

小振幅の応力変動をうけるワイヤーケーブルの疲労強度
 IABSE., Publication/奥川淳志・訳
 コンクリート構造物におけるひびわれの防止
 Jour. of A.C.I./町田篤彦・訳
 高速道路騒音と住宅
 Building Research Station Digest/下田修司・訳
 表面波の非線型干渉による内部波の共振励起
 Izvestiya/石川忠晴・訳

小振幅の応力変動をうける
 ワイヤーケーブルの疲労強度

“The Fatigue Strength of High Tensile Steel
 Wire Cable Subjected to Stress Fluctuations
 of Small Amplitude”
 Cullimore, M.S.G.
 IABSE., Publication, 32-I, pp. 49~56, (1972)

吊橋ハンガー用のストランドワイヤーケーブルの疲労強度を求めるために、鋼線の引張り強度の1/3より大きな平均応力で変動応力を受けるケーブルの S-N 曲線を求め、主として耐久限について考察した。

疲労試験用ケーブルは、引張り強度 176.5 kg/mm²、5 mm 径の鋼線を7本より合わせた直径 15 mm のストランドワイヤーケーブルである。また試験速度は 800 回/分で行ない、1本の鋼線が破断したときをケーブルの破断として試験を中止した。

試験は最初 610 mm 長さのケーブルを、より実際的なようにホワイトメタルで円錐形の索頭を設けた試験体について平均応力 63 kg/mm² と 110 kg/mm² の2ケースについて行なった。この結果を図-1に示したが、索頭の溶剤による腐食のために低い疲労強度しか示していない。したがって、このような試験体はケーブルの基本的な疲労挙動を示さないとと思われるので次の試験体について追加試験を行なった。

追加試験に用いた索頭は約 9 cm 長さの円筒で、半硬アルミを鋳造した 16 個のくさびを用いてケーブルをつかみ、その円筒を試験機のチャックで締めつけるものである。この試験は平均応力 63 kg/mm² についてのみ行なった。その結果を表-1に示す。

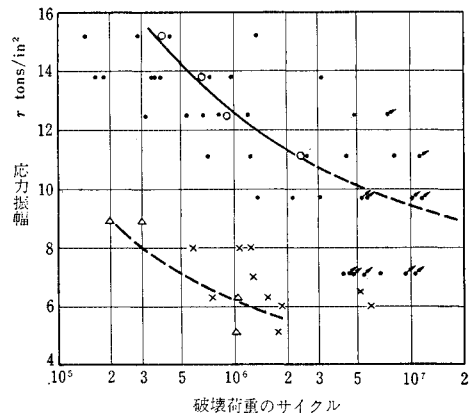
ホワイトメタルの索頭を用いたものを含め、すべての試験体の破断は心用ワイヤーに起こったものではなく、6本の外側ワイヤーのうちの1本に生じていた。これは、引張荷重のもとでの外側ワイヤーは、平均応力より約7%高い曲げ応力を局部的にうけていたためと、心用ワイ

表-1 疲労試験結果

平均応力=63.1 kg/mm²

r(kg/mm ²)	11.2	15.3	17.6	19.7	21.8	23.9
N Cycle (×10 ⁻⁶)	9.34*	11.16*	1.23	1.20	0.382	0.412
	4.57*	3.07	4.37	0.67	0.821	1.33
	5.44*	2.12	0.706	0.814	3.16	0.283
	4.87*	5.66*	2.56	0.539	0.347	0.142
	4.75*	5.37*	8.02	0.314	0.354	0.429
	6.62*	10.23*	11.4*	4.99		
4.20*	1.37*		6.51*			
log ⁻¹ (log N)	—	—	2.389	0.906	0.656	0.394

