大型コンテナ船に働くフレアスラミングに関する研究

技術研究所　松波亮樹

１．はじめに

コンテナ船や PCC などは運航速度が速く、船首部において大きなフレアを持つのが一般的である。荒天中を航行する際には海面との衝突によってこのフレア部に大きな衝撃圧が発生することが知られており、過去にいくつもの損傷が報告されている。

フレア衝撃圧を推定する方法としては、Wagner[11)] やChuang[16)] の方法が広く用いられているが、これらは 2 次元的な実験から得られた方法であるので実際の船舶に適用しても衝撃圧を精度良く推定することは難しいと言える。このようなことから過去に西部造船会技術研究会においてChuangの方法に実船の損傷実績から得られた修正を施した推定法[3)] が提案され良い実績を残している。

ところが、近年では船舶の大型化が進みコンテナ船では POST　PANAMAX と呼ばれる全長３００ｍ程のものも現れて来ているが、これらの船舶に西部の推定法を適用すると非現実的な程大きな荷重を算出する場合が発生してきた。これは、大型化に伴い船首のフレア角が過去の船舶にないほど大きくなってきたことが原因として考えられる。つまり、西部の推定法を導く際に用いられた船舶の損傷実績には近年見られるような大きなフレア角を持つ船舶が含まれていなかったため、それらの損傷実績から得られた修正係数が適用範囲を超えてきていることが考えられる。

このようなことから、実際に大きなフレア角を持つ船舶に働く衝撃荷重を調査するために POST　PANAMAX 型コンテナ船模型を用いた水槽実験、および就航中の船舶を対象とした実船計測を行なうこととした。さらに CFD シミュレーション計算を行うことで衝撃現象を詳細に検証した。これらの結果を用いて大型船に適用できる設計荷重の提案を行なうこととする。

２．現行規則

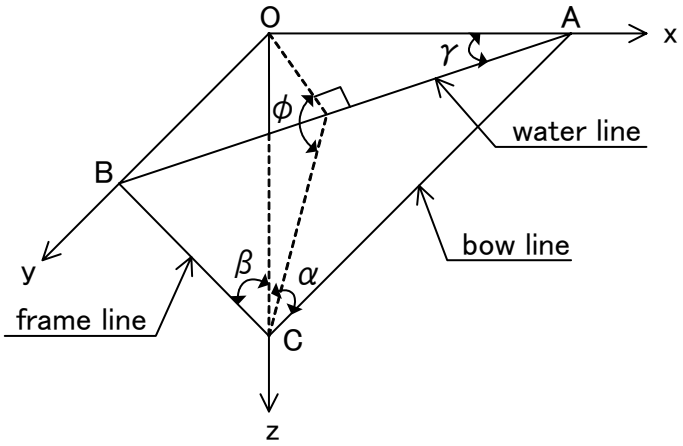
弊会では、フレアスラミングに対する設計荷重として西部の推定法を採用している。概要は以下の通りである。

$$P = \frac{1}{2}\rho C_e K\left(\frac{v_n}{\cos\beta_0}\right)^2 \qquad \cdots（１）$$

P	：設計荷重（等価静水圧）
ρ	：海水密度
C_e	：等価静水圧係数（過去の実験より）…構造応答修正
K	：衝撃圧係数（チャンの実験式より）
v_n	：船首外板上のパネルに垂直方向の相対速度
β_0	：船体表面と波面との衝撃相対角度（$\beta_0 = \phi + \phi_h^* - \phi_0$）

ϕ_h*　　：船体運動による船体傾斜角（損傷実績から逆算して導かれた算式）
ϕ　　：パネルと水平面のなす角度
ϕ_0　　：波の傾斜角（損傷実績から逆算して導かれた定数で 35deg.）

・衝撃圧検討範囲　　：SS9 より前方
・航行・海象条件　　：波向き＝向波
　　λ/L＝1.0
　　波高＝（λ/10.62）$^{3/4}$　…　Zimmermanの式
　　船速＝最大出力時の 70%



船体外板傾斜角度

現行規則によって算出される設計荷重の例を次に示す。

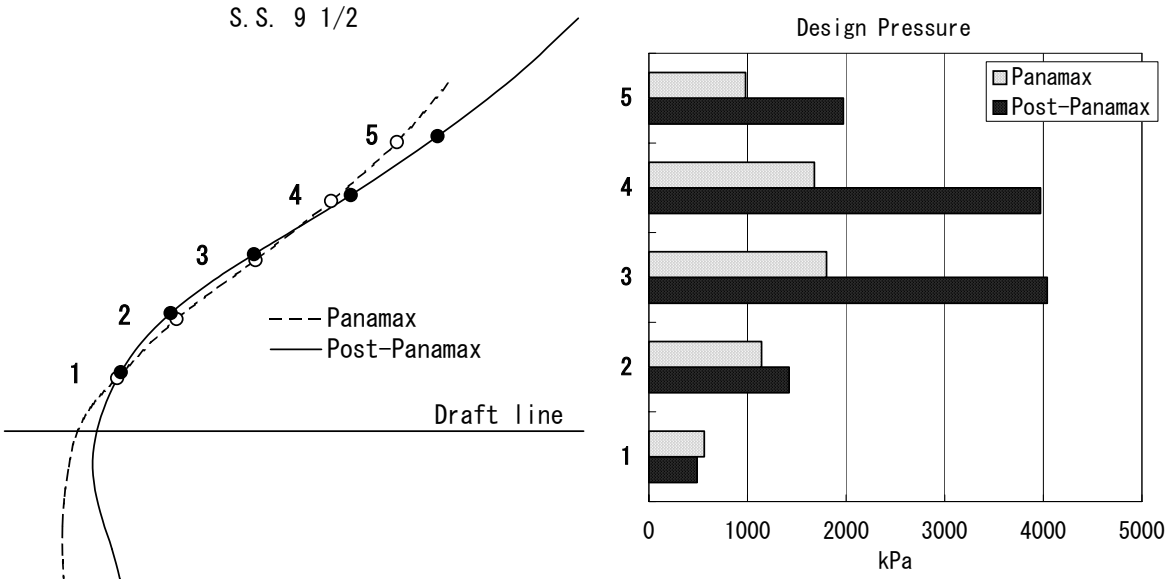


図１．PANAMAX および POST PANAMAX 型コンテナ船のフレアと現行規則による設計荷重

図１は１９８８年に建造されたPANAMAX、および２００３年に建造されたPOST PANAMAX型コンテナ船の横断面の一部と、それぞれに対する現行規則による設計荷重を示したものである。これによりフレア角（垂直軸からの傾き）の変化が設計荷重に大きく影響を与えていることが分かる。ここで、POST PANAMAX型コンテナ船のフレアはPANAMAX型のものと比べて大きくなり、フレア角も大きくなっていることが分かる。それにより、設計荷重は約４０００ｋPaとかなり大きなものになる。このように大きな設計荷重は過大であるとも考えられるため、現行規則による設計荷重の妥当性を検討する必要がある。そこで、水槽実験および実船計測を実施することとした。

３．水槽実験

実験は自航式[1)]（海上技術安全研究所、横浜国立大学との共同研究）、および曳航式（海上技術安全研究所、三菱重工との共同研究）で行なわれ、それぞれ規則波・不規則波、長波頂・短波頂など様々な条件の下で行なった。

３．１　供試模型

実験に使用した模型船は、最近の船型を参考にして海上技術安全研究所にて設計されたPOST PANAMAX型コンテナ船である。模型船および実船の主要目を表１に、Body Planを図２にそれぞれ示す。

表１．主要目

	Ship	Model
Lpp (m)	283.800	5.000
B (m)	42.800	0.754
D (m)	24.000	0.423
d (m)	14.000	0.247
Cb	0.629	0.629
Vs (knot)	0.431	24.500
Disp. (m^3)	107072.200	0.586
GM (m)	1.095	0.019
KG (m)	18.140	0.319
Kyy/Lpp	0.243	0.243

