

流木衝突力の実用的な評価式と変化特性

松富英夫

正会員 工博 秋田大学助教授 工学資源学部土木環境工学科 (〒010-0852 秋田市手形学園町1-1)

流木衝突力の実用的な評価式が提案されている。この評価式は、見かけの質量係数を検討するための水路実験、衝突力を検討するための空中での大規模実験と評価式の式形の理論的な考察の3つに基づいて導かれている。この評価式の有効性や衝突力の変化特性を総合的に検討するため、理論的な評価法も考案されている。この理論的な評価法は、衝突力の緩衝機能として構造物(被衝突物)の撓み、流木の塑性、回転角速度と内部エネルギー減衰を考慮し、最も簡単な弾塑性モデルに基づいており、構造物に任意角度で衝突する時の衝突力のほか、衝突力立ち上がり時間なども評価できるものとなっている。

Key Words: impulsive force of driftwoods, large scale experiments, elasto-plastic theory, tsunami, secondary disasters

1. まえがき

津波時の流木による二次災害が指摘されて久しい。

1995年の阪神淡路大震災以後、国や多くの自治体で地震はもとより、津波の被害想定の見直し調査が行われている。しかし、津波時の流木による被害はもちろんのこと、最も重要な人命被害についても確立した想定手法が存在せず、被害想定ができない状況にある。

流木による被害を論じるには、構造物(被衝突物)の移動や破壊の有無などを知る必要があり、流木衝突力の評価が第一義的に必要である。そして、流木衝突力に関する研究がこれまでも幾つか行われてきており、代表的なものに弾性波理論¹⁾と弾性理論²⁾に基づいたものがある。前者は、元々は衝突物として砕波水塊を対象としたものであるが、容易に流木と拡張解釈できるもので、構造物と衝突物の両方に弾性波が発生するとして衝突力を評価したものである。後者は、下端固定の円柱構造物を対象に、衝突力は静的に作用するとし、構造物のみに弾性撓みを考慮して衝突力を評価したものである。しかし、これらは、構造物と流木の間に挟まれる水の緩衝機能^{3)・4)}や流木衝突部の塑性化(流木の降伏応力(<構造物の降伏応力)を考慮することになり、考慮しない場合に比べて軟らかい流木を衝突させることに相当する)による緩衝機能⁵⁾などを考慮しておらず、実際よりもはるかに大きな衝突力を与える^{3)・5)}。運動量理論を拠り所

として、実験に基づいたものもあるが³⁾、最終的に使用するべき衝突力評価式が示されていないなど、検討の余地がある。著者も実験や理論に基づいた衝突力評価法を考案しているが、平均的な(危険側でない)衝突力を対象としている^{4)・6)}、式がやや複雑で実用的でない^{4)・6)}、適用条件に限られる^{4)・6)}、実験的な裏付けが不十分である^{5)・7)}、理論的な裏付けが不十分かつ衝突力評価式の係数を最終決定していない⁸⁾など、問題が残っている。

そこで、本研究は、見かけの質量係数(水の緩衝機能を含む)に関する水路実験、衝突力に関する空中での大規模実験と衝突力評価式の式形の理論的な考察を行い、簡便で実用的な衝突力評価式を提案するものである。合わせて、理論的な評価法も考案し、上記の簡便で実用的な評価式の有効性や衝突力の変化特性を総合的に検討するものである。

2. 実験

一部の実験データは公表済み^{4)・6)・8)}であるが、実験条件を増やす、衝突力の測定精度を検討するなどにより、新たな実験データが付加されている。

(1) 見かけの質量係数に関する実験

津波による流木の漂流形態は、①段波先端部の移動に伴う場合、②陸上遡上流れ(以下、サージと呼ぶ)先端

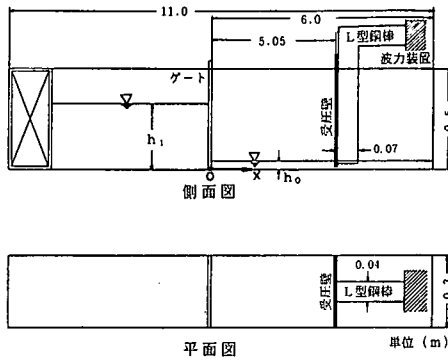


図-1 水路実験装置の概略

表-1 段波とサージの発生条件

	h_1 (cm)	h_0 (cm)
段波	35, 40, 45	1, 2
サージ	25, 40	0

表-2 流木諸元

D (cm)	L (cm)	L/D	W (gf)
4.8~12	38.4~160	8, 12, 16	305~8615

部の移動に伴う場合、③それらの背後にある、すなわち定常的な流れに伴う場合の三つに大別されよう。前二者での衝突力は急変不定流でのもので、水の緩衝機能、換言して見かけの質量係数が重要な要素となり⁴⁾、見かけの質量係数の実験的な検討が是非とも必要である。定常的な流れでの緩衝機能については、孤立構造物の場合に限られているが、実験および理論的な検討が行われており⁹⁾、その成果を利用すればよからう。

実験に使用した水路は高さ0.5m、幅0.3m、長さ11.0mの水平に設置された鋼製矩形水路で、下流側の10m部分は両面ガラス張りになっている。ガラスの片面には、段波、サージや流木などの挙動読み取りのため、5cm間隔のメッシュが刻まれている。段波とサージはゲート急開により発生させた。ゲートは手動の引き揚げ式で、厚さ12mmの塩化ビニール樹脂からできており、水路下流端から6mの所に位置している。ゲート下流側水深調節のため、水路下流端に取り外し可能な堰も取り付けた。実験装置の概略を図-1に示す。

段波とサージの発生条件を表-1に示す。表中、 h_1 と h_0 は各々初期ゲート上流側と下流側の静水深、太数字は本研究で新たに行った実験条件である。発生段波は全て移動跳水発生条件¹⁰⁾を満足するものである。

各実験において、流木は1本のみとした。段波やサージ遭遇前のその配置条件は、流木の長軸を流れ方向に向け、その重心位置に関してゲートからの距離 $x=2.55$ m

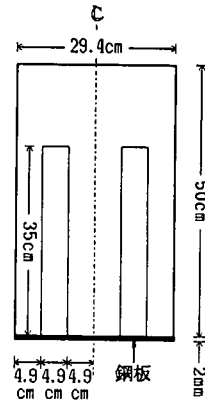


図-2 開度33%の縦スリット型受圧壁

の所に静置とした。段波やサージ遭遇後、この流木はほぼ長軸を流れ方向に向けたまま衝突した。この配置条件にした理由は、構造物の単位幅当りや局部的に最も大きな衝突力が働き得る、換言して構造物にとって最も危険という判断による。また、 $x=2.55$ mという比較的ゲートから離れた所に静置した理由は、できるだけ安定した段波を流木に遭遇させるためである¹⁰⁾。使用流木の諸元を表-2に示す。Dは流木径、Lは流木長、L/Dは細長比、Wは実験時の湿潤状態での流木重量である。樹種は全てラワンである。

衝突力の測定には、全力(波力+衝突力)のみ測定可能な自作の波力計を用いた¹¹⁾。この波力計はしっかりと固定されたL型鋼棒と受圧壁からなり、固有振動数は約42Hzで、受圧壁は取り替え可能となっている。鋼棒の諸元は断面40×70mm、水平部長さ330mm、鉛直部長さ970mmである。全力の測定原理は、防水ひずみゲージでL型鋼棒鉛直部のひずみを測定し、それを力に換算するというものである。波力計の測定精度がよいことは確認済みである¹²⁾。

衝突力の測定は $x=5.05$ mで行った。受圧壁には、今後設けられるであろう貯木場の木材流出防止工や防浪ピルなどが横に並んだ地域を想定して、開度(受圧壁の縦切り抜き幅/水路幅) $\lambda=2, 20, 33, 50, 70, 87\%$ 、厚さ10mmの亚克力樹脂板を用いた。ただし、開度87%の場合は波力計の受圧壁を固定するL型鋼棒の鉛直部そのもの(受圧幅40mm)、開度2%の場合は受圧壁幅を水路幅より少し狭くした連続壁である。その他の場合は下端から切り込みを入れた縦スリット型受圧壁で、分かれた下端は厚さ2mmの鋼板で連結した。一例として、開度33%のものを図-2に示す。この切り抜き部の配置パターンは全ての縦スリット型受圧壁と同じである。また、切り抜き部の上端は、段波やサージ衝突後の水面がそこまで達しない高さにした。

各ケース、有効な実験が10回となるまで実験を繰り返

表-3 実験条件

D (cm)	θ (°)	v_{Ao} (cm/s)	L/D	W (kgf)	樹種	備考
20	5	50~250	6~20 (0.25)	24~89	カラ松	
	10	100~250	" (")	29~118	"	
	15	"	" (")	32~110	"	
	20	100~200	8~14 (")	31~55	"	
30	5	50~200	6~14 (0.25)	84~253	カラ松	一部ラワン
	10	100~250	6~13 (")	66~208	ラワン	一部カラ松
	20	50~200	6~10 (0.25)	78~134	カラ松	

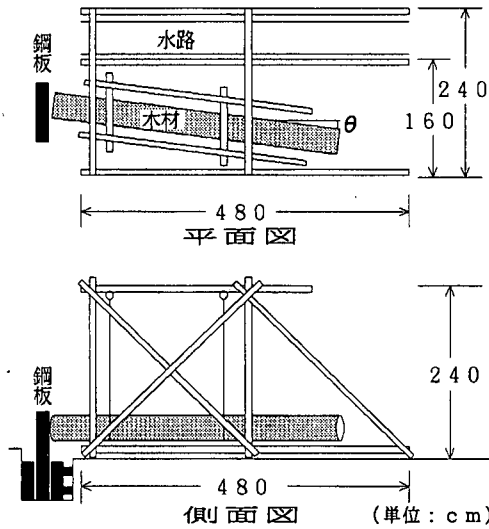


図-3 空中での流木衝突実験装置の概略

した。ここで、有効な実験とは、流木がその長軸を流れ方向に向けたまま受圧壁の中心、すなわち $\lambda=87\%$ の場合は鋼棒そのもの、他の λ の場合は直背後が鋼棒となっている受圧壁部分に衝突した場合を指す。

測定項目は全力の時間波形の他に、段波とサージの衝突前後の受圧壁近傍での挙動と水深、流木の衝突前後の受圧壁近傍での挙動と移動速度である。全力の経時変化の記録にはペン・レコーダを用いた。ペン・レコーダの公称の周波数応答性能は、ペンの振幅幅次第だが、50Hz程度である(レコーダの応答については後述)。ペン・レコーダにはロー・パス・フィルターを接続したが、その値は30Hzとした。その他の測定にはビデオ・システムを用いた。ビデオの解析には1/60秒まで読み取り可能なビデオ・モーション・アナライザーを用いた。

