

土中型プレキャストコンクリートガードフェンスの衝撃模型実験と衝撃応答解析

小林一隆¹・奥田将樹²・石川信隆³・太田俊昭⁴

¹正会員 日本サミコン株式会社 技術部研究開発課 (〒950新潟市弁天橋通1-8-23)

²学生会員 防衛大学校 理工学研究科学生 (〒239横須賀市走水1-10-20)

³正会員 工博 防衛大学校教授 土木工学科 (〒239横須賀市走水1-10-20)

⁴正会員 工博 九州大学教授 工学部建設都市工学科 (〒812福岡市東区箱崎6-10-1)

本研究は、車両の衝突による土中型プレキャストコンクリートガードフェンス (PGF) の衝撃挙動を明らかにすることを目的とし、まずPC鋼棒によって連結された土中型PGFを対象として、振り子式衝撃実験装置を用いた衝撃模型実験を行い、その緩衝効果と衝撃挙動を明らかにした。次に、剛体ばねモデルを用いた衝撃応答解析を行い、土中型PGFの衝撃挙動および衝突体の受ける加速度について衝突模型実験結果との比較検討を試み、最後に、実際のPGFへの適用性についても検討したものである。

Key Words : precast concrete guard fence, impact test, impact response analysis

1. 緒言

近年、交通量の増加や車両の大型化および高速化に伴い、車両の路外および対向車線への逸脱による事故が増加している。このような事故に対処するには、剛性の高い防護柵が有効であり、欧米ではプレキャストコンクリート製ガードフェンス (以下、PGFと呼ぶ) が広く普及している^{1)・2)}。国内においても、高速道路や自動車専用道路を中心に試験施工が行われており、基準化等の調査研究活動が進められている。しかしながら、未だ明確な基準等は確立されておらず、普及するまでには至っていない。

一般に、ガードフェンスには固定型と緩衝型と呼ばれるタイプがあり、海外においてこれらのPGFが用いられてきた。固定型とは、基礎コンクリートとPGFをアンカーで一体化し、車両の衝突に対してフェンスの移動を完全に制御するもので、主としてアメリカで普及している。一方、緩衝型は、ガードフェンスを基礎上で自由に移動できる構造にしておき、衝突した車両とともに移動することにより、衝撃力を和らげようとするもので、主としてイタリアで使用されている。我が国においても、平成3年に実車実験³⁾が行われ、いずれの型もガードフェンスとして要求される性能を

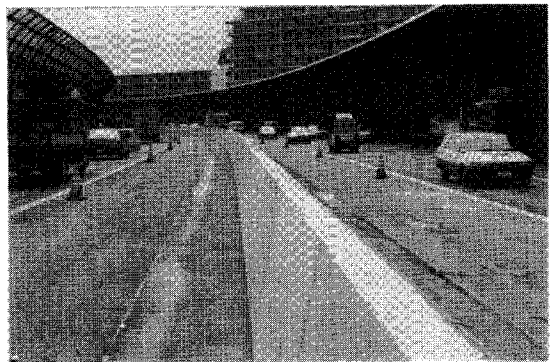


写真-1 土中型PGF設置例

十分に満足していることが確認された。しかし、緩衝型PGFは、大型貨物車が衝突した場合に最終移動量がやや大きく、許容移動余裕幅の小さい中央分離帯では、移動したPGFが対向車線を侵す可能性があることがわかった。

現在、このような結果を踏まえて、特に基礎等を設けず、基礎一体型のPGFを土中に埋めこむことによって、PGFの移動制御と衝撃力の緩和効果を同時に満足させる土中型PGFが提案されている。この土中型PGFは、いくつかのPGF単体をPC鋼線で連結

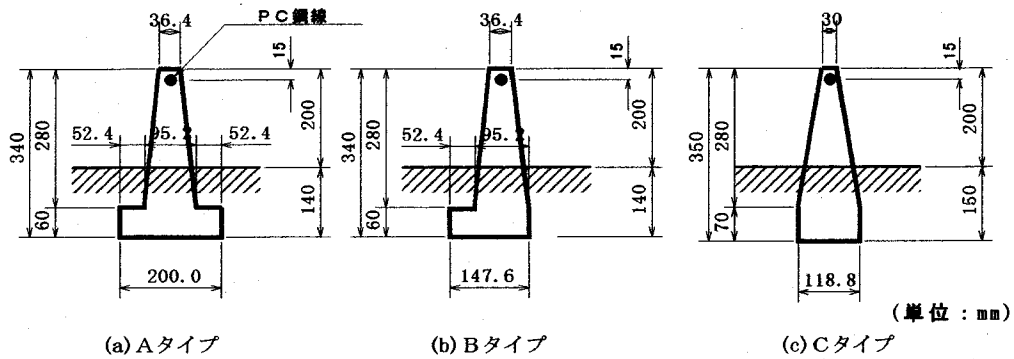


図-1 供試体の形状・寸法

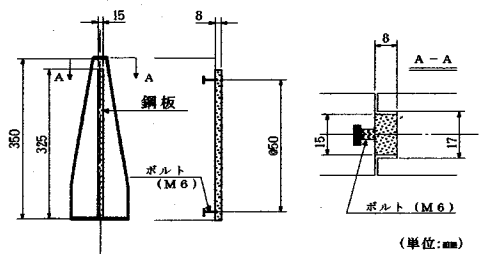


図-2 せん断キーの形状・寸法

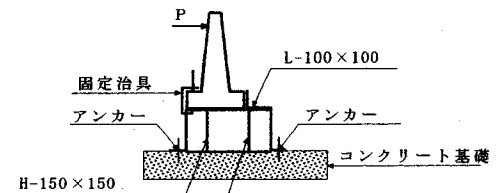


図-3 固定型PGFの概要図

させたもので、固定型のように基礎コンクリートにボルト締めすることもないので、施工が容易なうえ、さらに緩衝型に比べ、移動量も少ないために施工後の維持補修の経済性という点でも期待されている。この土中型PGFについても、平成5年⁴⁾および6年に行われた実車実験において、そのガードフェンスとしての性能や安定性が確認されている。しかし、設計法の提案等は実験値に依存するところが大きく、汎用性のある解析法については、これからの研究課題とされている。

写真-1は、京葉自動車道の重交通量地帯において設置された土中型PGFの例であり、高剛性の防護柵を設置することにより、車両の衝突による破損や、対向車線に逸脱するような重大事故を防止しようとしたものである。

本研究に先立ち、筆者ら⁵⁾は土中型PGFの単体に関する衝撃模型実験と衝撃応答解析を行い、PGF単体の衝撃挙動について基礎的考察を試みた。その結果、PGF単体の挙動は衝突速度が速くなると平行移動よりも回転変位が卓越することが認められた。また、地盤ばね一質点系を用いた衝撃応答解析により実験結果を比較的よくシミュレートできることも確認した。

本研究は、上記の研究結果を踏まえて、さらにPC鋼線で連結した土中型PGFの衝撃挙動を解明しようとしたものである。まず衝撃模型実験は緩衝効果(モ

デル車両の受ける加速度)と衝撃挙動を明らかにするために、連結した土中型PGFを被衝突体とし、先端に緩衝性能を模擬した発泡スチロールを取り付け、車両をモデル化したコンクリート塊を衝突体として、振り子式実験装置を用いて行った。次に、多質点系の剛体ばねモデルを用いて、連結した土中型PGFの衝撃応答解析を行い、衝撃を受けた際のPGFの移動量や車両の受ける加速度を求め、実験結果と比較検討することによりその妥当性を検証した。最後に、実際に設置されたPGFに対して本法を適用し、本法の応用性についても検討したものである。

2. 実験の概要

連結した土中型PGFに車両が衝突した場合、問題となるのは次のような項目である。

- PGFの変形量
- 車両の受ける加速度
- PGF本体の応力
- 連結用PC鋼線の応力

ここでは、土中型PGFの形状によって上記の項目がどのように変化するかを実験的に検証し、それらの挙動を明確にすることを目的として衝撃実験を行った。また同時に静的実験も行い、その荷重～変位関係も求めた。

表-1 コンクリートの配合

W/C (%)	粗骨材率 (%)	単位重量(kgf/m ³)				スラブ (cm)	圧縮強度 (kgf/cm ²)
		水	セメント	細骨材	粗骨材		
38.5	39.8	161	419	679	1059	15	400

ただし、1kgf/m³=9.8N/m³、1kgf/cm²=0.098MPa

表-2 PC鋼線の機械的性質

線径 (mm)	断面積 (mm ²)	重量 (kgf/m)	引張強度 (kgf/mm ²)	降伏点応力度 (kgf/mm ²)	許容引張応力度 (kgf/mm ²)		
					プレストレッシング中	プレストレッシング直後	使用状態
φ 5	19.64	0.154	165(3250)	145(2850)	131(2565)	116(2275)	99(1950)

