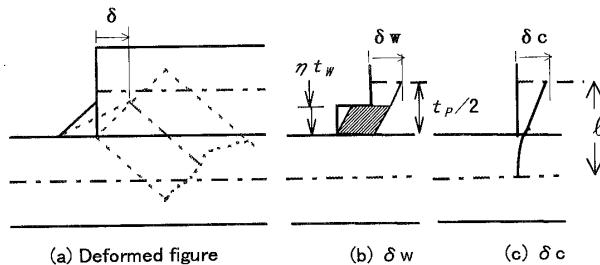


Fig. 10 Characteristics of deformation of welding bead

すパッドプレート中立面での甲板中立面からの相対水平変位 δ を生じせしめる等価な板曲げ剛性として定義する。Fig. 10 (b) に示すように、この局部変位 δ は溶接ビードの剪断変形のみによってもたらされると考える。溶接ビードの断面を脚長 t_w に比例する辺長をもった正方形とみなすと、その剪断変形によるパッドプレート中立面位置での水平変位量は次式で求められる。

$$\delta_w = \frac{F}{G} \cdot \frac{t_p/2}{\eta t_w} \quad (4-1)$$

$G = \frac{E}{2(1+v)}$: 剪断弾性係数, E : 縦弾性係数,

F : 水平力

一方、Fig. 10 (c) に示す様に結合部要素を片持梁と考えると、その先端に水平力を受ける場合の先端の変位量は次式で求められる。

$$\delta_c = \frac{\ell^3}{3EI} F, \quad \ell = \frac{t_p + t_p}{2} \quad (4-2)$$

この二つの変位量を等しく置くと、必要な曲げ剛性は次の式で求められる。

$$I = \frac{1}{3(1+v)} \left(\frac{t_c}{t_p} \right) \left(\frac{t_p + t_p}{2} \right)^3 \quad (4-3)$$

$t_c = \eta t_w$

ここに、 t_c ; 結合部要素の板厚, t_p ; 甲板板厚, t_p ; パッドプレート板厚, t_w ; すみ肉溶接脚長

面内剛性についてはすみ肉溶接脚長に比例する板厚として t_c を採用する。

結合部板要素には、面内剛性と面外剛性を独立に定義できる要素を使用する。また板要素の面外変形に剪断変形は考慮しない。係数 η はすみ肉溶接による結合度を表現するパラメータであり、solid モデル解析結果と shell モデル解析結果との比較により数値実験的に求める。

4.2 Shell モデルの精度評価

前項で検討した shell 要素モデル化手法にしたがい、solid モデル SM-2 と同条件での板要素による FEM 解析を実施した。パッドプレート近傍の要素分割図を Fig. 11 に示すが、ソリッドモデルの板厚中央面での要素分割と全く同じとしている。

まず、最初に係数 η を同定した。同定には LC-L で XX 断面でのパッドプレート中央直下の甲板の軸応力に着

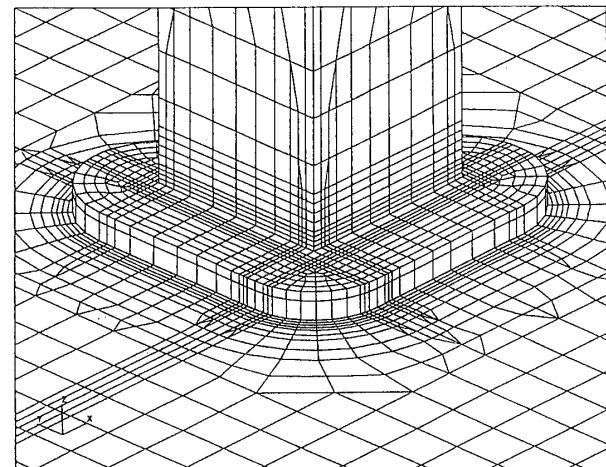


Fig. 11 Plate element FEM model

目した。なぜなら結合部の剛性によってパッドプレートへの流入力が変化しカップリングモーメントの発生量と連動するが、それを見るには同時に変化する甲板軸応力が最も良いパラメーターとなるからである。よって、LC-L についての解析を実施し係数 η を変化させた。それにより得られた応力をソリッドモデル解析の結果と比較し係数 η を 1.68 と同定した。