(2) 衝突力に関する実験

実験は、向き(以下、衝突角度と呼ぶ)が考慮でき、できるだけ正確な構造物との接触面積や現実に近い降伏応力(接触面積、換言して流木の大きさで異なる¹³⁾)を得るため、大規模な空中実験とし、次の手順で行った。

①足場パイプで檣を組む。

②細いワイヤーで檣に流木を水平に吊る。吊り方は流木前後部上面の2点でヒンジ吊りとし、その際に水平衝突角度 θ を考慮する。実際の流木は鉛直衝突角度も持ち得るが¹⁴⁾、衝突角度の影響は水平方向で代表させる(危険側を想定)。各ヒンジは流木移動方向と直交する方向にV字形に張られたワイヤーに結ばれているため、流木移動中に衝突角度が変わることはほとんどない。

③流木をしっかりと固定された鋼板(構造物を想定)に対して垂直に引き離すように引っ張る。

④引っ張りを解除して鋼板に衝突させる。

実験装置の概略を図-3に示す。

使用流木の諸元と衝突条件を表-3に示す。表中、 v_{Ao} は目標とした衝突速度で、そのきざみ幅は基本的に50cm/s、Wは実験時の気乾状態での流木重量、太数字は衝突力の測定精度を検討するために新たに行った実験条件、

()内の数値は細長比のきざみ幅である。樹種は一部がラワンで、大半がカラ松である。本研究では、構造物にとって危険側を想定した時の衝突力評価式を導くが、衝突力が最も大きいと思われる衝突角度が零の時の実験を行っていない。理由は、①理論の適用範囲外である(後述)、②流木切断面が完全な平面でなく、流木長軸と垂直でもないため、接触面が衝突角度を持った場合と同じ状況になり、接触面積が不正確である、③衝突角度が小さい時、衝突力は衝突角度にほとんど依存しないと思われることなどによる。

衝突力の評価は、前節と同様、鋼板のひずみを測定することで行った。その鋼板は、堅固なコンクリート製の溝に据え、前後の隙間に鋼板と同幅・同厚の背丈の低い別の鋼板を各々3枚と2枚入れて、前側の四隅を豆ジャッキで固定した(図-3参照)。片持ち部となった鋼板の諸元は厚さ7cm、幅25cm、高さ50cmで、流木の衝突高さは固定端から32cmである。衝突力のキャリブレーションは、鋼板と堅固なコンクリート製の連続壁の間に秤量1tfの吊り秤とチェーン・ブロックを配置し、それらを互いにワイヤーで繋ぎ、チェーン・ブロックを巻くことで行った。その際、流木の衝突位置、吊り秤とチェーン・ブロックの位置が同一水平直線上となるように、吊り秤とチェーン・ブロックは台座上に置いた。このキャリブレーションは実験日ごと、実験開始前と終了後の2回行った。ただし、実験では衝突力が4.5tf程度に達するものまで行っており、キャリブレーションの範囲(0.2tfごと、1tfまで)が狭いことを断っておく。

測定項目は流木の衝突力波形 $F(t)$ の他に、衝突前後の移動速度、衝突による鋼板との最大接触面積である。

図-4に衝突力波形の模式図と衝突力 F_m (以下では最大衝突力とも呼ぶ)、衝突力立ち上がり時間 t_r と衝突力作用時間 t_f の定義を示す。

衝突力の経時変化の記録には、全実験の1/3程度はデジタル・オシロ・レコーダ、残りは既述のペン・レコー

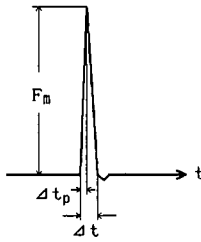


図-4 F_m , Δt_p と Δt の定義

ダを用いた。デジタル・オシロ・レコーダの公称の周波数応答性能は20kHzである。上記の1/3程度の実験は衝突力測定精度を検討するためのもので、ロー・パス・フィルター値を30Hzと100Hzの二種類にして、同時測定を行った。残りの実験は30Hzのみで測定を行った。

移動速度の評価は上方からのストロボ撮影に基づく写真判定法によった。そのため、長さスケールを衝突高さに水平に設置し、写真にそれが写るようにした。また、移動速度や移動方向が判定し易いように、流木先端部の上面に目印を付けた。ストロボの閃光開始には赤外センサー・スイッチ（鋼板の35cm手前に設置）、発光回数の調節（衝突前2回、衝突後2回の計4回）にはシグナル・コントローラを用いた。衝突速度の調節は流木の背後への引っ張り距離で行った。

最大接触面積の評価は、衝突により流木の塑性変形した部分をトレスリング・ペーパーにトレースし、それをプランメータで計測する方法で行った。

3. 実験結果とその考察

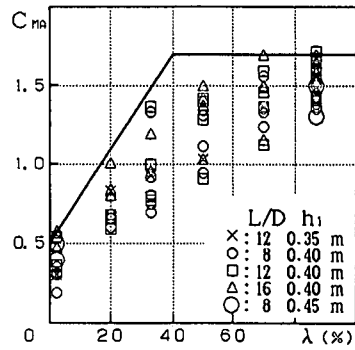
(1) 見かけの質量係数

受圧壁の開度 λ による見かけの質量係数 C_{MA} ($=1 +$ 見かけの付加質量係数) の変化を図-5(a)と(b)に示す。図中の各実験値は10回の平均で、見かけの質量係数は次式から評価されている。

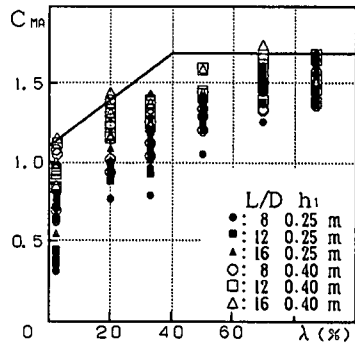
$$\int_0^{\Delta t} F(t) dt = C_{MA} M v_{A0} \quad (1)$$

ここで、 M は実験時の湿潤状態での流木質量、 v_{A0} は流木衝突直前での流木後端部、 $L > 46.4$ cmの場合は受圧壁から約50cm上流での流木先端部の水平移動速度であり、左辺の力積は全力の時間波形において流木の衝突に起因した三角形部分⁴⁾をプランメータで計測することで評価した。

流木の移動速度として、本来ならば構造物近傍での過渡現象の影響を受けた流況でのものを採用すべきであろう¹⁴⁾。にもかかわらず上記を選んだ理由は、①現状では、現象変化が激しい構造物近傍を除いた流れ場での平均的な水理量のみが予め推定可能である、②この移動速



(a) 段波



(b) サージ

図-5 開度による見かけの質量係数の変化

度は構造物近傍での過渡現象の影響を受けていないことなどによる。以上が C_{MA} を見かけの質量係数と呼ぶ所以である。

流木の移動速度が各段波や各サージに応じたものになっているかどうかの検討も重要である。例えば、加速段階の移動速度の違いによっては、構造物にとって危険側を想定したことはならないからである。段波の場合について、流木の流下距離が1m異なる時の移動速度を比較したところ(図-5(a)の実験データは流下距離が短い方のもの)、流下距離の短い方が平均的に3%程度遅いだけで、本実験の移動速度はほぼ各段波や各サージに応じたものになっていると判断された。

図-5(a)と(b)によると、実験値に散らばりが見られるが、細長比に関する規則性はあまり認められない。見かけの質量係数が段波波高と段波下流の静水深の比、段波波高と流木径の比、サージの水深(初期ゲート上流側水深ごとに決められる水深で、衝突直前の種々な諸元を有する流木の重心での水深の平均値)と流木径の比にほとんど依存しないことは確認済みである^{4), 6)}。この散らばりの理由として、流木が段波やサージに遭遇する時のちょっとした条件の違いに起因する段波やサージ先端

から流木位置までの距離のばらつきが考えられる。また、 λ が小さい時、 C_{MA} が1以下、すなわち見かけの付加質量係数が負となる実験値が多く存在している。これは、 λ が小さくなるにつれて、受圧壁衝突後に上方へ投げ出される流体の緩衝機能⁴⁾が大きくなり、衝突力や力積が小さくなるためである。

図-5(a)と(b)中の実線は構造物にとって危険側を想定した時の実験直線で、段波の場合は、

$$C_{MA}=1.7 \quad \lambda \geq 40\% \quad (2a)$$

$$=0.03\lambda + 0.5 \quad \lambda < 40\% \quad (2b)$$

サージの場合は、

$$C_{MA}=1.7 \quad \lambda \geq 40\% \quad (3a)$$

$$=0.015\lambda + 1.1 \quad \lambda < 40\% \quad (3b)$$

$\lambda = 100\%$ の時、見かけの質量係数は本来の質量係数と解釈される。段波とサージ共に、その値は約1.7である。 $\lambda < 40\%$ の時、サージの見かけの質量係数は段波のそれより大きい。これは、例えば流木の諸元と移動速度が同じ時、流れ先端での水位と時・空間的な水位変化率はサージの方が小さく、受圧壁衝突後に上方へ投げ出される流体の緩衝機能も小さいと予想されることから、理解できることである。

本研究は簡便で実用的、かつ構造物にとって危険側を想定した時の衝突力評価式の提案を目指している。そこで、開度による見かけの質量係数の変化は考慮せず、一律に段波とサージでは1.7、定常流では後藤ら⁹⁾の結果である1.9を採用することにする。よって、本研究で最終的に使用する見かけの質量係数は本来の質量係数とも解釈されるものである。

(2) 衝突力の測定精度の検討

ここでは、2.(2)節の衝突力実験を例に取り上げ、衝突力測定用の固定鋼板(以下、測定系と呼ぶ)を1自由度振動系と考えて、衝突力測定値の有効性を検討する。

一般に、測定系出力の測定は、雑音除去などのため、ロー・パス・フィルターを通して行う。そのフィルター値を100Hzと30Hzにした時の衝突力の時間波形例(同時測定)を図-6(a)と(b)に示す。ここで、波形の表示時間は0.2s(最小目盛は0.005s)で、衝突力は下向きが正(図-6(a)の縦変位の1目盛の値は図-6(b)のその2.5倍)である。図によると、100Hzの波形には明瞭な減衰固有振動が認められる。30Hzの波形にも、振幅は小さいが、ほぼ同周期の減衰固有振動が認められる。これらの振動数 f_n は約83Hzで、この時の測定系の固有振動周期 T_n は0.012s程度と判断される。ここで、この時と断ったのは、衝突力の大きさ(流木径と言ってもよい)や鋼板を固定した豆ジャッキの締め度などで、減衰固有振動数が変化したからである。図-7に流木径ごとの減衰固有振動数の出現率を示す。図によると、D=