* 破断せず



● 円筒索頭 ホワイトメタル索頭 { × σ_m=63.1 kg/mm²
 ○ log⁻¹ log N { △ σ_m=110 kg/mm²

図-1 疲労試験結果

ヤーと外側ワイヤーとの間に相対的なずれが生じていたためと考えられる。疲労きれつは、ワイヤー同士のずれによって生じた摩耗部から発生していた。破断形式と疲労寿命の間には何の関係も認められなかった。また、疲労試験の結果は図-1に示すように非常にばらついていた。このばらつきは、多分ワイヤーのさびによってワイヤー同士の接点の粗さが異なること、個々のワイヤーに不均一な応力が作用していることなどのために破断に結び付く摩耗部の状態が異なるためであろう。

応力の半振幅 r と、それぞれの破断くり返し数 N の対数の平均値とで表わした Wöhler 曲線の式は次のようになる。

$$\log N = \frac{91.49849}{r} - 0.6423 + 0.1015r$$

(r: kg/mm²)

この式から N=10⁷ における疲労強度を推定すると約 14.8 kg/mm² が得られる。一方、ワイヤーの疲労強度は

表-2 2 段くり返し試験結果

a) $r_1 = \pm 15.3 \text{ kg/mm}^2$; $N_1^* = 7.834 \times 10^6$ $r_2 = \pm 23.9 \text{ kg/mm}^2$; $N_2^* = 4.06 \times 10^6$				b) $r_1 = \pm 11.2 \text{ kg/mm}^2$; $N_1^* = 466.7 \times 10^6$ $r_2 = \pm 23.9 \text{ kg/mm}^2$; $N_2^* = 4.06 \times 10^6$			
No.	n_1	n_2	$\Sigma(n/N)$	No.	n_1	n_2	$\Sigma(n/N)$
1	5.663	0.233	1.276	1	4.57	0.280	0.592
2	5.373	0.196	1.152	2	4.87	0.381	0.948
3	0.172	0.237	0.606	3	4.75	0.471	1.090
				4	10.62	0.319	1.013
				5	10.44	0.276	0.904

* r について 図-1 から求めた平均寿命

平均応力 63.1 kg/mm^2 で約 30 kg/mm^2 であり、ケーブルのほぼ 2 倍となっていた。

また 図-1 からわかるようにケーブルの耐久限は明らかではなく、耐久限度は存在しないようである。これは表-2 に示した 2 段階荷重試験の結果からも確かめられる。すなわち、第 2 段階目の荷重は同じ時、第 1 段階目の荷重振幅の小さい方が寿命は長くなっていること、第 2 段階目の荷重振幅が単独に作用したときの寿命より 2 段階荷重試験の寿命の短いことから、疲労損傷が $r=15.3 \text{ kg/mm}^2$ や $r=11.2 \text{ kg/mm}^2$ でも生じていることになる。それ故 $r=11.2 \text{ kg/mm}^2$ でも耐久限とならない。

2 段階荷重試験の $\Sigma(n/N)$ の値は $0.592 \sim 1.276$ の間にばらついているが、平均は 0.948 で、累積損傷に関する Miner 則は、ケーブルの疲労試験結果にも適用できる。

以上のように吊橋ハンガーのケーブルについての疲労強度を求めることができ、疲労強度を支配する主要な因子はワイヤー相互間の摩擦であること、また耐久限度は存在しないことがわかった。

コンクリート構造物におけるひびわれの防止

“Control of Cracking in Concrete Structures”
ACI Committee 224
Journal of A.C.I., Vol. 69, No. 2, pp. 717~753,
December (1972)

本報告は、ひびわれの主な原因を示すとともにひびわれ防止上遵守すべき条項につき提案したものであって、その範囲は、微小ひびわれの機構から、マスコンクリートのひびわれ防止までを含み、また、引用文献も合計 94 編にもおよぶことに見られるように、最新の研究成果を網羅した、ぼう大な委員会報告である。