この係数 $\eta=1.68$ を適用し、全荷重ケースについての解析を実施した。solid モデルと shell モデルを比較して甲板表面での z 方向変位量を Fig. 12 に示す。船体縦曲げ荷重 LC-L が作用する問題で同定した係数 $\eta=1.68$ を使用すると、頂部荷重が作用する場合も含めて、両者は非常に良く一致している。

また solid モデルと shell モデルで得られた応力分布を一例として LC-L について Fig. 13 (a) に示す。ここに示した solid モデル応力は 3.3 節で求めた構造的集中応力である。LC-L では両者は良く一致しているが、他の荷重ケースではパッドプレートから外側での応力は傾向およびピーク値とも良い一致を示すものの、内側では差が認められた。これは、shell モデルでは溶接部を一点で接合しているため剛性が不連続に変化しているためと推察される。板要素モデル化のために発生する応力であるので、shell モデル解析ではこの部分の応力を評価の対象としないことが肝要である。

solid モデルでは隅肉溶接部がきちんとモデル化されているため応力ピークは隅肉溶接部近傍に発生し、隅肉溶接部が形状的にモデル化されていない shell モデルでは応力ピークはパッドプレート端部の外側に発生していることが分かる。したがって、shell モデルは溶接部分を圧縮したものと理解できる。shell モデルでは、隅肉溶接が体積をもたないようモデル化されているので、応力のピークは要素結合部となる。そのために Fig. 13 (a) では応力分布にずれが見られる。そこで要素結合部を止端部に位置

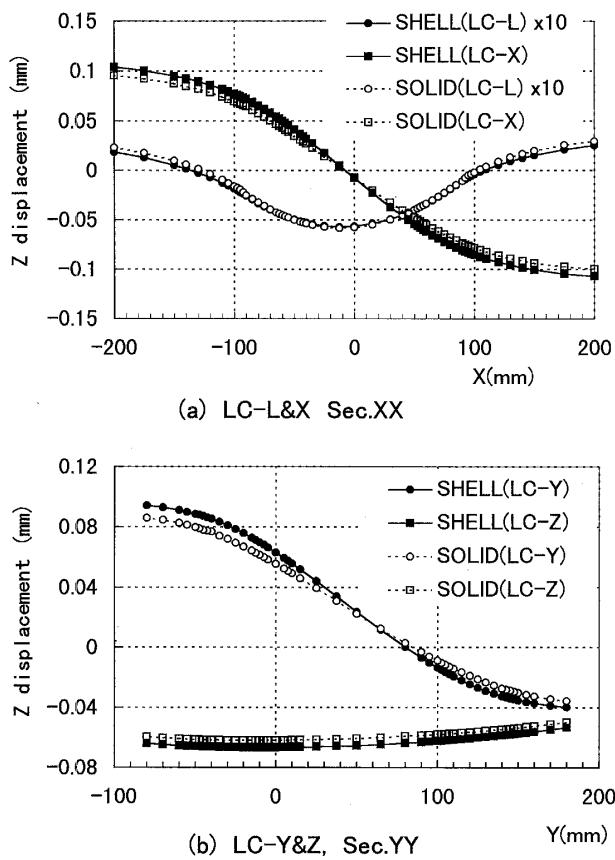


Fig. 12 Comparison of displacement in the shell model with the solid model

させるように、solid モデルの甲板部の作用応力を平行移動し、着目すべきパッドプレートの外側のみの応力分布について調査した。その結果を Fig. 13(b) に示すが、このようにすると solid モデルと shell モデルは非常に良く一致する。

以上の結果から変位量、応力値とも評価すべき箇所については shell モデルの計算結果は solid モデルで算出した構造的集中応力とよく一致しており、提案した板要素モデル化手法は実用的に充分な精度をもっていると判断される。このことから、適切なモデル化が行われた shell 有限要素解析によりホットスポット応力が直接算出できることが明らかとなった。

5. 疲労強度照査応力に関する考察

2. でも述べたが、ホットスポット応力による疲労強度評価法では、「公称応力」でなく溶接継手のビード止端部近傍の構造的応力、すなわち「ホットスポット応力」を用いて S-N 曲線を整理し、継手形式によらない統一的な S-N 曲線を用いた疲労評価法の確立が試みられてきている³⁾。溶接継手のビード止端部近傍の応力の構成についての概念図を Fig. 14 に示す。溶接ビードによる局部的集中応力を含ませないホットスポット応力で整理する理由は、この部分の応力集中がビードの幾何形状に大きく依存し(即ち溶接者の技量に大きく依存) てしまうので、溶接ビ