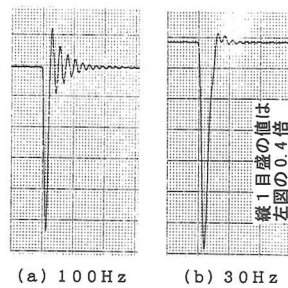


図-6 衝突力の時間波形例 (D=0.3m)

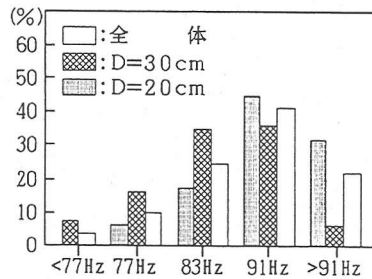


図-7 減衰固有振動数の出現率

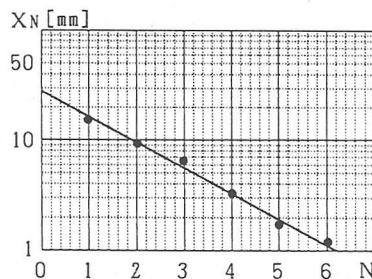


図-8 測定系の減衰定数例

30cmの方が低振動数である。これは、D=20cmの場合に比べて、衝突力が一般に大きいため、衝突中や衝突後の測定系の固定状態に差が出たためと思われる(4.(4).f項参照)。

フィルター値100Hzで測定したものは、測定閾値(=100Hz)が測定系の固有振動数(=83Hz)よりも大きいので、測定系の減衰固有振動を正確に捕らえていると思われる。この測定条件での代表的な減衰固有振動(図-6(a)に示したもの)の全振幅 X_N の経時変化例を図-8に示す。ここで、Nは減衰固有振動の順位である。図から、測定系の減衰定数は約0.08程度と判断される¹⁵⁾。

衝突力波形 $F(t)$ は前傾三角パルスか対称三角パルスのどちらかとみなされよう。前傾三角パルスとして、以下に述べる方法で衝突力作用時間 Δt の計算を行って見たところ、実験値に比べてかなり短めに評価され、実験値の説明ができなかった。よって、衝突力波形は対称三角パルスとみなされる。

表-4 対称三角パルスが作用した時の測定値と作用値

Δt (s)	$f_n=83\text{Hz}$				$f_n=30\text{Hz}$			A/B
	$\Delta t_c/\Delta t$	$\Delta t_{p,c}/\Delta t$	Δt_c (s)	$F_{m,c}/F_m=A$	$\Delta t_c/\Delta t$	$F_{m,c}/F_m=B$		
0.012	1.03	0.70	0.0124	1.366	1.94	0.749	1.824	
0.013	1.00	0.67	0.0130	1.354	1.84	0.796	1.701	
*0.014	0.96	0.65	0.0134	1.337	1.74	0.840	1.592	
0.015	0.94	0.63	0.0141	1.313	1.66	0.882	1.489	
0.016	0.92	0.61	0.0147	1.284	1.60	0.925	1.388	
0.017	0.91	0.60	0.0155	1.252	1.54	0.957	1.308	
0.018	0.90	0.59	0.0162	1.217	1.49	0.987	1.233	
0.019	0.90	0.58	0.0171	1.182	1.44	1.014	1.166	
0.020	0.90	0.57	0.0180	1.146	1.39	1.038	1.104	
0.021	0.91	0.56	0.0191	1.111	1.34	1.059	1.049	

1 自由度振動系に対称三角パルスが作用した時の測定系出力は合田が示している¹⁵⁾。合田の理論において、測定系の固有振動数と減衰定数を83Hzと0.08（実際）、30Hzと0.22（フィルター値30Hzでの測定を想定。測定系は2段振動系で、2次振動系が支配的¹⁵⁾、衝突力は30Hz以上の成分が卓越し、フィルターは30Hzより高い成分を急激にカットすると考える。減衰定数は測定系の構造、材質と質量が前者と同じとして換算）にした時の測定最大衝突力 $F_{m,c}$ と最大衝突力 F_m の比などの計算例を表-4に示す。表中、 Δt_c は測定衝突力作用時間、 $\Delta t_{p,c}$ は測定衝突力立ち上がり時間である。

フィルター値100Hzで測定した Δt_c は、図-6(a)に示した例で0.0135 s程度である。そこで、表-4中の Δt_c 欄からこの作用時間に最も近いもの（下線部）を探すと、 $\Delta t_c = 0.014\text{ s}$ ($> T_n = 0.012\text{ s}$)であり、これがこの例での真の衝突力作用時間と推定される。ただし、ここでの真とは測定系を固有振動数を持った1自由度振動系と考えてのもので、これは以下でも同じである。

この時の83Hzと30Hzの測定最大衝突力を見ると、83Hzの方は真の最大衝突力の1.34倍程度、30Hzの方はその0.84倍程度を示しており、30Hzの方が真値に近い。この大小関係の傾向は実験結果（図-6(a)と(b)参照）と定性的に一致している。

D=30cmの他の減衰固有振動数やD=20cmの場合についても検討を行った。その結果、30Hzの測定値の方がほぼ全ての場合で真値に近く、全体では真値の0.62~1.02倍（平均0.74倍）の間に分布することが判った。また、D=30cmの場合（平均0.81倍）に比べて、20cmの場合が小さめ（平均0.71倍）であることも判った。

以上の検討結果から、本研究では30Hzの測定データを用いて衝突力評価式を検討する。この検討は、データを無次元量表示した段階で、データの上限を見出す方向で行えば、有効と思われる。一方、衝突力立ち上がり時間に関しては、100Hzの測定でさえも3割程度長めに出力され（表-4において、 $\Delta t_{p,c}/\Delta t = 0.65 = 0.5 + 0.15$ であり、0.15ほど長め）、本測定系の出力値そのままでは、その議論はできない。

2. (1)節の測定系についても同様な検討を行った。そ

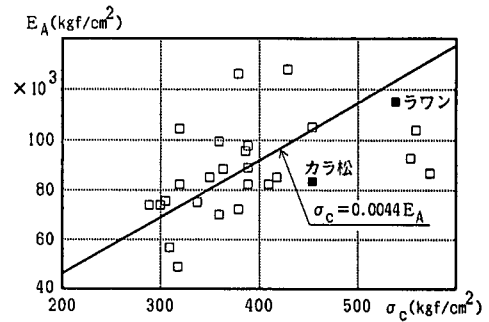


図-9 木材の圧縮強度と弾性係数の関係(静的載荷試験)

の結果、2. (1)節の測定系は、測定最大衝突力を大きくして15%程度大きめ、測定衝突力作用時間をやや短めとほぼ妥当なものを出し⁴⁾、前節の力積の議論が有効であることが判った。

(3) 衝突力

a) 各種無次元量への依存性

衝突力は降伏応力と弾性係数の両方に依存する(4. (2)節参照)。種々な樹種の気乾時の圧縮強度 σ_c と弾性係数 E_A の関係を図-9に示す¹⁶⁾。通常の静的載荷試験によるもので、両者には強い相関が認められ、平均的に次式の関係がある。

$$\sigma_c = 0.0044 E_A \quad (4)$$

一般に、木材の場合は圧縮強度 \approx 降伏応力と考えてよく¹³⁾、図-9の傾向をも考え合わせると、衝突力評価における木材の力学的性質は降伏応力で代表させてよいことになる。ただし、本研究での降伏応力は、衝撃時はもとより、静的載荷時の木材切断面での降伏応力が判っていないので、(最大衝突力) \div (構造物と流木の最大接触面積) と定義する。

衝突力 F_m に影響する因子として、条件を変えていない構造物の固定方法、構造形式と材料特性値を除けば、流木の衝突速度 v_{A0} 、直径D、長さL、降伏応力 σ_i 、密度 ρ_A 、衝突角度 θ などが考えられる。これらの因子間で次元解析を行い、得られた無次元衝突力 ($F_m / \rho_A v_{A0}^2 D^2$) を感覚的に理解し易い流木重量に対するもの ($F_m / \gamma D^2 L$) に書き直せば、次式を得る。

$$F_m / \gamma D^2 L = f(v_{A0} / (gD)^{0.5}, L/D, \sigma_i / \gamma L, \theta) \quad (5)$$

ここで、 γ は流木の単位体積重量、 g は重力加速度である。

樹種や木材の状態ごとに衝突力評価式を検討するのは厄介である。しかも、得られたものは実用的でない。樹種や木材の状態ごとの特性は、式(5)からも想像されるように、降伏応力と単位体積重量で表現されよう。よって、実験結果の検討にあたっては、カラ松とラワンの両データを用いることにする。