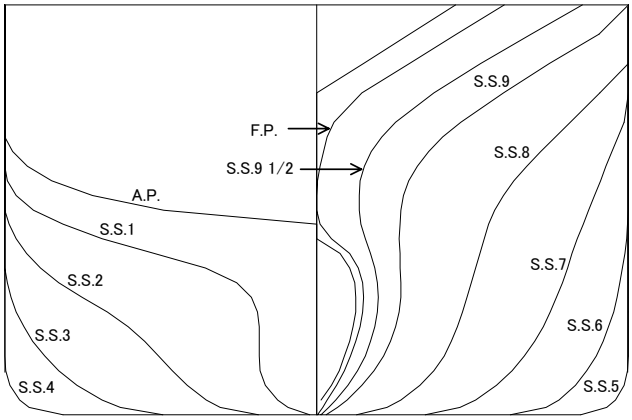


図２．Body Plan

３．２　計測項目

全ての実験に共通する計測項目は次の通り。

（１）船体運動　　Surge, Sway, Heave, Roll, Pitch, Yaw

（２）船首部加速度　　F.P.における上下・左右加速度

（３）相対水位変動　　Stem, S.S.9 1/2における水位変動

＊一部の実験では船体表面での水位変動も計測（図３参照）

（４）フレア衝撃圧　　右舷側（波上側）５点、正面１点

＊一部の実験では左舷側にパネルゲージ（鋼板に歪ゲージを貼り付けたもの）を取り付け、広範囲に働く衝撃圧も計測（図４、表２参照）

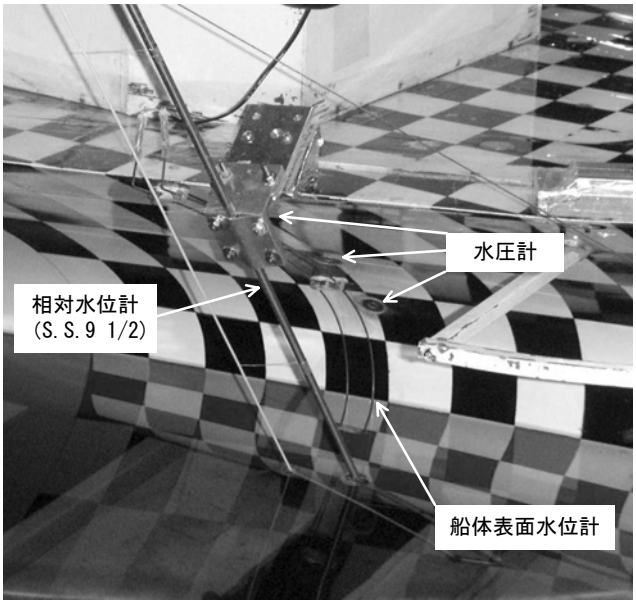


図３．船体表面水位計

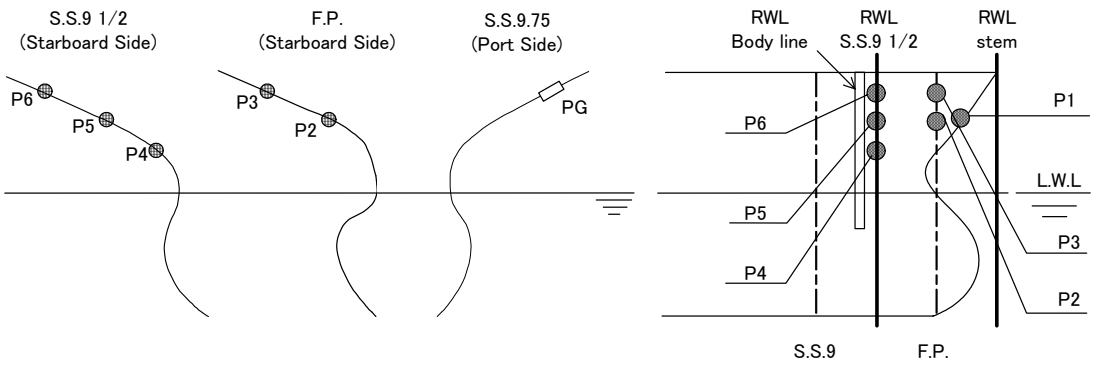


図４．フレア衝撃圧計測位置

表２．フレア衝撃圧計測位置パラメータ

	α(deg)	β(deg)	φ(deg)	γ(deg)	x(m)	z(m)
P1	38.00	90.00	52.00	90.00	146.27	8.50
P2	75.00	56.00	35.97	19.00	141.90	8.00
P3	72.00	58.00	35.16	26.00	141.90	11.00
P4	71.00	39.00	52.04	16.00	127.71	5.00
P5	77.00	55.50	35.94	19.00	127.71	8.00
P6	79.00	61.00	30.43	18.50	127.71	11.00
PG	79.00	59.50	31.81	20.00	134.81	10.00

３．３　実験条件

自航式および曳航式実験の実験条件を表３に示す。

表３．実験条件

規則波		
実験方法	自航式	曳航式
波高(m)	5, 9, 12, 14	3.5, 9, 15
出会い角(deg.)	30, 90, 135, 180	0, 30, 60, 90, 120, 150, 180
λ/L	0.4, 0.6, 0.7, 0.8, 1.0, 1.2, 1.5, 2.0	0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9, 1.0, 1.2, 1.6
船速(knot)	2.0, 20.0, 24.5	18.4, 24.5
Fn	0.02, 0.195, 0.239	0.179, 0.239

不規則波		
実験方法	自航式	曳航式
波種	長波頂	長波頂・短波頂
有義波高(m)	12	3.5, 7, 10, 12.5
出会い角(deg.)	135, 180	90, 120, 180
平均船速(knot)	24.5	18.4
Fn	0.239	0.179
スペクトラム	ISSC	ISSC

３．４　実験結果

１）規則波中実験

波高９ｍの規則波中、船速１８．４kt の曳航式実験で得られたフレア衝撃圧を図５に示す。

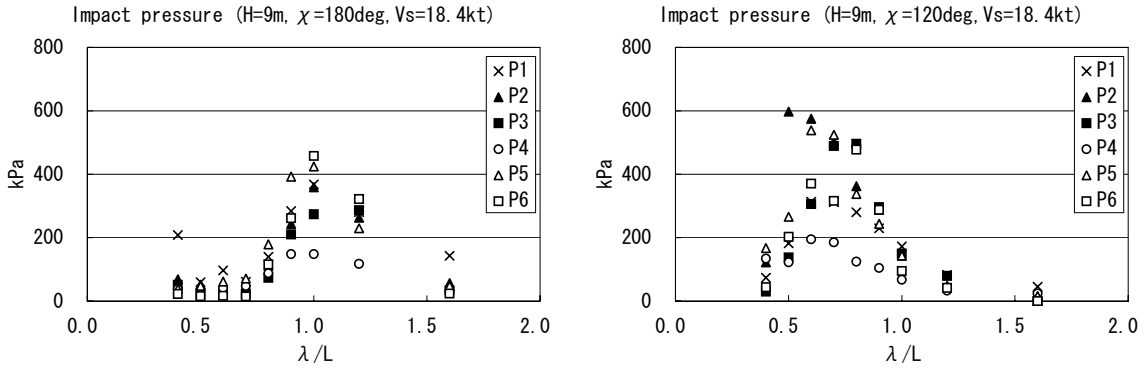


図５．波高９ｍ規則波中のフレア衝撃圧（実船スケール）

図５より、向波中ではλ/L＝1.0 近傍において大きな衝撃圧が発生していることが確認できる。従って、現行規則で想定している設計海象「向波中で波長が船長と等しいとき」は妥当であると考えられる。しかし、計測位置によっては向波中よりも斜向波中の方が衝撃圧が大きくなる場合があることもわかる。これはフレア側面において、向波中よりも斜向波中の方が外板と波面との相対角度が小さくなることが一因として考えられる。

次に、波高１５ｍの時の結果を図６に示す。波高が高くなったことで衝撃圧もかなり大きくなっているが、向波中でλ/L＝1.0 近傍で大きくなるという傾向は変わらない。ところが、計測位置毎に衝撃圧を見てみると波高が高くなることによって最大値を示す場所の傾向が変わっていることがわかる。向波中の P4 について見てみると、波高９ｍの時には他の計測点よりも小さい値を示していたが、１５ｍになるとどの計測点よりも大きな値を示していることがわかる。P4 のフレア角は他の計測点に比べて小さいため波高９ｍの時の結果が妥当であると思われるが、P4 は喫水線からの距離が最も近いという特徴もあるため波高１５ｍの時にはこのことが影響していると考えることもできる。これに関しては後ほど別途検討することとする。

