

油タンカー用共通構造規則

KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
85	App. C/1.4.4.11	Question	疲労用のスパン	2006/10/5	疲労計算におけるロンジのスパン： 中間ブラケットを有するビルジ部のロンジのスパンは、軽減して良いと理解している。	ビルジブラケットが支持しているかどうかは、ビルジブラケットの深さ、長さ及び寸法によって異なりますので、実際の構造により、個々に判断する必要があると考えます。	
138	App. C, Table C1.7 Note (1)	Question	接合部の長さ	2006/9/11	1. 『接合部の長さが150mm以下の場所・・・』の150mmにはスカラップ部分を含むのか(スカラップがないとするのか)。 2. 150mmの平鋼に200mmのソフトブラケットが付く場合、『1つ級を上げる』が適用されるのか。	1. 接合部の長さは、『スカラップを差し引かない縦通防撓材の面材上の溶接接合部の長さ』と定義されています。 2. 例では、接合部の長さが150mmを超えるため、級を上げることは出来ません。	
139	App. C, Table C1.7 Note (6) (7)	Question	波浪を受ける箇所	2006/9/27	内部囲壁における『波浪を受ける箇所』とはどこをいうのか。 センターLBHDや二重底ガーダーにも『波浪を受ける箇所』を受ける箇所に含まれるのか。	『波浪を受ける箇所』の前に、『船側における』という修飾がかかっています。 すなわち、備考(6)は、『船側における波浪を受ける箇所(及びその下方)』及び『船底部及び甲板端部下0.1Dより下方の内殻』に適用します。 9節3.3.1及び付録C/表C.1.5は二重底ガーダーには適用されません。 従って、二重底ガーダーの疲労強度評価は要求されません。 縦通隔壁に対しては、表C.1.7の備考(6)は適用されず、備考(7)が適用されます。	
140	App. C, Table C1.7 Note (6) (7)	Question	スロット形状	2006/10/24	通常のスロット形状にカラープレートも考慮するのか。 『通常のスロット形状』の定義を示されたい。 カラープレートの有無が関係するのか。	1. “通常のスロット形状”とは防撓材のための開口の形状のことで、図6.5.9に例が示してあります。 2. 表C.1.7の備考6により、図C.1.11中の1.と4.のケースでは、カラープレートが要求されます。 カラープレートが面材にも接合される場合、ID31と備考(5)が適用されることに注意してください。	
141	App. C, Table C1.7 Note (7)	Question	スロット形状	2006/9/27	『通常のスロット形状』の場合F級が適用されるが、密閉式カラーを取り付けた場合、E級が適用されるのか。	『通常のスロット形状』に対しては、Corridenda 2で示された例外を除き、一般的にF級を適用する必要があります。 甲板下0.1Dの範囲で密閉式カラーを取り付けた場合、備考(6)及び(7)の代わりに備考(5)が適用されますが、その結果、この範囲内の密閉式カラーを有する継ぎ手に対して、やはりF級が適用となります。	

KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
153	2/3.1.8.2, App C/1.3.2	Question	疲労用の平均貨物密度	2006/10/9	付録Cの簡易化された疲労計算に用いる平均貨物密度は、2節3.1.8.2に規定する0.9の平均貨物密度化か、構造喫水の満載均等積み状態に対応する貨物密度のいずれか？ もし、船主と造船所がオプションとして隔倉積み状態を設計条件とすることを合意した場合、船級協会はそのようなオプションを承認条件から除外できるのか	1. 貨物密度としては、0.9 tonnes/m ³ または構造喫水の満載均等積みの貨物密度のいずれか大きい方を使用することになります。 2. 2節3.1.10.1.(g)に規定しているように、高密度貨物を定期的に運送する場合の疲労評価は船主の特別要求となり、本規則ではカバーされません。このような条件を設計図書で記述しない場合には、疲労評価において考慮する必要はありません。	
155 attc	C/1.4.5.14	Question	溶接表面処理	2006/10/5	付録C1.4.5.14の適用がホッパープレートと内底板間の溶接継ぎ手に限定されるという前提において、添付に示す例は疲労寿命を改善する表面処理として本規定を満足するとみなしてよいか。	ご提案の方法は、疲労寿命を改善する表面処理として付録C1.4.5.14の要件を満足すると判断いたします。グラインダ処理の要件に関しては、国際溶接学会 (IIW) の推奨方法を参照してください。	有
156 attc	Figure C.2.2	Question	溶接表面処理	2006/11/6	(1) 付録C図C.2.2に記載されている”ドレッシング”と”グラインダ処理”について明確にされたい。またそれら改善措置の詳細について説明願う。 (2) 付録C図C.2.2に規定するフロア両側のドレッシング範囲は： VLCC: 250mm, Suezmax: 200mm, Aframax: 150mm, Product: 100mm となっている。この範囲は溶接端部のグラインダ処理にも適用するのか。 (3) 船の大きさによってドレッシング範囲の推奨値が違う理由が知りたい。ホッパー部の構造配置は船の大きさによらないはずである。	1) “ドレッシング”とは添付図に示すような溶接ビードによる化粧盛りを指します。“グラインダ処理”はグラインダによって滑らかな凹面化と小さな止端角度を実現することを意味します。この点を明確にするための規則改正するつもりです。 2) ご理解のとおりです。“グラインダ処理”の範囲はドレッシングの範囲と同じです。 3) 全ての大きさのタンカーに対し、同じ範囲200mmを要求するよう規則改正を検討します。	有

KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
158	App C/2.1.1.2	Question	曲げタイプのビルジナックル	2006/10/9	曲げタイプのビルジナックル部に対する標準構造詳細及び最低要件は図 C.2.4に規定されているが、疲労検討も行う必要があるのか？	規則の付録 C/2.1.1.2 には次のように規定しています。 『これと異なる設計を申請する場合には、疲労強度の観点から細部の同等性を証明するために、適切な有限要素 (FE) 解析を使用すること。』 (標準構造詳細と異なる場合には) 少なくとも推奨する構造をベンチマークとして、ホットスポット応力の比較は行う必要があります。	
175	App. C, Table C1.7 Notes (1) & (2)	CI	ロンジの疲労	2006/10/9	表C.1.7に規定される構造詳細に対するSN線図の選択において、備考(1)と(2)の両方が適用される場合がわかりにくい。例えば、球状平鋼のロンジに平鋼のウェブ防撓材が付く場合であって、平鋼の深さが150mm以下の場合には、備考(1)を適用すればグレードが一つ上がり、さらに備考(2)を適用すればグレードを一つ下げなければならない。結果として、備考(1)及び(2)を適用する前のグレードと同じになってしまう。これで正しいのか確認願う。	ご理解のとおりです。球状平鋼のロンジ端部とウェブ防撓材の面材(この場合は平鋼)の間隔が8mmより小さい場合、疲労のクラスを一つ下げなければなりません。平鋼の接合部の長さが150mm以下の場合、疲労のクラスを一つ上げることになります。よって、表 C.1.7に規定する元にクラスに戻ります。	
281	C/1.4.1.3	Question	疲労における運航形態	2006/11/13	疲労計算は、均等満載状態とノーマルバラスト状態の運航頻度が半分ずつという前提に基づいている。この前提は純粋な油タンカーには現実的かもしれないが、プロダクトタンカーの運航形態と異なる。満載状態の後の必ずバラスト状態がくるとは限らない。バルク用CSRでは、小型船における運航形態が異なることを考慮して船のサイズによって異なる手法を提供している。タンカー用CSRにおいては本件をどのように取り扱うか？	疲労計算における想定運航形態は、原油タンカー及びプロダクトタンカーで同じとしています。	

KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
310	Fig C.2.2	Question	ナックル部の建造許容値	2006/12/19	下部ナックル結合部の建造許容誤差を0.15tからt/3(最大5mm)に増やすことになったと聞いている。この変更による応力・疲労寿命への影響を、Aframax、Suezmax及びVLCCのホッパーに対し詳細に検討されるよう希望する。許容誤差が増えているにもかかわらず、その対価としての板厚や脚長の増加が提案されていない。	9月6日に採択された規則改正1における建造許容誤差の変更は、2007年4月1日から適用となりますが、この変更は不適切な許容誤差を訂正するものです。すなわち、以前の規定0.15tは主要構造部材の面材のアライメントに対するもので、ホッパー部に適用することは適当ではありませんでした。この変更は不適切な許容誤差の訂正であるので、これに相殺するように板厚や脚長を増加することは適当ではありません。溶接構造の内底板とホッパー斜板の接合部に対しては、FEMによるホットスポット応力解析を使用した疲労強度計算が実施されますが、FEモデルが板要素でモデル化されるため、目違いの無い理想的な溶接継手に対するホットスポット応力が計算されることとなります。ビルジナックル部付近の実際の構造では十分な板厚があるので、実績のある範囲内の建造許容誤差は許容され得るものです。なお、修正後であっても、船級規則として一般的に適用されているIACSのRec. No.47 "SARQS"による許容誤差より厳しいものとなっています。	
391	C/1.4.1.5	Question	算式の間違い	2007/2/20	C1.4.1.5に規定される確率密度関数の次の算式は間違いでないか。" $f(S)=(\xi/f1)(S/f1)^{\xi-1}\exp(-S/f1)^{\xi}$ "最後の" $\exp(-S/f1)^{\xi}$ "は" $\exp(-(S/f1)^{\xi})$ "であるはず。	ご指摘のとおりです。次回の誤記修正で訂正します。	

KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
396	C/2.4.2.7	Question	疲労の貨物密度	2007/6/13	<p>CSR規則に従いVLCCのホッパーナックル部の疲労検討を行った。より大きな貨物比重は貨物タンクに作用する荷重を増加させ、一般に疲労寿命を減少させると理解していたので、最小値0.9t/m³より大きな貨物密度を採用するつもりであった。しかしながら、貨物密度を増やすと下部ホッパーナックル部の疲労寿命が増加する結果が得られた。これは、我々の理解と認識と異なっている。この原因として、付録C2.4.2.7に規定される算式が考えられる。 $S=f_model 0.85(S_e1 + 0.25S_e2) - 0.3S_i$ (満載状態) ここに、S_e= 外圧による応力変動幅 S_i= 内圧により応力変動幅 この算式を技術的に再考するよう望む。</p>	<p>一般に、ビルジナックル部においては、波浪変動圧により応力変動幅の方が内圧に比べ大きくなります。付録C2.4.2.7の算式は、この前提に基づくもので、0.9t/m³の貨物密度を用いて調整されています。さらに通常の油タンカーで積載される実際の貨物比重は2節3.1.8.2の最小比重よりも小さいことを考慮して、ロンジ防撓材端部の疲労検討により大きな貨物密度が用いられる場合であっても、ビルジナックル部の疲労検討における貨物密度は0.9t/m³に限定しています。すなわち、ホッパーナックル部の疲労検討においては、常に0.9t/m³の貨物密度を用いることとなります。この件を明確にするため、規則表現の修正を行います。</p>	

KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
412 attc	C/1.4.5.12	Question	板厚効果	2007/3/30	<p>2nd Draftにおいて、板厚効果に関するいくつかの議論があり、JTPの最終返答は変更しないというものであった。八木等「文献1及び2」は10mmから80mmの板厚範囲に対し、板厚効果を解明するための包括的な実験を行った。この論文において、一定の寸法の取り付け部材との溶接継ぎ手に引張応力が作用する場合、溶接ままでは、$\exp(-1/10)$の板厚効果であると結論付けているが、DENやIIWの疲労ガイドラインに基づくCSRでは、$\exp(-1/4)$となっている。一方、曲げ応力下の溶接継ぎ手(溶接まま)ではより大きな板厚効果があり$\exp(-1/3)$になるとしている。また、グラインダーによる溶接補整により板厚効果は穏やかになることが分かっている。CSRのより一層の改善のため、これらの項目をさらに検討されることを望む。</p> <p>文献[1] 八木、町田、富田、的場、征矢：『溶接まま継手の疲労強度に及ぼす板厚効果とその影響因子』、日本造船学会論文集 169号 (1991) 文献[2] 八木、町田、富田、的場、征矢：『溶接継手の疲労強度に関する板厚効果評価基準の検討』、日本造船学会論文集 169号 (1991)</p>	<p>板厚効果による応力集中係数のためのべき乗数はDENの推奨値0.25に基づいています。DENのS-N曲線もCSRで採用されています。ウェブ防撓材がロンジの面材の結合するような小さな接合部に対してのみ、(-0.25の乗数より非安全側の結果となる)異なる乗数を採用している設計基準が存在しますが、将来の規則改善において考慮する予定です。ホッパーナックル部の疲労評価(十字継ぎ手、付録C.2.4.3参照)においては、べき乗数 -0.25は妥当なものです。グラインダー処理によって板厚効果は減少しますが、べき乗数がせいぜい-0.2になる程度です。作業員の技量の違いやCSRでは別途グラインダー効果が認められていることを考慮すれば、グラインダー処理に対しても -0.25を適用することはなお妥当なものと考えます。</p>	有
509	C/2.4.2.6	Question	ホットスポット応力の補間方法	2007/9/5	<p>規則によれば、(ホットスポット)応力は線形補間あるいは他の適当な補間法で求めて良いことになっている。補間法が違えば応力値に差が生じ問題である。例えば、ラグランジェ補間した応力は線形補間の応力より小さくなり、その結果異なる疲労評価となる。補間方法を規則に明記すべきである。</p>	<p>疲労評価手法は、要素間の線形補間に基づいて調整されています。従って、構造交差部から1番目と2番目の要素中心応力から線形補間した応力を用いなければなりません。</p>	
575 attc	7/4, 8/2, App.B & App.C	CI	高比重貨物の積付け制限	2008/3/28	<p>高比重貨物を部分積載する場合の積付け制限に関する検討方法について教示願いたい。</p>	<p>添付のファイルをご覧ください: 共通解釈 CI-T2</p>	有

KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
643	C/1.4.5.14	Question	表面処理による効果	2008/2/4	表面処理による効果を考慮する条件として17年が要求されている件について、技術的背景を示されたい(タンカーCSR、付録C、1.4.5.14)。	<p>表面処理の効果(2倍の疲労寿命)を考慮しない場合でも、構造詳細と寸法が17年の疲労寿命を満足するよう最低条件を規定しました。この最低条件がなく、最初から表面処理の効果を考慮した設計が行われた場合、表面処理の効果を考慮しない疲労寿命は12.5年となります。参考とした疲労基準では、表面処理の影響(溶接部の改善)は設計に用いられるべきではなく、就航後の疲労寿命改善あるいは追加の安全性のために用いるべきと規定しています。すなわち、これらの疲労基準では、溶接部の改善は疲労寿命を向上させるが、設計で考慮すべきではないと考えています。</p> <p>IACS CSRの開発段階において、これらの基準に従って表面処理の効果を容認しない、あるいは、全て考慮できるようにするかを選択する必要がある、当初は表面処理の効果を全て考慮できるよう規定しました。しかしながら、数名の技術委員会のメンバーはこれに合意せず、表面処理の効果を考慮する場合には、要求される疲労寿命25年のうち残りの20~25パーセントに対する『部分的な使用』に限定すべきとコメントしました。我々は18年よりむしろ17年に切り下げの方が好ましいとの結論に達しました。しかしながら、表面処理の効果を考慮しない場合の疲労寿命の最小値を17年に設定することを裏付ける科学的な証明や実験結果がある訳ではありません。また、造船所から提出されたテストに基づくものでもありません。</p>	
814	C/2.4.2.6	Question	ホットスポット応力	2008/9/29	ホッパーナックル部のホットスポット応力決定のため、フロア位置における応力を補間法で求めることが規則で要求されているか。	横方向の応力の補間のみで差支えありません。	

KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
828	C/1.4.4.6	CI	除外する開口の定義	2008/9/24	付録C/1.4.4.6及び1.4.4.8中の『(開口部を除く)』という表現について、この『開口部』は4節2.6.3.4の『単独でない大開口及び小開口』であって、4節2.6.3.7の『単独の小開口』の条件を適用して判定するものと理解している。従って、4節2.6.3.7の条件に適合する単独の小開口は疲労解析の際に差し引く必要はないと思われるが、確認されたい。	貴解釈を確認しました。 混乱を回避するため、次回規則改正の際、『(開口部を除く)』という表現をC/1.4.4.6とC/1.4.4.8から削除します。	
934	Text C/1.4.5.12	CI	考慮する板厚	2009/7/3	本項において、『考慮する板厚が22mm』と言及しているが、これだけではネット板厚かグロス板厚か明確でない。	『考慮する板厚が22mm』とはネット板厚です。	

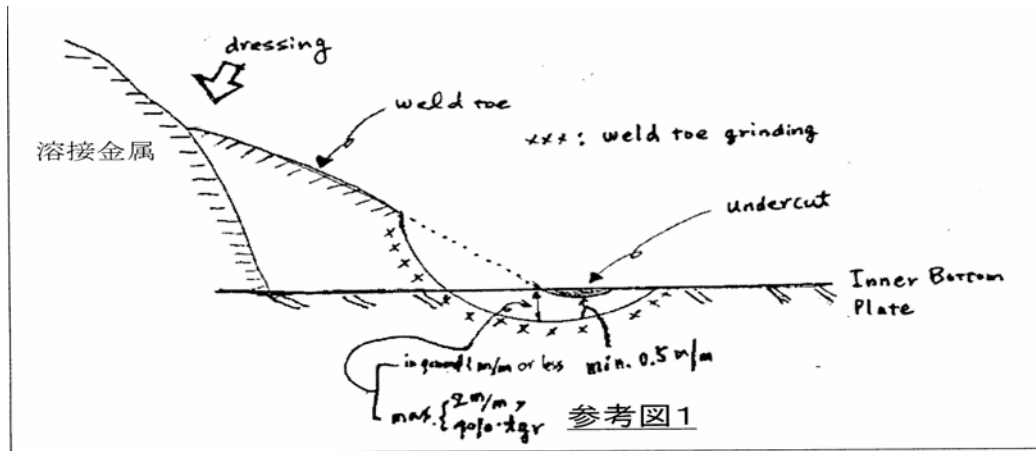
KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
981 attc	Table C.1.7	Question	疲労評価	2009/10/23	<p>表C.1.7の備考6において、『図C.1.11に示すスロット部の詳細設計と同等のものについては、FEMに基づいた主要支持部材のスロット部及びカラーのホットスポット応力と比較して、疲労強度評価を満足することを実証しなければならない。』と規定されている。疲労強度による実構造のホットスポット応力が規則要求寸法及びスロット形状のホットスポット応力と同等であると確認できれば、異なるスロット形状も許容できると理解している。例えば、より高い応力集中の形状により、通常、ソフトウの代替措置として、直線的に接続するウェブ或いはカラープレートは許容されないと理解している。しかしながら、添付で示しているように、ウェブ或いはカラープレートの板厚を応力集中を緩和するために増厚した場合、直線的に接続したBタイプの設計のホットスポット応力は、Aタイプの設計と同程度まで軽減できる。</p> <p>上記を考慮し、このような代替案(タイプB)は以下の場合に適用できると考える: (1)タンカーCSR4節3.4の要件に基づく結合部のせん断応力で、スロット形状の違いによる応力集中を緩和するために十分な安全余裕がある場合 (2)応力集中係数がホットスポット応力手法によるFEM評価によって十分に証明されている場合 上記理解が正しいか確認されたい。</p>	<p>図C.1.11との同等性は、主要支持部材のスロット部とカラーのホットスポット応力に基づくFEMとの比較による十分な疲労評価を通して実証される必要があります。質問の(1)及び(2)に関し、 (1) 結合部の局部せん断応力のみでの評価だけでは十分ではありません。結合部はせん断に対して十分な余裕があるかもしれませんが、局部支持部材の開口コーナー部には高い応力集中が存在する可能性があります。 (2) 局部せん断、主要支持部材のせん断及び曲げ応力も考慮する必要があります。</p> <p>本件に関し、FEMによる比較方法を示す共通手順を、共通解釈として作成する予定です。</p>	有
989 attc	App C 1.5、Table C.1.7 Note 1	CI	接合部の長さ	2010/8/12	<p>「接合部の長さが150mm以下の場所にあつては、S-N曲線は表中に指定の級から1つ級を上げること。例えば、表に示す級がF2の場合、Fに級を上げる。接合部の長さはスラップを差し引かない縦通防撓材の面材上の溶接接合部の長さによって規定する。」 しかし、この備考は、何故ソフトウを有するブラケットが平鋼よりも疲労寿命が少なくなるのかという説明が非常に困難で予測し得ない結果(添付参照)となる可能性がある。この点において『接合部の長さ』は『防撓材の深さ』という語句に置き換えられるべきである(添付参照)。</p>	<p>現在調和作業が進められており、両CSR間における疲労要件を検討しております。ご意見を拝領し、調和作業に組み込みます。</p>	有