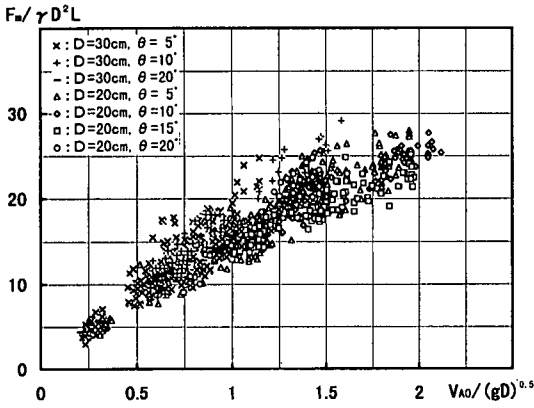


図-10 無次元衝突力の無次元衝突速度への依存性

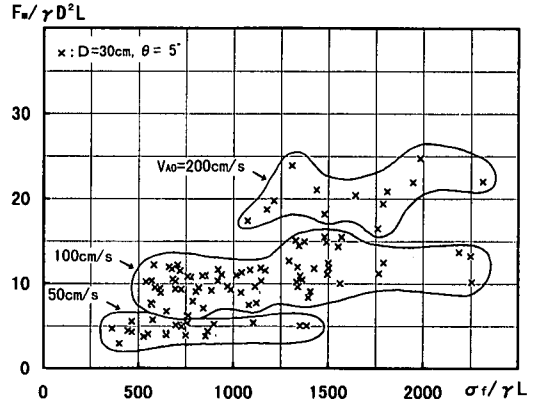


図-13 無次元衝突力の無次元降伏応力への依存性

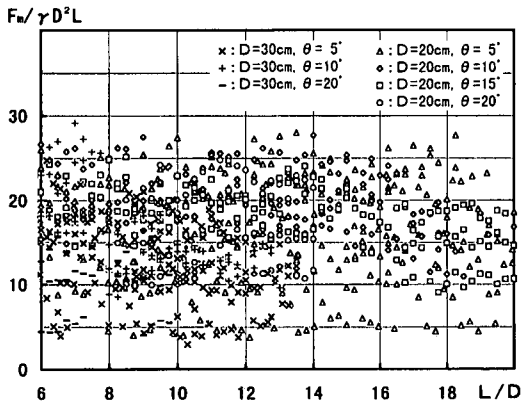


図-11 無次元衝突力の細長比への依存性

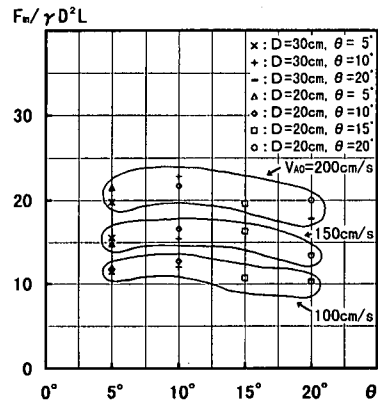


図-14 無次元衝突力の衝突角度への依存性

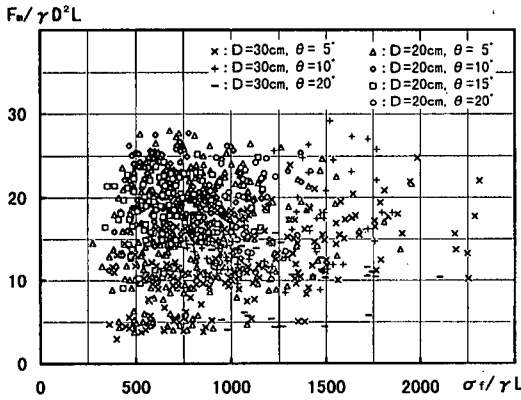


図-12 無次元衝突力の無次元降伏応力への依存性

無次元衝突力 ($F_m / \gamma D^2 L$) の無次元衝突速度 ($v_{Ao} / (gD)^{0.5}$)、細長比、無次元降伏応力 ($\sigma_i / \gamma L$)、衝突角度への依存性を各々図-10~14に示す。本来ならば、図化時のパラメータとして、次元解析で得られた無次元量を使用すべきであろう。しかし、衝突角度を除いて、凡

例が非常に繁雑となるため、ここでは主に流木径と衝突角度をパラメータとして使用する。

図-10から、無次元衝突速度が大きくなるにつれて、無次元衝突力がほぼ直線的に大きくなることが判る。これは、式(1)において、衝突力波形が三角形近似できると考えることから理解されるように、最大衝突力が流木停止時の加速度に比例することを示しており(式(9)参照)、妥当な結果である。

図-11から、無次元衝突力が細長比にほとんど依存しないことが判る。これは、見かけの質量係数が細長比にほとんど依存しなかったことと相通じるものがある。

図-12からは、図の左側から右側下部にかけてデータが多いため、無次元降伏応力が大きくなるにつれて、無次元衝突力が一見小さくなるように判断される。しかし、目標の衝突速度を考慮しながら流木径ごとに子細に見ると(衝突角度の無次元衝突力への影響は小さい。これについては後述)、そうではない。その一例を図-13に示す。 $D=30\text{cm}, \theta=5^\circ$ でのもので、逆にやや右上がりの傾向となっている。このことは、例えば流木径ごと

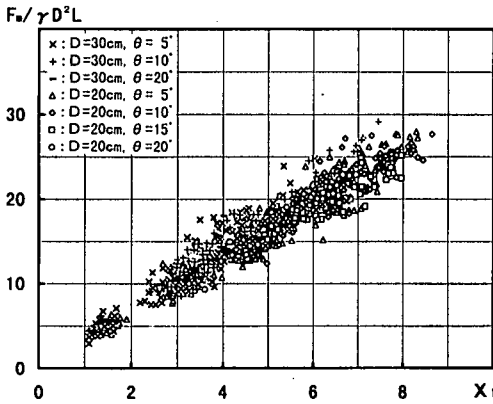


図-15 無次元衝突力と式(6)の右辺との関係

のように、データをグループ分けして検討する必要があることを示唆している。参考までに、降伏応力そのものは50~350kgf/cm²であり、変化が大きい。

図-14では、衝突速度で衝突力が大きく異なるため、目標の衝突速度が流木径、衝突角度ごとで共通している100, 150, 200cm/s(表-3参照)のデータのみを、流木径、衝突角度、衝突速度ごとの平均値の形でプロットしている。この図から、 $\theta = 10^\circ$ の場合がやや大きめであるが、衝突角度が大きくなるにつれて、無次元衝突力がやや小さくなることが判る。参考までに、流木径、衝突角度、衝突速度ごとの無次元衝突力の標準偏差は平均で1.5程度、最大で2.6程度であり、それを図示しても図中の記号と同程度の大きさなので、図示はしていない。

図-12での考察や3.(2)節での検討結果、すなわちD=30cmの場合の衝突力に比べて、20cmの場合の方が真値に対して小さめに出力されている事実に基づき、流木径ごとに回帰式を求め、データ量を重みとして各無次元量のべき指数の修正を行うと、次式となった。

$$F_m / \gamma D^2 L \sim (v_{Ao} / (gD)^{0.5})^{0.90} (L/D)^{0.06} \cdot (\sigma_i / \gamma L)^{1.10} \theta^{-0.05} \quad (6)$$

式(6)は、①無次元衝突力が細長比にほとんど依存しない、②降伏応力が大きくなるにつれて、衝突力が大きくなる、③衝突力が衝突角度にほとんど依存しないことを示している。

無次元衝突力を縦軸、式(6)の右辺(=X₁)を横軸にとってデータ整理したものを図-15に示す。図から、データの集中度は非常によく、式(6)は妥当な回帰式と判断される。

b) 実用式

実験での衝突力が真値より小さめなため、式(6)のべき指数に不安が残る。この不安は、べき指数の大きさが各無次元量への依存性の程度を示すので、べき指数の大きいものほど大きい。そこで、各無次元量への依存性は

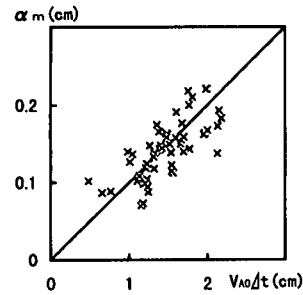


図-16 式(10)の妥当性の検討例(D=30cm, \theta=5^\circ)

理論的に考察し、係数値のみを実験的に決める方法で、簡便で実用的な衝突力評価式を導くことにする。

空中では、見かけの質量係数は1と考えてよい。よって、この場合の最も簡単な衝突力評価の基礎式として、次式が考えられる(式(1)参照)。

$$F = -Mdv_A / dt \quad (7)$$

ここで、v_Aは衝突中の流木移動速度である。

式(7)を流木の諸元を用いて書き直し、次元に矛盾が生じない程度に簡略化を行えば、

$$F / \gamma D^2 L \sim (1/g) dv_A / dt \quad (8)$$

最大衝突力時を考えれば、式(8)は

$$F_m / \gamma D^2 L \sim (1/g) v_{Ao} / \Delta t_p \quad (9)$$

v_{Ao}、 Δt_p と流木の最大塑性変形長 α_m の間には(塑性変形長の定義は図-21参照)、Fは零から次第に増加するので、v_Aは-tⁿ(n>1)に比例して減少すると考えられ、次式の関係があろう。

$$v_{Ao} / \Delta t_p \sim \alpha_m \quad (10)$$

実験では α_m を直接測定しておらず、最大接触面積A_mと流木径、衝突角度からの換算となるが(後述の式(25)を使用)、また Δt_p も長めに出力されているため(3.(2)節参照)、定性的な議論に止まるが、実験データによる式(10)の妥当性の検討例を図-16に示す。D=30cm, $\theta = 5^\circ$ のもので、式(10)の関係がほぼ成立していることが判る。よって、式(9)は次式のように変形される。

$$F_m / \gamma D^2 L \sim v_{Ao}^2 / g \alpha_m \quad (11)$$

一方、 α_m とA_mには次式の関係がある(式(25)参照)。

$$\alpha_m \sim A_m^{2/3} D^{-1/3} f_1(\theta) \quad (12)$$

本研究での降伏応力の定義からA_m=F_m/ σ_i とも表現されるので、式(12)は次式となる。

$$\alpha_m \sim (F_m / \sigma_i)^{2/3} D^{-1/3} f_1(\theta) \quad (13)$$

よって、式(11)と(13)から最終的に次式を得る。

$$F_m / \gamma D^2 L \sim (v_{Ao} / (gD)^{0.5})^{0.9} \cdot (\sigma_i / \gamma L)^{2.0} f_2(\theta) \quad (14)$$

式(14)は無次元衝突力が細長比に依存しないことを示している。これは実験結果、図-11と整合している。

式(12)から想像されるように、 θ に関する情報も理論

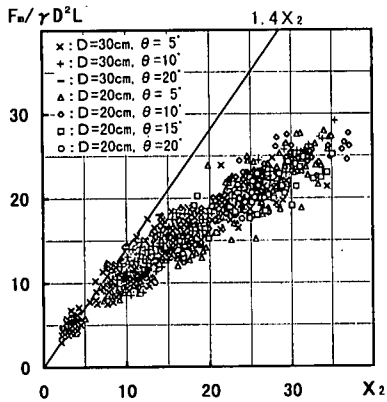


図-17 無次元衝突力と式(15)の右辺との関係

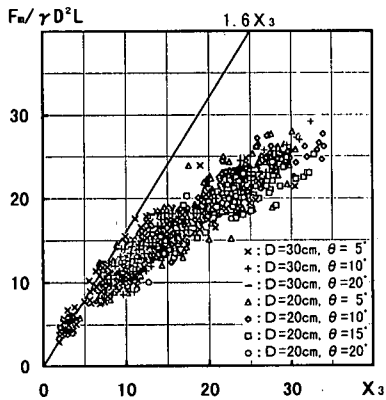


図-18 衝突角度を無視した時の無次元衝突力

的な考察から得られるが、簡単な表現のものは得られない。そこで、前項の回帰式の結果を用いることにすれば、無次元衝突力は次式に依存することになる。

$$F_m / \gamma D^2 L \sim \{v_{A0} / (gD)^{0.5}\}^{1.2} \cdot (\sigma_i / \gamma L)^{0.4} \theta^{-0.05} \quad (15)$$