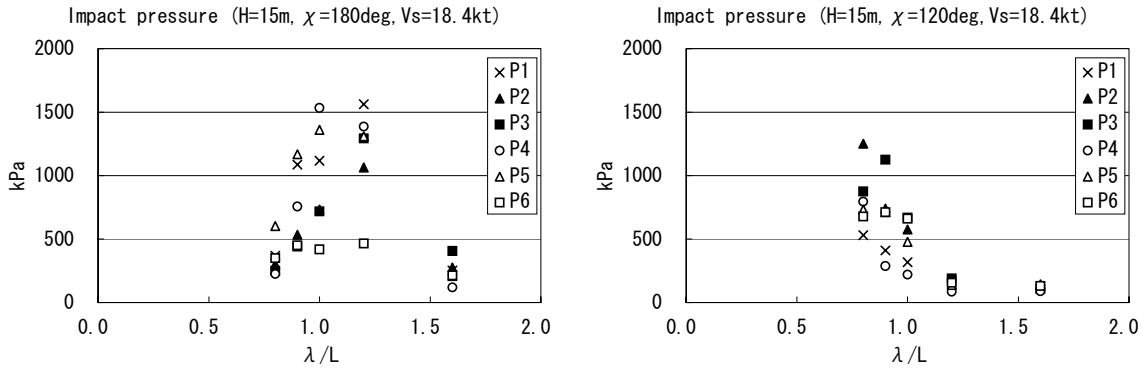


図６．波高１５ｍ規則波中のフレア衝撃圧（実船スケール）

次に規則波中、船速１８．４kt の曳航式実験で得られた縦揺れと船首部上下加速度を図７、８にそれぞれ示す。

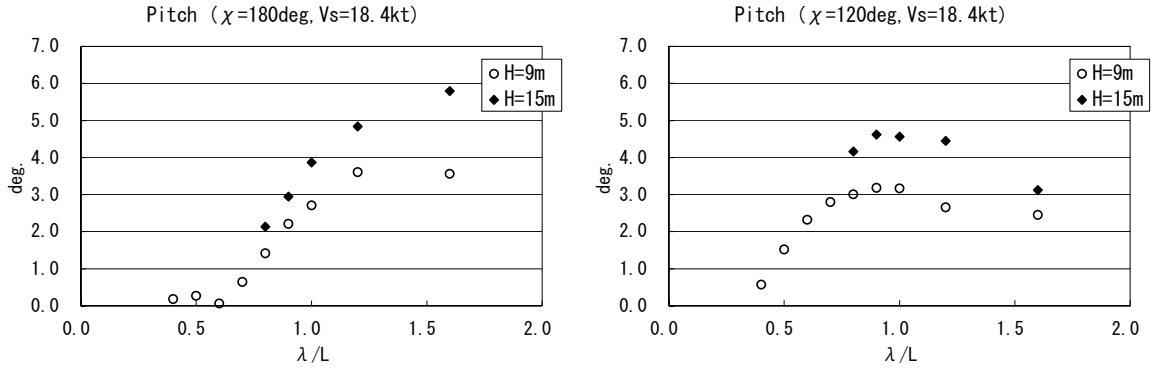


図７．規則波中の縦揺れ

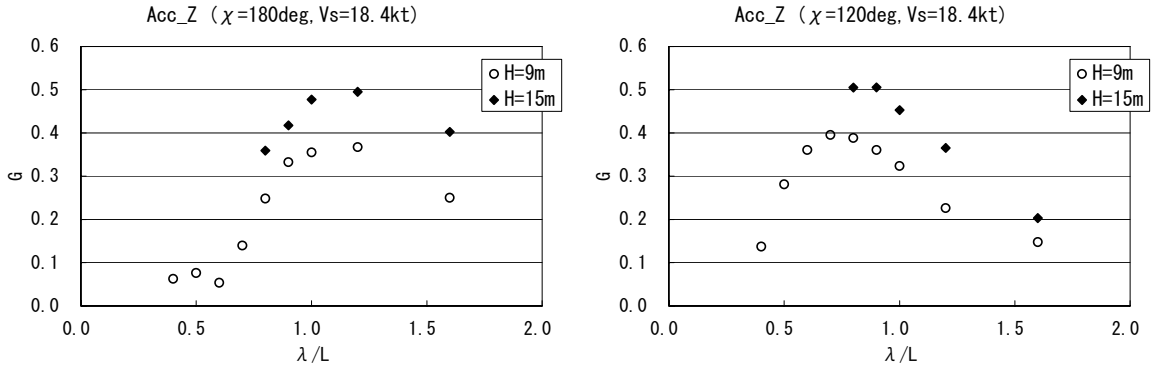


図８．規則波中の船首部上下加速度

これらの図よりフレア衝撃圧の大きさと、縦揺れもしくは上下加速度とは良い相関を示していることが分かる。従って、上下方向の相対速度が衝撃圧に大きく影響を与えていると言える。但し、短波頂域において、上下加速度は比較的小さいにもかかわらず向波中よりも斜向波中の方が大きな衝撃圧を示している場所も見られる。これは、斜向波中では外板と波面との相対角度が小さくなるということに加えて、横揺れによって相対角度が小さくなっているということが原因として考えられる。さらに上下方向の相対速度ではなく、波の進行速度および船の前進速度による水平方向の速度が衝撃に関与しているということも考えられる。不規則波中の実験結果を用いてこれらを調査することとする。

