

鋼製ロックシェッド上への落石衝突実験と エネルギー分担に関する一考察

TEST OF ROCK FALLS ON STEEL ROCKSHED AND DISTRIBUTIVE ENERGY OF ROCKSHED

榊谷 浩*

御嶽 譲**

梶川康男***

by Hiroshi MASUYA, Yuzuru MITAKE and Yasuo KAJIKAWA

In this study, tests of rock falls on steel rocksheds have been done using full-scale rockshed models. Impact forces acted on rockshed, deflections and strains of rocksheds were measured. Examining these results of tests, characteristics of the behavior of a rockshed and impact force becomes clear. The distributive energy of a rockshed to the potential energy of a rock also is investigated. Furthermore, characteristics of the energy absorption caused by the plastic bending deformation are investigated using the elastic-plastic analysis of the finite element method.

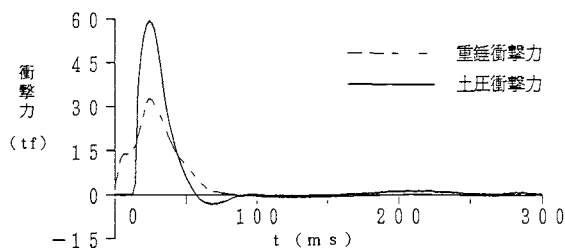
1. まえがき

落石に対する防災対策としては、自然の不確実性を考慮して、二重、三重に防護対策がなされる場合が多く、落石の発生を未然に防ぐ発生源対策、斜面途中での減勢工、道路直前または道路上でのロックシェッドなどが挙げられる。特にロックシェッドは、最終的に落石を阻止し道路に被害を与えないことを目的に建設されるものであり、最も信頼性を要求される重要な防護構造物といえる。現在、現場の調査に基づき、対象落石荷重を決定し許容応力度法により設計するのが通常である。しかし、落石発生の不確実性のため、この種のロックシェッドの落石による破壊事故なども後をたたないのが現状である¹⁾。まれにしか発生しないような大規模な落石に対するロックシェッドの安全性や既存のロックシェッドがどの程度の落石に対してまで抵抗できるか、また、破壊する場合どのような破壊形態なのかなど未解明の問題が多く、これらの研究が必要と思われる^{2,3,4)}。このような観点より、著者らは鋼製ロックシェッド屋根部の実物大モデルを用いた落石実験を行い、研究を進めてきている⁵⁾。本研究では、さらに同様な実験を継続して行い、いままでのデータと合わせて検討を行い、その基本的衝撃特性およびロックシェッドに伝達されるエネルギー量について明らかにしている。また、それらの結果をもとに、有限要素法による弾塑性応答解析を行い、ロックシェッドが分担するエネルギーについて検討し、ロックシェッドの設計をエネルギー分担といった観点から行うための基礎資料を示している。

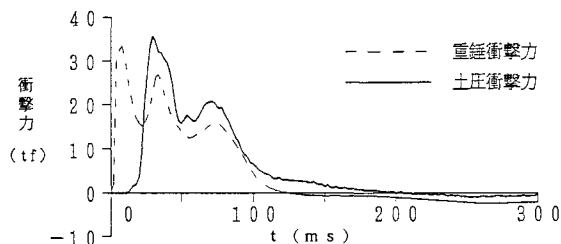
* 工博 金沢大学助手 工学部土木建設工学科 (〒920 金沢市小立野2-40-20)

** 工修 首都高速道路公団 (〒100 東京都千代田区霞が関1-4-1)

*** 工博 金沢大学教授 工学部土木建設工学科 (〒920 金沢市小立野2-40-20)

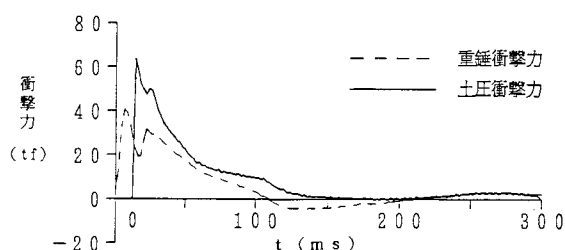


(a) コンクリート基礎上

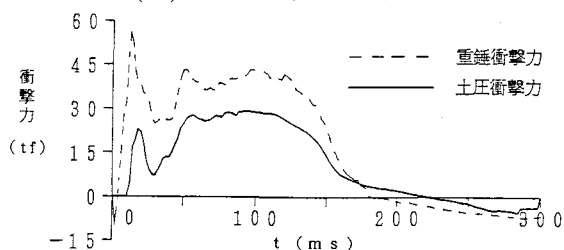


(b) 鋼製ロックシェッド上(L=10m)