式(15)の左辺を縦軸、右辺(=X₂)を横軸にとってデータ整理したものを図-17に示す。図によると、データは原点を通り、やや上に凸の傾向を示す。この傾向は図-15と異なる。この理由は測定系の衝突力出力傾向がD=20cmと30cmの場合で異なるからである。すなわち、20cmの場合が、30cmの場合に比べて、①無次元衝突力の値域は大きい方にあり、②無次元衝突速度の値域も大きい方にあって、無次元衝突力のそれへの依存性は小さく(図-10参照)、③無次元降伏応力の値域は狭く、小さい方にあり、無次元衝突力のそれへの依存性も小さい(図-12参照)ことによる。よって、適切な衝突力評価式を得るには、衝突力が真値より小さめ(0.62~1.02倍)であることをも考慮して、実験値のほぼ上限を与える係数を採用する必要がある、空中でのものとして次式を得る。

$$F_m / \gamma D^2 L = 1.4 \{v_{A0} / (gD)^{0.5}\}^{1.2} \cdot (\sigma_i / \gamma L)^{0.4} \theta^{-0.05} \quad (16)$$

図-17中の実線が式(16)である。

衝突角度への依存性が非常に小さいことから、実用には衝突角度を無視した次式がより便利と思われる。

$$F_m / \gamma D^2 L \sim \{v_{A0} / (gD)^{0.5}\}^{1.2} (\sigma_i / \gamma L)^{0.4} \quad (17)$$

式(17)の左辺を縦軸、右辺(=X₃)を横軸にとってデータ整理したものを図-18に示す。この場合も、データは原点を通り、やや上に凸の傾向を示す。衝突力が真値より小さめであることをも考慮して、実験値のほぼ上限を与える係数を採用することにすれば、空中での簡便で実用的な衝突力評価式として次式を得る。

$$F_m / \gamma D^2 L = 1.6 \{v_{A0} / (gD)^{0.5}\}^{1.2} \cdot (\sigma_i / \gamma L)^{0.4} \quad (18)$$

図-18中の実線が式(18)で、係数の1.6は後述の理論(4.3節参照)からもほぼ説明がつくものである。

実際の衝突力は、式(1)から理解されるように、空中での衝突力を基本として、それに水的全影響をひくくめた見かけの質量係数を掛けることで得られる。よって、実際の衝突力は次式で評価される。

$$F_m / \gamma D^2 L = 1.6 C_{MA} \{v_{A0} / (gD)^{0.5}\}^{1.2} \cdot (\sigma_i / \gamma L)^{0.4} \quad (19)$$

式(19)が本研究での最終的な衝突力評価式である。

4. 衝突力の理論的な検討

式(19)の有効性や衝突力の変化特性を総合的に検討するため、簡単なモデルに基づいた衝突力評価法を考案する。

(1) 衝突時のモデル化

構造物の流木衝突部の局所的な弾塑性変形は考えない。構造物から見た衝突時の流木の挙動を説明するため、流木を多数の要素からなる弾性体と考える。

流木が構造物に衝突した直後のしばらくの間は弾性変形が生じ、最も構造物寄りの流木要素が降伏応力に達した後に塑性変形が生じると思われる。しかし、本理論では、衝突直後の弾性変形は無視し、衝突直後から塑性変形が生じるとする。

剛な構造物へ衝突した流木は、衝突部の塑性化などにより衝突前に持っていたエネルギーのかなりの部分を失うが、残りを弾性ひずみエネルギーなどとして一旦保持し、必ず反発する³⁾。また、衝突後の流木は反発し出す時に衝突部の塑性化を終了する(ここで着目している反発段階が上記や式(1)の反発段階、すなわち衝突部の応力が零となる反発段階と異なることに注意)。なぜなら、反発とは衝突部が構造物から離れる現象と解釈され、塑性化終了時の衝突部の流木要素は、応力 σ は時・空間に対

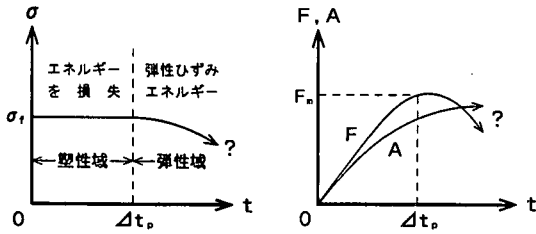


図-19 弾塑性モデル

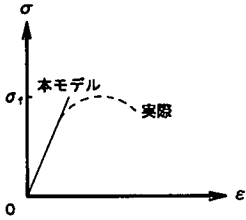


図-20 流木要素の応力とひずみの関係

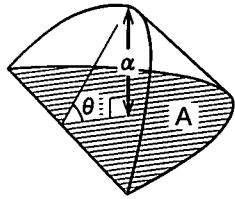


図-21 接触面積、塑性変形長と衝突角度の関係

し単調・連続的に変化するので、塑性化寸前の弾性体と考えられ、弾性を維持したままではそれ以上ひずみ得ず、構造物への接近速度、換言して構造物からの離反速度が零で、反発開始時と解釈されるからである。よって、反発開始時から衝突部の応力に変化が始まることになる。

一方、すでに塑性変形した流木要素が接触面積Aや衝突力に関与しないと仮定すれば、塑性変形長αや接触面積は、流木が反発し出すまで、必ず単調増加する。そして、衝突力はσ×Aで評価されるので、反発開始時から衝突力の傾向に急激な変化が見られることになる。

以上を模式的に示したものが図-19であり、本理論で考えている個々の流木要素の応力とひずみεの関係が図-20、接触面積と塑性変形長、衝突角度の関係が図-21である。すなわち、降伏応力に達した流木要素はその段階で塑性化し、それ以上はひずまないと考えている。

以上の考察から、衝突部の塑性化終了時は衝突部の移動速度が零で、最大衝突力時と考えられる。本章では、この時の衝突力を最大衝突力、この時までの時間を衝突力立ち上がり時間として、議論を進める。

(2) 一般的な場合

直径D、長さL、質量M、移動速度v_{Aq}の流木が、構造物衝突面の垂線に対して、水平角度θを持って衝突する場合を考える。衝突時の内部エネルギー減衰が無視できないとすると、0 ≤ t ≤ Δt_pでの衝突面垂直方向の流木の運動方程式は次式のように表現される。

$$C_{MA}Mdv_A/dt = F - C_L(v_A - d\delta/dt) = -\sigma_1 A - C_L(v_A - d\delta/dt) \quad (20)$$

ここで、v_Aは流木要素全体の平均的な移動速度、C_Lは

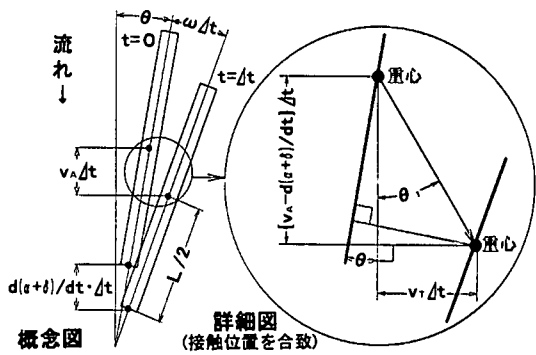


図-22 流木の運動学的な関係

減衰係数、δは構造物の撓みである。有次元の減衰係数と無次元の減衰定数β_Lの間には、流木では次式の関係がある。

$$C_L = 2\beta_L(KC_{MA}M)^{1/2} = \pi\beta_LD^3(C_{MA}\rho_A EA)^{1/2}/2 \quad (21)$$

ここで、Kは流木のバネ係数である。

衝突角度が零でない時は流木に角運動量保存則が適用されねばならない。実際の流木は衝突中に重心を衝突面と平行な水平方向にも移動させるが、①運動学的な関係(式(23)参照)が非常に複雑となる、②弾塑性変形中の回転は主に構造物接触点と重心の衝突面垂直方向の移動距離差によると考えられることなどから、その移動は無視する。この場合、衝突力が回転外力となる。流木の動きが短時間で停止するため、流木には流体力も回転外力として働く。しかし、①現状では流体力を容易に評価できない、②流体力の合力の作用点は重心近くと考えられる、③構造物にとって危険側である衝突角度の小さい場合を対象とすることなどから、流体力も無視する。この時、角運動量保存則は次式のように表現される。

$$I_w d\omega/dt = \sigma_1 AL \sin\theta/2 \quad (22)$$

ここで、I_wとωは各々重心を通る鉛直軸回りの慣性モーメント(≒C_{MA}ML²/12)と回転角速度である。

また、図-22に示す運動学的な関係と上記の仮定から、ωとv_A、α、δの間には近似的に次式が成立する。

$$L\omega/2 = \{v_T^2 + (v_A - d\alpha/dt - d\delta/dt)^2\}^{0.5} \sin(\theta + \theta_0) = (v_A - d\alpha/dt - d\delta/dt) \sin\theta \quad (23)$$

ここで、衝突面垂直方向の重心移動速度≒v_Aと考えており、v_Tは衝突面と平行な水平方向の重心移動速度、θ₀ = tan⁻¹[v_T / {v_T² + (v_A - dα/dt - dδ/dt)²}^{0.5}]である。

Aとαの間には次式の関係がある。

$$0 \leq B_1 = 1 - 2\alpha/D \sin\theta \leq 1 \text{ に対して、} \\ A = D^2 [\sin^{-1}(1 - B_1)^{1/2} - B_1(1 - B_1)^{1/2}] / 4 \cos\theta \quad (24a)$$

0 < B₂ = 2α/D sinθ - 1 < 1 に対して、

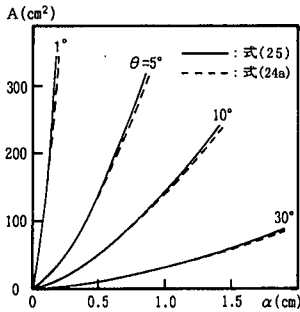


図-23 式(25)の近似度の検討例 (D=0.6m)

$$A = \pi D^2 / 4 \cos \theta - D^2 [\sin^{-1}(1 - B_2^2)]^{1/2} - B_2(1 - B_2^2)^{1/2} / 4 \cos \theta \quad (24b)$$

式(24a)は接触面が流木中心に達するまで適用される。それ以後は式(24b)の適用となる。θが小さい時、接触面は流木中心を越えることが考えられる。しかし、最大限の衝突力を想定しても、木材の降伏応力を考えると、流木中心を越えて接触面が塑性を呈するとは思えない。例えば、D=1m、L=10m、γ=0.7tf/m³、σ_t=200kgf/cm²(湿潤時の一般的な降伏応力¹⁶⁾。衝撃時にこの値でよいかは今後の検討課題)の流木が5m/sの速度で孤立構造物へ衝突したとすると、式(19)から推定して、360tf程度の衝突力が働くことになる。接触面積を流木断面積の仮に半分とすると、接触部の平均応力は高々91kgf/cm²で、上記の降伏応力よりはるかに小さい。よって、本理論では式(24a)のみの利用を考えればよいことになる。その式(24a)は第2次近似の精度で次式となる。

$$A \approx 4D^{1/2} \alpha^{3/2} / (3 \cos \theta \sin^{3/2} \theta) \quad (25)$$