() 内の数字はそれぞれの荷重(kgf)を示す。ただし、1kgf=9.8N、1kgf/mm²=9.8MPa

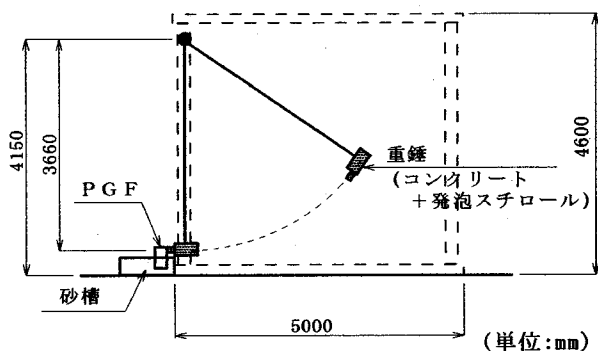


図-4 振り子式実験装置



写真-2 衝撃模型実験概要

(1) 供試体

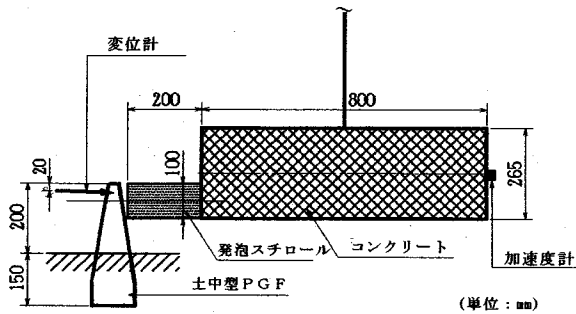
供試体形状は、図-1に示すような土中型PGFとして現在提案されている3タイプを使用した。すなわち、両側にフーチングを有するAタイプ、片側のみにフーチングを有するBタイプ、およびフーチングのない単スロープ型と呼ばれているCタイプである。奥行きについてはすべて1.0mである。また、供試体寸法は実物の1/5のスケールとしたため、重量は実物の1/5³となっており、それぞれAタイプは84.2kgf、Bタイプは76.1kgf、Cタイプは80.0kgfである。さらに、構造的には実物の鉄筋量の1/5程度を配筋したRC構造とし、コンクリートの設計基準強度は実物と同じ400kgf/cm²とした。用いたコンクリートの配合を表-1に示す。

各供試体の接合部は、図-2に示すようにせん断キーと呼ばれる凹凸でかみ合う構造となっている。せん断キーは実物においては、鉄筋コンクリート構造となっているが、模型ではその寸法が小さいために鋼板を用いるものとした。実験用PGFは、これらの供試体を19個並べた後に、天端から15mmの位置に配置したPC鋼線を緊張することにより連結構造とした。ここで、実物のPGFではPC鋼棒はSBPR930/1080、φ=26mm(断面積530.9mm²)を用いて初期緊張力として25tf

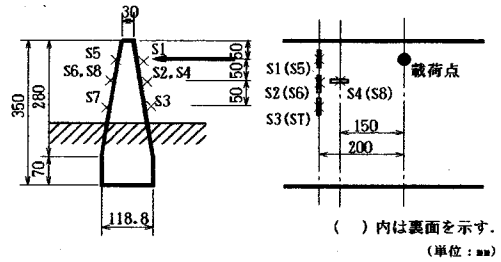
(降伏点荷重50.4tfの1/2)を導入しているので、模型においては、PC鋼線をSWPR1、φ=5mm(断面積19.63mm²≒530.9×(1/5²))とし、初期緊張力を1.5tf(降伏点荷重2.85tf×1/2)とした。表-2に実験に用いたPC鋼線の機械的性質を示す。また、図-3のようにAタイプのフーチングを固定することによって、固定型PGFの実験も行うものとした。

(2) 実験装置

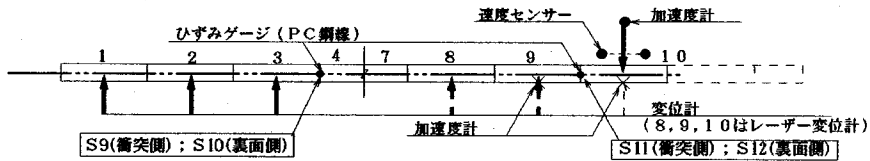
一般に、車両によるPGFへの衝突は車線方向に対し20°の角度の斜め衝突とされているが、ここでは斜め衝突のうち、PGF側にとって最も危険となる垂直成分のエネルギーのみを考慮した振り子式衝突実験を行うこととした。すなわち、振り子式実験装置を用いた衝撃模型実験の概要を図-4および写真-2に示す。重錘は総重量20tfの大型貨物車両を1/5の縮尺でモデル化するものとした。すなわち、重量は160kgf(=20.0tf/5³)のコンクリート塊で模擬し、バンパー等のクッション性能は、先端に発泡スチロールを付けることで模擬するものとした。衝突速度は衝突車両の運動エネルギーがすべてPGFの剛体運動による吸収エネルギーに変換されるものとして、次の相似則を用いて算出するものとした^{6)・7)}。



(a) 測定概要図 (側面図)



(b) PGFひずみゲージ位置



(c) 測定概要図 (平面図)

図-5 測定項目概要図

$$\frac{V'}{V} = \sqrt{\frac{l'}{l}} \quad (1)$$

ここに、 V' : 実物車両速度
 V : モデル車両速度
 l' : 実物PGF長さ
 l : モデルPGF長さ

よって、実物車両の衝突条件を、衝突速度100km/h、PGFへの進入角度 20° とすると、モデル車両のPGF垂直方向速度成分は次のようになる。

$$V = \frac{100000}{3600} \times \sin 20^\circ \times \frac{1}{\sqrt{5}} = 4.1 \text{ m/sec} \approx 4.0 \text{ m/sec}$$

また、この時の振り子の振り上げ高さは 0.816m ($=V^2 / (2 \times g) = 4.0^2 / (2 \times 9.8)$)とし、重錘の衝突中心位置はPGFの上端から5cmとした。

なお、土としてはコンクリート用細骨材(砕砂)を使用し、毎回実験後に一旦除去してPGF設置時に振動プレートを用いて締め固めるものとした。ところで、実際のPGFを中央分離帯に設置する場合、路盤工を切削しPGFを設置した後に、埋め戻し土を機械によって転圧するか、舗装を敷設するので地盤の強度は実験時よりも大きくなる。例えば、実験時の平板載荷試験による鉛直方向地盤反力係数は 4.2 kgf/cm^3 程度であり、実際の締まった砂質土の値に対して半分程度の値を示している。しかし、本実験においては変位量を大きく表し、土の影響を顕著にするために、均一な材料

を用いて比較的柔らかい土による実験を行うものとした。

測定項目は、図-5に示すとおりである。すなわち、モデル車両側は速度センサー(キエンス・FS-L50)による衝突速度と、加速度計(容量200G)による加速度を測定した。また、PGF側は加速度計(容量200G)による加速度、レーザー変位計(測定範囲 $\pm 100\text{mm}$)と作動トランス式変位計(容量50mm)による天端変位とひずみゲージ(ゲージ長60mm, 3mm)によるPGFおよびPC鋼線のひずみとした。各データは、動ひずみ計とAD変換ボードを介して測定した。

また、静的実験は19個並べたPGFの中央部(10番目)を油圧ジャッキで押し、ロードセル(容量2tf)による荷重と各PGFの天端変位を、静的ひずみ測定器を用いて測定するものとした。

(3) 実験ケース

実験は、表-3に示すように土中型の3タイプの供試体に対して静的および衝撃実験を行い、固定式PGFについては衝撃実験のみを行った。なお、衝撃実験は結果のばらつきを考慮し、2回ずつ行うものとした。

3. 実験結果および考察

(1) 静的実験における荷重～変位関係

図-6は、静的実験における載荷点位置の荷重～変

表-3 実験ケース一覧表

ケース No.	PGF タイプ	衝突速度 V (m/sec)
1	固定	4.0
2	A	静的
3	A	4.0
4	B	静的
5	B	4.0
6	C	静的
7	C	4.0

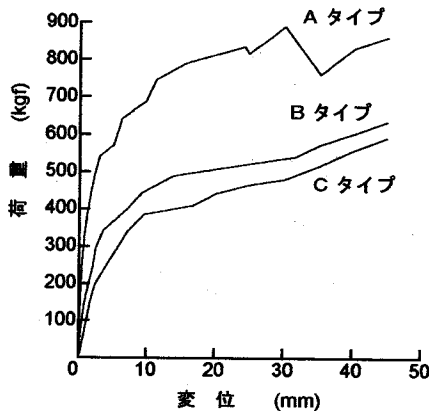


図-6 静的載荷時の載荷点における荷重～変位関係 (1kgf=9.8N)