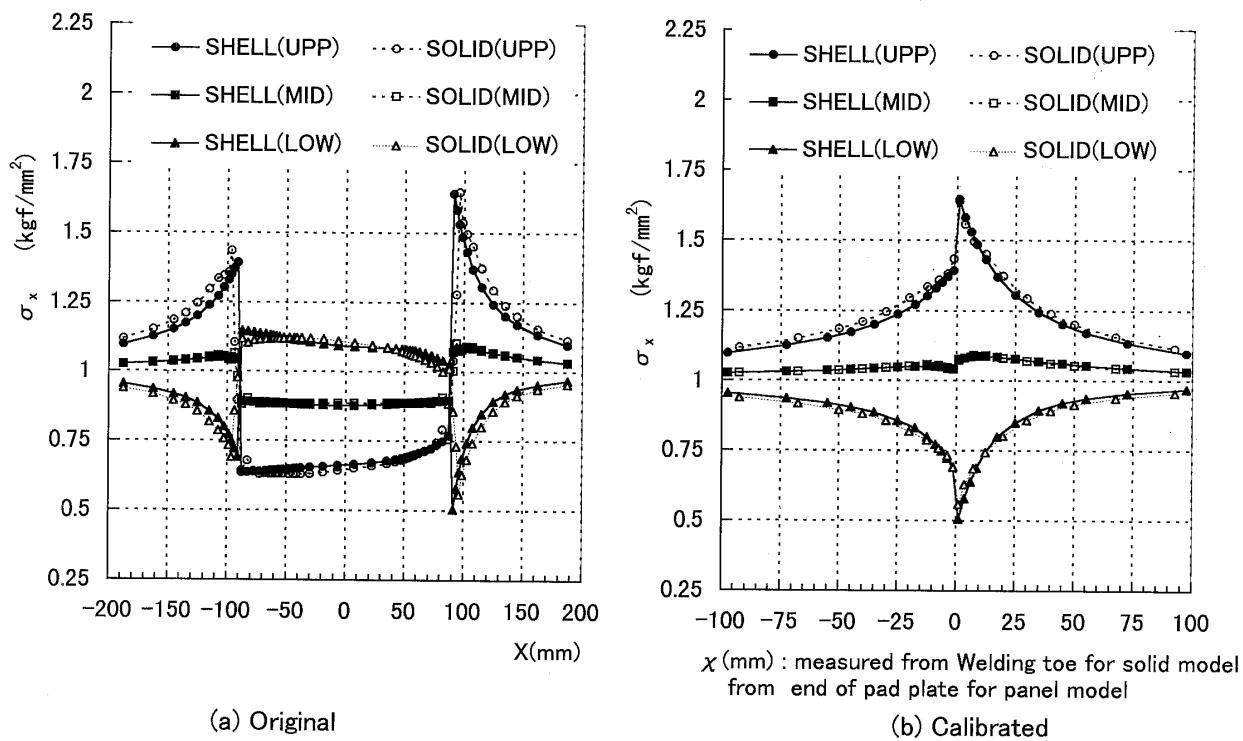


Fig. 13 Comparison of normal stress obtained by shell model with solid model

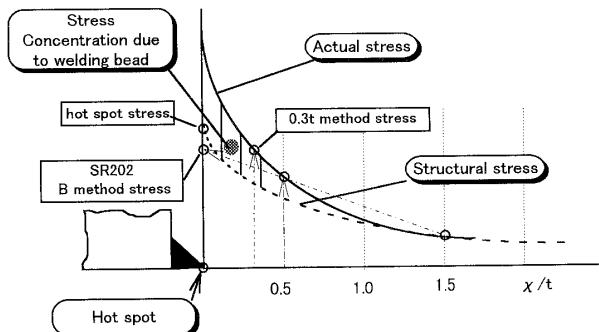


Fig. 14 Characteristics of stress distribution near hot spot

ードによる応力集中の影響は疲労試験結果データのばらつきの中に含ませてしまう方が適切であるからである。

この方法を確立するために、実際の応力場から如何にして溶接ビードによる局部応力集中を除外して「ホットスポット応力」のみを求めるかが議論となる。ホットスポットの応力を実験において計測することは困難である。そこで、溶接ビードの極力近くで、かつ溶接ビードによる応力集中成分をできるだけ含んでいないであろう位置での応力値を用いて、ホットスポットでの構造的応力のみを求めるための種々のホットスポット応力算出法が提案されてきた。