θをパラメータに、式(25)の近似度の検討例を図-23に示す。D=0.6mの時のもので、実線が式(25)、破線が式(24a)である。θ=1°の場合でも、A=300cm²の段階で両者の差は5%以下であり、式(25)の近似度は十分であると言える。

構造物として、図-24(a)に示すような下端固定の柱を考える。これは貯木場の木材流出防止工などを想定している。地面から高さhの所に流木が衝突し、柱がδだけ撓んだとする。この時、柱の運動エネルギーや柱が水にする仕事などが無視できるとすれば、柱に蓄えられる弾性ひずみエネルギーE_tと流木が柱にする仕事は同じで、次式が成立する。

$$E_t = 3E_s I_s \delta^2 / (2h^3) = \int_0^\delta F(d\delta/dt) dt \quad (26)$$

ここで、E_sとI_sは各々構造物の弾性係数と断面二次モーメントである。式(26)の中ほどと右辺を時間微分すれば、次式が得られる。

$$\delta \approx h^3 F / 3E_s I_s = \kappa F \quad (27)$$

式(27)は静的な取扱いにおける撓みと力の関係に他なら

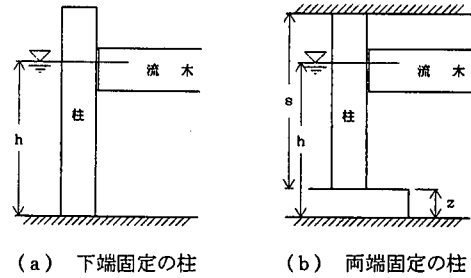


図-24 対象構造物

ない。本理論では、構造物の構造形式や材料特性値による違いはκのみで、それらさえ判れば、κは予め判る量である。図-24(b)に示す両端固定の場合(防浪ビルの支柱などを想定)、κは次式となる。

$$\kappa = (s+z-h)^2 [3(h-z) \{(h-z)/s\}^2 - (2h+s-2z) \{(h-z)/s\}^3] / (6E_s I_s) \quad (28)$$

ここで、sは柱の長さ、zは柱下端の地面からの高さである。F=σ_tAの関係と式(25)、(27)から、δとαの関係として次式が得られる。

$$\delta \approx 4 \kappa \sigma_t D^{1/2} \alpha^{3/2} / (3 \cos \theta \sin^{3/2} \theta) \quad (29)$$

式(25)と(29)を用いて式(20)、(22)、(23)を書き直せば、各々次式となる。

$$\begin{aligned} dv_A/dt &= f_3(v_A, \omega, \alpha) \\ &= -4 \alpha^{3/2} / (3 \eta) - C_L \{v_A / (C_{MA} M) \\ &\quad - 2(\kappa \alpha^{1/2} / \eta) \{v_A - L\omega / (2 \sin \theta)\} \\ &\quad / (1 + 2 \kappa C_{MA} M \alpha^{1/2} / \eta)\} \end{aligned} \quad (30)$$

$$d\omega/dt = f_4(\alpha) = 2 C_{MA} M L \alpha^{3/2} \sin \theta / (3 I_w \eta) \quad (31)$$

$$\begin{aligned} d\alpha/dt &= f_5(v_A, \omega, \alpha) \\ &= \{v_A - L\omega / (2 \sin \theta)\} \\ &\quad / (1 + 2 \kappa C_{MA} M \alpha^{1/2} / \eta) \end{aligned} \quad (32)$$

ここで、η=C_{MA}Mcosθsin^{3/2}θ/(σ_tD^{1/2})である。式(30)~(32)が本理論の基本式である。未知数はv_A、ω、αの三つで、問題は閉じている。

式(30)~(32)の連立常微分方程式を解けば、任意時間tにおけるv_A、ω、α、δ、A、塑性変形速度dα/dt、構造物の撓み速度dδ/dt、Fなどが順次求められる。しかし、これらの式を解析的に解くことは難しい。本研究では、式(30)~(32)を4次のRunge-Kutta法を用いて数値的に解くことにする。初期条件はt=0の時、α=0、ω=ω₀、v_A=v_{A0}である。ここで、ω₀は衝突前の回転角速度で、式(22)や(23)などとの整合性から、0でないにしても小さな値である必要がある。計算の打ち切り時刻は、4.(1)節の考察から明らかのように、式(32)が零となる時である。初期からこの打ち切り時刻までの時間が衝突力立ち上がり時間で、打ち切り時刻の衝突力が最大衝突力である。

(3) 内部エネルギー減衰が無視できる場合

前節理論の検討結果によれば(図-28参照), 内部エネルギー減衰の影響は比較的小さく, その無視は受け入れられることである. この時, 式(20)は単純化されて,

$$C_{MA}Mdv_A/dt \approx -\sigma_i A \quad (33)$$

そして, 式(22), (23), (33)から次式を得る.

$$C_{MA}M(d^2\alpha/dt^2 + d^2\delta/dt^2) \approx -4\sigma_i A \quad (34)$$

次に, 式(25)と(29)を用いて式(34)を α の式とし, 見かけの質量係数は時間的に不変と考えて, 時間に関して1回積分すれば, 式(34)は次式となる.

$$(1+2\kappa C_{MA}M\alpha^{1/2}/\eta)^2 (d\alpha/dt)^2 + 64\alpha^{5/2}/(15\eta) + 64\kappa C_{MA}M\alpha^3/(3\eta)^2 \approx \text{const.} \quad (35)$$

$t=0$ の時, $\alpha=0$, $d\alpha/dt=v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta)$ の初期条件を用いれば, 式(35)は次式となる.

$$d\alpha/dt \approx \{v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta)\} [1-64\alpha^{5/2}/(15\eta(v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta))^2) - 64\kappa C_{MA}M\alpha^3/(3\eta(v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta))^2)]^{1/2} / [1+2\kappa C_{MA}M\alpha^{1/2}/\eta] \quad (36)$$

構造物の剛性 $E \cdot I_0$ が無限大, すなわち $\kappa=0$ の時, 式(36)は単純化されて, 次式となる.

$$d\alpha/dt \approx \{v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta)\} [1-64\alpha^{5/2}/(15\eta(v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta))^2)]^{1/2} \quad (37)$$

式(36)を解析的に解くことは難しい. 単純化された式(37)でも難しい. しかし, 最大衝突力の近似解(剛性が無限大の時は厳密解)ならば求められる.

最大衝突力時は $d\alpha/dt$ が零である. よって, 式(36)を零と置いて α について解けば, 最大塑性変形長が近似的に次式のように求まる.

$$\alpha_m \approx [15\eta(v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta))^2/64]^{2/5} \cdot [1-\{\kappa C_{MA}M/(9\eta^2)\}(15\eta/2)^{6/5} \cdot \{v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta)\}^{2/5}]^{2/5} \quad (38)$$

式(25)と(38)より, 最大衝突力は次式となる.

$$F_m = \sigma_i A_m \approx \sigma_i D^{1/2} [15\eta(v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta))^2/2]^{3/5} \cdot [1-\{\kappa C_{MA}M/(9\eta^2)\}(15\eta/2)^{6/5} \cdot \{v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta)\}^{2/5}]^{3/5} / (6\cos\theta \sin^{3/2}\theta) \quad (39)$$

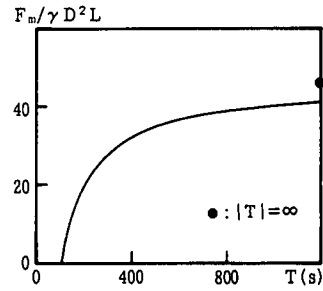
構造物の剛性が無限大の時, 式(38)と(39)は各々次式のように単純化される.

$$\alpha_m \approx [15\eta(v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta))^2/64]^{2/5} \quad (40)$$

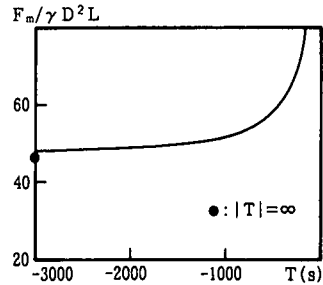
$$F_m \approx \sigma_i D^{1/2} [15\eta(v_{A0}-L\omega_0/(2\sin\theta))^2/2]^{3/5} / (6\cos\theta \sin^{3/2}\theta) \quad (41)$$

式(19)と対比するため, $C_{MA}=1.0$, $\omega_0=0$, $\theta=5^\circ$ を式(39)と(41)に代入すると, 各々次式を得る.

$$F_m/\gamma D^2 L \approx 2.1\{v_{A0}/(gD)^{0.5}\}^{1.2} (\sigma_i/\gamma L)^{0.4} \cdot [1-22\kappa\sigma_i D\{v_{A0}/(gD)^{0.5}\}^{0.4} \cdot (\sigma_i/\gamma L)^{-0.2}]^{0.6} \quad (42)$$



(a) 構造物から遠ざかるように回転する場合($\omega_0 \geq 0$)



(b) 構造物に近づくように回転する場合($\omega_0 < 0$)

図-25 回転周期による無次元衝突力の変化

$$F_m/\gamma D^2 L \approx 0.48\{v_{A0}/(gD)^{0.5}\}^{1.2} \cdot (\sigma_i/\gamma L)^{0.4} \theta^{-0.6} \quad (43a)$$

$$\approx 2.1\{v_{A0}/(gD)^{0.5}\}^{1.2} \cdot (\sigma_i/\gamma L)^{0.4} \quad (43b)$$

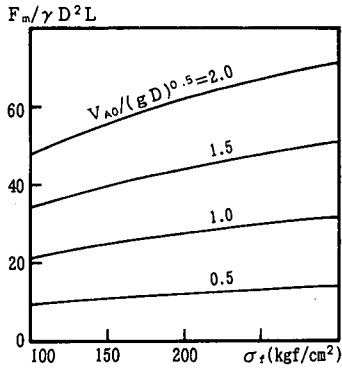
さらに, 式(42)の[]内において, κ は鋼板の諸元と衝突高さを用いて評価し, $\sigma_i=200\text{kgf/cm}^2$, $D=30\text{cm}$, 無次元量に関しては実験の上・下限値($D=30\text{cm}$ の場合の $\{v_{A0}/(gD)^{0.5}\}$ と $(\sigma_i/\gamma L)$ の上・下限値は各々0.22と1.40, 360と2300)を代入すると, 次式が得られる.

$$F_m/\gamma D^2 L \approx (1.6\sim 1.9)\{v_{A0}/(gD)^{0.5}\}^{1.2} \cdot (\sigma_i/\gamma L)^{0.4} \quad (44)$$

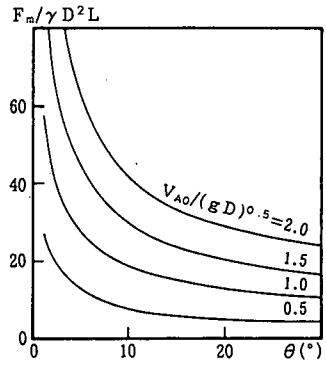
式(43b)と(44)は式(18)と係数が異なるだけで, 実験係数に比べて, 前者は3割強, 後者は0~2割弱大きめである. これらの差は, ① θ が小さい時, 本理論の θ への依存性(式(43a)や図-27参照)は実験結果(式(6)参照)に比べて大きい, ②式(43b)では構造物の剛性を無限大と考え, 流木と構造物の内部エネルギー減衰を無視している, ③式(44)では流木と構造物の内部エネルギー減衰を無視していることなどに起因している.