第 1 章では、ひびわれの原因となる作用を列挙し、本報告で取扱う内容を略述するとともに、本報告は、技術

者にひびわれを防止した構造物を設計するための資料を提供しようとするものであることを述べた。

第 2 章では、コンクリートにおけるひびわれの機構について述べた。コンクリート中には、モルタルと粗骨材の境界に発生する付着ひびわれと、モルタルまたはペースト中に発生するひびわれの、2 種類の微小ひびわれがある。過去 10 年間の研究により、圧縮力を受けるコンクリートの、応力-ひずみ関係、ポアソン比、体積変化、収縮ひずみ、クリープひずみなどの挙動と、微小ひびわれとの間の関係が明らかにされつつある。引張力を受けるコンクリートは、より大きな単一のひびわれで破壊する。コンクリートの引張破壊を一般的に予想するためには、このひびわれの先端における挙動を研究することが必要である。

第 3 章では、乾燥収縮によるひびわれの防止について述べた。乾燥収縮は、セメント、骨材、単位水量、混和材料、湿潤養生の期間、部材の寸法によって影響を受ける。コンクリートの乾燥収縮を減ずる方法は、第 1 に単位水量を減ずること、第 2 に最大寸法の大きな粗骨材を用いること、第 3 に表面にコーティング剤を塗ることである。単位水量を減ずるために減水剤を用いることは、通常、乾燥収縮を減ずることにならない。適量の鉄筋を適当に配置することは、ひびわれを減ずるばかりでなく、見苦しいひびわれを防ぐのにも有効である。見苦しいひびわれを防ぐのもっとも有効な方法は、収縮継目を設けることである。継目の位置を正確に定める方式はないが、ACI 302-69 が参考になる。

第 4 章では、鉄筋コンクリートの曲げひびわれについて述べた。Gergely と Lutz は、各国の研究者の試験結果から、最大ひびわれ幅を統計的に解析し、はりのひびわれ幅に影響を及ぼす要素としては、鉄筋の応力をもっとも重要であること、かぶりも重要であるが、おのおの鉄筋をとりかこんでいるコンクリートの断面積もまた重要であること、鉄筋直径はそれほど重要でないこと、などを結論するとともに、ひびわれ幅算定式を提案した。ACI Building Code 318-71 では、この式を簡略化して、 $f_s \sqrt{d_c \cdot A}$ (f_s : 鉄筋の応力度、 d_c : 引張縁と鉄筋図心との距離、 A : 鉄筋をかこむ鉄筋に関して対称なコンクリートの断面積) を、 $31\,300 \sim 26\,400 \text{ kg/cm}$ に制限している。これは、ひびわれ幅 $0.4 \sim 0.3 \text{ mm}$ に相当する。これは、一方向スラブにも適用できるが、二方向スラブには適用できない。二方向スラブについても、最大ひびわれ幅算定式に関する研究成果がある。

プレストレスト コンクリートの曲げひびわれ幅は、鋼材の応力として、ひびわれ幅を計算するときの応力と引張縁のコンクリート応力が 0 となるときの応力の差を用い、Gergely と Lutz の式を用いる方法、この応力差

高速道路騒音と住宅

“Motorway Noise and Dwellings”
Building Research Station Digest, 135,
November (1971)

に、偏心量、乾燥収縮およびクリープを考慮に加えた式による方法、およびコンクリートの見かけの引張応力にもとづく方法、によって計算できる。第3の方法の代表例は、CEB-FIPの指針にある。プレストレストコンクリートには、このほかに、端面から発生しプレストレスに平行に発達するひびわれと力線に沿って端面から離れたところに発生するひびわれがある。後者は、有限要素法で解析できるが、実際には、これより大きな応力が働くことがあるので注意を要する。前者に対しては、スターラップを、端面と、これからはりの高さだけ離れた点までの範囲に配置することが重要である。