本節では本報の解析結果に基づきこれまで提案されてきたホットスポット応力算出法について考察し、本論文で提案する直接法によるホットスポット応力を精査した。

ここでは船殻溶接構造の疲労評価のために提案されたFig. 14に示す次の二つの方法を検討対象とした。一つ目はSR 202 B法と一般に呼ばれる2点外挿法で、溶接止端から $0.5t$ 、および $1.5t$ (t :板厚) 離れた表面応力を直線外挿し、止端部位置の応力を求め、これをホットスポット応力とする方法である。この方法は「 $0.5t$ 、 $1.5t$ の応力には溶接ビードの影響はほとんど含まれないので、この位置の応力は構造的応力であり、構造的集中応力の分布は直線である。」という仮定に基づくものである。他の一つは仁瓶ら⁶⁾が簡易法として提案している一点代表法で、 $0.3t$ 位置での応力をホットスポット参照応力とする $0.3t$ である。仁瓶らの $0.3t$ 法は「ホットスポット照査応力を溶接ビード形状による応力集中の影響がおよばない溶接止端部からの最近位置の応力で代表する」という考え方であり、「その最近位置は $0.3t$ の位置であり、その位置の表面応力は、SR 202 B法によるホットスポット応力にほぼ一致するので、ホットスポット応力を簡易的に求めることができる」としている。

しかしながら、いずれも概念的には「溶接ビードによる局部的集中応力」と「構造的集中応力」を分けて議論されているが、平板構造に対してはその論理的根拠は、はなはだ薄弱である。2点外挿法にしろ、一点代表法にしろ、S-

N曲線を作成した疲労試験片の参考応力とその止端部の構造的集中応力の関係が、照査対象での参考応力と止端部での構造的集中応力の関係と等しいことが成立して、はじめてその照査法が妥当であると云える。しかし試験片と照査する構造での両者の関係が等しいことは一般的には証明されていない。両手法は次の2点についての仮説に基づいて成り立っている。

仮説1：溶接ビードの影響は、2点外挿法では $0.5t$ 位置、一点代表法では $0.3t$ 位置で消滅している。

仮説2：構造的集中応力の分布は溶接ビードの近傍では直線である。

仮説2については既にFig. 8に示した構造的集中応力分布から直線ではないことが明らかになっている。そこで、本節では、まず、仮説1について吟味し、次に本報で示したshellモデルを用いたホットスポット応力の抽出値と上記2法による算出値を比較し、提案した直接法の妥当性を精査する。

5.1 溶接ビードによる応力集中が消滅する位置について

多数のsolidモデル解析結果の実応力から3.3節で示した方法で構造的集中応力を分離し、実応力が構造的集中応力にほぼ一致する位置、即ち、溶接ビードによる応力集中が消滅する位置を検出した（仁瓶らの考え方⁶⁾と同じく誤差範囲を2%とした）。結果をFig. 15に示す。検査する応力成分は各荷重ケースで最も支配的な応力とした。

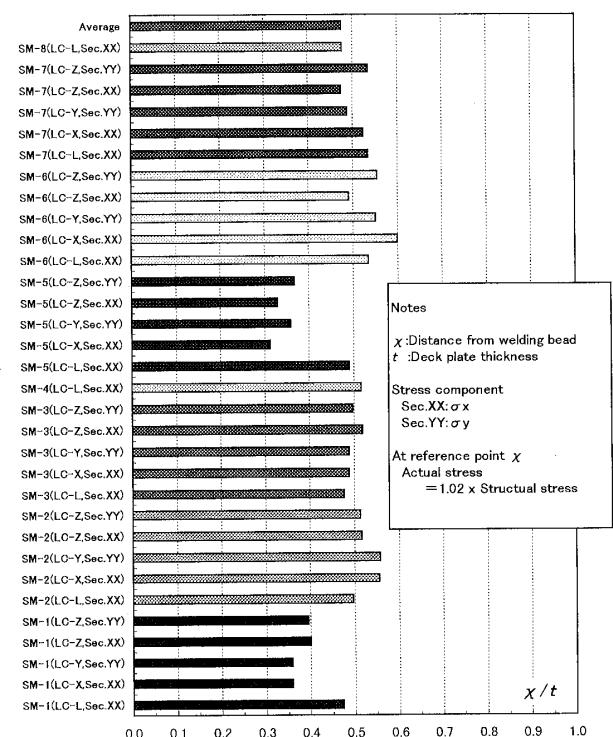


Fig. 15 Nearest location from welding toe where stress concentration due to welding bead distinguishes