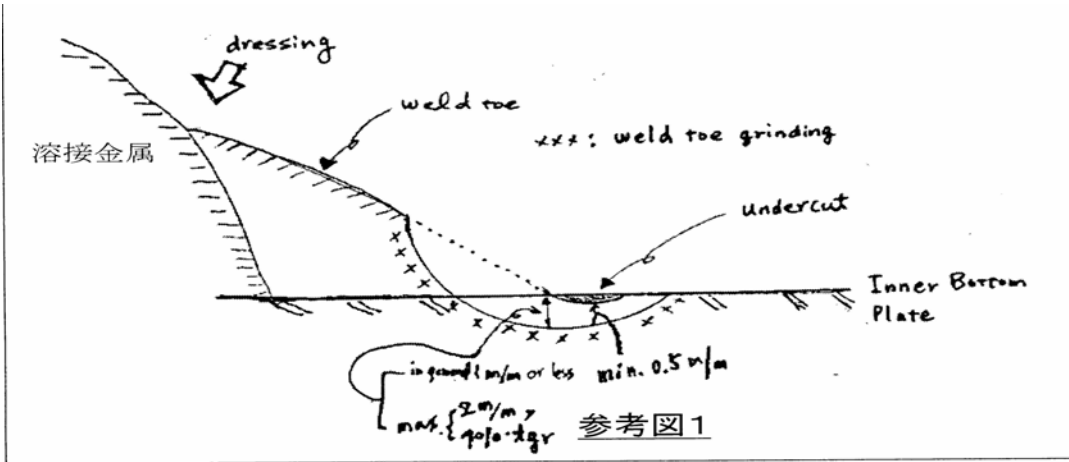
KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
996 attc	Table C.1.7 & Fig 4.1.4	CI	下部スツールの切欠き部	2010/3/8	<p>表C.1.7備考(6)にあるようにウェブ防撓材が省略されている場合、添付図の線囲部に示す箇所においては、一般的なスロットは認められないと理解している。</p> <p>しかしながら、KC139は下記に引用するように『二重船側部を形成する縦通隔壁』については明確でない。</p> <p>『縦通隔壁に対しては、表C.1.7の備考(6)は適用されず、』</p> <p>上記で言う縦通隔壁とは図4.1.4で示す二重船側部を形成する縦通隔壁であると理解しており、表4.1.1とMARPOLで定義される内殻を考慮すると、該当箇所は貨物タンクとバラスタンの境界であることから表C.1.7備考(6)は添付図の線囲部にも適用されるのではないかと考える。</p> <p>確認されたい。</p>	<p>表C.1.7備考(6)では、内底板及びホッパー部において、フラットバー等のウェブスティフナが配置されていない場合には、最適化されたスロットが要求されますが、船体中心線縦通隔壁には要求されません。スツールは縦通隔壁の一部とするとの主張があるかもしれませんが、スツールが二重底バラスタタンクへ開いていることを考慮すると、内底板の一部であると考えます。スツールへの横圧はホッパーや内底板への横圧に近いと想定されます。</p> <p>十分な疲労寿命が証明される場合は一般的なスロットが許可される可能性があります。</p>	有

KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
1021 attc	Table C1.3, C1.4, C1.5	Question	水平曲げモーメントによる応力範囲に対応する応力変動幅合成係数 f2 の値	2010/5/27	<p>表C.1.3から表C.1.5に規定する応力変動幅合成係数(f1, f2, f3及びf4)に関連して、以下の理由により、ノーマルバラスト状態での水平曲げモーメントによる応力変動幅合成係数f2は合理的ではないと考える(添付参照)。</p> <p>1. 内殻上部でのf2は、上甲板での値のおよそ2倍である。 2. 内殻上部でのf2は、船側外板上部での値の2倍より大きい。</p> <p>我々の調査によると、内殻(IL1)に取り付けられた最上部縦通防撓材の疲労評価は船側殻(SL1)に取り付けられた最上部防撓材に比べ、ノーマルバラスト状態でのf2の値の違いにより、より厳しくなっている。我々は、ノーマルバラスト状態においては、f2の値はほぼ同じでなければならないと考える。</p> <p>応力変動幅合成係数に関するCSRの技術的背景資料は下記の通りである： (a) 応力変動幅合成係数は定常エルゴード性の狭帯域ガウス過程の理論に基づき導かれる。 (b) 短期海象における合成応力の総計は、対応する合成係数の応力成分を線形加算することにより表される。この表現は、任意の一つの海象に適用する場合に正しいことが数学的に証明されている。 (c) 長期における応力の総計は、適切な合成係数の応力成分の線形加算によって同様に表される。</p> <p>応力変動幅合成係数の決定について、詳細な技術的背景を示されたい。迅速な対応を期待する。</p>	<p>応力変動幅の要素であるSv、Sh、Se及びSi、並びに内殻及び船側外板の全応力変動幅は一致しないことが想定されることから、内殻及び船側外板に対する水平曲げモーメントによる応力変動幅に対応する応力変動幅合成係数f2も同様に異なることが想定されます。応力合成手法の理論的背景については添付資料をご参照ください。現在のところ、規則を適用している設計者から同様のフィードバックは受け取っていませんが、今回のご指摘は有益であると考えます。計算条件及び結果等の当該船の設計情報が提供頂けたら、さらなる検討を行うことができると思われます。</p>	有
1038 attc	C/2.2.1.1	CI	FEにおける降伏及び座屈評価の平均ネット板厚及び材料	2010/6/25	<p>FEにおいて、防撓材間の1つのパネル上で異なる板厚及び材料が用いられる場合、降伏及び座屈評価には平均ネット板厚(詳細は添付図参照)及び強度が低い方の材料を用いると理解している。確認されたい。</p>	<p>ご指摘のように、FEにおいて、防撓材間の1つのパネル上で異なる板厚と材料が用いられる場合、降伏及び座屈評価には平均ネット板厚及び強度が低い方の材料を用いなければなりません。</p>	有

KCID No.	関連規則	種別	項目	完了日	質問	回答	添付有無
1097	Text 9/2.3.1, App.B/3.1, Sec.9/3.3, App.C/2	Question	ホップナックル交差部における詳細メッシュ解析	2011/10/5	<p>9節2.3.1及び付録B.3.1に従って、上部ビルジホップナックル交差部は詳細メッシュ解析により評価されなければならない。一方、下部ビルジホップナックル交差部については、9節3.3及び付録C.2に従って、疲労に対する極詳細メッシュ解析により評価されなければならない。</p> <p>下部ビルジホップナックル交差部と同様の構造である上部ビルジホップナックル交差部の構造解析は、詳細メッシュ解析より高度な解析手法である極詳細メッシュ解析を行うことが可能であるとする。</p> <p>上部ビルジホップナックル部の構造評価として極詳細メッシュ解析を行うことは容認されるか。</p>	<p>現在(タンカーCSRにおいて)上部ビルジホップナックル部に疲労評価を行うという手順はなく、各船級の要件に従わなければなりません。</p>	

Weld connection between the hopper plate and inner bottom





溶接継手の疲労強度に関する 板厚効果評価基準の検討

正員 八木 順吉* 正員 町田 進**
 正員 富田 康光*** 正員 的場 正明**
 正員 征矢 勇夫****

Thickness Effect Criterion for Fatigue Evaluation
of Welded Steel Structures

by Junkichi Yagi, *Member* Susumu Machida, *Member*
 Yasumitsu Tomita, *Member* Masaaki Matoba, *Member*
 Isao Soya, *Member*

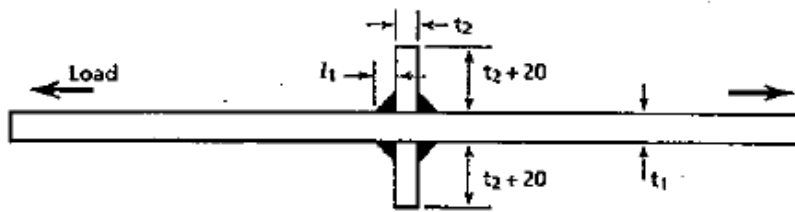
Summary

In this study, the thickness effect was investigated by systematic experiments on welded steel joints with thicknesses ranging from 10 to 80mm. Cruciform joints and Tee joints with improved weld by overall profiling or toe-grinding were tested under pulsating tension and under pulsating bending, respectively.

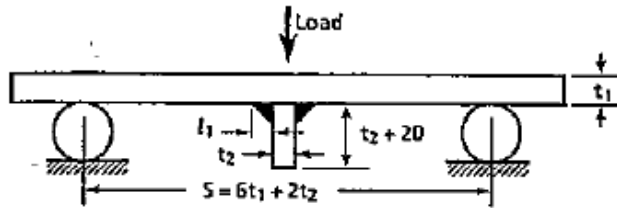
These experimental results were analyzed together with the previous results of as-welded joints. As a result, it was concluded that the thickness effect exponents for various conditions may be classified into three categories according to the combination of joint type and loading mode. As-welded joints under bending stress have the greatest thickness effect exponent of $-1/3$, while as-welded joints under tension having an exponent of $-1/5$. If the weld profile is improved by grinding, the thickness effect becomes much milder to an exponent of $-1/10$. The as-welded joints with constant-sized attachments also have an exponent of $-1/10$. Furthermore, thickness effect dependency on fatigue life was investigated.

Based on these results, a new evaluation criterion for design purposes has been proposed in this study.

Test Specimen



(a) Cruciform joint (width: $b = 80$ mm)



(b) Tee joint (width: $b = 100$ mm)

Fig. 1 Tensile and bending fatigue test specimens

Table 1 Fatigue test series of improved joints

Loading	Welded Attachment	Weld Treatment	Code of Series	Main Plate Thickness, t_1 (mm)
Tension	Proportional	Profile	PC1	10, 22, 40, 80
	Constant	Profile	PC2	22, 40, 80
	Proportional	Grinding	GC1	10, 22, 40, 80
Bending	Proportional	Profile	PT1	22, 40, 80
	Constant	Profile	PT2	22, 40, 80
	Proportional	Grinding	GT1	22, 40, 80

Table 2 Dimensions of improved welds

Type of Joint	Main Plate Thickness t_1 (mm)	Rib Plate Thickness t_2 (mm)	Weld Leg Length (mm)		Grinding of Weld Toe	
			l_1	l_2	p (mm)	θ ($^\circ$)
Proportional Joint	10	5	4	4	1.5	40
	22	10	9	9	3	40
	40	22	16	16	6	40
	80	40	32	16	6	25
Constant Joint	22	22	16	16	6	40
	40	22	16	16	6	40
	80	22	16	16	6	40

Summary results of exponents of thickness effect obtained from the experiments

(Dotted line is drawn at $-m=0.25$ in accordance with UK DEn)