位関係である。単体実験⁵⁾においては軟化型の弾塑性傾向を示していたが、図より、PC鋼線によって連結されたPGFは、各タイプとも硬化型の弾塑性挙動を示していることがわかる。これは、連結された19個のPGFが、背面や衝突側の土が降伏した後も、全体で抵抗しているためと考えられる。また、AタイプはBタイプやCタイプに比べて、同一変位において約1.5倍の荷重が得られた。これは、衝突側および裏面側のフーチング上の土の重量の効果によって、転倒に対する抵抗モーメントが大きくなったためと思われる。図-7は、載荷点PGFの変位が45mmに達したときの各PGFの変位分布を示したものである。これより、A、B、Cのいずれのタイプにおいても中心の5個のPGFの変位が突出しており、No.10の変位はNo.7の変位の約6倍に達していることが読みとれる。つまり、この部分のPGFに荷重が集中して作用していることがわかる。ただし今回の実験においては、連結用PC鋼線に1.5tfの緊張力を与えることによって各PGFを一体化させているために、このような変位分布となった。しかし、例えばこの緊張力の大きさを増加させると、全体の剛性も増大するので、この変位分布

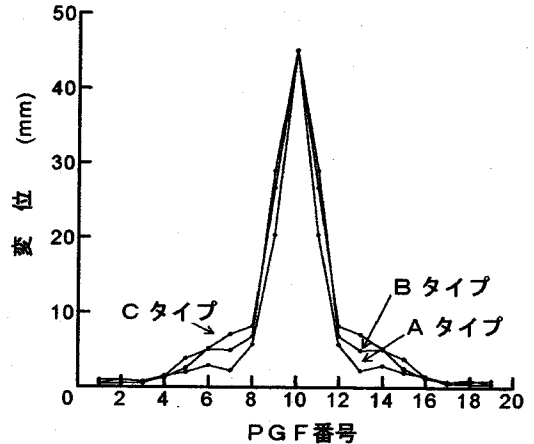


図-7 静的載荷時の変位図

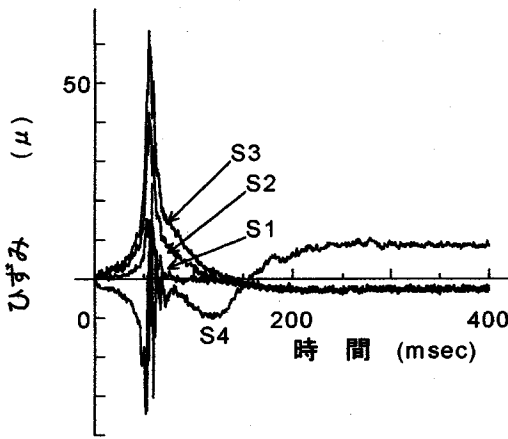
も小さくなるものと思われる。これについては別途量的検討を行う予定である。

(2) 衝突時のPGF本体およびPC鋼線のひずみ

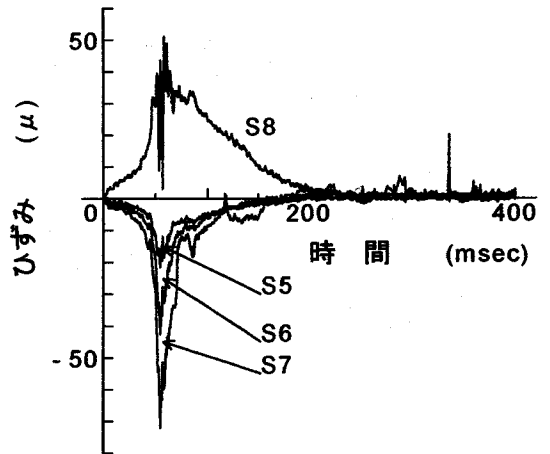
図-8に、実験ケースNo.3における衝突点PGF本体に生じたひずみ～時間関係を示す。この図より衝突直後にPGFの衝突面側では、車線方向に直角に貼ったゲージ(S1, S2, S3)には当初引張応力が生じており、平行に貼ったゲージ(S4)には圧縮応力が生じていることがわかる。また、裏面側では逆の応力分布を示している。つまり衝突点のPGFは、鉛直方向には土中部を固定端とした片持ち梁のような曲げ変形を生じており、一方、車線方向には連結部を支点とした梁のような曲げ変形を生じているものと思われる。しかし、最大ひずみは約70 μ であり、コンクリートのひび割れ限界値の200 μ 以下であるため、クラックは生じていない。すなわち、車両の衝突に対してPGFは、ひび割れや破壊を起こすことなく、ほぼ弾性挙動を示していると言える。なお、図-8(a)の残留ひずみがS1, S2, S3において圧縮の値を示し、S4において引張の値を示している。これは、重錘の衝突によってアンボンド状態のPC鋼棒の位置がシース内で移動したために、プレストレスによる応力状態が初期条件と変化したためと思われる。

図-9に、実験ケースNo.3におけるPC鋼線に生じたひずみ～時間関係を示す。これより、衝突点より離れた点(S9, S10)では一様に引張応力が働くが、衝突点近傍(S11, S12)では衝突時(100msec後)にひずみがほぼ対称となっているので、曲げひずみが作用していることがわかる。しかし、その最大値は1200 μ 程度で、PC鋼線の破断ひずみ(8250 μ)よりはるかに小さく安全であることがわかる。

これらの傾向はすべての実験ケースにおいて認めら



(a) 衝突面



(b) 背面

図-8 PGFのひずみ～時間関係
(Aタイプ, V=4.0m/sec)

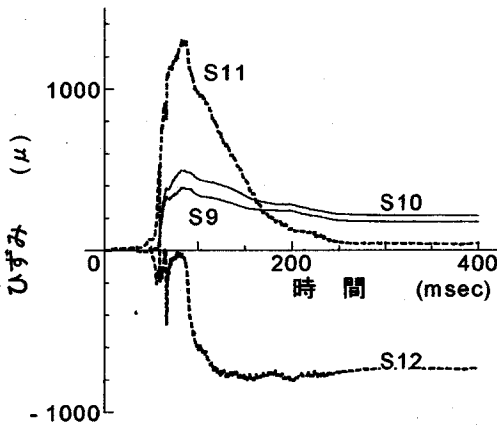


図-9 PC鋼線のひずみ～時間関係
(Aタイプ, 4.0m/sec)

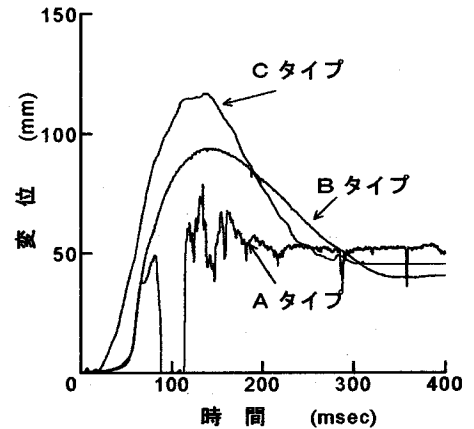


図-10 衝突点PGFの変位～時間関係

れ、PC鋼線については破断等が生じないことが確認された。

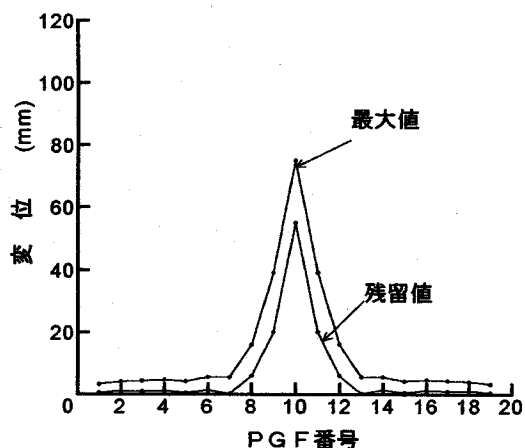
(3) 変位～時間関係

図-10に衝突点のPGFの変位～時間関係を示す。これより、PGFの最大変位はC、B、Aタイプの順に大きくなっていることがわかる。また、残留変位はA、C、Bタイプの順に大きくなっているが、その大きさは40～50mm程度である。ここで、実験で得られた残留変位は、主にPGFの水平移動量を表しているものと考えられる。これは土の抵抗力によって決定される値であり、今回の実験においては各供試体の土中への埋め込み深さが一定であったために、大きな差が生じなかったものと思われる。また、最大変位と残留変位の差は主にPGFの回転変位の戻り量と考えられるが、実験において回転変位を測定しなかったために定