第6章では、ひびわれに及ぼす長期の暴露および長期の荷重の影響について述べた。

マスコンクリートのひびわれを防止するための有効な手段は、コンクリートのひび能力を大きくすることである。このためには、経済性から定められるより一段階小さい最大寸法の骨材を用いることが重要であり、また、可能ならば、熱膨張係数および弾性係数の低い骨材を用いることも有効である。コンクリートの品質に関しては、このほか、セメントの種類、配合、空気量、混和材料について考慮すべきことはいうまでもない。ひびわれ防止に有効な他の手段は、プレクーリングおよびポストクーリングである。これらの具体的な方法については、第7章で述べた。このほか、特にひびわれを生じにくいコンクリートでつくったすりすいプレキャストパネルあるいはコンクリート以外の材料でつくった温度絶縁材で外気にさらされる表面をおおう方法も有効である。温度絶縁材の最良の使用法はまだわかっていないが、この方法で温度変化をふせぐことは、将来もっと広く用いられるものと思われる。

第8章では、正しい施工法によるひびわれの防止について述べた。よい設計を行ない、明快な仕様書をつくり、施工をきちんと監督することは、技術者の責任である。仕様の品質を確保し、よい構造物を作ろうという強い意志がないかぎり、当然期待されるより多くのひびわれを生ぜしめる結果になりかねない。しっかりした監督と管理をしないかぎり、後に見ぐるしいひびわれを生ぜしめるより不明確な事項はいうに及ばず、必要以上の単位水量を用い、過早な表面仕上げを行ない、養生が行なわれぬ、というようなことまでも行なわれかねないのである。

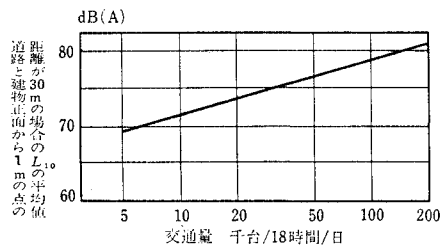
限られたページ数で、本報告の概要すらも十分には伝えられないことは残念である。ひびわれ防止に興味を持たれる読者は、原文を読まれることをおすすめする。

(1) まえがき

イギリスの騒音諮問評議会 (the Noise Advisory Council) は、騒音測定に L_{10} 指標を採用し、住宅建設当局によって補修または補償行為がとられる場合を除き、その限界値は 70 dB(A) にすべきことを勧告した。ここでは、高速道路沿いで行なわれた現場テストの結果確認されたデータに基づいて、 L_{10} を評価するための一般的な設計方針を提案している。 L_{10} は週日の午前6時から真夜中までの間における住宅の正面から 1 m の位置での時間 10% 超過レベルの時間ごとの値の算術平均値で、できれば 100 台以上の車両が通過する時間内での記録測定とする。本提案は高速道路のような自由交通流に適用するものとし、交通信号やバス停などによる断続流に対しては、実測によるものとする。

(2) noise exposure の評価

高速道路がすでにある場合で、影響する古い建物を取りこわすような大きな変化が見込まれなければ、問題の敷地で noise exposure を測定すれば満足な結果が得られる。現在のところ敷地に建物がない場合は将来建てられるべき建物にもっとも近い位置での読み、周辺での将来の建物表面での反射による音圧の増加を考慮して 3 dB(A) を加えるものとする。測定された騒音レベルは路上の予測できる交通量の増加を考慮し、また舗装の影響を考慮して別途調整しなければならない。建物の設計のとき高速道路がまだ建設されていない場合には、計算によって騒音レベルを見積ることになる。図-1 の騒音予測基本図は平均速度 75 km/h で、種々の交通密度をもつ自由走行車両に対して、もっとも近い車線の縁石線から 30 m 離れた建物の正面から 1 m の点で予想される noi-