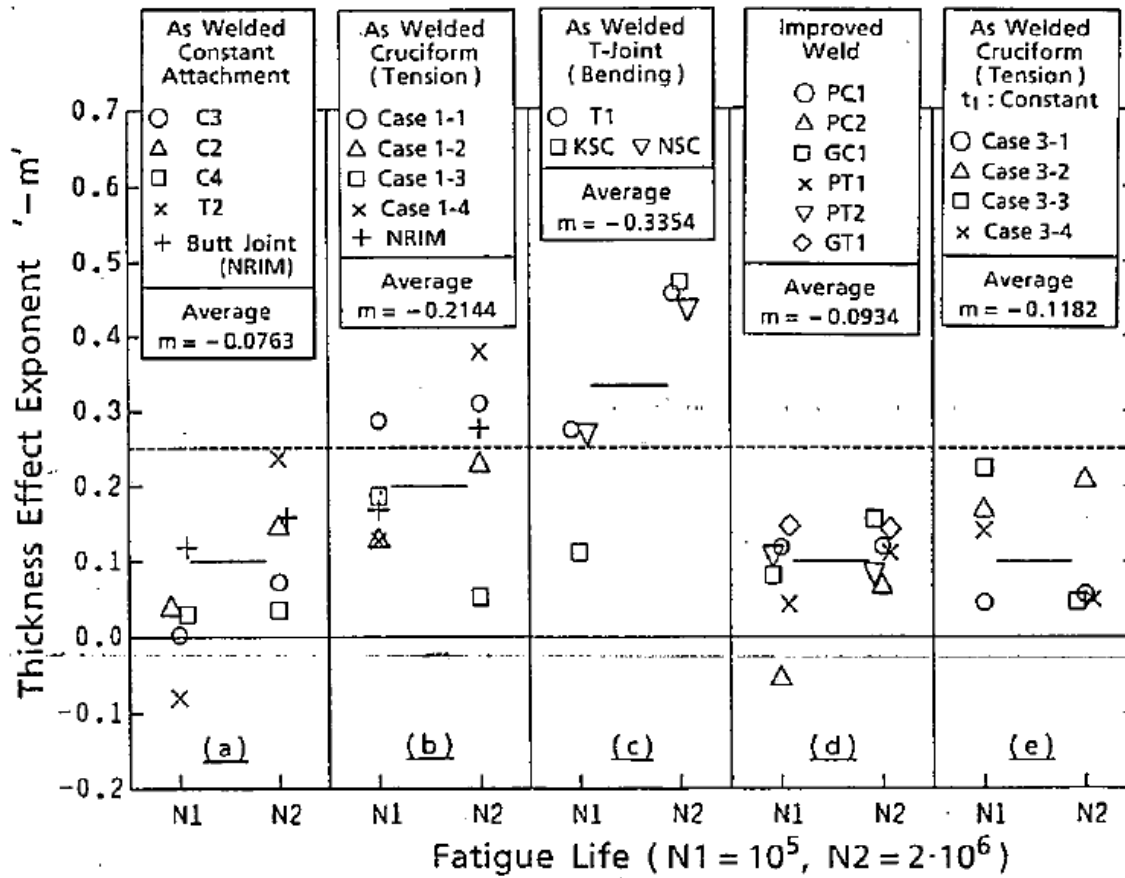
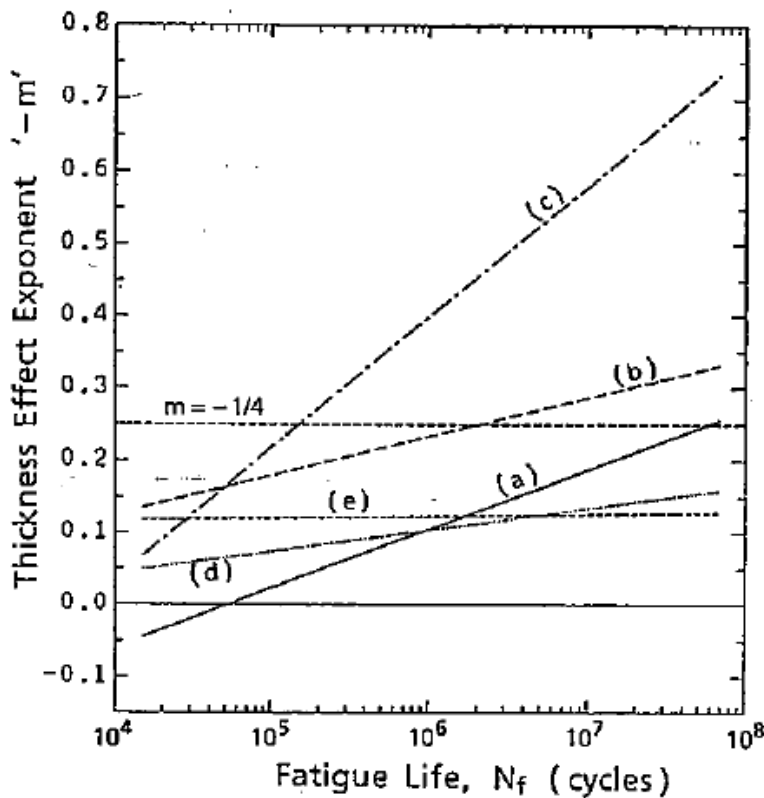


Fig. 13 Thickness effect exponents in various kinds of joints



Suggested exponents of thickness effect based on the experiments

Table 3 Joint category associated with thickness effect exponent

Joint Category	Thickness Effect Exponent
(A) As-welded joint in which bending stress is dominant and its basic design S-N curve has been obtained by bending fatigue test.	$m = -1/3$
(B) As-welded joint in which tensile stress is dominant, or as-welded joint for which, even if bending stress is dominant, basic design S-N curve has been obtained by tensile fatigue test.	$m = -1/5$
(C) 1. As-welded butt joint. 2. As-welded joint with welded attachment smaller than a certain size. 3. When joint which is categorized at $m = -1/3$ or $-1/5$ is improved by grinding.	$m = -1/10$

高比重貨物積載時の積み付け制限

関連規則

7/4	スロッシング荷重及び衝撃荷重
8/2	貨物タンク区域
App. B	構造強度の評価
App. C	疲労強度評価

内容

高比重貨物積載時の積み付け制限に関する計算手順について規定する。

共通手法

高比重貨物の積み付け高さ h_{HL} は、以下の値を超えないこと。

$$h_{HL} = h_{tk} \left(\frac{\rho_{appd}}{\rho_{HL}} \right)$$

ここに、

h_{tk} :	タンク高さ
ρ_{appd} :	満載積載可能として承認された最大貨物密度
ρ_{HL} :	考慮する高比重貨物の密度

LSM/PSMIに関する強度チェック（8節2）

特に要求されない。（貨物密度 ρ_{HL} におけるタンク底部に発生する圧力は、海水と同じ設計比重によって発生する圧力を超えないと想定している）

スロッシング（7節4）

- 高比重貨物を部分積載する場合、部分積載の最大積載高さより下方の範囲に対して、当該高比重貨物の密度を用いたスロッシング評価を行う。
- 異なる高比重貨物を積載する場合にあっては、最大積載高さと貨物比重の組み合わせを複数考慮することが必要となることがある。

疲労評価（2節3.1.8.2）

2節3.1.8.2により、満載設計喫水 T_{full} での均等積付状態における貨物密度の最小値は、 $0.9t/m^3$ である。

$0.9t/m^3$ の貨物密度、または、満載設計喫水 T_{full} での均等積付状態における貨物密度のうちいずれか大きい方を使用すること。2節3.1.10.1.(g)に規定するように、高比重貨物を定期的に部分積載する船に対する疲労検討は船主の特別要求であり、規則では考慮されない。設計条件として特に明示されない限り、疲労検討において高比重貨物を考慮する必要はない。

FE強度評価

部分積載状態に対する追加の荷重ケースは、貨物を満載する標準的な荷重ケースに基づくものとし、貨物密度を以下のように修正する。

$$\rho_{appd} = \rho_{HL} \times (h_{HL} / h_{tk})$$

ローディングマニュアル

高比重貨物の最大許容積み付け高さは、ローディングマニュアルに記載すること。

適用日

この共通解釈は2008年4月1日より適用する。

背景

LSM/PSMに関する強度チェック（8節2）

高比重貨物に対し積み付け制限を課した場合、海水比重を用いた場合と同じ圧力（多少の余裕分を含む）となるため、追加の強度チェックは不要である。

スロッシング

高比重貨物の部分積載では、スロッシング荷重が増加するため、チェックが必要である。

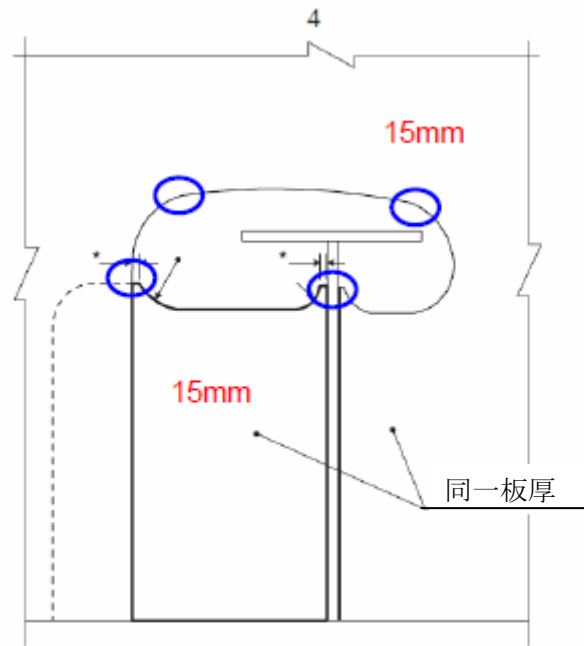
疲労評価

2節3.1.8.2の要件により、通常はローディングマニュアルに記載される貨物比重を用いた疲労検討が行われる。疲労寿命は中性軸より下方ではバラスト状態に支配されるため、高比重貨物によってはあまり影響を受けない。また、貨物タンク上部の防撓材にあっては、貨物の比重が大きくなると影響を受けるが、部分積載時には貨物圧力自体を受け難いため、その影響は小さい。

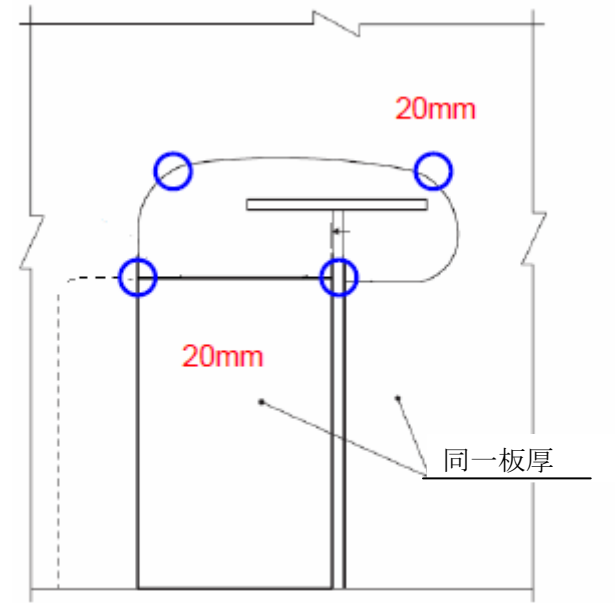
FE強度評価

CSRでは、考慮すべき荷重ケースを予め規定しているが、これより厳しくなる荷重ケースがローディングマニュアルに記載される場合には、追加の荷重ケースについて検討する必要がある。