２）不規則波中実験

図９に有義波高７ｍの不規則波中、船速１８．４kt の曳航式実験で得られたフレア衝撃圧の超過確率を示す。同様に縦揺れおよび横揺れの超過確率を図１０に示す。

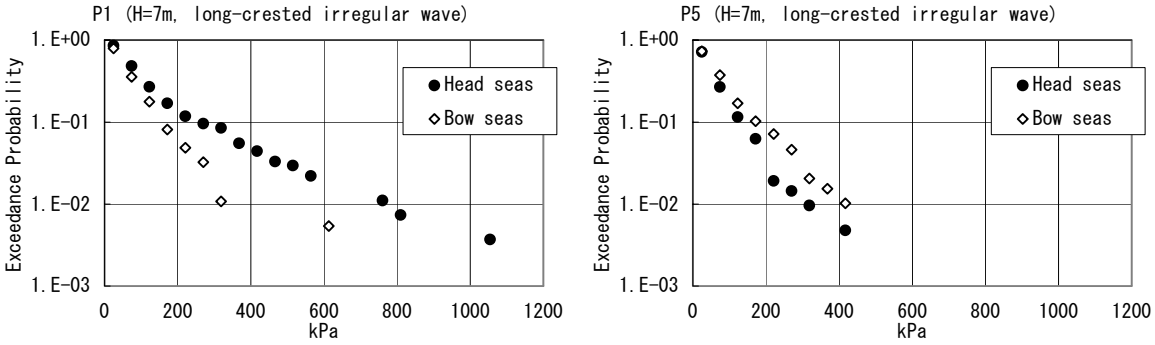


図９．フレア衝撃圧の超過確率（P1、P5）

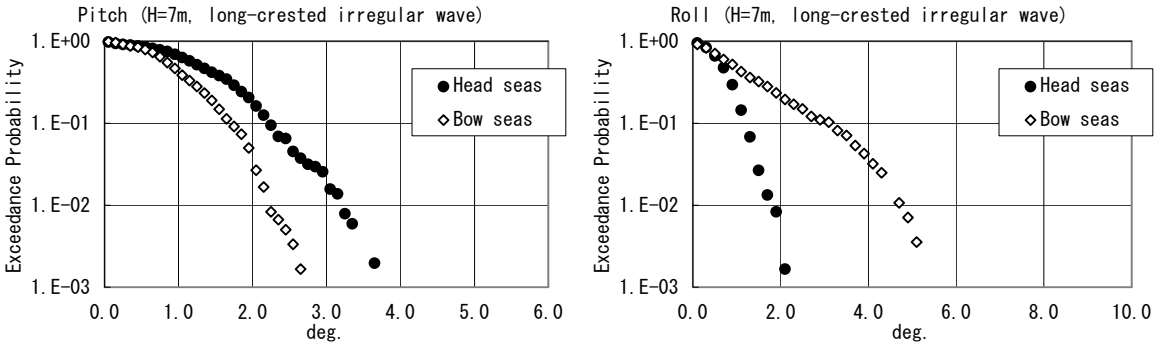


図１０．船体運動の超過確率（縦揺れ、横揺れ）

船首正面での衝撃圧 P1 に関しては、斜向波中よりも向波中の方が大きな衝撃圧を示している。これは向波中の方が縦揺れも大きくなっていることに加えて、水平方向の相対速度、衝撃相対角度ともに向波中の方が厳しい条件であるので妥当な結果といえる。一方、フレア部の衝撃圧 P5 に関しては、斜向波中の方が大きな衝撃圧となっており縦揺れの超過確率と逆の傾向を示している。このとき横揺れは斜向波の方が大きくなるので横揺れによって衝撃相対角が小さくなり、衝撃圧が大きくなっているのではないかと考えられる。ここで、衝撃圧が発生した瞬間の衝撃圧の大きさと縦揺れ角、および横揺れ角のグラフを図１１に示す。

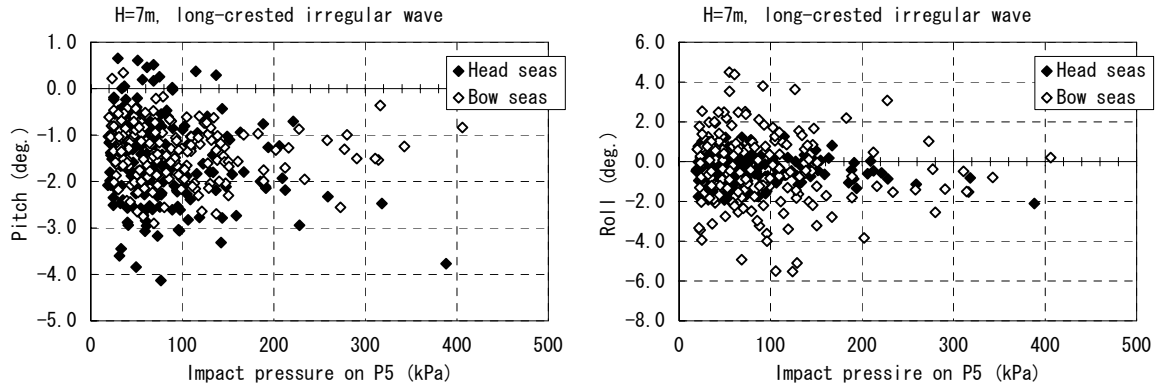


図１１．衝撃圧とその瞬間の縦揺れ角（船首上：正）・横揺れ角（左舷上：正）

この図より、斜向波中では横揺れは大きくなるものの大きな衝撃圧が発生する瞬間に波上側には傾斜しておらず、横揺れによって衝撃相対角が小さくなっているということは無かった。したがって、斜向波中に大きな衝撃圧が発生するのは横揺れによるものではなく、波との出会い角による衝撃相対角の減少と水平方向の速度成分の増加が原因といえる。

４．CFD シミュレーション

３．３において、大波高（１５ｍ）になると喫水線近傍において急激に大きな衝撃圧が発生することが示された。この現象は船底露出を伴うほど大きな船体運動が発生した場合に見られるものである。これを検証するために CFD シミュレーション計算を行なった。

計算の対象は実験に用いた模型船の S.S.9.5 横断面で、流体条件は一様流速 12m/ｓの平坦な流体が船底に衝突する場合を設定している。図１２にこのシミュレーションによる水面形状の変化の様子を示す。この図より、船底で衝突した流体が上方に行くに従って形を変化させ、フレアに到達するまでに傾斜角を有することが分かる。また、船底に衝突することにより作られた傾斜は上方に行くに従って急激に減少していることも確認出来る。

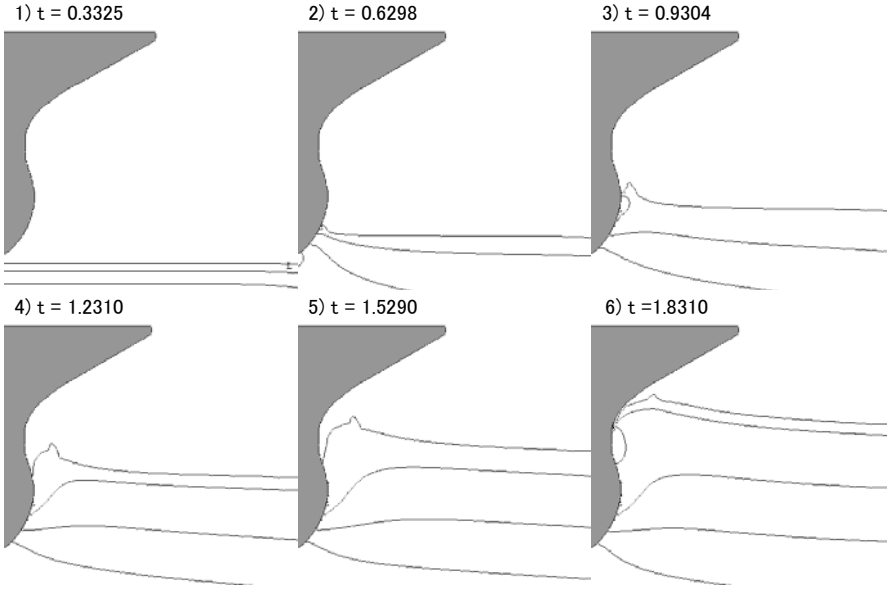


図１２．水面形状の変化の様子

ここで、水槽実験において衝撃圧を計測した点 P4、P5 に衝突する瞬間の流体の様子を図１３に示す。

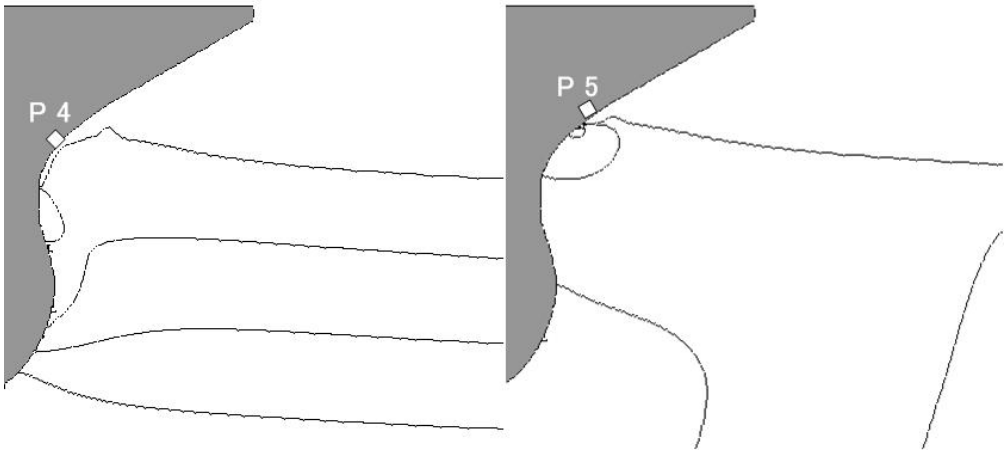


図１３．衝突の瞬間の様子（P4、P5）

この図より、計測点においても船底衝突に伴う波傾斜角の増加による影響があることが確認できる。特に喫水線近傍においてその影響が大きいことから、水槽実験において喫水線に最も近い計測点 P4 での衝撃圧が大きくなることも説明できると考えられる。

５．実船計測

模型水槽実験および CFD シミュレーションによってフレアスラミング衝撃圧の調査を行なったが、設計荷重を検討する上では実際の船舶における荷重も調査する必要がある。そこで、就航中の大型コンテナ船を対象として実船計測を行なうこととした。