(速度 75 km/h, 道路から 30 m の位置)
図-1 noise exposure の基本予測図

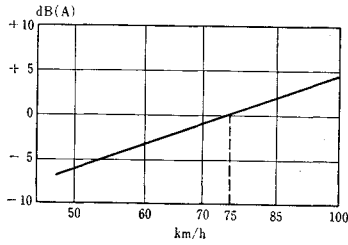


図-2 平均速度に対する補正

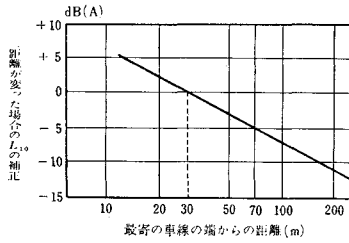


図-3 距離補正

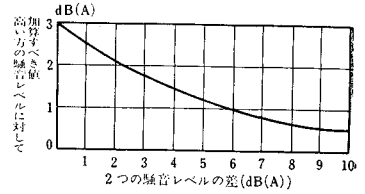


図-4 2つの道路からの exposure の組合わせ

表-1 吸収性の地面による減衰

伝播経路の平均高さ (m)	地面による減衰 dB(A)/100m
6	1
4.5	2
3	3
1.5	4
0.7	5

se exposure を示している。異なる平均速度、緑石線からの離れに対する補正は 図-2, 3 から得られる。建物が2つ以上の道路から騒音を受ける場合の騒音レベルに対する影響は 図-4 を用いて累加的に組合わせることによって得られる。なお 図-1 は道路から建物に対して吹く約 10 km/h の風を仮定しているが、これと反対方向の風に対しても設計上安全側をとって 図-1 を使用する。

舗装がなくて草や樹木におおわれた地面は、地表近くの音波からある周波数のエネルギーを吸収するため、約 20 m 以上の伝播距離に対して騒音レベルが減少する (表-1)。もしかなりの部分が舗装されていたり、建物や障壁によってさえぎられている場合には地表面による減衰を考慮してはいけない。ただし切取区間の道路では、道路敷外側の地面上の伝播経路の高さが低いので地面吸収を考えてもよい。

交通の質、特に重トラックの割合が急勾配と組合わされた場合には、騒音レベルに影響を与えることがしばしば指摘されている。

図-1 は 20% の重トラックが含まれているものと仮定しているが、この値が倍になれば exposure level は 1 dB(A) だけ増加し、すべての重トラックが禁止されれば 1 dB(A) だけ減少することになる。道路勾配が普通の場合 (1/50~1/25) には 1 dB(A) を、急勾配 (> 1/12) の場合は 2 dB(A) を加えるものとする。

(3) 遮音壁

うまく設計された遮音壁は普通で 10 dB(A)、ときには 20 dB(A) もの減衰を期待できる。遮音壁はなるべく大きな角度の音の影を作ることが効果的であるので、これが騒音源に接した位置に置かれ、実用的な範囲内でできるだけ高く適度な長さを持つことが有利な条件にな

る。必ずしもどっしりとした構造である必要はないが、音響上の理由からすき間があってはならない。遮音壁による減衰は事実上回折作用によって 20 dB(A) の限度に押えられるので、約 20 kg/m² のパネルの重さからなる遮音壁による 25~30 dB(A) の平均的な騒音減衰は十分過ぎるといってよい。通常 10 kg/m² 程度のパネルの重さからなる防音壁の場合、ほぼ 25 dB(A) の平均的な減衰が得られれば十分である。10 dB(A) 以下の減衰を得るために設計された遮音壁は 5 kg/m² 以上の重さが必要としない。遮音壁の減衰効果は、壁がある場合とない場合について、騒音源から受音点にいたる最短の大気中の径路の差をもとにして 図-5 から得られる。地面吸収がある場合は 図-5 を用いる前にこの吸収による補正を考慮しなければならない。図-5 の前提条件として、高速道路騒音は非常に長く続いた音源であるため、壁はその両端付近からくる交通騒音によって影響されないようになり長くなければならない。図-6 は 図-5 からえられた L₁₀ の減少を、延長の長い壁高 1 m, 2 m, 3