KC#981



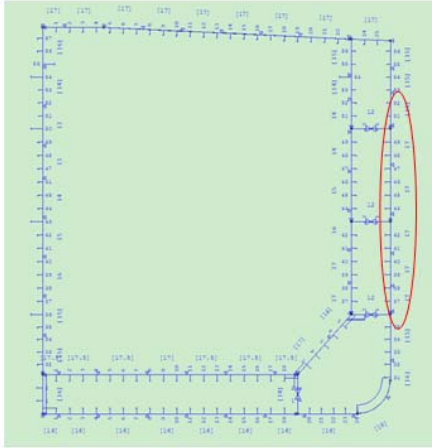
Type A : Fig.C.1.11



Type B: Alternative

- ホットスポット応力がウェブ／カラー板厚の増厚によって同等になる場合、タイプBはタイプA（図C.1.11）の代替設計として許容されるべきである。

KC#989



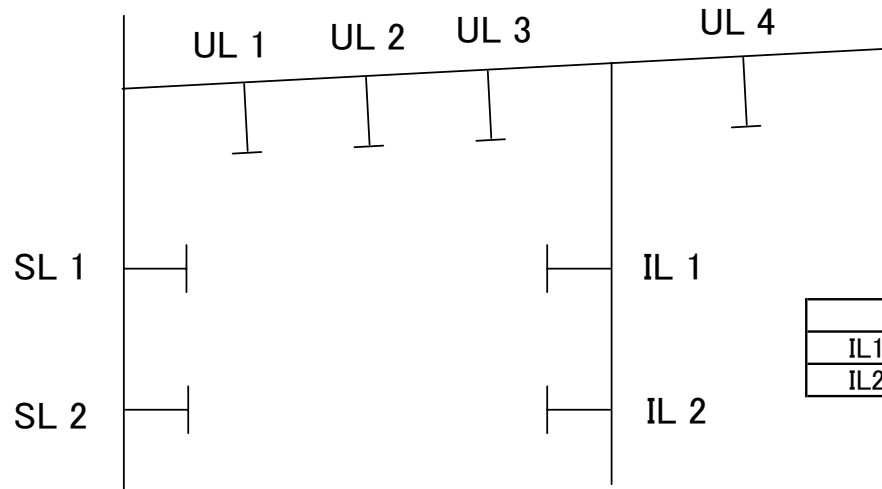
2		<p>F2</p> <p>F</p>	<p>F2(4)</p> <p>F</p>	<p>Around 50 years</p>
4		<p>F</p> <p>F</p>	<p>F2(4)</p> <p>F2</p>	<p>Around 25 years</p>

KC#1021 Question

Example of f_2 in normal ballast condition for Zone M, stress range combination factor corresponding stress range due to horizontal bending moment

	y/B	f2
UL 1	0.49	0.24
UL 2	0.47	0.22
UL 3	0.46	0.21
UL 4	0.44	0.19

	z/D	f2
SL1	0.97	0.18
SL2	0.94	0.21



	z/D	f2
IL1	0.97	0.49
IL2	0.94	0.47

Stress Combination for Fatigue Analysis of Ship Structures

Yung S. Shin

e-mail: yshin@eagle.org
American Bureau of Shipping,
Houston, TX 77060, USA

Booki Kim

e-mail: bkim@eagle.org
American Bureau of Shipping,
Houston, TX 77060, USA

Alexander J. Fyfe

e-mail: ajfyfe@pafa.co.uk
PAFA Consulting Engineers, Hampton,
Middlesex, TW12 1BN, UK

A methodology for calculating the correlation factors to combine the long-term dynamic stress components of ship structure from various loads in seas is presented. The proposed methodology is valid for a stationary ergodic narrow-banded Gaussian process. The total combined stress in short-term sea states is expressed by linear summation of the component stresses with the corresponding combination factors. This expression is proven to be mathematically exact when applied to a single random sea. The long-term total stress is similarly expressed by linear summation of component stresses with appropriate combination factors. The stress components considered here are due to wave-induced vertical bending moment, wave-induced horizontal bending moment, external wave pressure, and internal tank pressure. For application, the stress combination factors are calculated for longitudinal stiffeners in midship cargo and ballast tanks of a crude oil tanker. It is found that the combination factors strongly depend on wave heading and period in the short-term sea states. It is also found that the combination factors are not sensitive to the selected probability of exceedance level of the stress in the long-term sense.

[DOI: 10.1115/1.1924399]

Introduction

Ship structures are subjected to various types of loads during voyages. The loads include wave-induced dynamic load, hydrostatic load, transient impact-slaming load, sloshing load, thermal load, and so on. For design, strength evaluation, and fatigue analysis of the ship structures, correlation of the various load-stress components should be properly taken into account. In the design and strength analysis by finite element analysis, the load cases are determined by identifying the dominant load parameters. For each load case, the dominant load response is maximized at a specific wave-heading angle, and the design wave period and height at which the response is at the maximum are determined. Then the load combination factors representing the phase correlation between the dominant load response and secondary load response are determined. This is the so-called regular wave approach, which uses the instantaneous response concept. The load combination factors are basically calculated from transfer functions and phase angles between the dominant and secondary load responses for each load case. This regular wave approach has been widely used in the local scantling and finite element analysis of ship structures [1]. In fatigue analysis of ship structures, however, the long-term stresses rather than instantaneous ones are of main interest. Therefore, an irregular wave approach is more appropriate for combining fatigue load-stress components than the regular wave approach. Various types of load-stress combination methods using the irregular wave approach can be found in [2–6]. In this paper, a consistent and complete method for the combination factors in multiple sea states is presented.

The structural members around fatigue-sensitive locations are subjected to loadings attributed to multiple load effects. Since fatigue is a process of cyclic accumulation of damage in a structure, the cyclic loadings are considered important for fatigue assessment of ship structures. We consider hull girder loads (e.g., vertical and horizontal bendings), external wave pressure, and internal tank pressure resulting from ship motion. These are relatively high-cycle loads that induce the fatigue and occur in a structure in the range of elastic deformation. Other cyclic load-

ings, such as impact-slaming or low-cycle loads, which may result in significant levels of stress ranges over the expected lifetime of the vessel, are not considered here.

In this paper, we propose a methodology for calculating the stress combination factors, properly accounting for the correlation of the fatigue stress components. The proper combination of stress components is important to derive the total stress values for accurate evaluation of fatigue life. The stress combination factor, in short, represents the relationship between the total stress and each of the stress components. The combination factor should properly take into account the phase correlation between the total stress and each component stress. Here, the total stress at the specific structural location is expressed by linear summation of component stresses with the combination factors. The mathematical formulation is based on an assumption of a stationary ergodic narrow-banded Gaussian process. The formulation can be proven to be mathematically exact when applied to a single random sea. To determine the combination factors in the long-term sense, a generalization procedure for the correlation of extreme values at a given probability of exceedance is necessary. We use the calculated percentage probability of contribution for each scatter diagram entry as a weighting factor to obtain an appropriately weighted value of the combination factors.

For application of the proposed methodology here, the direct calculations of the combination factors are performed for longitudinal stiffeners in midship cargo and ballast tanks of a crude oil tanker. The longitudinals investigated are on the outer bottom, outer side-shell, inner bottom, inner side-shell, deck, and longitudinal bulkhead. The stresses considered here are due to four load components (i.e., wave-induced vertical bending moment, wave-induced horizontal bending moment, external wave pressure, and internal tank pressure). The analysis results show that the combination factors are strongly dependent on wave heading and period in short-term sea states. The combination factors in the long-term sense are also investigated depending on the probability of the exceedance level of the stress value. It is found that the stress combination factors are not dependent on the selected probability level.

Stress Transfer Function

The component stochastic analysis can be used to calculate the stress transfer function at a particular structural location. The transfer function of the stress due to each load component is de-

Contributed by the OOA Division for publication in the JOURNAL OF OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING. Manuscript received June 4, 2004. Final manuscript received December 22, 2004. Review conducted by: Chon Tsai.

terminated from the load transfer function and stress factor. To calculate the stress transfer function, the corresponding stress factor is multiplied to the load transfer function. The load transfer functions, which are a function of vessel speed, wave heading angle, and wave frequency are the typical outputs of the seakeeping analysis program. The stress factor can be calculated through particular structural analysis techniques, which can be either simple beam theory or finite element analysis procedures. The sophistication of the structural analysis needed depends on the physical system to be analyzed and the type of structural detail and type of structural loading considered. For our application, the stress factors are calculated by the simple beam theory.

The transfer function of the total stress is obtained by simply adding the transfer functions of the component stresses. Therefore, a set of the stress transfer functions can be generated at the vessel speeds, wave headings, and wave frequencies under consideration. The response spectra for the stress transfer functions can then be determined for a given wave spectrum. Summing the stress distributions for the various sea states in the scatter diagram, the long-term distribution of dynamic stresses can be obtained.

Stress Combination Method for a Short-Term Sea State

Consider a one-component stress effect, such as a longitudinal stress in a particular detail. This stress component will receive contributions from several different mechanisms that are based on the response of the overall structure to random waves. We assume contributions arise from four mechanisms, $i=1,2,3,4$, where $i=1$ corresponds to vertical bending, $i=2$ to horizontal bending, $i=3$ to external wave pressure, and $i=4$ to internal tank pressure due to accelerations of fluid in a tank. It is assumed that the stress responses in irregular waves are stationary ergodic narrow-banded Gaussian processes.