(4) 理論に基づく衝突力

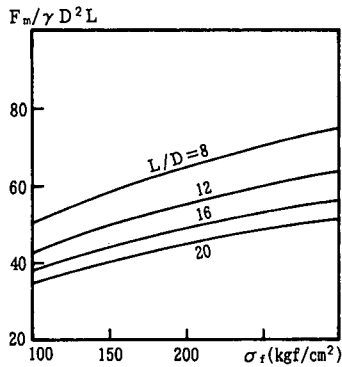
本節の衝突力は式(30)~(32)を数値的に解き(4.2節参照), 式(25)から A_m を求め, $F_m=\sigma_i A_m$ の関係をj用いて評価する. 衝突力変化特性の物理的な感覚を明確にするため, 一部の変量については有次元で議論する.



(a) $L/D \approx 18.3$ の場合

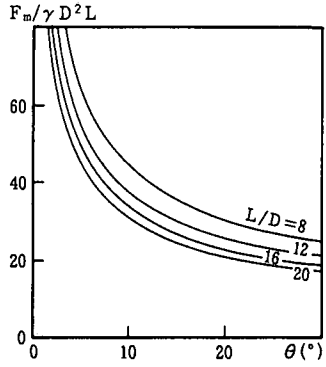


(a) $L/D \approx 18.3$ の場合



(b) $v_{\Lambda_0} = 3.8 \text{ m/s}$ の場合

図-26 降伏応力による無次元衝突力の変化



(b) $v_{\Lambda_0} = 3.8 \text{ m/s}$ の場合

図-27 衝突角度による無次元衝突力の変化

a) 衝突前の回転周期 (角速度) の影響

図-25(a)と(b)に衝突前の回転周期 $T (=2\pi/\omega_0)$ による無次元衝突力の変化例を示す。図-25(a)は流木の衝突端が構造物から遠ざかるように回転する場合 ($\omega_0 \geq 0$)、図-25(b)は反対に近づくように回転する場合 ($\omega_0 < 0$) である。ただし、前々節の計算初期条件のところで言及したように、周期が短い場合は適用範囲外である。構造物は断面 $50 \times 65 \text{ cm}$ の一端固定の鉄筋コンクリート柱 (換算断面は $52 \times 70 \text{ cm}$) を考えており、衝突面は 50 cm 幅の側としている。この断面は1993年北海道南西沖地震津波時の奥尻島青苗漁港の漁協建物の柱を想定したものである。実際の柱は2階部分が事務所となっているので両端固定とも解釈されるが、ここでは一端固定として取り扱っている。計算例において、 $C_{MA} = 1.9$, $D = 0.6 \text{ m}$, $L/D \approx 18.3$, $\gamma = 0.7 \text{ tf/m}^3$, $v_{\Lambda_0} = 3.8 \text{ m/s}$ (これは浸水深が 1 m の時の流速¹⁷⁾ に相当), $\sigma_t = 200 \text{ kgf/cm}^2$, $E_{\Lambda} = \sigma_t / 0.0044$ (式(4)参照), $\theta = 5^\circ$, $\beta_L = 0$, $E = 30 \times 10^4 \text{ kgf/cm}^2$ を採用している。これらの値は、特に断らない限り、以下の計算例でも同じである。流木の諸元は秋田港における貯木の平均的な値である¹⁸⁾。図-25

(a)と(b)中の黒丸は $|T| = \infty$, すなわち $\omega_0 = 0$ の時の計算値である。これらの図から、回転周期が長くなるにつれて、衝突力は、①衝突端が遠ざかる場合は大きくなり、②衝突端が近づく場合は小さくなることが判る。

b) 降伏応力の影響

図-26(a)と(b)に、無次元衝突速度と細長比をパラメータとした時の降伏応力による無次元衝突力の変化例を示す。回転周期は無限大としている。図-26(b)において、細長比が大きくなるにつれて、無次元衝突力が小さくなっているのを奇異に思うかもしれない。これは横軸が無次元降伏応力でないためで、衝突力そのものは確実に大きくなっている。これらの図から、衝突力は降伏応力によりやや大きく変化し、降伏応力が大きくなるにつれて、大きくなることが判る。

c) 衝突角度の影響

図-27(a)と(b)に、無次元衝突速度と細長比をパラメータとした時の衝突角度による無次元衝突力の変化例を示す。回転周期は無限大としている。図-27(a)において、一部曲線が途切れているが、これは $\theta = 1^\circ$ までしか計算を行っていないためである。これらの図から、衝

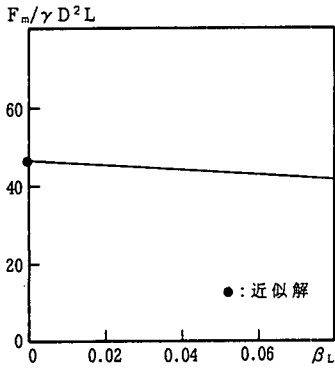


図-28 流木の減衰定数による無次元衝突力の変化

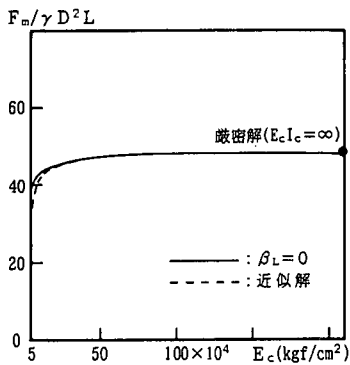


図-29 構造物の弾性係数による無次元衝突力の変化

突角度が小さくなるにつれて、①衝突力は大きくなる、②本理論は衝突力を非線形的に過大評価する傾向にあることが判る。①は3.(3)節の実験結果と整合している。②は本理論が衝突角度の小さい時に適用できないことを示している。

d) 減衰定数の影響

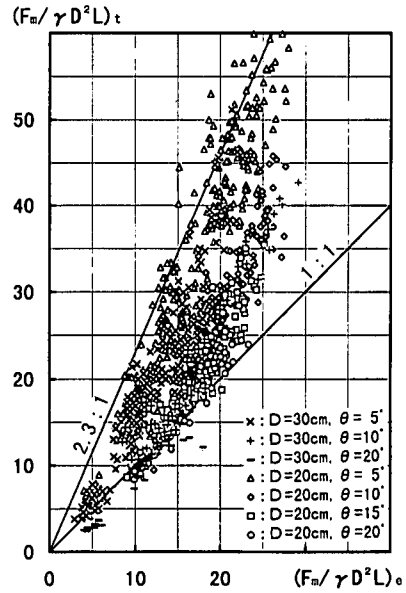
図-28に減衰定数による無次元衝突力の変化例を示す。回転周期は無限大としており、黒丸は式(39)に示された近似解である。図から、減衰定数が大きくなるにつれて(減衰定数の大体の値についてはf)項参照)、衝突力は小さくなるが、その程度は比較的小さいことが判る。

e) 構造物の弾性係数の影響

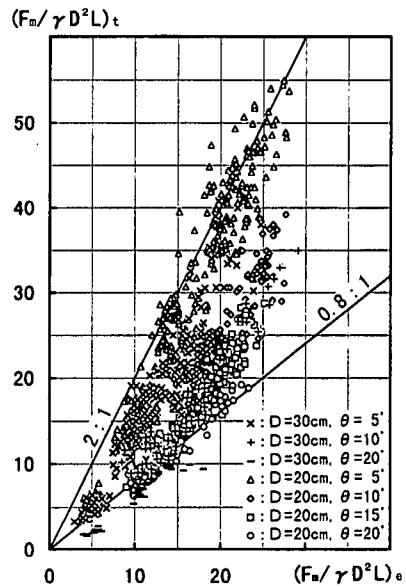
図-29に構造物の弾性係数による無次元衝突力の変化例を示す。回転周期は無限大としており、破線と黒丸は各々式(39)と(41)に示された近似解と厳密解である。図から、構造物の弾性係数が大きくなるにつれて、衝突力はやや大きくなることが判る。

f) 実験値との比較

減衰定数を0と0.05(式(4)と(21)に基づいた減衰係数では0と2~18に相当する。水山ら¹⁹⁾は鋼球が樹木に横から衝突する時の減衰係数として3程度を推定して



(a) $\beta_L = 0$



(b) $\beta_L = 0.05$

図-30 無次元衝突力の理論値と実験値の比較

おり、実際の減衰定数は上記の間と思われる)にした時の無次元衝突力の理論値と実験値(3.(3)節参照)の比較を図-30(a)と(b)に示す。縦軸が理論値で、横軸が実験値である。ただし、実験値が空中で得られたものなので、理論計算において $C_{MA} = 1.0$ 、 σ_i は各実験値、 $\omega_0 = 0$ 、 $E_c = 2.1 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ を採用している。

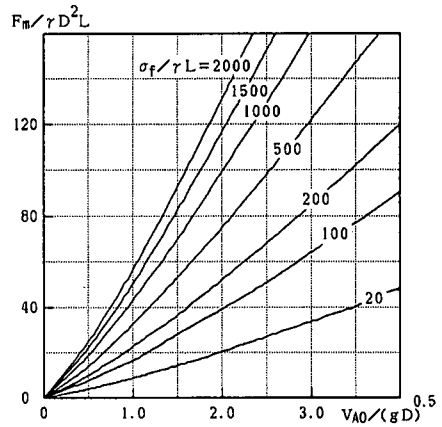
図-30(a)によると、内部エネルギー減衰を考慮しない時の理論値は実験値の1~2.3倍程度を示している。