図-4 衝撃力波形(1000kg重錘)



(a) コンクリート基礎上



(b) 鋼製ロックシェッド上(L=10m)

図-5 衝撃力波形(3000kg重錘)

図-5は、質量3000kgの重錘を高さ7mより落下させた場合の衝撃力波形を示したものである。図中に示した重錘衝撃力とは、重錘がサンドクッションに衝突する時に発生する重錘の加速度に重錘質量を乗じたもので、土圧衝撃力とは、サンドクッション底部の発生土圧をその作用域について積分したものである。どの場合においても土圧衝撃力は衝突後0.015s程度で発生し始めるがその波形形状はかなり異なる。コンクリート舗装のものはピークが一つの比較的単調な波形であるのに対し鋼製ロックシェッド上のもでは、大きなピークを2個有し、衝撃力の作用時間も長いことがわかる。その傾向は主桁スパンが長いほど顕著であることを確認している。過去に行った曲げ剛性が比較的大きいPCロックシェッド上への落石実験⁶⁾では、コンクリート基礎上のものと有意な差異は認められていないので、これは鋼性ロックシェッドのたわみ性の影響と考えられる。また、重錘衝撃力の波形においても鋼製ロックシェッド上の場合ピークが複数存在し、作用時間が長いことがわかる。土圧衝撃力と重錘衝撃力のどちらの場合においても重錘の質量が大きい3000kgの方が衝撃力の作用時間が長くなっている。

図-6は、質量3000kgの重錘をスパン10mの鋼製ロックシェッド上へ落下させた場合の落下高さとの土圧衝撃力の最大値の関係を示したものである。図中の実線は一般にロックシェッドの設計に用いられている落石対策便覧式である。

$$P = 2.46 \lambda^{2/5} W^{2/3} H^{3/5} \quad (1)$$

ここに、Wは落石重量(tf)、Hは換算自由落下高さ、 λ はラメ定数(非常に軟らかい土に対する100tf/m²)である。また、破線は著者らがコンクリート舗装上のサンドクッションを用いた実験結果より得た実験式で

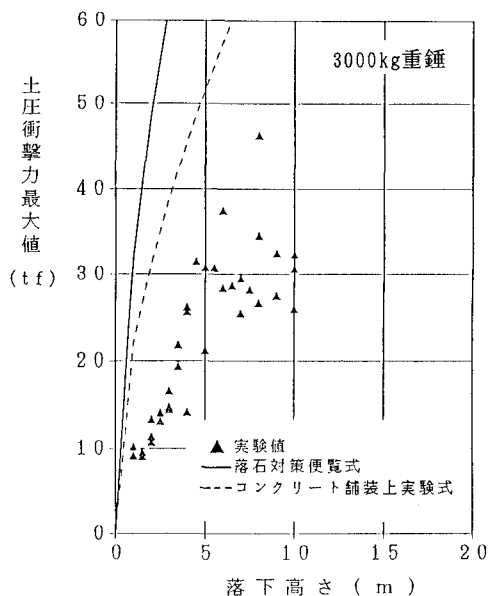


図-6 落下高さとの土圧衝撃力最大値

あり、次式で表される⁷⁾。

$$P = \beta_{\theta} \frac{WV}{g T_{\theta}} \quad (2)$$

ここに、 W は落石重量(tf)、 V は落石の衝突速度(m/s)、 g は重力加速度(9.8m/s^2)であり、 T_{θ} は衝撃力の作用時間(s)、 β_{θ} はサンドクッションの厚さの影響を表す係数で各々次式で表される。

$$T_{\theta} = (0.0481 - 0.00064H) W^{0.27\theta} (U_c / U_{c\theta}) \quad (3. a)$$