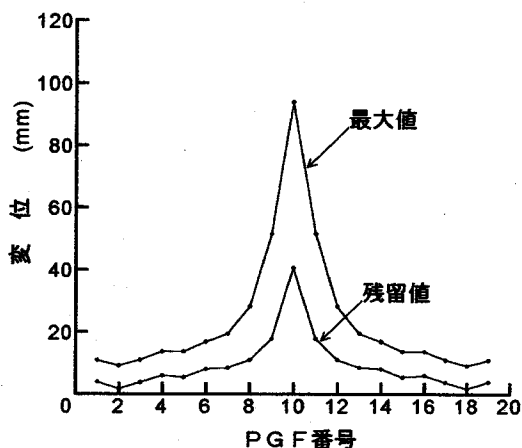
量的に評価することは困難である。しかし、定性的にはビデオによる観察からAタイプのPGFの回転変位が小さく、Cタイプの回転変位が大きいことが確認された。また、形状からもこのような特性が推測されるが、定量的な判断は今後の研究課題とする。

(4) PGF変位分布

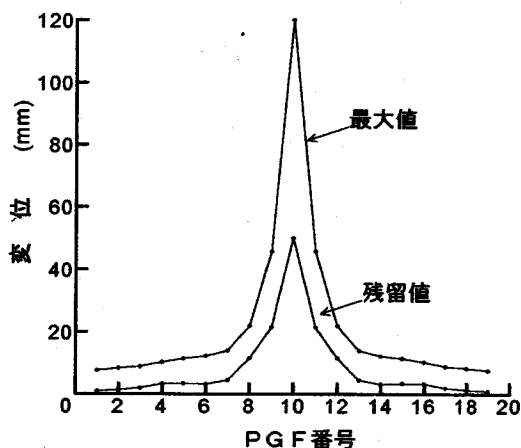
図-11に各タイプの最大および残留変位分布を示す。これより、Cタイプが最も衝突点の最大変位が大きく現れていることがわかる。また、各タイプの形状の相異にかかわらず、全範囲にわたって残留変位が最大変位よりも減少しているが、衝突点の戻り量はA、B、Cタイプの順に小さくなっている。さらに、各タイプとも中央部の5つ (No.8, 9, 10, 11, 12) にPGFの変位が集中していることも認められる。表-4にCタイプのPGFの各変位と、変位の総和でPGFの各変



(a) Aタイプ



(b) Bタイプ



(c) Cタイプ

図-11 PGFの変位分布図

表-4 PGFの変位一覧表 (Cタイプ)

PGF No.	最大変位 (mm)	変位分配率 (%)	残留変位 (mm)	変位分配率 (%)
1	7.6	1.9	1.0	0.7
2	8.3	2.1	1.4	0.9
3	8.8	2.2	2.0	1.3
4	10.2	2.6	3.3	2.2
5	11.5	2.9	3.4	2.2
6	12.2	3.0	3.1	2.0
7	13.9	3.5	4.4	2.9
8	21.9	5.5	11.5	7.5
9	45.7	11.4	21.5	14.0
10	120.0	29.9	50.0	32.6

位を除いた値 (変位分配率と呼ぶ) を示す. この表からも中央の5つのPGF (No. 8~12) において変位が集中していることがわかる. この傾向はA, Bタイプについても同様であった. したがって, 今回の実験結果からは, PC鋼線で連結されたPGFに車両が垂直に衝突した場合, その衝撃力は衝突点を中心とする5つのPGFで分担されることがわかる. ただし, 今回の実験において, 衝突時に衝突点近傍の接合部においてせん断キーの凹部が破壊し, 十分なせん断力の伝達がなされていないなかったために, 実際のPGFの挙動とは異なっているものと思われる. また, PC鋼線の緊張力や土中への根入れ深さ等も, 変位分布を決定する大きな要因になるとと思われるが, これらの影響については, 今後の検討課題とする.

(5) 衝突車両の加速度

図-12に衝突車両の加速度~時間関係 (A, Bタイプは2回目, Cタイプは1回目) を示す. また表-5に最大加速度を示す. 実験は各タイプにつき2回ずつ行った結果, 一部の実験では振り子の衝突後に発泡スチロールが局部的に破損した例があったが, 最大加速度までの加速度~時間関係はほぼ同じ傾向を示した. また, 最大加速度については土の締め固め条件の相違等から, 1回目と2回目ではばらつきが見られるが, ここでは平均値について検討を行うものとした. これより, 土中型PGFに衝突した車両の衝撃力は, 固定型の4~5割程度に低減されていることがわかる. また, 土中型PGFを比較した場合, A, Bタイプはあまり差がないが, Cタイプの加速度がAタイプよりも約30%程度低減されていることが認められる. これは, Cタイプの回転変位が大きいため, 車両の衝撃力が低減されたためと思われる.

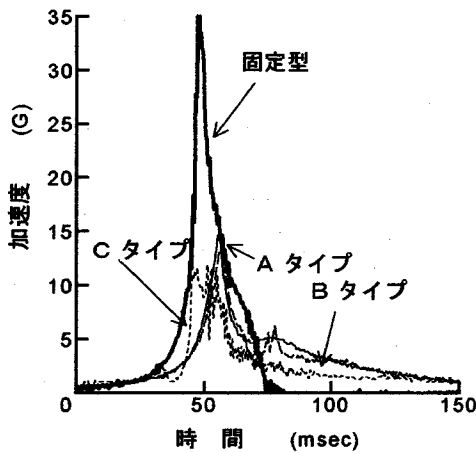
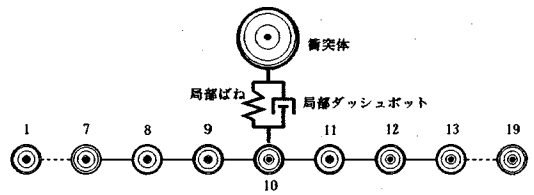
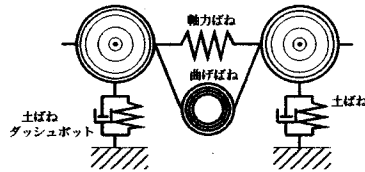


図-1 2 車両の加速度～時間関係



(a) 離散化モデル



(b) 剛体ばね要素

表-5 車両の最大加速度一覧表 (単位; G)

供試体タイプ	1回目	2回目	平均
固定型	27.0 (1.0)	37.0 (1.0)	32.0 (1.0)
A	16.5 (0.61)	14.0 (0.38)	15.3 (0.48)
B	16.0 (0.59)	13.7 (0.37)	14.9 (0.47)
C	12.0 (0.44)	---	12.0 (0.38)

() 内の値は固定型との比率を表す

図-1 3 解析モデル

(1) 解析モデル

解析モデルは、図-1 3 に示すように1個のPGFを1質点と想定し、19個のPGFをそれぞれの質点間に軸力ばねと曲げばねを有する剛体質点の離散化モデル⁸⁾に置換し、車両とPGF間は局部ばねと局部ダッシュポットで置き換えるものとした。なお、各PGF間のせん断力については、質点間において完全に伝達されるものとして解析を行った。また、各PGFの背面には、図-1 3 (b)のように土をモデル化した圧縮方向のみに働く土ばねおよび土のダッシュポットを設けた。

4. 解析の概要

土中型PGFは、移動制御や施工性という観点から、固定型および緩衝型PGFに比べ優れている。また、前述の実験結果からは、両側にフーチングを有するAタイプが最大移動量の制御に効果があることや、車両の受ける加速度の低減にはCタイプが効果的であることが確認された。

さて、実験結果よりPGF本体や連結用PC鋼線が破壊に対して十分安全であり、PGF本体は剛体として挙動していると判断することができた。よって、ここでは、連結PGFを剛体ばねにモデル化したうえで、背面の土を考慮に入れた衝撃応答解析法の開発を試み、衝突時の最大変位の分布や車両の受ける加速度を算定する。また、この衝撃応答解析結果を実験結果と比較することにより、本解析法の妥当性を検証し、さらに、この解析法を用いて実際に設置されたPGFの衝撃挙動のシミュレーションを行った。また最後に、本解析法の問題点と今後の課題についても若干の考察を加えるものである。