５．１　実船計測概要

計測対象船の概要は以下の通りである。

船種　：POST PANAMAX コンテナ船（２００２年建造）
船長　：２８０ｍ
船幅　：　４０ｍ
喫水　：　１２ｍ
積載量　：６５００TEU
航路　：欧州航路（日本～スエズ運河～欧州）

計測項目はフレア衝撃圧に加えて、船体運動や船首部加速度、波高なども同時に計測した。また、計測システムは全自動であり、本船就航時から約２年間継続して実施した。バウフレア衝撃圧は合計８点で計測したが、このうち右舷側のバウスラスタールームにて計測した４点に関して計測位置を図１４に示す。

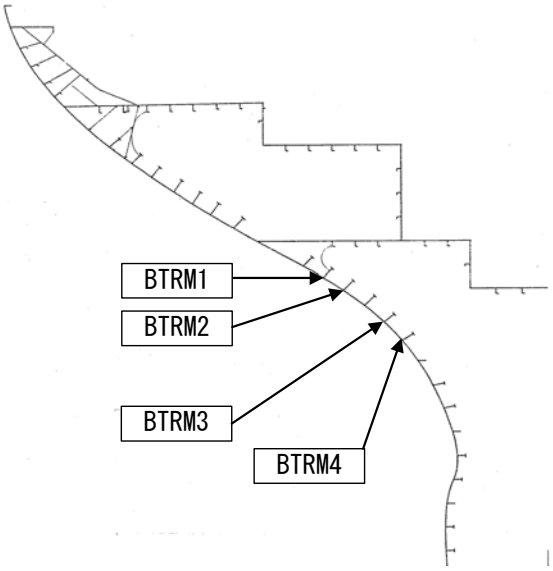


図１４．フレアスラミング計測位置（バウスラスタールーム）

５．２　計測結果

航海中に荒天に遭遇する状況としては、冬季のビスケー湾や地中海、および夏季の日本沿岸において台風に遭遇した場合などがあった。

ここで実際に計測された衝撃圧の時系列波形を図１５に示す。ここに示されたデータは、有義波高２．１m、出会い波向きは向波～斜向波、船速１９．７knot の状況で得られたものである。

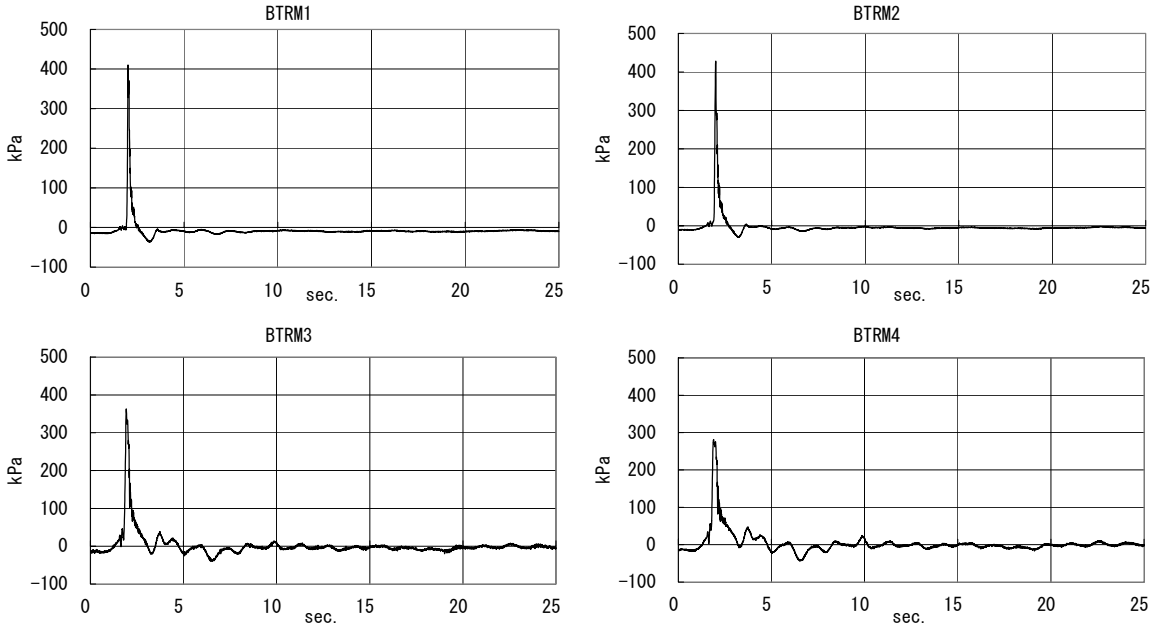


図１５．フレア衝撃圧波形の例（バウスラスタールーム）

この図より、衝撃圧はそれぞれ、

BTRM1　=　410kPa,　　BTRM2　=　428kPa

BTRM3 = 363kPa, BTRM4 = 281kPa

となっている。

ここで、NK 現行規則によるフレアスラミング設計荷重は次のようになる。

BTRM1 = 4076kPa, BTRM2 = 2542kPa

BTRM3 = 1732kPa, BTRM4 = 780kPa

NK 現行規則で想定している設計海象と、今回の計測時の海象は大きく異なるため両者を定量的に比較することは出来ない。そこで、両者をそれぞれの BTRM1 の値で除して、フレア角による変化の様子を図１６に示す。

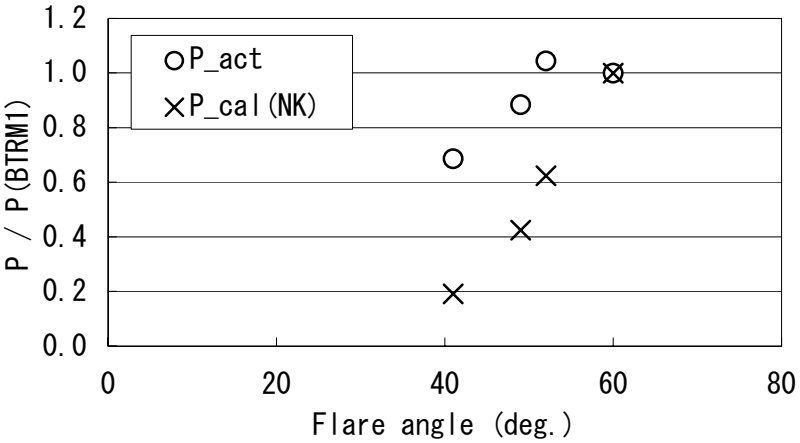


図１６．フレア角による衝撃圧の変化

この図より、両者ともフレア角の増大に伴って衝撃圧が増加するという傾向は確認できる。しかし、NK 現行規則による設計荷重はフレア角の小さい BTRM4 で BTRM1 の 19%程であるのに対し、計測値では 57%程となっており、NK 現行規則はフレア角の影響がかなり大きいことが確認できる。

６．新たな設計荷重

６．１　問題点の確認

水槽実験、CFD シミュレーション、実船計測などから明らかになったフレア衝撃圧の特徴と現行規則荷重の問題点は次の通りである。

①設計海象として向波中だけでは不十分な場合がある。

②船底衝突を伴う程の大波高中では、喫水線近傍においてかなり大きな衝撃圧が発生する場合がある。

③現行規則では、フレア角が小さい範囲では非常に小さく、大きい範囲では非常に大きく荷重を評価する場合がある。

①および③の荷重を小さく評価する原因としては、現行規則では上下方向の相対速度が支配

的な算式になっていることが考えられる。また、③の荷重を大きく評価する原因として、現行規則で用いている波傾斜角３５度という値が最近の大型船には適用できないのではないかと考えられる。つまり、この値は過去の損傷事例を逆算して得られたものであり、その損傷事例の中に最近の大型船が含まれていなかったということが原因として考えられる。

以上のことから現行規則に対して、波傾斜角の見直し、船底衝突による喫水線近傍での影響の考慮、水平方向の速度成分による衝撃圧の考慮が必要であると考えられる。

６．２　波傾斜角

水槽実験の結果を用いて波傾斜角を検討する。また、船底衝突による喫水線の影響はCFDシミュレーションによって船底衝突による波傾斜角の変化であることが確認できた[14]ので、これもあわせて検討することとする。