$$\beta_{\theta} = -4.81 (h / h_0) + 5.84 \quad (0 \leq h / h_0 \leq 1.0)$$

$$\beta_{\theta} = 1.03 \quad (1.0 \leq h / h_0) \quad (3. b)$$

ここに、 h はサンドクッション厚(cm)、 U_c は均等係数、 h_0 は基準サンドクッション厚($=90\text{cm}$)、 $U_{c\theta}$ は基準均等係数($=1.53$)である。これより、土圧衝撃力の最大値は上述の2つの衝撃力推定式よりかなり小さく半分程度であることがわかる。また、落下高さが大きくなると衝撃力の最大値の増加割合が減少しているが、これは後述するように主桁に塑性変形が生じたためと考えられる。

以上のように、鋼製ロックシェッド上への落石衝突の場合、コンクリート基礎上のものに比べ衝撃力波形は大きく異なり、その最大値もコンクリート基礎上のものを単純に適用できないことがわかる。図-7は質量3000kgの重錘について落下高さ h と土圧衝撃力の力積値の関係を示したものである。この場合、図中に示した質量 M の重錘衝突時(速度 V)の運動量 MV でほぼ土圧衝撃力の力積値の上限を押さえられることがわかる。ただし、土圧衝撃力の力積量は次式により算定している。

$$F_t = \int_0^{T_{\theta}} P e(t) dt \quad (4)$$

ここに、 $P e(t)$ は時刻 t における土圧衝撃力、 T_{θ} は土圧衝撃力が発生してから一旦零になるまでの時間(作用時間)である。

(2) 主桁の応答とロックシェッドへのエネルギー伝達

図-8はスパン10mの供試体上に、質量1000kgの重錘を高さ10mより落下させた場合の主桁のひずみ分布の時間変化を示したものである。なお衝撃力波形は図-4に示したものと同じである。これよ

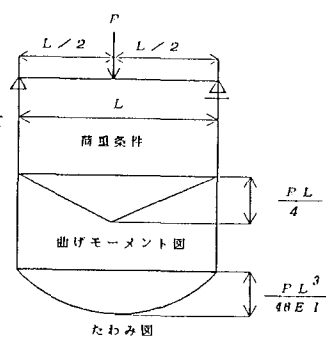


図-9 仮定した条件

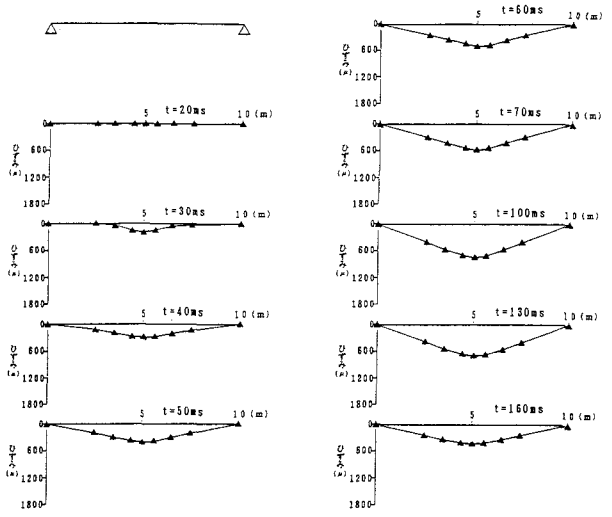


図-8 主桁のひずみ分布の時間変化(1000kg重錘)

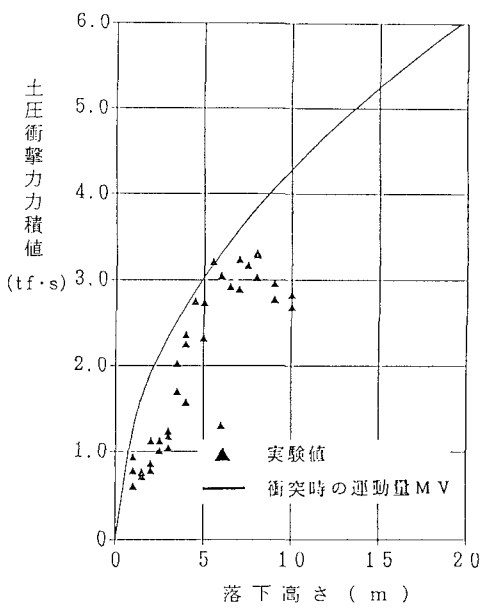
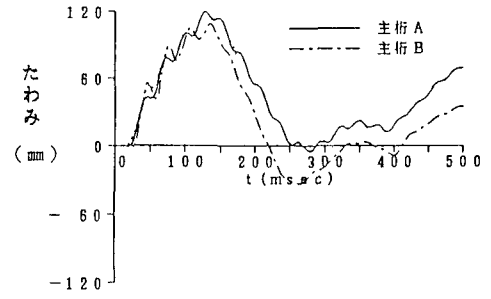