(2) 解析の基本式

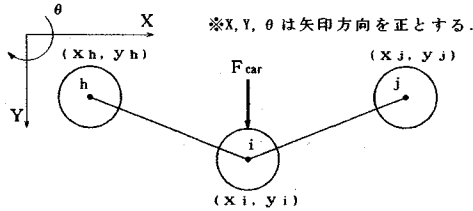
図-1 3 のようにモデル化したPGFに対する基本式は、図-1 4 の変形図を参照にして*i*質点を例にとると以下のように導かれる。ここで、隣接した質点の重心位置を結んだ軸線方向を法線方向と呼ぶ。まず、微小時間 Δt における*i*-*j*質点間の法線方向相対変位は、次のように表される。

$$\Delta u_{ni} = (\Delta x_i - \Delta x_j) \cos \beta_{ij} + (\Delta y_i - \Delta y_j) \sin \beta_{ij} \quad (2)$$

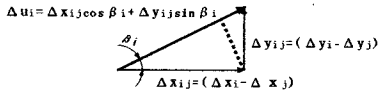
$$\text{ここに、} \beta_{ij} = \tan^{-1} \left\{ \frac{y_j - y_i}{x_j - x_i} \right\} \quad (3)$$

ただし、 Δu_{ni} :微小時間 Δt における*i*-*j*質点間法線方向相対変位、 β_{ij} :時刻*t*の*i*質点と*j*質点との相対回転角、 x_i, y_i :時刻*t*の*i*質点の*x*座標、*y*座標、 x_j, y_j :時刻*t*の*j*質点の*x*座標、*y*座標、 $\Delta x_i, \Delta y_i$:*i*質点の*x*座標、*y*座標の前時間からの座標変化量、 $\Delta x_j, \Delta y_j$:*j*質点の*x*座標、*y*座標の前時間からの座標変化量。

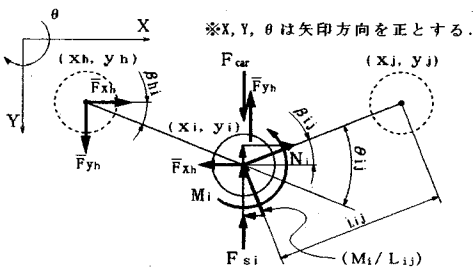
また、*i*質点の回転角は図-1 4 (c)を参照に次の式



(a) PGFの変形図



(b) 法線(軸線)方向の相対変位の算出方法



(c) i 質点の回転角と力のつり合い図

図-14 PGFの変形と力のつり合い図

によって算出される。

$$\theta_{ij} = -\beta_{hi} + \beta_{ij} = -\tan^{-1} \left[\frac{y_i - y_h}{x_i - x_h} \right] + \tan^{-1} \left[\frac{y_j - y_i}{x_j - x_i} \right] \quad (4)$$

ただし、 θ_{ij} : i 質点の回転角、 β_{hi} : 時刻 t の h 質点と i 質点との相対回転角、 x_h, y_h : 時刻 t の h 質点の x 座標、y 座標。

以上より、時刻 t における軸力および曲げモーメントは次式より算出できる。

$$N_i = N_i(t-\Delta t) + K_n \cdot \Delta u_{ni} \quad (5)$$

$$M_i = K_m \cdot \theta_{ij} \quad (6)$$

ただし、 N_i, M_i : i 質点に作用する軸力および曲げモーメント、 $N_i(t-\Delta t)$: 前時間に i 質点に作用していた軸力、 K_n, K_m : 軸力および曲げばね定数。

次に、i 質点に作用する軸力および曲げモーメントを用いて、i 質点の x、y 座標方向の作用力がそれぞれ次式のように算定される。

$$F_{xi} = N_i \cos \beta_{ij} \quad (7)$$

$$F_{yi} = N_i \sin \beta_{ij} + (M_i / L_{ij}) \cos \beta_{ij} \quad (8)$$

ただし、 F_{xi}, F_{yi} : i 質点に作用する x 方向および y 方向の合力、 L_{ij} : ij 質点間の距離。

さらに、背面土による作用力と h 質点に作用する反力を加算することにより、i 質点の時刻 t における総作用力を算出することができる。

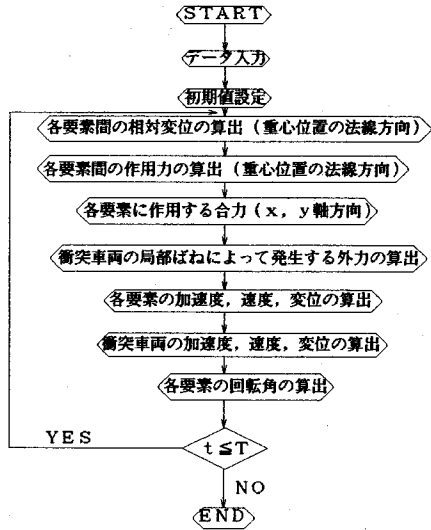


図-15 解析フローチャート

$$\bar{F}_{xi} = F_{xi} + (-\bar{F}_{xh}) \quad (9)$$

$$\bar{F}_{yi} = F_{yi} + (-\bar{F}_{yh}) - F_{si} \quad (10)$$

ここに、 $F_{si} = C_s \cdot \dot{u}_i + K_s \cdot y_i$ (11)

ただし、 $\bar{F}_{xi}, \bar{F}_{yi}$: i 質点に作用する x 方向および y 方向の総作用力、 F_{si} : i 質点に作用する背面土による作用力、 $\bar{F}_{xh}, \bar{F}_{yh}$: h 質点に作用する x 方向および y 方向の総作用力、 K_s, C_s : 背面土のばね定数および減衰係数、 \dot{u}_i : i 質点の変位速度。

一方、時刻 t において車両に作用する衝撃力は次の式を用いて算出することができる。

$$F_{car} = C_{car} \cdot \dot{u}_{cp} + K_{car} \cdot u_{cp} \quad (12)$$

ここに、 $\dot{u}_{cp} = \dot{u}_{car} - \dot{u}_{np}$ 、 $u_{cp} = u_{car} - u_{np}$ (13)

ただし、 F_{car} : 車両に発生する衝撃力、 K_{car}, C_{car} : 車両の局部ばねおよび減衰係数、 u_{cp}, \dot{u}_{cp} : 車両の相対変位および相対速度、 u_{car}, \dot{u}_{car} : 車両の変位および速度、 u_{np}, \dot{u}_{np} : 衝突点 PGF の y 方向変位および速度。

よって、衝突点での総作用力は式(10)の衝突点 PGF の力と式(12)を加え、次のようになる。

$$F_{np} = \bar{F}_{np} + F_{car} \quad (14)$$

ただし、 F_{np} : 衝突点 PGF の y 軸方向総作用力、 \bar{F}_{np} : 式(10)の $i=np$ とした y 軸方向の作用力、 np : 衝突点 PGF 番号。

以上の計算によって、時刻 t における各質点の作用力が算出される。したがって、時刻 $t + \Delta t$ における車両および各質点の加速度、速度および移動量はオイラー法⁹⁾に基づき次の式によって求められることになる。

$$\ddot{U}_{xi} = \frac{\bar{F}_{xi}}{m_i}, \quad \ddot{U}_{yi} = \frac{\bar{F}_{yi}}{m_i}, \quad \ddot{U}_{car} = \frac{F_{car}}{m_{car}} \quad (15)$$

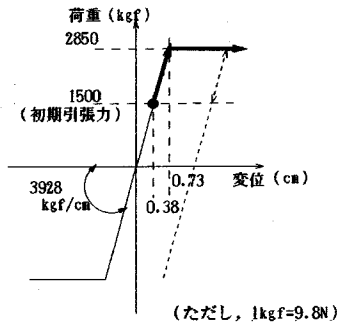


図-16 軸力ばねモデル

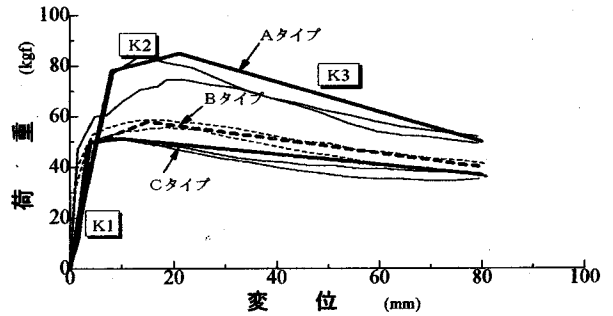


図-17 土ばねモデル
(ただし, 1kgf=9.8N)

表-6 土ばね定数一覧表

PGF TYPE	ばね定数 (kgf/cm)					
	変位範囲 (mm)	K ₁	変位範囲 (mm)	K ₂	変位範囲 (mm)	K ₃
A	0 ≤ δ < 8	97.5	8 ≤ δ < 21	5.4	21 ≤ δ	-5.9
B	0 ≤ δ < 5	100.0	5 ≤ δ < 15	8.0	15 ≤ δ	-2.8
C	0 ≤ δ < 4	125.0	4 ≤ δ < 10	2.2	10 ≤ δ	-2.0