１）CFD による検討

船底衝突による波傾斜を理論的に導くことは難しいため、CFD シミュレーションによって検討する。まず、流速、バルブの大きさ、喫水部の船幅を変化させたいくつかのモデルで CFD シミュレーションを行い、それらの変化によってこの傾斜角がどのように変わるか検討する。
図１７のようにバルブ最大幅（水面下最大幅）W_b、喫水線部幅W_d、流速V_zを変化させて、フレアに衝突する直前の流体の傾斜ϕ_bを求める。
これをバルブ幅 3mとしたものと、喫水幅 0mとしたもので整理したものを図１８に示す。
これによると、船底衝突による波傾斜角ϕ_bはW_b、V_zの増加に伴って増加し、W_dの増加に伴って減少していることが分かる。

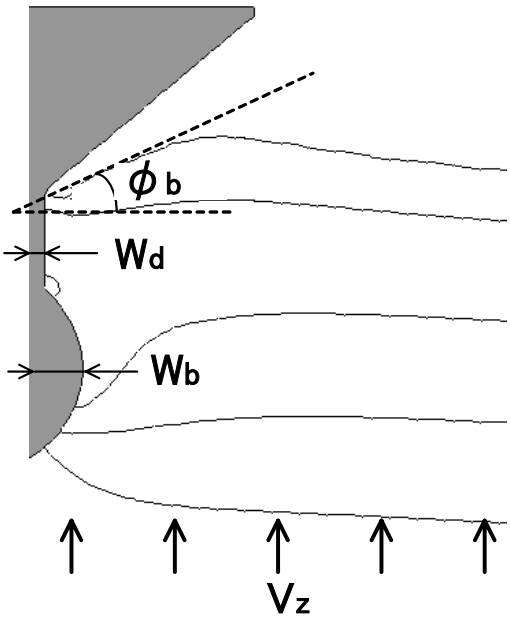


図１７．CFD model

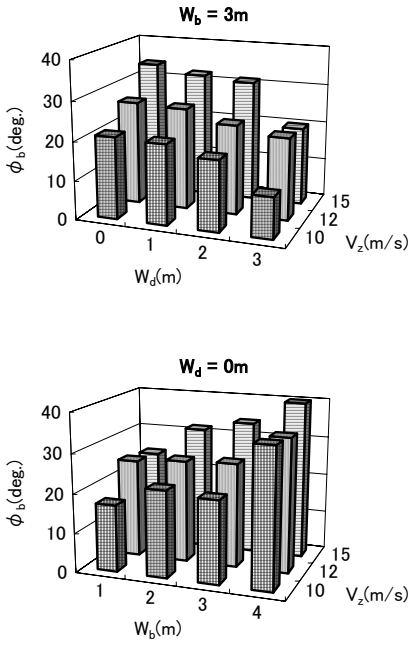


図１８．波傾斜角ϕ_bの変化

従って、これらのパラメータを用いて船底衝突による波傾斜角ϕ_bを次式で表すこととする。

$$\left.\begin{aligned}
\phi_b &= \tan^{-1}\{f(V_z)\cdot f(W_b)\cdot f(W_d)\} \\
f(V_z) &= \frac{V_z}{\sqrt{d\cdot g}} \\
f(W_b) &= \frac{3}{2}\left(\frac{W_b}{d}\right)+\frac{2}{7} \\
f(W_d) &= -\frac{1}{2}\left(\frac{W_d}{W_b}\right)^2+1
\end{aligned}\right\} \quad (2)$$

V_z：該当横断面での鉛直方向最大速度（m/s）

W_b：該当横断面での水面下最大幅（m）

W_d：該当横断面での喫水線における船幅（m）

d：喫水　（m）

g：重力加速度　（m/s^2）

CFD で求めた結果と（２）式による計算結果とを比較して図１９に示す。

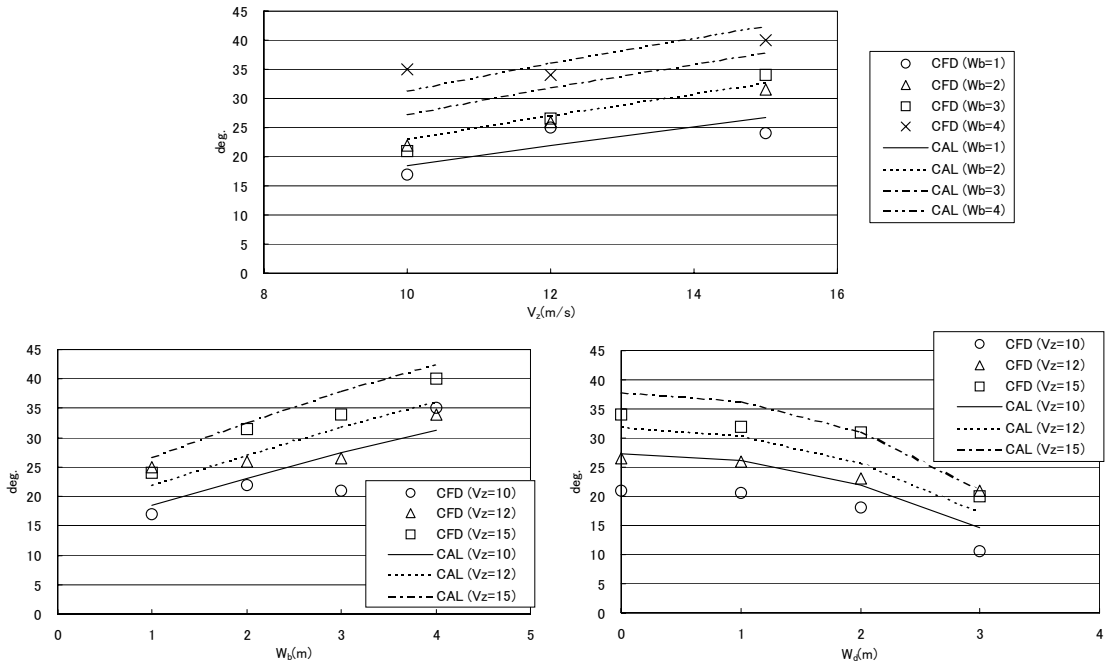


図１９．CFD の結果と（4.1）式による計算結果との比較

これより、（２）式は CFD による結果を良く表しているといえる。

さらにこの波傾斜角は、喫水近傍で最大となりそれより上方に行くに従って減少していることがシミュレーションの様子から確認できた。この影響に関しては水槽実験の結果を用いて検討することとする。

２）実験結果による検討

まず、実験で得られた衝撃圧を NK 規則算式によって逆算することで波傾斜角を求めることとする。この際、実験値は構造応答の影響を含まないので、これを考慮するために（１）式中の等価静水圧係数 Ce を 1.0 として計算した。また、船速に関しても荒天影響は考慮せず実験時の船速を用いて計算した。表４に大波高規則波中での自航試験で得られた衝撃圧を、表５にはその衝撃圧から逆算された衝突時の波傾斜角を示す。

表４．自航試験による衝撃圧（規則波中）

Hw(m)	χ(deg.)	λ/L	V(knot)	P1(kPa)	P2(kPa)	P3(kPa)	P4(kPa)	P5(kPa)	P6(kPa)
14	180	1.0	24.5	578	374	574	856	1024	650
14	180	1.2	24.5	715	525	629	1424	942	672
12	180	1.0	24.5	500	299	443	474	490	670
12	180	1.2	24.5	485	319	534	542	933	684
14	135	0.8	24.5	493	478	651	512	1040	719
14	135	1.0	24.5	591	405	588	381	338	525
12	135	0.8	24.5	400	425	490	362	613	495
12	135	1.0	24.5	815	296	369	277	489	474
14	180	1.0	20.0	545	399	668	1678	1233	685
14	180	1.2	20.0	774	737	811	1178	907	574
12	180	1.0	20.0	530	371	498	815	668	570
14	135	1.0	20.0	467	400	682	324	285	524
12	135	1.0	20.0	424	345	570	260	440	614