その結果次のことが明らかとなった。

- SM-1&5 の頂部荷重が働くパッドプレートが無い場合にのみ、その検出位置は 0.3~0.4 t 程度であるが、他の場合はバラつきが少なく、ほとんどが 0.47~0.55 t 程度の範囲が検出位置となり、全体の平均は 0.48 t となった。
- 従って、本研究の対象とする構造では仁瓶らが提唱する 0.3 t 位置では溶接ビードの影響が明らかに残っており、この構造については仁瓶らの仮定は成り立たない。
- 一方、SR 202 B 法を適用する場合は 0.5 t, 1.5 t の応力を参考するが、0.5 t 程度で溶接ビードによる応力集中が消えほぼ構造的応力のみとなると考えて良い。

5.2 各種算出法によるホットスポット応力の精査

これまでの検討により、SR 202 B 法や 0.3 t 法などのホットスポット応力推定手法は論理的に厳密でないことが明らかになった。引き続き本項では具体的に算出値がどの程度異なった値になるのかを検証する。

4 節で示した shell モデル化手法に基づいて solid モデルと同じ構造で甲板板厚を 3 種類変化させた合計 12 種類のに対応 shell モデルを作成し、全荷重ケースについての解析計算を実施した。(ただし、この shell モデルは Fig. 11 で示した要素分割と異なり、溶接部近傍の要素を 5 mm と大きくしたため精度を低下させた懸念がある) その結果の shell モデルの応力分布、ソリッドモデルの応力分布を用いて、それぞれ本論文の直接法、SR 202 B 法、0.3 t 法によるホットスポット応力あるいはホットスポット参考応力を求めて比較した。FEM 解析結果の要素応力から任意の位置の応力を求めるのは Lagrange の 3 次近似式によった。求めた各種ホットスポット応力は次のものである。

- Structural Peak stress by Solid M. ; solid モデル構造的集中応力から求めた値。本論文で提案する直接法によるホットスポット応力
- SR 202 B by Solid M. ; solid モデルの実応力分布から求めた SR 202 B 法のホットスポット応力
- 0.3 t by Solid M. ; solid モデルの実応力分布から求めた 0.3 t 法のホットスポット応力
- Structural Peak stress by Plate M. ; shell モデル応力から求めた値。本論文で提案するホットスポット応力(この応力を 100% として他の応力を図中に示している)
- SR 202 B by Plate M. ; shell モデル応力から求めた SR 202 B 法のホットスポット応力
- 0.3 t by Plate M. ; shell モデル応力から求めた 0.3 t 法のホットスポット応力

(ソリッドモデルの応力は表面から第 1 層目の応力として得られているものを表面応力に換算したものを使用して

いる。)

算出したそれぞれのホットスポット応力を対応する shell モデルでの $\chi=0$ 点のピーク応力(上記(d)), 即ち、本論文で提案するホットスポット応力で除して整理し、その結果を Fig. 16 に示す。(本来ならばソリッドモデルで求めた本論文で提案するホットスポット応力を基準値として採用すべきではあるが計算ケースが少ないのでこのようにした)

Fig. 16 について(a)の応力を真のホットスポット応力と考えて考察すると以下の知見を得る。

solid モデルで求めた応力(a), (b), (c)に關し,

- (a) の応力は shell モデルのモデル化の精度が 100% であるならば、全て 100% のライン上にプロットされるべきものである。したがってこの差は shell モデル化の精度を評価している。
- 図中にみるようにモデル化の精度は完全ではないが、ほとんどの場合(a)の応力は 100% を下回っており(shell モデルが高め応力となる), shell モデルの応力は疲労評価において安全側になると言える。ただパッドプレートが無い場合は shell モデルが 10% 程度低めの値となっておりモデル化手法を吟味する必要がある。(ロングモデルの LC-Z のみソリッドモデルが