Given an input wave spectrum, the relationship between the input spectrum $S_x(\omega)$ and the output (response) spectrum $S_y(\omega)$ for a single component is given by the following equation:

$$S_y(\omega) = H_i(\omega)H_i^*(\omega)S_x(\omega) = |H_i(\omega)|^2 S_x(\omega) \quad (1)$$

where $|H_i(\omega)|$ is the transfer function of the response, e.g., stress transfer function and the superscript * denotes a complex conjugate. The variance (zeroth moment) of a response spectrum is obtained by integrating the spectrum over all encounter frequencies, so obtaining

$$\sigma_c^2 = m_0 = \int_0^\infty S_y(\omega) d\omega = \int_0^\infty |H_i(\omega)|^2 S_x(\omega) d\omega \quad (2)$$

The variance (zeroth moment) of a response spectrum comprising four contributions can be determined according to [6]

$$\begin{aligned} \sigma_c^2 = m_0 &= \int_0^\infty S_y(\omega) d\omega = \sum_{i=1}^4 \int_0^\infty |H_i(\omega)|^2 S_x(\omega) d\omega \\ &+ \sum_{i=1}^4 \sum_{j=1}^4 \int_0^\infty H_i(\omega)H_j^*(\omega)S_x(\omega) d\omega \end{aligned} \quad (3)$$

Equation (3) can be reexpressed in terms of the variances and correlation coefficients ρ_{ij} of the different contributing components in the form

$$\sigma_c^2 = \sum_{i=1}^4 \sigma_i^2 + \sum_{i=1}^4 \sum_{j=1}^4 \rho_{ij} \sigma_i \sigma_j \quad (4)$$

where

$$\sigma_i^2 = \int_0^\infty |H_i(\omega)|^2 S_x(\omega) d\omega \quad (5)$$

and

$$\rho_{ij} = \frac{1}{\sigma_i \sigma_j} \int_0^\infty \text{Re}[H_i(\omega)H_j^*(\omega)]S_x(\omega) d\omega \quad (6)$$

Alternatively, ρ_{ij} can be expressed in the form

$$\rho_{ij} = \frac{1}{\sigma_i \sigma_j} \int_0^\infty |H_i(\omega)||H_j(\omega)|(\cos(\phi_j(\omega) - \phi_i(\omega))S_x(\omega) d\omega \quad (7)$$

where ϕ is the phase angle. Writing Eq. (4) explicitly, we have

$$\begin{aligned} \sigma_c^2 &= \sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 + \sigma_4^2 + 2\rho_{12}\sigma_1\sigma_2 + 2\rho_{13}\sigma_1\sigma_3 + 2\rho_{14}\sigma_1\sigma_4 \\ &+ 2\rho_{23}\sigma_2\sigma_3 + 2\rho_{24}\sigma_2\sigma_4 + 2\rho_{34}\sigma_3\sigma_4 \end{aligned} \quad (8)$$

Alternatively, by generalization of the equations and illustration given in Appendixes A and B, this can be recast as for the combinations of the transfer function in an entirely equivalent form

$$\sigma_c = \rho_{c1}\sigma_1 + \rho_{c2}\sigma_2 + \rho_{c3}\sigma_3 + \rho_{c4}\sigma_4 \quad (9)$$

where ρ_{c1} , ρ_{c2} , ρ_{c3} , and ρ_{c4} are the short-term combination factors. The above results can be generalized to include the direction of ship heading relative to predominant wave direction α and wave-spreading angle μ by using the following expressions:

$$\sigma_i^2(\alpha) = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_0^\infty |H_i(\omega, \alpha - \mu)|^2 S_x(\omega, \mu) d\omega d\mu \quad (10)$$

and

$$\begin{aligned} \rho_{cj}(\alpha) &= \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \frac{1}{\sigma_c \sigma_j} \int_0^\infty \text{Re}[H_c(\omega, \alpha - \mu) \\ &H_j^*(\omega, \alpha - \mu)]S_x(\omega, \mu) d\omega d\mu \end{aligned} \quad (11)$$

Since the heading angle is to be represented as uniformly distributed between 0 and 360 deg, the outer integral will be represented as a sum over the specified heading angles divided by number of wave-heading angles considered.

Thus far, the above discussion has been in reference to characteristic values and correlations for response to a single sea state characterized by a given spectrum. This is normally termed as the short-term response. During the course of its design life, the vessel will encounter a large number of spectra with different characteristic values of significant wave height and period and these will be encountered at a range of directions with respect to the vessel's forward speed. The vessel may also be loaded to different levels of draft for significant fractions of its design life.

Stress Combination Method for Long-Term Multiple Sea States

The long-term environment is characterized by a wave scatter diagram that specifies the relative numbers of each sea state that might be experienced over a long period and some rules for the distribution of headings of waves relative to the vessel and the portions of its life in each identified load condition between the waves and the ship. The combined stress associated with a long-term distribution of stress might be calculated from an equation similar in format to that derived for a short-term sea state, namely,

$$\sigma_c^* = C_1\sigma_1^* + C_2\sigma_2^* + C_3\sigma_3^* + C_4\sigma_4^* \quad (12)$$

which is generalized to incorporate four contributing components. Here, σ_c^* is the characteristic value of combined stress at some life-time (probability of exceedance level); σ_1^* , σ_2^* , σ_3^* , and σ_4^* are the characteristic value of the stress component 1 (due to vertical bending), stress component 2 (due to horizontal bending), stress component 3 (external wave pressure), stress component 4 (internal tank pressure), respectively, at the same probability of exceedance level. The long-term correlation coefficients C_1 , C_2 , C_3 , and C_4 are referred to as the stress combination factors for combining long-term responses. For example, C_1 is related to correlation co-

efficient between combined stress and component 1, and C_2 is related to correlation coefficient between combined stress and component 2. The procedure for determining the combination factors corresponding to a particular probability of exceedance across a combined scatter-diagram-heading distribution of sea states is described below.

For each entry in each scatter diagram for each heading, the zeroth moment of the (short-term) spectral response is determined. Also, we determine the second moment of the (short-term) spectral response, bearing in mind that this value is a function of wave encounter frequency. For the scatter diagram entry associated with each heading, significant wave height and zero-crossing period (of the waves) can be used to calculate the zero-crossing period of the response and hence the number of response cycles. We normalize these values by dividing by the total number of response cycles for all headings and scatter diagram entries.

The contribution that any one scatter-diagram-heading contribution makes to the long-term exceedance distribution of the response is then the sum of Rayleigh distributions multiplied by the normalized number of response cycles, so that the long-term probability that the response will exceed a particular value x is calculated from $\sum_k (n_k/n_{total}) p_k \exp(-x^2/2m_{0k})$, where the sum over k is over the entire set of scatter diagrams of significant wave height, zero-crossing wave period and heading contributions, n_k is the number of stress cycles that will be experienced for each scatter-diagram entry at each heading, n_{total} is the total number of cycles for the entire lifetime summed over all scatter diagram entries and headings, p_k is the probability of occurrence from the wave scatter table, and m_{0k} is the corresponding zeroth moment of the spectral response. The values of x_N that make this expression equal to 10^{-N} are those corresponding to this long-term probability of exceedance

$$\sum_k \frac{n_k}{n_{total}} p_k \exp\left(-\frac{x_N^2}{2m_{0k}}\right) = \frac{1}{10^N} \quad (13)$$

Once a value of x_N is determined, then substituting this value back into each separate term in the above summation and multiplying by $10^{(N+2)}$ gives the percentage contribution that each scatter-heading entry makes to the 10^{-N} level of exceedance probability. This procedure can be applied to the combined stress or any component stress to determine the relevant component probabilities at any exceedance level for each of the components.

The percentage component probabilities contributing to the combined stress (i.e., the right-hand side of Eq. (12)) have been applied as weighting factors to the calculated correlation coefficients to determine weighted average values of the correlation coefficient that apply to the responses at the specified level of exceedance. That is, the stress combination factor in the long-term sense can be obtained from

$$C_j = \sum_k w_k \rho_{cj}, \quad j = 1, 2, 3, 4 \quad (14)$$

where ρ_{cj} is the stress combination factor in the short-term sense (single sea state); w_k is the weighting factor to derive the stress combination factor in long-term sense, which can be expressed by

$$w_k = 10^N \frac{n_k}{n_{total}} p_k \exp\left(-\frac{x_N^2}{2m_{0k}}\right) \quad (15)$$

Though not as precise, the alternative expressions for the weighting factor

$$w_k = 10^N p_k \exp\left(-\frac{x_N^2}{2m_{0k}}\right) \quad (16)$$

may be used. It is found that there is no significant difference in the stress combination factors C_j between application of the two weighting methods. This will be discussed further in a following section. Finally, the right-hand side of the postulated Eq. (14) can

Table 1 Principal dimensions of 298,000 DWT class crude oil tanker

Length, B. P. (m)	316.0
Length, Scant. (m)	317.69
Breadth, Mld. (m)	60.0
Depth, Mld. (m)	29.7
Draught, Mld. (design) (m)	19.2
Block coeff. (full load)	0.810

be evaluated for any exceedance level for each component stress and the weighted averages of the combination factors as specified above.

Results and Discussions

The stress combination factors have been calculated for longitudinal stiffeners in midship tanks (cargo and ballast tanks) of a 298,300 DWT class crude oil tanker with two different loading conditions (full load and normal ballast). The principal dimensions of the subject vessel are summarized in Table 1.

Figure 1 shows the schematic sketch of the midship section with locations of longitudinal stiffeners for the subject vessel. First, the load transfer functions are obtained by a seakeeping analysis with unit amplitude waves for the combinations of loading conditions, wave headings, and wave frequencies. These calculations are performed using PRECAL [7], a three-dimensional panel code for analyzing the wave-induced motions and loads of the ship in six degrees of freedom. PRECAL has been developed based on linear wave-motion assumptions and a boundary element implementation of three-dimensional forward-speed diffraction-radiation theory. The real and imaginary values of vertical and horizontal bending moments, external wave pressure, and acceleration components at the center of gravity of the tanks are obtained. The load transfer function is then multiplied by the corresponding stress factor to obtain the stress transfer function. The transfer functions of the internal pressure are obtained from the acceleration components of the tank. The vessel speed used is 75% of the design speed, which is 11.25 kn. In present study, the prescribed scatter diagram of significant wave heights and wave periods is the IACS Recommendation No. 34 scatter diagram for trading in the North Atlantic. We use the Pierson-Moskowitz wave spectrum with a cosine-squared spreading function to represent a short-crested wave energy spectrum in the short-term calculations

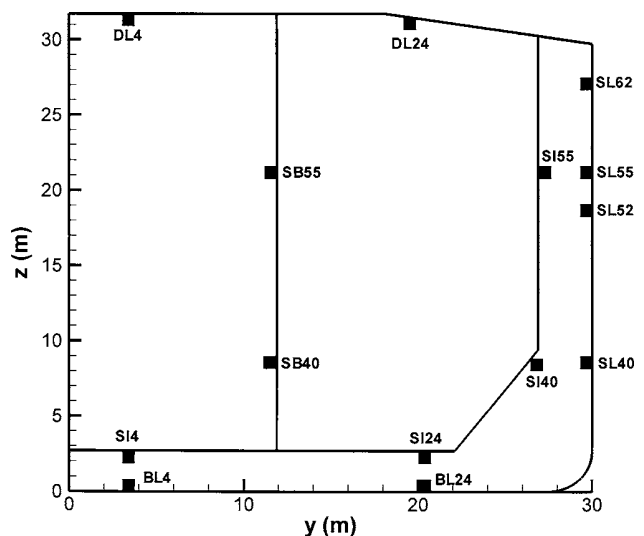


Fig. 1 Sketch of midship section with longitudinal locations for 298,300 DWT crude oil tanker