表５．衝撃圧に対応する波傾斜角

Hw(m)	χ(deg.)	λ/L	V(knot)	φ_P1(deg)	φ_P2(deg)	φ_P3(deg)	φ_P4(deg)	φ_P5(deg)	φ_P6(deg)
14	180	1.0	24.5	0.0	0.0	0.0	29.0	12.0	4.0
14	180	1.2	24.5	0.0	0.0	0.0	35.0	11.0	1.0
12	180	1.0	24.5	0.0	0.0	0.0	19.0	0.0	1.0
12	180	1.2	24.5	0.0	0.0	0.0	22.0	11.0	1.0
14	135	0.8	24.5	0.0	0.0	3.0	24.0	14.0	5.0
14	135	1.0	24.5	0.0	0.0	0.0	18.0	0.0	0.0
12	135	0.8	24.5	0.0	0.0	0.0	17.0	6.0	0.0
12	135	1.0	24.5	9.0	0.0	0.0	6.0	1.0	0.0
14	180	1.0	20.0	0.0	0.0	2.0	39.0	16.0	3.0
14	180	1.2	20.0	0.0	5.0	6.0	35.0	12.0	1.0
12	180	1.0	20.0	0.0	0.0	0.0	30.0	7.0	1.0
14	135	1.0	20.0	0.0	0.0	5.0	17.0	0.0	1.0
12	135	1.0	20.0	0.0	0.0	2.0	10.0	3.0	4.0

これらの表より、CFD シミュレーションで確認したように喫水線に近いところで波傾斜角は大きく、そこから上方に行くに従って小さくなることが確認できる。したがって、波傾斜角は喫水線からの距離に依存することが分かる。この喫水位置による影響を考慮した係数を C(z)として次式で与える。(但し、C(z)＜1)

$$C(z) = 2\left(1.0 - \frac{z}{d}\right)^2 \qquad （３）$$

z ：喫水からの距離（m）

d ：喫水（m）

（２）式と（３）式を組み合わせることにより、船底衝突によって生じる任意の場所における波傾斜角を次式で与えることとする。

$$\phi_1 = C(z)\cdot\phi_b \qquad (4)$$

（４）式による計算値と表５の値を図２０に示す。

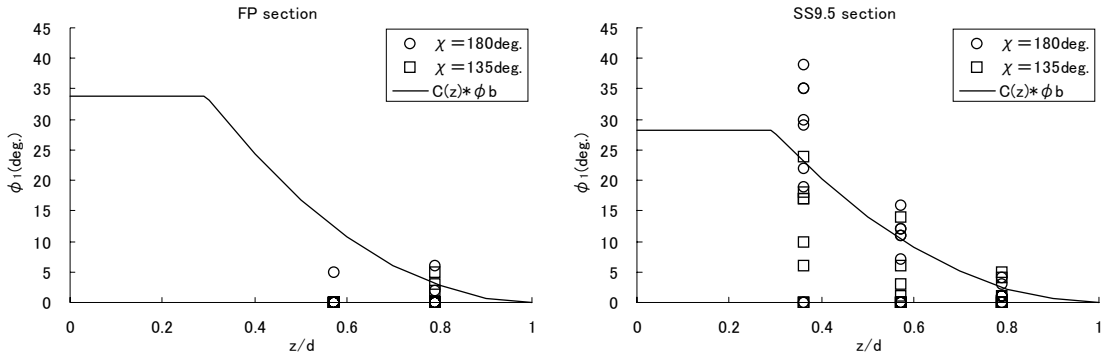


図２０．波傾斜角（簡易算式および実験解析結果）規則波・自航式実験

図より、（４）式は実験結果を良く表しているといえる。図２０の右図において計算値が実験値よりも小さくなるところが見られるが、他船への適用など一般性を考慮してこの値を用いることとする。以上より、船底衝突を伴うフレアスラミングを考慮するときはこの波傾斜角の簡易算式を用いることとする。

但し、船底衝突を伴わない場合は波自身の傾斜がそのままフレアスラミングに影響を与えていると考えられるため理論式による最大波傾斜角を下限値として与えることとする。ここでの波は、設定されている海象条件から、波長を船長とし、波高は最大波高を考慮するため設計波高の 1.9 倍とする。したがって、次の（５）式のように表すことが出来る。

$$\phi_2 = \frac{2\pi}{L}h_a \qquad h_a = \frac{(L/10.62)^{3/4}}{2}\times 1.9 \qquad (5)$$

以上より、設計荷重を求める際の波傾斜角は（４）式、あるいは（５）式のどちらか大きい方を用いることとする。ここで、（４）式はパラメータも多く煩雑な式になっているためこれを簡易化することを検討する。

３）波傾斜角簡易算式

（４）式を数隻の実船、および模型船に適用して求めた各断面における波傾斜角は、船尾に行くに従って減少していくという傾向を示すことがわかった。この傾向を示す簡易式を（６）式と定め、これと（２）式で求めた波傾斜角とを図２１に示す。

$$\phi_b = 50\frac{X}{L/2} - 15 \qquad (6)$$

但し、ϕ_b＜35deg.

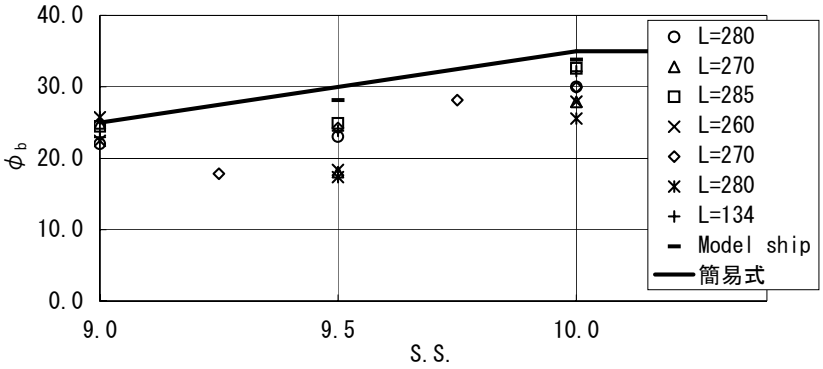


図２１．簡易式による波傾斜角

これより、（６）式は船底衝突による波傾斜角を良く表しているといえるので、これを（２）式の変わりに（４）式の値として与えることとする。

６．３　水平方向の速度成分による衝撃圧

現行規則で用いている衝撃圧はWagner理論によるものであり、物体と海面との垂直方向の相対速度と相対角度が支配的である。一方、水槽実験において斜向波中に船体上下運動を伴わずに発生した大きな衝撃圧は、垂直方向よりも水平方向の相対速度の方が支配的であったと考えられる。このような衝撃は防波堤に打ち寄せる波による衝撃[6) 7)]と同様に、水平方向の相対速度が支配的な衝撃だと考えられる。従って、水平方向の相対速度による衝撃圧を別途検討することとする。

同様な荷重として、過去に西部造船学会が提案した肥大船を対象としたバウフレアスラミング衝撃圧[2)]が挙げられる。その概略を次に示す。

$$P_2 = \frac{1}{2}\rho K_2 v_2^2 \left(\frac{150-\phi}{60}\right) \qquad (7)$$

$$v_2 = \frac{v_s \tan\beta + v_w\sqrt{\tan^2\alpha + \tan^2\beta}}{\sqrt{\tan^2\alpha + \tan^2\beta}} \qquad (8)$$

P_2　：砕波衝撃圧
ρ　：海水密度
K_2=4　：圧力係数（損傷実績から逆算して導かれた定数。）
v_2　：垂直壁とみなした船首外板と波の相対速度
ϕ　：パネルと水平面のなす角度
v_s　：船速（最大出力の 70%）
v_w=10.0　：砕波速度（損傷実績から逆算して導かれた定数。）