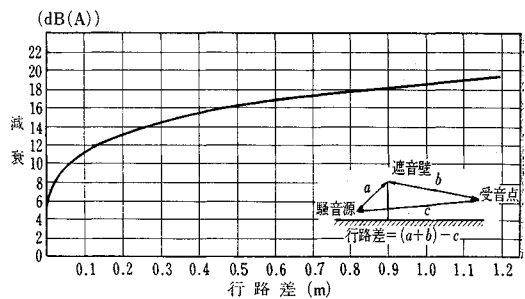


図-5 非常に長い遮音壁による L₁₀ の減衰

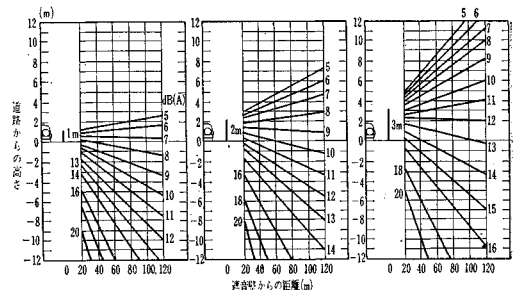


図-6 非常に長い遮音壁による L₁₀ の減衰

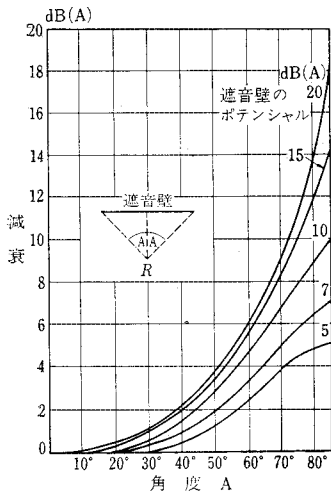


図-7 部分遮音壁の作用 L_{10}

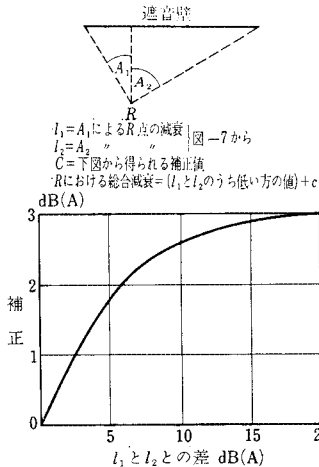


図-8 非対称部分遮音壁による減衰の計算

m のおおのの遮音壁に対してプロットしたもので設計上有効に用いられる。道路より低い受音点は高架の高速道路または道路面より低い敷地に対して適用する。壁は有効な交通騒音源から 25 m の位置にあるものと仮定しているが、これは適当な幅の中央分離帯をもった 6 車線道路で、騒音源が壁から最遠の車線上にあるものと安全側に仮定している。この図を用いるための壁の長さは受音点から壁の端までの距離が壁までの最短距離の少なくとも 10 倍になるようなものとする。壁がこれより短い場合で受音点が壁の両端から等距離にある場合の、同じ設計の長い壁のもつ固有の減衰効果に対する補正值は図-7 から得られる。受音点から壁の両端までの距離が等しくないときのネットの減衰値は、図-5~7 を用いて両端に対する角度のそれぞれに対して求められた減衰値の差をもとにして、図-8 から得られた補正值を低い方の値に加えることにより求めることができる。非対称部分遮音壁の 1 例として、図-9 で高さ 3 m、延長 200 m の遮音壁に対して、壁の一端から 30 m の位置で 30 m 離れて路上 2 m の高さにある受音点を仮定する。非常に長い遮音壁の受音点に対する減衰は図-6 から 12 dB(A) となり、壁のポテンシャル 12 dB(A) における角