Table 2 Combination factors and long-term stress values for longitudinal stiffeners in full load condition

Member	σ_{VBM}	C_1	σ_{HBM}	C_2	σ_{PEX}	C_3	σ_{PIN}	C_4	σ_{TOT}
BL4	55.83	0.97	2.58	0.40	10.83	0.60	0	NA	61.86
BL24	55.83	0.87	15.47	0.56	23.26	0.41	0	NA	66.66
SL40	18.27	0.22	22.44	0.78	50.41	0.88	0	NA	65.82
SL52	28.00	0.20	22.49	0.63	56.73	0.93	0	NA	72.59
SL55	39.57	0.32	22.50	0.55	49.85	0.87	0	NA	68.40
SL62	66.56	0.59	22.61	0.31	47.25	0.65	0	NA	77.41
DL4	84.05	1.00	2.58	-0.33	0	NA	0	NA	83.33
DL24	81.16	1.00	14.81	-0.21	0	NA	0	NA	77.77
SI4	47.29	0.98	2.58	0.51	0	NA	18.69	-0.48	38.70
SI24	47.29	0.87	15.47	0.69	0	NA	20.02	-0.32	45.49
SI40	18.88	0.34	20.43	0.86	0	NA	21.20	0.42	32.87
SI55	39.57	0.77	20.85	0.15	0	NA	20.72	0.78	49.85
SB40	18.27	0.82	8.71	0.43	0	NA	14.07	0.52	26.08
SB55	39.57	0.90	8.77	-0.25	0	NA	23.90	0.19	37.83

and equal probability of occurrence of each heading in long-term calculations. Heading of the vessel relative to the waves is assumed to be uniformly distributed between 0 (following seas) and 360 deg with a 30 deg interval.

The stress combination factors and long-term extreme values of stresses at end longitudinal connections for the two different load conditions are obtained from direct calculations, as shown in Tables 2 and 3. All heading contributions are considered in the calculations. The probability of occurrence from the wave scatter table is used as the weighting factor (based on Eq. (16)) to calculate the stress combination factors. As can be seen in the Tables 2 and 3, the combination factors can be much different, even at the same longitudinal location, depending on loading conditions. Here, σ_{VBM} , σ_{HBM} , σ_{PEX} , σ_{PIN} , and σ_{TOT} are the long-term values of stress amplitudes, at the probability level of 10^{-4} due to vertical bending moment, horizontal bending moment, external wave pressure, internal tank pressure, and combined total, respectively. It should be noted that the unit of the stress values is in MPa.

Figure 2 shows the combination factor C_3 related to external wave pressure over wave scatter-diagram entry, i.e., significant wave height $H_{1/3}$ and average zero-crossing wave period T_z . The subject vessel is in ballast condition, the wave heading is 150 deg and the longitudinal SL40 investigated is on the outer-side shell. The results indicate that the combination factor C_3 is independent of the wave height and varies only with the zero-crossing wave period. It is seen in Fig. 3 that the stress combination factor C_3 is a function of wave heading and period. It is found that these observations are also valid for other combination factors C_1 , C_2 , and C_4 .

Figure 4 shows the comparison of the stress combination factor C_1 at the two different probability levels, i.e., 10^{-4} and 10^{-8} . The subject vessel is in full load condition and all wave-heading con-

tributions are considered. The probability of occurrence from the wave scatter table using Eq. (16) is used as the weighting factor. As can be seen in Fig. 4, the combination factors are not much different, depending on the selected probability levels. This observation is valid for all probability levels and similar to the one obtained from a different type of the load combination method as proposed in [8].

The dependence of the combination factor on the different weighting methods is also investigated. The subject vessel is in full load condition, and the probability level is 10^{-4} . The two different weighting methods are used to calculate the combination factor of the extreme value at the given probability of exceedance level; one is based on the number of stress cycles (denoted as "Response" using Eq. (15)), and the other is based on the probability of occurrence from the wave scatter table (denoted as "Wave" using Eq. (16)). As can be seen from the results of the combination factor C_1 in Fig. 5, the combination factors show no significant dependence on the selected weighting method.

Conclusions

A methodology for determining the stress combination factor for the fatigue analysis of ship structures is proposed. The methodology is based on the irregular wave approach that involves the short- and long-term direct calculations. The total stress at the specific structural location is expressed by linear summation of component stresses with the combination factors that consider the phase correlation between the component stress and the total stress. The formulation was mathematically proven to be exact in the short-term sense based on an assumption of a stationary ergodic narrow-banded Gaussian process. A generalization procedure for determining the combination factors of long-term ex-

Table 3 Combination factors and long-term stress values for longitudinal stiffeners in ballast condition

Member	σ_{VBM}	C_1	σ_{HBM}	C_2	σ_{PEX}	C_3	σ_{PIN}	C_4	σ_{TOT}
BL4	51.78	0.95	1.10	0.61	8.13	0.75	20.35	0.84	73.27
BL24	51.78	0.85	6.57	0.57	20.13	0.53	33.16	0.69	81.17
SL40	16.95	0.63	9.53	0.44	29.15	0.55	30.65	0.65	50.80
SL52	25.97	0.15	9.55	-0.02	0	NA	29.57	0.83	28.12
SL55	36.70	0.61	9.55	-0.28	0	NA	26.87	0.39	30.23
SL62	61.73	0.87	9.60	-0.52	0	NA	37.04	0.13	53.40
DL4	77.95	1.00	1.10	-0.65	0	NA	0	NA	77.37
DL24	75.27	1.00	6.29	-0.62	0	NA	0	NA	71.97
SI4	43.86	0.96	1.10	0.63	0	NA	15.10	0.86	55.99
SI24	43.86	0.90	6.57	0.61	0	NA	24.76	0.74	61.78
SI40	17.51	0.77	8.68	0.55	0	NA	26.69	0.80	39.52
SI55	36.70	0.86	8.85	-0.40	0	NA	20.73	-0.01	27.82
SB40	16.95	0.97	3.70	0.73	0	NA	0	NA	19.17
SB55	36.70	1.00	3.72	-0.61	0	NA	0	NA	34.76

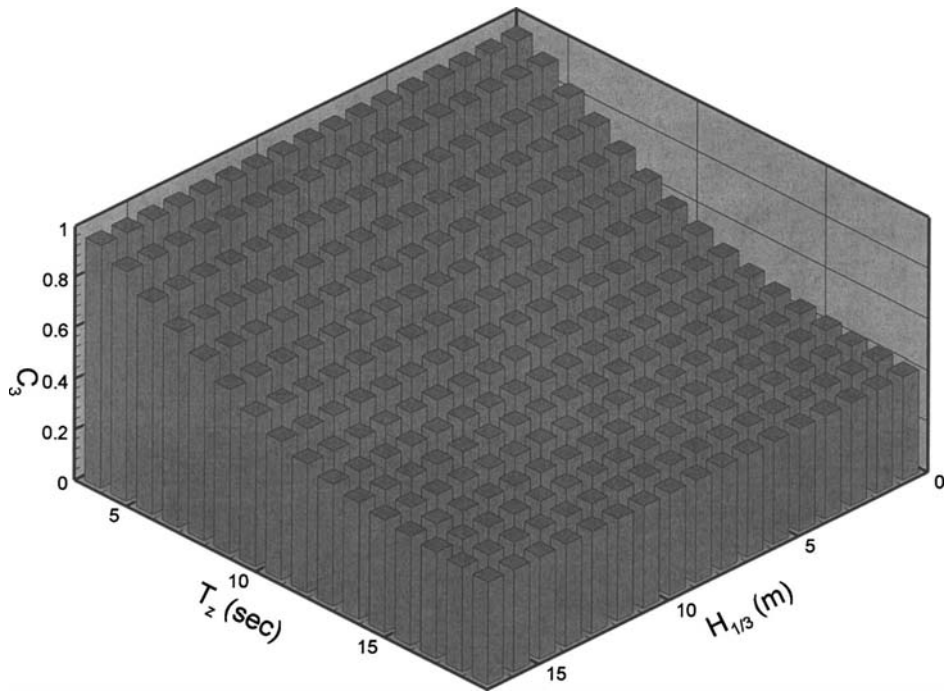


Fig. 2 Combination factor C_3 over wave scatter entry

treme values at the given probability of exceedance level was introduced. It is proposed to use the calculated percentage probability of contribution for each scatter diagram entry as a weighting factor to obtain an appropriately weighted value of the combination factors obtained in short-term sea states.

The direct calculations of the stress combination factors were then performed for end longitudinal connections in midship cargo and ballast tanks of a crude oil tanker in full load and ballast

conditions. The results show, in principle, that the combination factors strongly depend on structural location, cargo loading condition, wave heading, and average zero-crossing wave period. It is found that the combination factors for long-term responses in multiple sea states are not sensitive to the selected probability level and the weighting method.