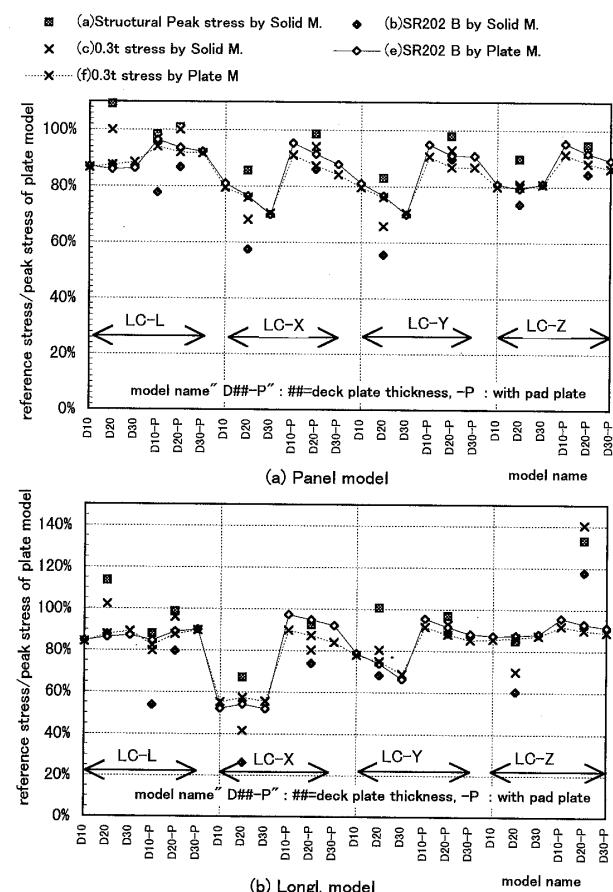


Fig. 16 Comparision of hot spot stresses calculated by different method

- 35%程度高くなっているが、このケースは下部補強のため応力の絶対値が小さいので実際上は強度的に問題とはならないであろう)
- ③ (b)のSR 202 B法の応力は真のホットスポット応力に対して最大30%下回った応力値を与えており、直線分布の仮定がかなり危険側の評価となることを示している。
- ④ (c)の0.3t法の値は溶接ビードによる応力集中成分を含んでいるため(b)のSR 202 B法より平均10%程度大きいが、真のホットスポット応力より小さく過小評価となっている。すわわち寿命評価では危険側の評価をくだすことになる。

shell モデルで求めた応力(e), (f)に関し、

- ① shell モデルでは溶接ビードによる応力集中成分を含んでいないため0.3t法とSR 202 B法の差は小さく平均2%程度である。
- ② SR 202 B法の応力値(e)で板厚が厚いほど低くなる傾向があるケースが見られるが、これは応力勾配が直線でないためであり、板厚が厚い場合の方が横軸を x/t で整理した場合に応力傾斜が急となる場合に起こる。その一例をFig. 17に示す。これもSR 202 B法の限界を示す例である。
- ③④ LC-X, LC-Yでパッドプレートが無い場合にSR 202 B法などは最大50%も小さい値を示している。これも応力分布の曲率が大で勾配が急な場合に起こるものであり、直線分布の仮定の危険性を示している。

Fig. 16においてSR 202 B法、0.3t法の応力比が大きなばらつきを示しているという事実は、同じ構造でも荷重ケースにより応力分布の形状が異なるような場合もあり、ホットスポット応力を応力分布を一義的に仮定して推定する手法を用いる限り、その仮定が直線分布であれ他の曲線分布であれ汎用な推定方法とはなり得ないことが判る。

結局、多種多様な構造では構造の幾何学的応力集中の分布形状は多種多様であり、分布を主観的に仮定する従来のホットスポット応力算出法は汎用的には適用できないことが明らかとなった。しかし本論文で提案した直接法は止端部位置の構造的集中応力を直接求めていることになるので、構造形式等が変化したとしても一般性は損なわれず、

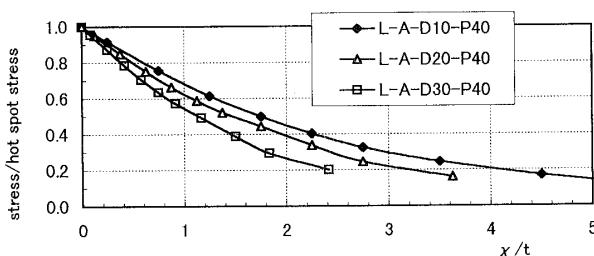


Fig. 17 Example of structural stress (LC-X)