衝突角度や流木径が小さくなるにつれて、両者の差が大きくなる傾向もある。これらの主な理由として、①理論では衝突中の流木の回転を塑性変形のみで考慮している(式(23)参照)、②フィルター値30Hzの測定は衝突力を小さめに出力し、流木径が小さいほど、その傾向が強いこと(3.(2)節参照)が考えられる。衝突中の流木の回転を塑性変形のみで考慮する近似は衝突角度が小さいほど妥当性を増す。一方、接触面積の回転角度への依存性は衝突角度が小さいほど大きい。そして、総合的には衝突角度が小さいほど、実際と上記近似に基づく回転との差の接触面積への影響は大きく、本研究定義の降伏応力、ひいては衝突力は大きめに評価されると考えられる。②については、衝突力が真値の0.62~1.02倍程度で出力されているので、降伏応力や $(\sigma_i/\gamma L)$ も0.62~1.02倍程度に評価され、理論の $(\sigma_i/\gamma L)^{0.4}$ 、ひいては衝突力は0.83~1.01倍、理論値は実験値の1.33(0.83/0.62)~0.99(1.01/1.02)倍程度に評価されると考えられる。また、 $D=30\text{cm}$ と 20cm の平均的な出力が0.81倍と0.71倍程度なので、上記と同様な議論から、30cmの場合が実験値の1.14倍、20cmの場合が1.23倍程度大きめに評価されると考えられる。その他の理由として、③理論では構造物の締めり度を一定としているのに対し、実験では衝突中に締めり度が減少する(3.(2)節参照)ことなどが考えられる。

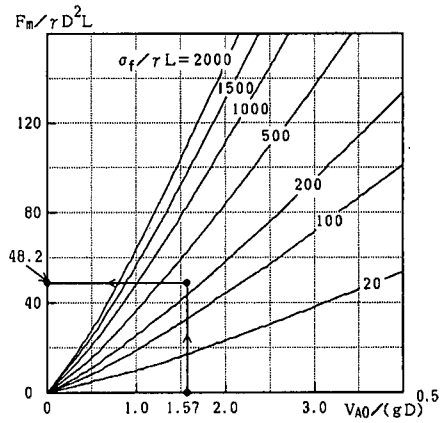
図-30(b)によると、理論値は実験値の0.8~2倍程度を示している。下限が0.8倍というのは、上記の測定系の応答性(考察②)や締めり度の取り扱い(考察③)と明らかに矛盾している。このことは、内部エネルギー減衰の影響が小さいことを示しているとも言える。

図-30(a)や(b)によると、理論値と実験値の間に非線形的な関係が認められる。この関係は、基本的に理論値が $\{v_{A0}/(gD)^{0.5}\}^{1.2}(\sigma_i/\gamma L)^{0.4}$ 、実験値が $\{v_{A0}/(gD)^{0.5}\}^{0.90}(\sigma_i/\gamma L)^{0.19}$ に依存することからも理解されるが、流木径、衝突角度ごとに見れば明らかのように、それほど強いものではない。この関係の理由として、以下が考えられる。議論を簡単にするため、流木径、流木長、衝突角度を固定して考える。衝突速度が増加して、衝突力が大きくなると、①測定系の固定法の問題で、衝突中にその締めり度が減少し、締めり度が減少しない場合に比べて衝突力が小さくなる、②同時に、測定系の固有振動数は減少、減衰定数は増加、これらの積は大きくなり、フィルター値30Hzの測定は衝突力を一層小さめに出力することになる。この状況は衝突力が大きいほど顕著であり、理論値と実験値の間に非線形的な関係が生じることになる。

以上の衝突力変化の合理性、理論と実験を完全に同じ条件で比較できないこと、衝撃力は一般に同一条件下でも変動が激しいことなどを考え合わせれば、衝突角度の



(a) 段波とサージ



(b) 定常的な流れ

図-31 衝突力の推定図

小さい時を除いて、本理論は有用なものと判断される。

5. 衝突力推定図

構造物にとって危険側を想定した時の段波とサージ先端部の移動、およびそれらの背後の定常的な流れに伴う流木の衝突力推定図を図-31(a)と(b)に示す。図化に使用した衝突力評価式は式(19)で、見かけの質量係数は各々に対して1.7, 1.7, 1.9を採用している。図の利用法の説明を兼ねて、以下に衝突力推定例を示す。

流木の諸元と特性値として秋田港における貯木の平均的な値、 $D=0.6\text{m}$ 、 $L=11\text{m}$ 、 $\gamma=0.7\text{tf/m}^3$ を採用する。 v_{A0} は浸水深が1mの定常的な流れを想定して、流速と同じ3.8m/sとする。 σ_i として潤湿時の木材の平均的な圧縮強度 $\approx 200\text{kgf/cm}^2$ を採用すれば、 $v_{A0}/(gD)^{0.5} \approx 1.57$ 、 $(\sigma_i/\gamma L) \approx 260$ となるので、図-31(b)から、

$$F_m/\gamma D^2 L \approx 48.2 \quad (45)$$

よって、衝突力は、

$$F_m \approx 48.2 \times 0.7 \times (0.6)^2 \times 11 \approx 134 \text{tf} \quad (46)$$

図-31(b)中の矢印線が上記の推定経路である。

流木複数本が同時または若干の時間差を持って衝突する場合が考えられる。前者は後者より危険である²⁰⁾。前者の場合、隣り合う流木の間隔次第で1本当たりの見かけの質量係数は減少しよう。よって、図-31から得られる衝突力を流木の衝突本数倍する方法は危険側を想定することにになり、現状ではこの方法が推奨される。

6. むすび

本研究で得られた主な結論は次の通りである。

①流木衝突力 F_m の簡便で実用的な評価式(式(19))を得た。式中の見かけの質量係数 C_{MA} は、段波やサージで1.7、定常的な流れで1.9を採用すればよい。

②簡単な弾塑性理論に基づいた流木衝突力の評価理論を展開し、式(19)や個々の実験値との比較により、衝突角度 θ が小さい時を除いて、その理論が有用であることを確かめた。

③一部は実験、大部分は上記理論に基づいて、流木衝突力の変化特性を総合的に検討した。

謝辞: 本研究は平成6・7年度文部省科学研究費(代表:東北大学 首藤伸夫教授)によって行われた。本研究をまとめるにあたり、首藤伸夫先生から多くのご助言を賜った。また、実験に際して多くの卒業研究生(特に、池田弘樹、鎌田俊光、武田和彦、渋谷友敬の各氏)の助力を得た。ここに記して感謝の意を表する。

参考文献

- 1) Kamel, A. M.: Shock pressure on coastal structures, *ASCE*, Vol. 96, No. WW3, pp. 689-699, 1970.
- 2) 水原邦夫, 武居有恒, 南哲行: 流木の流下阻止に関する基礎的研究(II) — 柵状構造物における流木の衝撃力と堰止率一, 新砂防, No. 114, pp. 9-16, 1980.
- 3) 曾我部隆久, 布施谷寛, 福家敬泰, 四宮征一, 麻植政行: 海岸構造物への木材衝撃力について, 第28回海岸工学講演会論文集, pp. 584-588, 1981.

- 4) 松富英夫: 砕波段波に伴う流木の最大衝撃力に関する実験的研究, 土木学会論文集, No. 467, pp. 19-28, 1993.
- 5) Matsutomi, H. and Ikeda, H.: A study on impulsive force of drifting timber under consideration of shock absorption function of water, *Proc. of the IUGG/IOC Internat. Tsunami Symp.*, pp. 509-518, 1993.
- 6) 松富英夫, 白鳥雅之: サージ・フロントに伴う流木の最大衝撃力に関する実験的研究, 海岸工学論文集, 第41巻, pp. 811-815, 1994.
- 7) 松富英夫, 池田弘樹: 弾塑性理論に基づく流木衝撃力の評価, 海岸工学論文集, 第41巻, pp. 806-810, 1994.
- 8) 松富英夫, 池田弘樹: 大規模実験に基づく流木衝撃力の評価法, 海岸工学論文集, 第43巻, pp. 781-785, 1996.
- 9) 後藤智明, 佐々木順次, 首藤伸夫: 津波による木材の流動, 第29回海岸工学講演会論文集, pp. 491-495, 1982.
- 10) 松富英夫: 移動跳水(波状段波非)発生条件の検討, 第33回水理講演会論文集, pp. 271-276, 1989.
- 11) 松富英夫: 砕波段波衝突による衝撃波力について, 土木学会論文集, No. 399, pp. 147-155, 1988.
- 12) 松富英夫: 砕波段波衝突時の圧力分布と全波力, 海岸工学論文集, 第38巻, pp. 626-630, 1991.
- 13) 例えば, 杉山英男: 木構造, 彰国社, pp. 16-36, 1971.
- 14) 例えば, 福岡捷二, 川島幹雄, 横山 洋, 水口雅教: 家屋群に作用する氾濫流の流体力に関する実験的研究, 水工学論文集, 第41巻, pp. 693-698, 1997.
- 15) 合田良實: 衝撃荷重の測定について — 減衰振動系の衝撃応答特性一, 港湾技研資料, No. 33, pp. 1-41, 1967.
- 16) 例えば, 岡田 清, 明石外世樹, 神山 一, 児玉武三: 土木材料学, 国民科学社, pp. 365-389, 1976.
- 17) 松富英夫, 首藤伸夫: 津波の没水深, 流速と家屋被害, 海岸工学論文集, 第41巻, pp. 246-250, 1994.
- 18) 松富英夫, 里中嘉樹, 池田弘樹: 沿岸貯木場の実態について, 津波工学研究報告, 第10号, pp. 29-42, 1993.
- 19) 水山高久, 石川芳治, 鈴木浩之: 樹木の土石流衝撃緩衝効果, 土木技術資料, 30-7, pp. 3-8, 1988.
- 20) 森口 賢, 松富英夫: 2本運なった場合の流木の衝撃力実験, 土木学会東北支部講演概要, pp. 170-171, 1994.

(1998. 1. 19 受付)

A PRACTICAL FORMULA FOR ESTIMATING IMPULSIVE FORCE DUE TO DRIFTWOODS
AND VARIATION FEATURES OF THE IMPULSIVE FORCE

Hideo MATSUTOMI

Small scale experiments in a channel and large scale experiments in the air are carried out to obtain a practical formula for estimating the impulsive force on structures due to a collision of driftwoods. Expression form of the formula is determined by considerations of a simplest equation of motion for driftwoods. An analytical method is also developed to examine the validity of the formula and variation features of the impulsive force synthetically. The method is based on the simplest elasto-plastic theory taken account of the collision angle of driftwoods, the deflection of structures and so on.