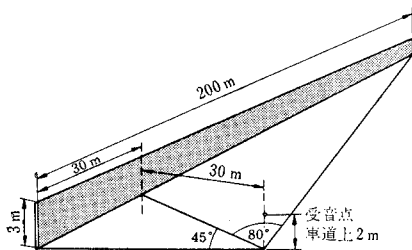


図-9 非対称部分遮音壁の例

度 45°, 80° のときの減衰値 2.5 dB(A), 10 dB(A) を図-7 から求め、この差 7.5 dB(A) を図-8 に用いて補正值 $c=2$ dB(A) が得られる。したがって、ネットの減衰は $(2.5+2)$ dB(A) = 4.5 dB(A), すなわち約 5 dB(A) となり、同じ設計の長大遮音壁の減衰 12 dB(A) よりかなり効果が小さくなる。建物自体も遮音体として用いられ、その効果は前述の方法によって計算することが可能である。しかし、道路から離れた建物正面で平均して 15 dB(A) 以下の減衰効果しか期待できない。一般に信じられているのとは異なり、樹木のベルトはかなり広く密生していなければ遮音壁としての効果は少ない。

10 dB(A) の減衰効果を得るためには、樹木やしげみが年間を通じて保護育成されるものとして、その大部分が常緑でなければならない。新しい樹木が生長するには時間がかかるので、新しい樹木のベルトを住宅近くを通る高速道路の騒音問題に対する一つの解決策と考えることは現実的とはいえない。

(4) 断音

断音されていない住宅で窓がなかば開かれた状態でも、窓から遠ざかった位置での内部騒音レベルは、外部のそれよりも少なくとも 10 dB(A) は減衰する必要がある。屋外騒音レベルの上限値 70 dB(A) が得られなければ、完全な解決策とはいえないにしても、構造に断音性をもたせるよう改造することによって音響上の環境を満たすことができる。建物の正面を騒音から保護するためには窓をしめ切ること、もし必要ならば二重窓にすることが基本的に必要になるが、その結果換気上の問題が生ずる。強制換気が行なわれれば換気口やファン、モーターからの騒音を減らしたり押えたりする必要がある。

表面波の非線型干渉による 内部波の共振励起

"Resonant Excitation of Internal Waves by Non-Linear Interaction of Surface Waves"
Brekhovskikh, L.M., Goncharov, V.V., Kurtepov, V.M. and Naugolnykh, K.A.
Izvestiya, Atmospheric and Oceanic Physics,
Vol. 8, No. 2, February (1972)

本論文においては、成層状態をなす流体上で表面波が

非線型干渉を起こした場合の内部波の共振について、理論的取り扱いがなされている。流体を非圧縮性と仮定し Navier-Stokes の式、質量保存の式、および連続の式を、Purterbation 法を用い、流体の垂直速度 W について第2近似まで解いてある。第1近似の方程式 (1) は、微小振幅表面波による垂直速度 W_1 によって充たされるので、第1近似波として、異なる波数ベクトル $\mathbf{k}_1, \mathbf{k}_2$ および周波数 ω_1, ω_2 をもつ2つの微小振幅表面波を考え (式 (2)), これを第2近似の方程式に代入することにより、第2近似波 (内部波) による垂直速度 W_2 が求められている (式 (3))。

$$D^2 \left(\nabla^2 - \mu \frac{\partial}{\partial Z} \right) W_1 + \mu g \nabla^2 W_1 = 0$$

$$D^2 \frac{\partial W_1}{\partial Z} - g \nabla^2 W_1 = 0 \quad (Z=0)$$

$$W_1 = 0 \quad (Z=-H) \dots\dots\dots (1)$$

$$\zeta_1 = a_1 e^{k_1 z} \sin(\mathbf{k}_1 \cdot \mathbf{r} - \omega_1 t) + a_2 e^{k_2 z} \sin(\mathbf{k}_2 \cdot \mathbf{r} - \omega_2 t) \dots\dots\dots (2)$$

$$D^2 \left(\nabla^2 - \mu \frac{\partial}{\partial Z} \right) W_2 + \mu g \nabla^2 W_2 = -\mu e^{\kappa Z} B D \nabla^2 e^{i\mathbf{q} \cdot \mathbf{r} - i\Omega t}$$

$$D^2 \frac{\partial W_2}{\partial Z} - g \nabla^2 W_2 = B D \nabla^2 e^{i\mathbf{q} \cdot \mathbf{r} - i\Omega t} \quad (Z=0)$$