汎用性が保証される。

6. 結論

艦装品サポートと甲板取り合い部のsolid要素による詳細な応力解析を行い、隅肉溶接止端部近傍での甲板では、裏面側から板厚のほぼ3/4部分では応力は板厚方向で直線分布をするが、表層部では溶接継手形状による局部的な集中応力によるそりが発生することを示した。この応力分布から、止端部断面での軸力と曲げモーメントを求め、薄板曲げ理論による表面応力に換算することにより、構造的集中応力のみを抽出でき、ホットスポット応力が直接求められる事を示した。さらに隅肉溶接部の変形モードの詳細観察から、適当な面内剛性と面外剛性を有するshell要素に隅肉溶接部をモデル化する事で、shell有限要素解析で構造的集中応力を求め得ることを示した。得られた結果を要約すれば以下のようなである。

- 1) 対象部材が安全側に疲労照査されるためには、対象部材よりも構造的応力集中が小さく、なおかつ残留応力がほぼ等しい試験片を用いたS-N曲線を基準にする必要がある。
- 2) 平板構造における構造的集中応力は、応力集中源からの距離に対して、鋼管継手のように線形的に変化せず、そのために2点代表法によるホットスポット応力推定では、過小評価する傾向にある。
- 3) 溶接継手による局部的な集中応力の影響範囲は構造によって異なるので、止端部近傍のある一点の応力をホットスポット応力と代用するためには、構造形式を限定する必要がある。
- 4) 結局、構造的集中応力を仮定するような間接的ホットスポット応力算出法は汎用的手法とは言えない。
- 5) 構造的集中応力は、板内の断面力（軸力および曲げモーメント）から、板断面は平面を保つと仮定した薄板曲げ理論で得られる応力に対応する。よって溶接止端部でのこの応力を求めればホットスポット応力を直接的に求めることが出来る。
- 6) パッドプレート構造については本報で示したモデル化手法によりshell有限要素解析にて構造的集中応力を精度良く解析できる。ただしパッドプレートが無い場合のモデル化手法については改良すべき点がある。
- 7) 適切なモデル化を行うことが出来れば本報で提案した直接法によるホットスポット応力はsolid有限要素解析によらずshell有限要素解析により求めることが出来る。今回はパッドプレート構造についてのモデル化を精査したが、実構造で多く見られ、また、問題となることが多い角廻し溶接構造についてのshell model化についても今回のパッドプレートなしの構造で有益な示唆を得られたので実現の可能性はあり、今後の研究課題とする。

本論文で示した考え方は研究の対象としたパッドプレート構造では精査する事が出来たが、その他の多種多様な構造様式に対して汎用に適用できるかは更なる吟味が必要と考えるが、ホットスポット応力抽出法の精度向上の議論の一助になれば幸いである。

謝 辞

本研究に対して、溶接学会疲労強度委員会（委員長：三木千寿東京工業大学教授）の委員諸氏から有益な討論を賜った。さらに香川洸二九州大学教授から有益な示唆を賜った。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) Niemi, E., Ed.: Stress Determination for Fatigue Analysis of Welded Components, Abington Publishing, Cambridge (1995)
- 2) ISSC Committee III. 2 : Fatigue and Fracture, 13th International Ship and Offshore Structures Conference 1997, Trondheim (1997) , 385-350
- 3) UK Department of Energy : Offshore Installation Guidance on Design and Construction, New Fatigue Design Guidance for Steel Welded Joints (1982)
- 4) SR 202 : 海洋構造物の疲労設計法及び溶接部の品質に関する研究, 日本造船研究協会研究資料 No. 395 (1991)
- 5) 川野始, 川崎哲郎, 阪井大輔, 野田俊介, 伏見彬, 萩原孝一 : 疲労強度照査における reference 応力に関する一考察, 西部造船会々報, Vol. 83, (1992) 307
- 6) 仁瓶寛太, 稲村文秀, 公江茂樹 : 溶接構造の統一的な疲労強度評価法に関する研究—板厚と溶接脚長の組合せに対するホットスポット応力算出法について一, 日本造船学会論文集, Vo 579, (1996) p. 425
- 7) 野中真治, 川内弘, 白木政寛, 香川洸二 : パッドプレート溶接部近傍応力精査手法に関する基礎的研究, 西部造船会々報, 第 94 号, (1997), pp. 157-166.
- 8) 野中真治, 藤井壽裕, 香川洸二 : 艣装品サポート基部の応力挙動に関する研究, 西部造船会々報, 第 964 号, (1998), pp. 219-229.