ただし, 1kgf/cm=9.8N/cm

$$\dot{U}_{x_i} = \dot{u}_{x_i} + \ddot{U}_{x_i} \cdot \Delta t, \quad \dot{U}_{y_i} = \dot{u}_{y_i} + \ddot{U}_{y_i} \cdot \Delta t \quad (16)$$

$$\dot{U}_{car} = \dot{u}_{car} - \ddot{U}_{car} \cdot \Delta t$$

$$U_{x_i} = x_i + \frac{\dot{U}_{x_i} + \dot{u}_{x_i}}{2} \cdot \Delta t, \quad U_{y_i} = y_i + \frac{\dot{U}_{y_i} + \dot{u}_{y_i}}{2} \cdot \Delta t \quad (17)$$

$$U_{car} = u_{car} + \frac{\dot{U}_{car} + \dot{u}_{car}}{2} \cdot \Delta t$$

ただし, $\ddot{U}_{x_i}, \ddot{U}_{y_i}, \ddot{U}_{car}$: 時刻 $t + \Delta t$ の i 質点の x, y 方向および車両の加速度, $\dot{U}_{x_i}, \dot{U}_{y_i}, \dot{U}_{car}$: 時刻 $t + \Delta t$ の i 質点の x, y 方向速度および車両の y 方向速度, $\dot{u}_{x_i}, \dot{u}_{y_i}, \dot{u}_{car}$: 時刻 t の i 質点の x, y 方向速度および車両の y 方向速度, U_{x_i}, U_{y_i} : 時刻 $t + \Delta t$ の i 質点の x, y 方向の移動量, x_i, y_i, u_{car} : 時刻 t の i 質点の x, y 方向の移動量と車両の y 方向の移動量, U_{car} : 時刻 $t + \Delta t$ の車両の y 方向の移動量

以上の計算方法のフローチャートを図-15に示す。なお、計算に当たっては時刻刻みを計算誤差を抑えるために 10^{-5} 秒とした。

(3) 構造パラメータの決定法

以下に、本実験結果をシミュレートするために用いた構造パラメータの決定法について述べる。

a) PGF間の軸力ばね定数

PGF間の軸力は、連結用のPC鋼線 ($\phi 5.0$) を介して伝達されるものとし、次式を用いて算出した。

$$K_n = A_n \times (E_p / L) \quad (18)$$

ただし, K_n : PGFの軸力ばね定数, A_n : PC鋼線の断面積 ($=0.196\text{cm}^2$), E_p : PC鋼線の弾性係数 ($=2.0 \times 10^6 \text{kgf/cm}^2$), L : 質点間距離 ($=100\text{cm}$)。

よって, $K_n = 0.196 \times (2.0 \times 10^6 / 100) = 3928 \text{kgf/cm}$

なお、PC鋼線の特長および初期緊張力 (1.5tf) を考慮に入れ、図-16のような弾塑性ばねを設定した。

b) 土ばね定数

土ばね定数については、土圧のみで反力が発生する単体の静的実験結果から算出するものとした。実験⁶⁾で得られた荷重～変位関係および解析モデルを図-17に示す。つまり、図中の太線のような軟化型弾塑性モデルに置き換え、ばね定数を算出するものとした。解析に用いたばね定数を表-6に示す。

c) 土のダッシュポットの減衰係数

一般に砂の減衰定数は $0.01 \sim 0.03$ といわれている¹⁰⁾ので、今回は 0.03 と仮定して以下のように算出した。

$$C_s = 2h\sqrt{mK_s} \quad (19)$$

ただし, C_s : 土の減衰係数, h : 土の減衰定数 ($=0.03$), m : PGFの質量, K_s : 土ばね定数 (初期勾配)

よって,

$$C_s = 2 \times 0.03 \times \sqrt{(77.1/980) \times 125.0} = 0.19$$

d) PGFの曲げばね定数

PGF間の曲げモーメントは、せん断キーを介して伝達されるものとし、静的実験結果から逆算して求め

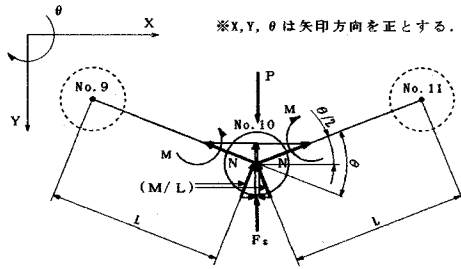


図-18 y軸方向の力のつり合い図

るものとした。すなわち、载荷点のPGF (No. 10)のy軸方向のつり合いを考えると载荷点のPGFでは両端の軸力N、曲げモーメントMおよび背面の土ばね力F_sと载荷荷重Pの間には図-18を参照して次のようなつり合い式が成り立つ。

$$F_s = P - F_s + 2N \sin(\theta/2) + 2(M/L) \cos(\theta/2) = 0 \quad (20)$$

ここで、衝突点PGFの回転角θと軸力ばね力Nおよび土ばねによって発生する力F_sは次の式を用いて計算することができる。

$$\theta = \tan^{-1}((\delta_{10} - \delta_9)/L) - \tan^{-1}((\delta_{11} - \delta_{10})/L) \quad (21)$$

$$F_s = K_s \cdot \delta_{10} \quad (22)$$

$$N = N_0 + K_n \cdot (\sqrt{(x_{11} - x_{10})^2 + (y_{11} - y_{10})^2} - L_0) \quad (23)$$

ただし、δ_{9, 10, 11}: No. 9, 10, 11の変位、N₀:初期緊張力(ここでは1.5tf)、L₀:質点10, 11間の初期距離(ここでは100cm)。

したがって、静的実験の結果から得られた荷重と変位の関係(図-6はP~δ₁₀関係を示しているが、同様にP~δ₉、P~δ₁₁も実験で得られる)から式(20)によって、曲げモーメントMと回転角θの関係を算出するものとした。図-19にその計算結果を示す。図-19より、曲げばねは一定の値を超えると、土の抵抗力がやや弱まるために、硬化型の弾塑性状態になるものと思われる。なお、本解析は図中の解析モデルを用いて行った。

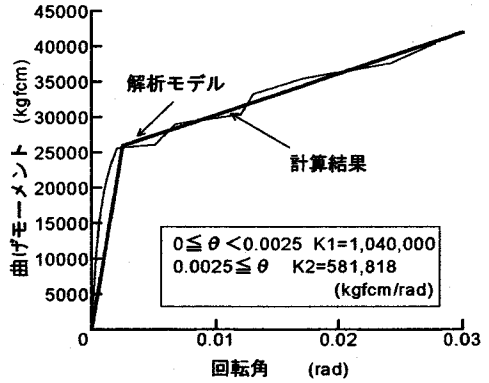
e) 車両の局部ばね定数

車両の衝撃緩衝効果は、発泡スチロールを用いて模擬したので、局部ばね定数は静的圧縮試験より得られる荷重~変位関係から算出するものとした。図-20にその実験結果と解析モデルを示す。なお、発泡スチロールは圧縮方向のみに作用するばねとし、変形が復元しようとする力は考慮しないものとした。

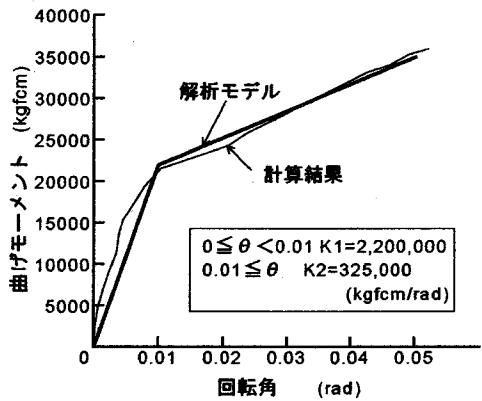
f) 車両のダッシュポットの局部減衰係数

車両のダッシュポットの局部減衰係数は、次式を用いて算出した。

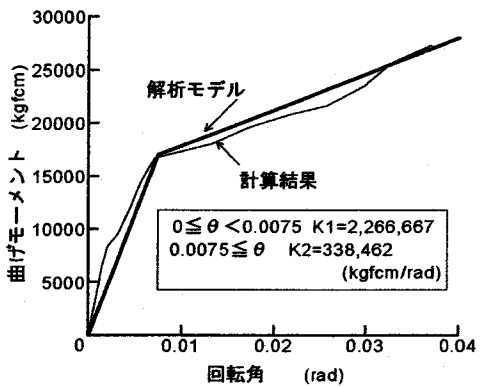
$$C_{car} = 2h \sqrt{mk_{car}} \quad (24)$$