図-7 落下高さと土圧衝撃力の力積値

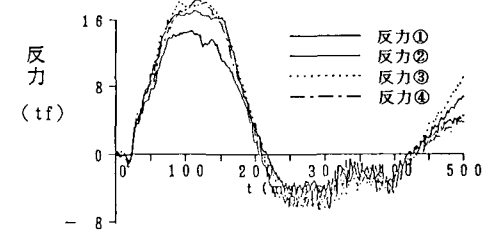
り、衝撃力の作用している桁の中央部から、支点に向かって曲げモーメントが支点方向に伝播していることが確認できる。また、文献5において報告したように、桁中央部のひずみが最大値に達するころには、図-9に示す単純ばりに対する静的な曲げ理論を用いた曲げモーメント分布が近似的に使用できることがわかる。

図-10はスパン10mの供試体上に、質量3000kgの重錘を高さ10mより落下させた場合の桁の応答波形を示したものである。また、図-11はその場合の主桁のひずみ分布の時間変化を示したものである。たわみについては、弾性範囲内の実験に見られた鉛直上方への応答量が少なく、弾性範囲内の実験では10波程度観測された巨視的な自由減衰振動が数波で終わり最後には残留たわみが観測されている。スパン中央部のひずみ4（図-3参照）は降伏ひずみに達した後、他の位置のひずみが減少しているのに対し、急激に増加していることより、スパン中央点において塑性ヒンジを形成しつつあることがわかる。これは図-11に示した桁のひずみ分布の時間変化からも確認できる。反力波形は、桁の降伏に伴い頭打ちとなり、フラットな波形形状を示している。

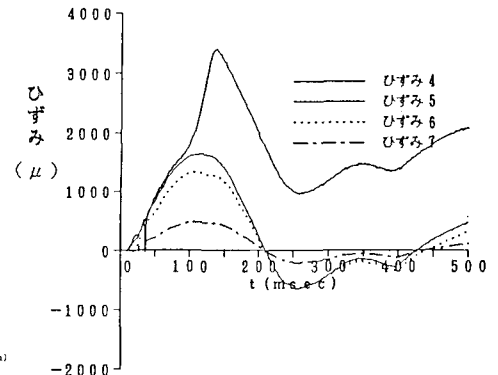
図-9に示したように静的中央集中荷重を受ける単純ばりでは、任意の位置のひずみやたわみより荷重 P を算定できる。このような仮定のもとで、重錘3000kgを用いた場合のスパン中央での最大たわみ δ より算出した荷重 $P_d = 48EI\delta / L^3$ と最大測定反力の関係を示したのが図-12である。変位が大きい場合すなわち塑性変形が



(a) スパン中央点のたわみ



(b) 支点反力



(c) スパン中央下縁のひずみ

図-10 応答波形 (3000kg重錘)

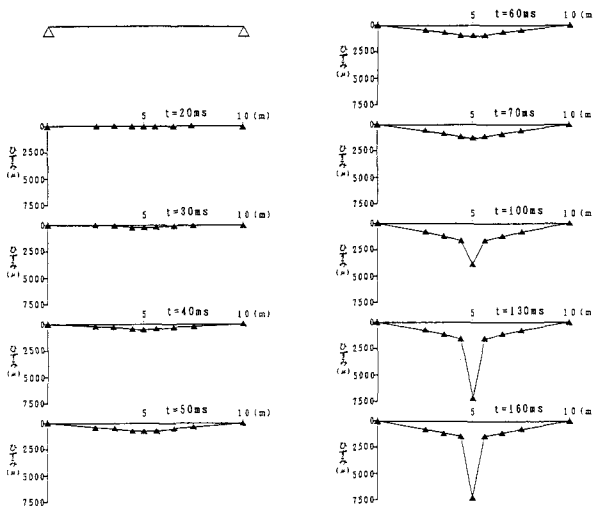


図-11 主桁のひずみ分布の時間変化 (3000kg重錘)