$$W_2 = 0 \quad (Z=-H)$$

$$W_2 = \frac{\partial W_2}{\partial t} = 0 \quad (t=0) \dots\dots\dots (3)$$

ここで

$$\nabla^2 = \left(\frac{\partial}{\partial x} \cdot \frac{\partial}{\partial y} \right), \quad D = \frac{\partial}{\partial t}, \quad \mu = -\frac{d}{dZ} (\ln \rho_0)$$

$$\kappa = |\mathbf{k}_1| + |\mathbf{k}_2|, \quad \mathbf{q} = \mathbf{k}_2 - \mathbf{k}_1, \quad \Omega = \omega_2 - \omega_1$$

$$B = 2 \frac{a_1 a_2}{\omega_1 \omega_2} \cos^2 \frac{\theta}{2}$$

解は式 (3) を r と t に関して Fourier 変換した方程式の解を逆変換した形で与えられている。その結果は波数ベクトルの組 $\mathbf{k}_1, \mathbf{k}_2$ に対して周波数 ω_1, ω_2 が適当な関係をもてば、内部波のメカニズムに共振し、波数ベクトル $(\mathbf{k}_2 - \mathbf{k}_1)$ 、周波数 $(\omega_2 - \omega_1)$ をもち、振幅が時間 t に比例して増大する内部波が発生するという結論が得られている。

次に、密度の垂直分布が適当に仮定された2つの海洋成層モデルについて計算が行なわれている。ひとつは無有限水深の場合で、温度躍層を考慮し、上層を一定密度、中間層を exponential 型の密度分布、それより深い部分を一定密度としている (図-1)。計算結果は、波数ベクトル $\mathbf{k}_1, \mathbf{k}_2$ のなす角 θ がある値をとるときに内部波の振幅の増加率は最大となり、また、温度躍層がより深い場合に振幅最大増加率を与える θ は小さくなり、増加率も減少することを示している (図-2)。いまひとつのモ

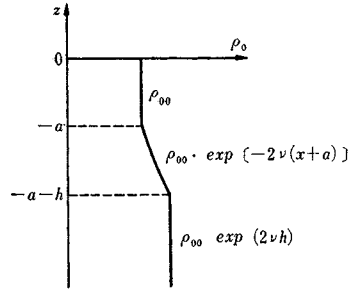


図-1

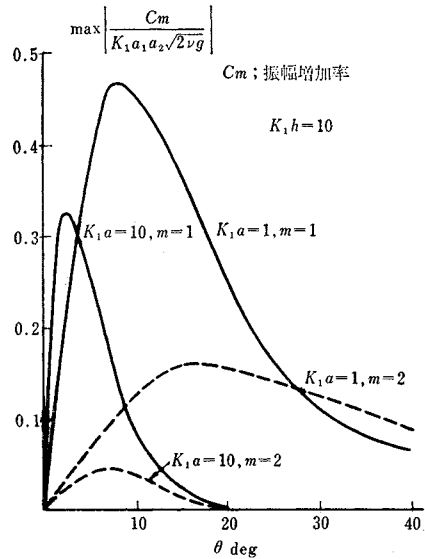


図-2

デルは有限水深で、上層を一定密度、下層を exponential 型の密度分布としている (図-3)。このモデルを使って Boussinesq 近似法による計算結果との比較がなされており、振幅最大増加率およびそれを与える θ の値がかなり異なることが示されている。

この理論式の適用範囲については、内部波のエネルギーが表面波のそれに比べて小さいという条件のもとに概念的に述べられているが、明確ではない。また、実験、観測による実証は行なわれていない。

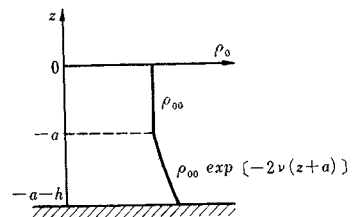


図-3