このうち過去の損傷実績から得られたK_2とv_wに関して再検討を行い、この荷重を水平方向の

相対速度による衝撃圧として採用することとする。

圧力係数に関しては実験で得られた衝撃圧を式（７）を用いて逆算することで求めることとする。この際使用する衝撃圧は、縦揺れが小さく上下方向の相対速度の影響が少ない時のものを用いる。また、波の速度としては進行波のエネルギー伝播速度として式（９）の群速度を用いることとする。

$$v_G = \frac{1}{2}\sqrt{\frac{g\lambda}{2\pi}} \qquad (9)$$

v_G ：群速度

λ ：波長

g ：重力加速度

以上のようにして得られた圧力係数を図２２に示す。逆算に用いた衝撃圧は、波高９ｍ規則波、λ/Lが０．４～０．７、出会い角が１２０°または１５０°で縦揺れ角が１．５°以下に得られたものである。

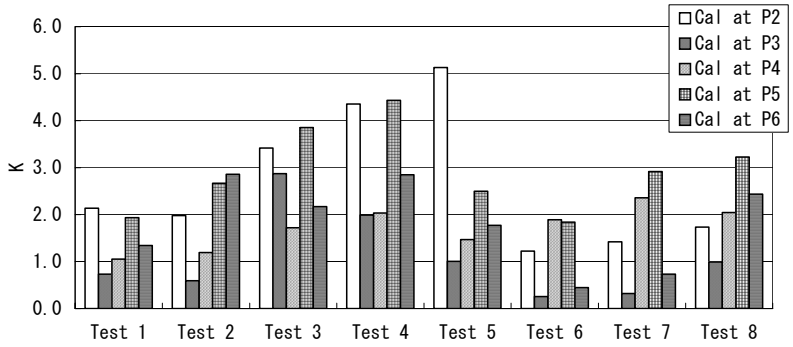


図２２．実験値より得られた圧力係数

図より圧力係数は衝撃性の強いところで３～５程度であることがわかる。そこで、設計基準としては圧力係数を５とし、波の速度として波長＝船長とした場合の群速度を用いることとする。

以上、波傾斜角簡易算式の導入と水平方向の相対速度による衝撃圧を追加し、新たな設計荷重として提案する。

６．４　設計荷重の確認

今回提案した設計荷重と NK 現行規則による荷重とを実船に適用した場合の設計荷重を図２３に示す。また、参考までに DNV の設計荷重も同時に示す。なお、対象とした実船は図１で示した POST PANAMAX 型コンテナ船であり、船長２８５ｍ、船幅４０ｍ、喫水１４ｍである。

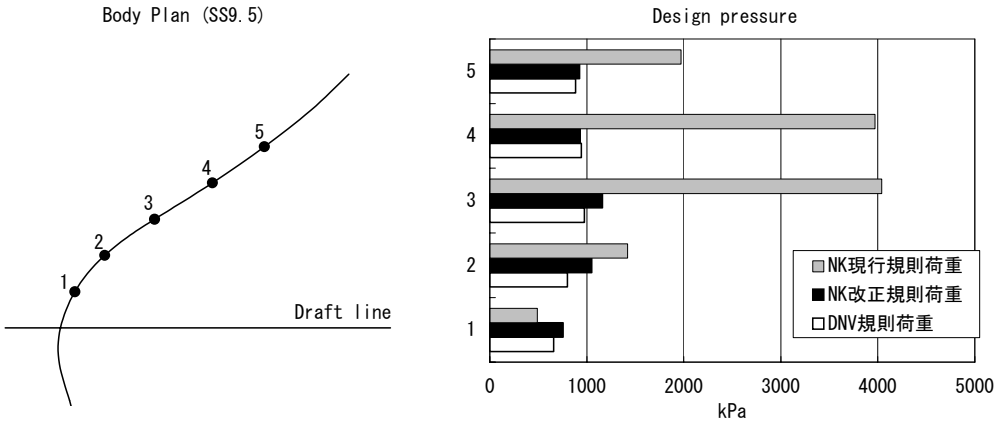


図２３．各設計荷重の比較

外板傾斜角が大きく非常に大きな荷重を示していた点に関しては、今回導入した波傾斜角簡易算式によって改善されたと思われる。一方、外板傾斜角が小さい点に関しては、水平方向の速度成分を考慮することにより、実現象に近い評価が出来ていると考えられる。

７．今後の方針

今回提案した設計荷重は、大型コンテナ船の水槽実験から得られた結果を元に現行規則算式を修正したものである。従って、コンテナ船に対しては適切な設計荷重が与えられることが期待されるが、PCC やタンカーなどの他船種に対しても同様に適用できるかどうかは検討する必要がある。また、バウフレア衝撃圧はかなり大きな圧力を生じる一方、その継続時間は非常に短く分布も局所的であることから、直接強度計算においてはそれらの特性を十分に把握し適切な荷重を設計荷重として与える必要がある。

謝辞

本研究においては、横浜国立大学・荒井誠教授、海上技術安全研究所・小川剛孝殿、株式会社商船三井殿、三菱重工業株式会社　長崎研究所殿、株式会社アイ・エイ・チアイ　マリンユナイテッド殿より多大なご協力、ご助言頂きました事を深く御礼申し上げます。

参考文献

１）　小川剛孝、松波亮樹他：大波高中における大型コンテナ船のフレアスラミングに関する研究（第 1 報）フレア衝撃圧の確率密度関数に関する検討、日本造船学会論文集第 192 号、平成 14 年 11 月

２）　西部造船学会技術研究会構造部会：船体の損傷に関する調査研究（4）―波浪による船首外板の損傷とその対策―、西部造船学会技術研究会研究報告　第 16 号、昭和 49 年 11 月

３）　西部造船学会技術研究会構造部会：船体の損傷に関する調査研究（5）―波浪による船首外板の損傷とその対策（2）―、西部造船学会技術研究会研究報告　第 18 号、昭和 62 年 9 月

４）　高木又男、新井信一：船舶・海洋構造物の耐波理論、成山堂書店、平成 8 年 1 月

５）　竹本博安、佐久間正明：船舶の波浪衝撃水圧簡易計算法について、西部造船学会会報第 101 号、平成 12 年 11 月

６）　林康造、服部昌太郎：孤立派の砕波とその波圧について、海岸工学講演会講演集　第 3 回、1956

７）　林康造、服部昌太郎：砕波の波圧について、海岸工学講演会講演集　第 4 回、1957

８）　村井謙二：コンテナ運搬船の船首部船側外板の損傷、日本海事協会誌 No.150、昭和 50 年 1 月

９）　山本善之他：高速コンテナ船のスラミングによる船首部損傷解析、日本造船学会論文集第 155 号、昭和 59 年 5 月

１０）　吉川孝男、川崎卓巳他：コンテナ船バウフレア部構造の衝撃荷重応答について、関西造船協会論文集第 236 号、平成 13 年 9 月

１１）　H. Wagner：Über Stoss-Gleitvorgänge an der Oberfläche von Flüssigkeiten, ZAMM, Vol.12, 1932

１２）　M. Arai, L.Y. Cheng, Y. Inoue：A Computing Method for the Analysis of Water Impact of Arbitrary Shaped Bodies, Journal of The Society of Naval Architects of Japan, Vol.176

１３）　O.M. Faltinsen：Water Entry of a Wedge with Finite Deadrise Angle, Journal of Ship Research, Vol.46, No.1, March 2002, pp.39-51

１４）　R. Matsunami, Y. Ogawa, M. Arai, and A. Kumano： Design Load Of Bow Flare Impact Pressures On Container Ship, Proceedings of the seventh International Conference on Fast Sea Transportation, FAST2003, October 2003

１５）　R. Matsunami, A. Kumano, Y. Ogawa, S. Mizokami：The Experimental Study On Bow Flare Slamming Of A Large Container Ship In Multi-directional Irregular Waves, Proceedings of the second International Maritime Conference on Design for Safety, October 2004

１６）　S.L. Chuang：Investigation of Impact of Rigid and Elastic Bodies with Water, Naval Ship Research and Development Center Report 3248, 1970

１７）　T.A. Waniewski, C.E. Brennen, F. Raichlen：Bow Wave Dynamics, Journal of Ship Research, Vol.46, No.1, March 2002, pp.1-15

１８）　Y. Ogawa, R. Matsunami, et al.： Estimation Method For Probability Density Function Of The Water Impact Pressure Of Post-Panamax Container Ship Due To Bow Flare Slamming, Proceedings of the seventh International Conference on Fast Sea Transportation, FAST2003, October 2003