(a) Aタイプ



(b) Bタイプ



(c) Cタイプ

図-19 曲げばねモデル

(ただし、1kgfcm=9.8Ncm)

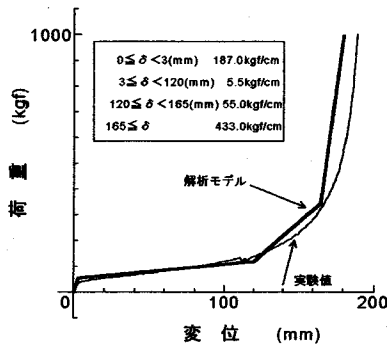


図-20 発泡スチロールの荷重～変位関係
(ただし、1kgf=9.8N)

ただし、 C_{car} : 局部減衰係数、 h : 局部減衰定数 ($=0.02$)、 K_{car} : 局部ばね定数 (図-20 参照)、 m : 車両の質量。ここで、発泡スチロールのばね定数 K_{car} は図-20 に示すように変位量に応じて異なる。また、発泡スチロールは大変形から瞬時に解放した場合の復元応答は極めて鈍く、高減衰な材料であることが知られている。しかし、一般に減衰定数を決定することは困難であるので、ここでは K_{car} として初期の弾性係数を与えるものとし、局部応答のみが支配的である固定型の PGF の実験結果と解析結果を比較し、衝突体の衝撃力の波形がほぼ一致するように局部減衰定数を $h=0.02$ と決定した。

よって、局部減衰係数は次のようになる。

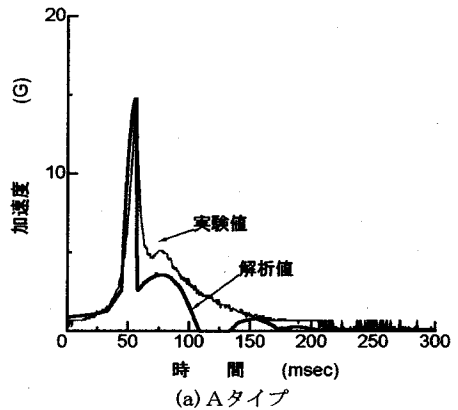
$$C_{car} = 2 \times 0.02 \times \sqrt{(160/980) \times 187} = 0.22$$

(4) 数値計算結果

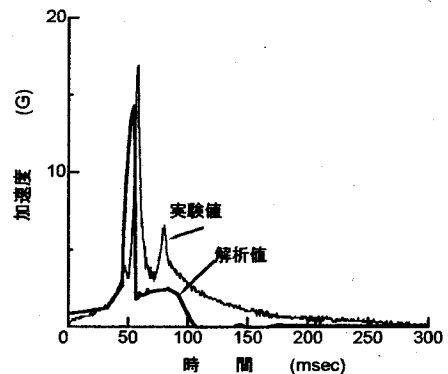
以上のような諸定数を用いて、各タイプについて解析を行った結果に関して、以下に検討を行う。

図-21 に車両に生じた加速度の時刻歴応答を示す。各タイプとも、衝突から加速度の最大値までの挙動については、実験値とほぼ一致していると思われる。最大加速度発生以降の挙動については、若干の相違が生じている。これは、前述したように、発泡スチロールを圧縮方向のみに作用するばねとしたために、変形が復元する際に PGF に作用する力を十分に表現できていないためと思われる。また、実験的には衝突後に発泡スチロールの局部的な破損や、吊り金具の揺れ等により振り子が振動したりしているために、複雑な波形が発生している。これらの現象を、解析で再現することは困難であるが、模擬車両の受ける最大加速度を推察し、PGF の衝撃緩衝効果を定性的に把握するという本解析の観点に立てば、ほぼシミュレートできたとと思われる。

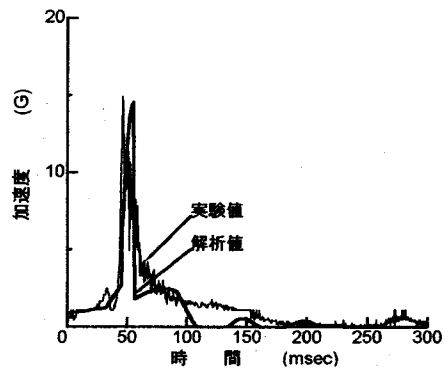
図-22 に衝突点の PGF の変位～時間関係を示す。



(a) Aタイプ



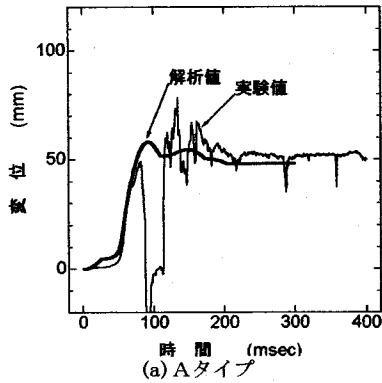
(b) Bタイプ



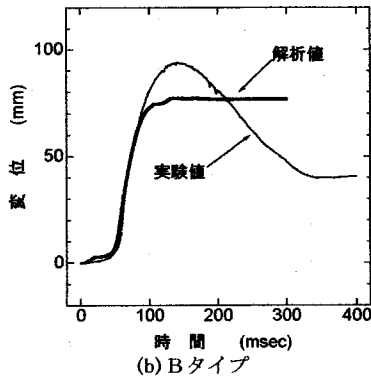
(c) Cタイプ

図-21 車両の加速度～時間関係

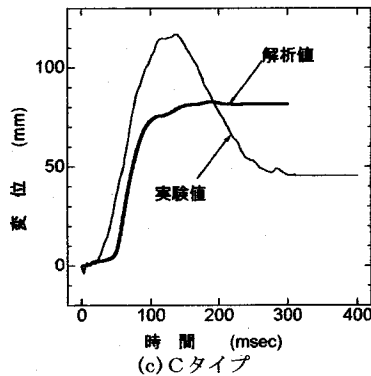
Aタイプについてはほぼ一致しているが、BおよびCタイプについては、解析値が実験結果の最大変位と残留変位のほぼ中間の値に収束し停止している。これは、本解析が平面的な2次元解析であるために、PGFの回転変位(特に回転による復元)を十分に表現できていないことによると思われる。今後、単体における断面的な2次元解析⁵⁾と組み合わせることにより、この問題を解決していく予定である。



(a) Aタイプ

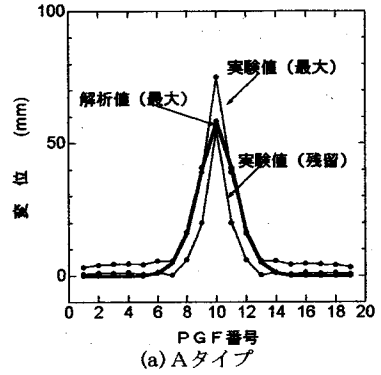


(b) Bタイプ

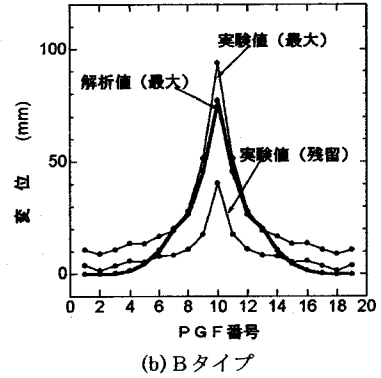


(c) Cタイプ

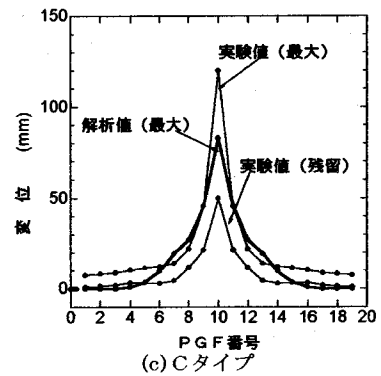
図-22 衝突点のPGFの変位～時間関係



(a) Aタイプ



(b) Bタイプ



(c) Cタイプ

図-23 PGFの変位分布図

図-23に各タイプの変位分布を示す。全体的に変位の傾向についてはほぼ一致しているが、衝突点以外のPGFの最大変位量にも若干の差が生じている。これも回転による変位の再現性によるものと考えられる。また、各タイプとも、衝突点のPGFの最大変位は、実験値の方が大きくなっているが、これはせん断キーの破損によって、衝突点のPGFが大きく変位したためと思われる。模型のせん断キーは、断面寸法の関係で実際のものよりも強度的に弱かったために、このような現象が発生したと思われる。実車実験⁴⁾においては、せん断キーの破壊は認められなかったことか