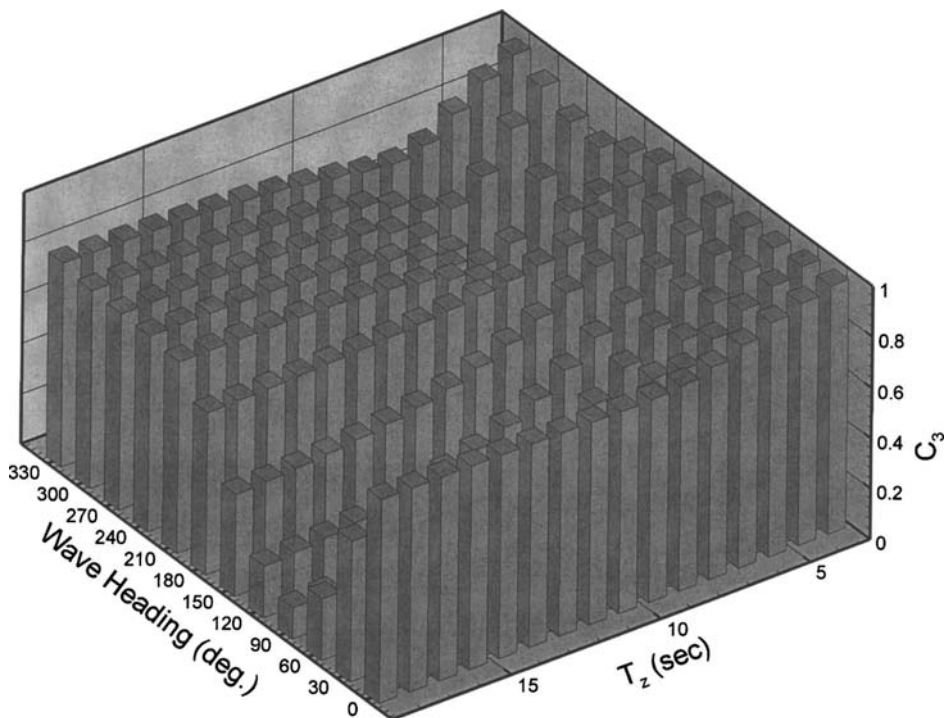


Fig. 3 Combination factor C_3 over wave heading and period

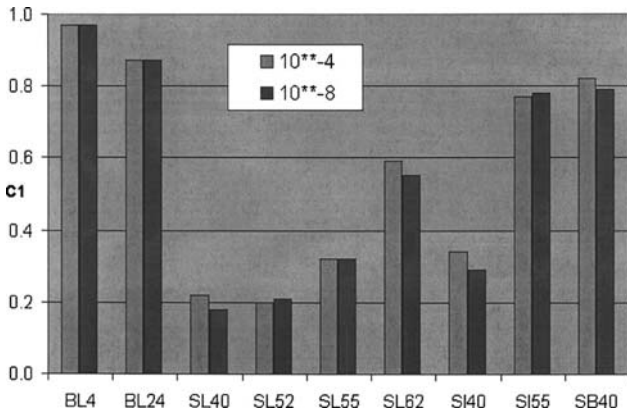


Fig. 4 Combination factor C_1 at probability levels 10^{-4} and 10^{-8}

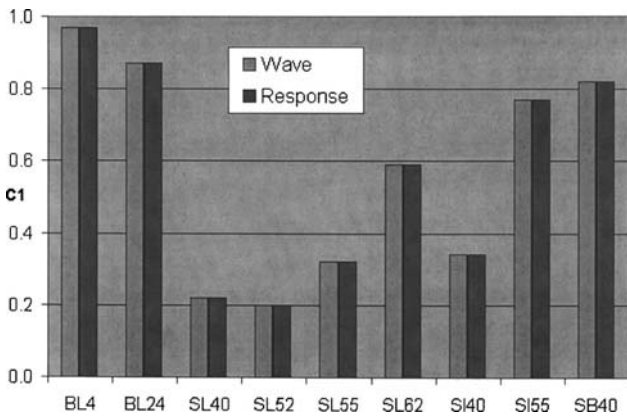


Fig. 5 Combination factor C_1 with different weighting methods

Acknowledgments

The authors would like to thank Dr. Xiaozhi Wang and Dr. Vadim Belenky at American Bureau of Shipping (ABS) for their helpful suggestions and discussions in performing this work.

Appendix A: Equivalence of the Two Expressions for Combination of Transfer Functions

Consider two transfer functions, H_1 and H_2 , and the combined transfer function H_c . The accompanying sketch, shown in Fig. 6, and the algebra below demonstrate the equivalence of the two expressions for combining transfer functions. The two expressions are as follows:

$$|H_c|^2 = |H_1|^2 + |H_2|^2 + 2|H_1||H_2|\cos(\phi_2 - \phi_1) \quad (A1)$$

which is the normal expression for the third side of a triangle, given two sides and an included angle. If the direction of the resultant is known, an alternative expression is possible

$$|H_c| = |H_1|\cos(\phi_c - \phi_1) + |H_2|\cos(\phi_c - \phi_2) \quad (A2)$$

Note that ϕ_c is a function of H_1 , H_2 , and H_c . Geometrically, the equivalence is intuitively self-evident. The first expression (A1) is the normal result of vector addition obtained according to a "parallelogram" construction, as in parallelogram of forces. The second expression (A2) is visualized as the components of each of the two vectors, H_1 and H_2 , resolved along the direction of the resultant. Since these are the only components that can contribute to the resultant, they must sum to the length of the resultant.

To demonstrate equivalence by algebra, express the cosines and sines of the angles involved in terms of the real parts A, the imaginary parts B, and the magnitudes. Then, expand the cosines in the second expression as follows:

$$\cos \phi_1 = A_1/|H_1|, \quad \sin \phi_1 = B_1/|H_1|$$

and similarly for H_2 and H_c

$$|H_c| = |H_1|\{A_c/|H_c| \cdot A_1/|H_1| + B_c/|H_c| \cdot B_1/|H_1|\} + |H_2| \times \{A_c/|H_c| \cdot A_2/|H_2| + B_c/|H_c| \cdot B_2/|H_2|\}$$

$$|H_c|^2 = A_c A_1 + B_c B_1 + A_c A_2 + B_c B_2$$

Substituting $A_c = A_1 + A_2$ and $B_c = B_1 + B_2$, we obtain

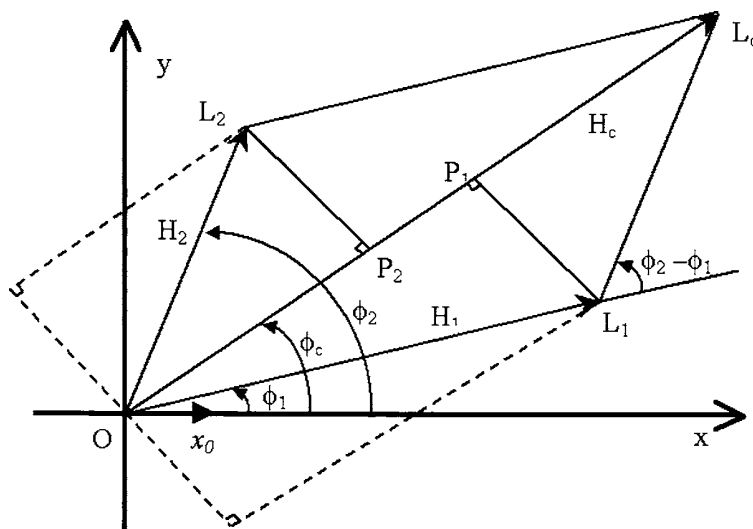


Fig. 6 Sketch for demonstration of equivalence of the two expressions for combining transfer functions

$$|H_c|^2 = |H_1|^2 + |H_2|^2 + 2(A_1A_2 + B_1B_2) = |H_1|^2 + |H_2|^2 + 2|H_1| \times |H_2| \cos(\phi_2 - \phi_1)$$

Similarly, for three components,

$$|H_c|^2 = |H_1|^2 + |H_2|^2 + |H_3|^2 + 2|H_1||H_2| \cos(\phi_2 - \phi_1) + 2|H_1| \times |H_3| \cos(\phi_3 - \phi_1) + 2|H_2||H_3| \cos(\phi_3 - \phi_2)$$

or

$$|H_c| = |H_1| \cos(\phi_c - \phi_1) + |H_2| \cos(\phi_c - \phi_2) + |H_3| \cos(\phi_c - \phi_3)$$

Note that these relationships apply to the transfer functions themselves, and that they are unchanged by multiplication, throughout, by a constant. They apply whether the transfer functions are being used on a deterministic signal to predict the output to a particular input time trace, such as a sinusoid of a particular frequency (in the simplest case), or to a spectral coordinate so that a spectral average value can be obtained.

Because a transfer function is frequency dependent, an identical set of relations will apply at each frequency. For any given spectrum, an average value can be obtained for any or all of the terms on the right-hand side of either equation. Note that it is the application of a spectrum that results in the loss of phase information, not the application of the above equations. Finally, note that each of the cosine terms can be cast as a correlation coefficient. Because in this case it is the common input of a wave train that causes the response, any lack of correlation among inputs or between an input and output signal is due to the phase shift caused by the transfer functions.

Appendix B: Alternative Forms for Combination of Transfer Functions

The equivalence of the two expressions for combining transfer functions can be illustrated with the aid of the vector representation of the transfer functions, as shown in Fig. 6. Here, x_0 represents a unit sinusoidal input, $x_0 \cos \omega t$. H_1 and H_2 represent transfer functions, and H_c is the transfer function obtained by combining H_1 and H_2 .

To combine H_1 and H_2 represent them as amplitudes, OL_1 , OL_2 , and phases, and then either

- i. Draw parallelogram $OL_1L_cL_2$, then apply triangle rule in O , L_1 , and L_c to give

$$(OL_c)^2 = |H_c|^2 = (OL_1)^2 + (L_1L_c)^2 + (OL_1)(L_1L_c) \cos(\phi_2 - \phi_1)$$

$$|H_c|^2 = |H_1|^2 + |H_2|^2 + |H_1||H_2| \cos(\phi_2 - \phi_1)$$

or

- ii. If ϕ_c can be determined, then draw perpendiculars from L_1 and L_2 onto OL_c ,

$$OL_c = OP_1 + OP_2$$

$$|H_c| = |H_1| \cos(\phi_c - \phi_1) + |H_2| \cos(\phi_c - \phi_2)$$

References

- [1] Liu, D., Spencer, J., Itoh, T., Kawachi, S., and Shigematsu, K., 1992, "Dynamic Load Approach in Tanker Design," *Soc. Nav. Archit. Mar. Eng., Trans.*, **100**, pp. 143–172.
- [2] Baarholm, G. S., and Moan, T., 2002, "Efficient Estimation of Extreme Long-Term Stresses by Considering a Combination of Longitudinal Bending Stresses," *J. Marine Sci. Technol.*, **6**(3), pp. 122–134.
- [3] Chen, Y. N., and Shin, Y. S., 1997, "Consideration of Loads for Fatigue Assessment of Ship Structures," *Proc. of Workshop and Symposium on the Prevention of Fracture in Ship Structure*, National Research Council, Washington DC.
- [4] Funaki, T., Kawabe, H., Hibi, S., Ito, A., Shimizu, H., and Nagata, S., 1996, "A Note on the Correlation Coefficient Between Wave Induced Stress" (in Japanese), *J. Soc. Nav. Archit. Japan*, **180**, pp. 575–589.
- [5] Kawabe, H., Hibi, S., Sasajima, H., and Mikami, K., 1997, "A Note on the Correlation Coefficient Between Wave Induced Stress (2nd Report): Correlation Coefficient of Stresses Between Longitudinal and Lateral Loads" (in Japanese), *J. Soc. Nav. Archit. Japan*, **182**, pp. 541–549.
- [6] Mansour, A. E., 1995, "Extreme Loads and Load Combinations," *J. Ship Res.*, **39**(1), pp. 53–61.
- [7] Maritime Research Institute Netherlands, 2002, *PRECAL V5.0 User's Guide*.
- [8] Naess, A., 1993, "Statistics of Combined Linear and Quadratic Springing Response of a TLP in Random Waves," *Proc. of 12th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Glasgow, Scotland, **2**, pp. 201–210.

Figure 1.