ら考えると、本解析値は実際のPGFの挙動にほぼ近いのではないと思われる。

以上の計算結果から、本解析法は実験値をほぼシミュレートできたものと認められる。

(5) アスファルト敷設の影響に関する試算

一般にPGFが中央分離帯に設置される場合、図-24に示すようにアスファルト舗装が敷設されることが想定される。このような状況では、舗装によってPGFの移動が制御されると思われる。ここでは、本法を用いてアスファルトを敷設した場合の影響について

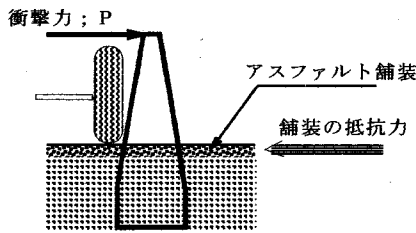


図-24 PGF設置例

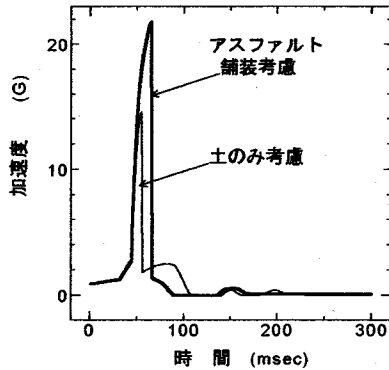


図-25 アスファルトを考慮した場合の車両の加速度～時間関係

解析を行い、その計算結果について考察を行うものである。すなわち、アスファルトのばね定数を次式によって算出し、その影響の試算を行った。

$$K_{p,v} = A \times E / L \quad (25)$$

ただし、 $K_{p,v}$ ：舗装のばね定数(kgf/cm)、A：舗装とPGFの接触面積(=2×100=200cm²)、E：アスファルトの弾性係数(=2000kgf/cm²)、L：舗装幅(cm)。

一例として、舗装幅を100cmと仮定した場合の車両の加速度～時間関係を図-25に、またPGFの変位分布を図-26に示す。加速度はアスファルト舗装の場合、土中型の約1.5倍程度になる。一方、変位は土中型の約1/10程度に低減されることがわかる。つまり、固定タイプに近づく傾向が認められた。この傾向は実車実験においても確認されており、土中型PGFの使用法において注意を要する点であると思われる。つまり土中型PGFは、使用箇所の特性に応じて、例えば変位量の制御に重点をおく場合は、アスファルト舗装で構わないが、逆に衝撃力の緩和に重点をおく場合は、アスファルトではなく土で周囲を固めた方がよいと思われ、施工によってその目的を達成することが可能である。

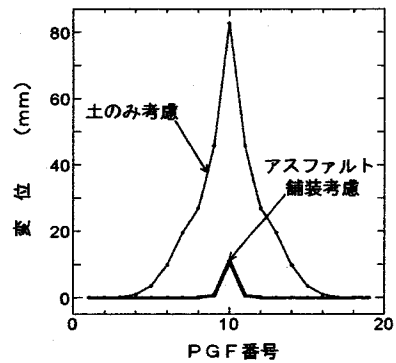


図-26 アスファルトを考慮した場合の変位分布図

(6) 今後の問題点

以下に、本解析法を一般的な構造計算および安定計算に適用するための問題点およびこれからの課題について、若干の考察を加える。

本解析法は、今回行った実験結果をシミュレートするために、その定数の決定において多くの実験結果を用いている。例えば、土ばね定数は単体の静的実験から得られた荷重～変位関係を用いており、砂の特性が限定されている。これを汎用化するためには、現場で使用する材料の種類を数種に特定し、ばね定数を決定するか、または砂の特性値(例えば、平板載荷試験等)からばね定数を決定する方法を提案する必要がある。このことは、PGF間の曲げばね定数についても、同様のことが言える。また、車両の衝突荷重～時間関係を実車実験で得られた値を直接入力するか、車両をモデル化する必要があるが、後者は現状では困難であるために、実車の衝突実験データを数多く入手する必要がある。

また、解析手法としては、今回行った2次元解析から得られた平面的移動のデータを、単体解析で行った断面的2次元解析に代入することにより、より3次元解析に近づくことが可能である。よって、今後本方法を実際の設計に活用していくためには、PGFの立体挙動を解析できる方法を開発していくことが必要と思われる。

5. 結論

PC鋼線によって連結された土中型PGFに、車両が衝突した場合の衝撃挙動を把握するために、振り子式装置を用いた衝撃模型実験と剛体ばねモデルを用いた衝撃応答解析を行った。本研究の成果を要約すると以下のようになる。

(1) 静的載荷実験における荷重～変位関係は、形状に関わらず硬化型の弾塑性傾向を示し、両側にフーチ

ングを有するAタイプは、B、Cタイプに比べて同一変位に対して約1.5倍の荷重を得た。

(2) 静的および衝撃載荷実験のどちらにおいても、PGFの各タイプの形状に関わらず、中央の5個のPGFの変位が卓越していることが確認された。

(3) 衝撃模型実験において、PGF本体は剛体として挙動しており、コンクリート本体および連結用PC鋼線のひずみは、それぞれコンクリートのひび割れひずみおよびPC鋼棒の破断ひずみに比べ極めて小さく安全であることが確認された。

(4) 衝撃実験において、衝突点の最大変位は $C > B > A$ となっているが、残留変位はその差は小さいが $A > C > B$ となっていることが確認された。

(5) 衝撃実験において、土中型PGFに衝突した車両の加速度は、固定型PGFに衝突した場合に比べ約40~60%に低減されることが認められた。また、土中型PGFの内、Cタイプが最も緩衝効果があることも確認された。

(6) 剛体ばねモデルによって、PGFの衝撃挙動を比較的良くシミュレートできることを確認した。

(7) 本解析法により、アスファルト舗装を用いた土中型PGFの衝撃挙動を計算すると、変位および車両の衝撃加速度が定性的に固定型に近づく結果を得た。

謝辞：本研究を行うに当たり、PGF協会の関係者に多大なご協力を得た。また、解析手法には、防衛大学校土木工学科香月智助教授のご支援を得た。ここに、謝意を表するものである。

参考文献

- 1) 福田正：コンクリート防護柵の現状と課題，コンクリート工学，Vol. 32，No.6，pp. 16~25，1994年6月。
- 2) (財)土木研究センター剛性防護柵検討委員会：剛性防護柵に関する調査研究報告書(案)，p. 11，1991年3月。
- 3) 日本道路公団，プレキャストガードフェンス協会，八千代エンジニアリング(株)：コンクリート製剛性防護柵プレキャストガードフェンスに関する調査検討，1991年12月。
- 4) (財)高速道路技術センター：京葉道路(改築)コンクリート防護柵に関する技術検討報告書，1993年12月。
- 5) M. Okuda, K. Kobayashi, N. Ishikawa and Ohta: Impact Behavior of the Unit Body of Precast Concrete Guardfense Buried into the Soil, 3rd KERENSKY CONFERENCE, pp. 465~470, Jul. 1994.
- 6) 小林一隆，奥田将樹，石川信隆，比留間豊：緩衝型コンクリート製プレキャストガードフェンスの模型実験に対する衝撃応答解析，構造工学論文集，Vol. 40A，pp. 1531~1542，1994年3月。
- 7) 江守一郎：模型実験の理論と応用，技報堂出版，1998年。
- 8) 川井忠彦：離散化極限解析法概論 培風館，1991年。
- 9) 戸川隼人：有限要素法による振動解析，サイエンス社，1975年。
- 10) F. E. リチャード・Jr, J. R. ホル・Jr, R. D. ウッス：土と基礎の振動，鹿島出版会，1986年。

(1995. 8. 1 受付)

IMPACT MODEL TEST AND IMPACT RESPONSE ANALYSIS OF THE PRECAST CONCRETE GUARDFENSE BURIED INTO THE SOIL

Kazutaka KOBAYASHI, Masaki OKUDA, Nobutaka ISHIKAWA and Toshiaki OHTA

This paper presents experimental and analytical approaches for the behavior of the model precast concrete guardfense (so called PGF) combined with PC wire and buried into the soil against a model car. First, the impact test is performed for the model PGF by using the pendulum impact apparatus. It is found from the test that the semi-fixed type PGF (especially not having footings) has the shock softening effect rather than the fixed type PGF. It is also noted that the impact energy is shared by the displacements of 5 PGF pieces around the impacted point. Second, the impact response analysis of PGF is performed by the rigid body-spring method. It is found that the analytical approach can simulate well the experimental results.