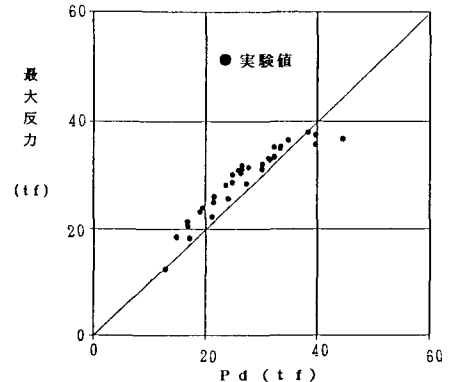


図-12 たわみより算定した荷重と最大反力

大きく生ずる場合相関は悪くなるが、変位が小さい弾性範囲内では、1000kgの場合⁵⁾に確認されたように相関がよいことがわかる。

主桁のひずみエネルギーは主桁スパン中央の最大たわみ δ を用いて、

$$U_d = \frac{24EI}{L^3} \delta \quad (5)$$

で表される。一方、スパン中央断面の下縁最大ひずみ ε を用いると、ひずみエネルギーは、

$$U_s = \frac{LEI}{6y} \varepsilon \quad (6)$$

で表される。ここに、 y は主桁の図心より下縁までの距離である。

質量1000kgの重錘を用いた実験では、(5)式を用いてたわみから算定した場合の主桁のロックシェッドのエネルギー分担率として、落石の初期エネルギーの5%~8%、(6)式を用いてひずみより算定した場合には4%~6%の値が得られている。質量3000kgの重錘について主桁のエネルギー分担率を示したのが図-13である。落下高さが低い場合つまり衝突速度が小さい場合エネルギー分担率はやや大きくなっている。これは、衝突速度が小さい場合には、静的載荷状態に近づき、エネルギー分担に及ぼす動的な影響が少なくなるためと考えられる。また、落下高さが大きい場合は主桁のスパン中央部が降伏したため、見かけ上分担率が大きくなっており、ひずみによるエネルギー分担率においてより著しく表れている。しかし、その領域を除けば、ひずみによる算定では10%程度、たわみによる算定では15%程度であることがわかる。質量1000kgの重錘でのエネルギー分担率の比較により、衝突する落石の質量が大きいほど主桁のエネルギー分担率が大きくなることがわかる。すなわち、エネルギー分担率には、落石の衝突速度のほかにロックシェッドの質量に対する落石の質量比も大きく関係していることがわかる。

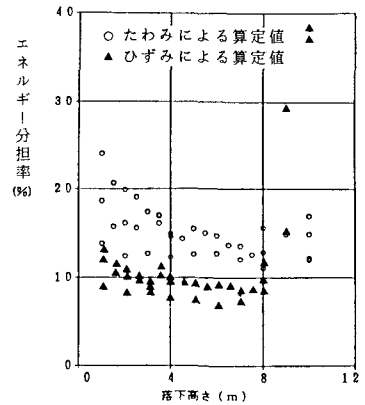


図-13 落下高さとエネルギー分担率

4. 主桁の動的応答解析とロックシェッドによる分担エネルギー関する一考察

(1) 荷重のモデル化と弾性応答解析

3. では、実験結果の観察を行い応答の動特性やエネルギー分担率について検討してきたが、ここでは、鋼製ロックシェッドが落石を受けた場合について、はり要素を用いた有限要素法による弾塑性応答解析を行い、解析的にエネルギー吸収について検討してみる。

図-4、5に示したように、一般に、落石とサンドクッションそしてロックシェッドの構造の3者間の相互作用により、衝撃力の波形形状は異なる。特に質量の大きい3000kgの衝撃力波形では、衝撃力が急激に立ち上がり一度減少した後再び増加し、その後最終的に減少し始めるまで急激な変化は認められず、その変動の少ない平行部分が非常に長いことがわかる。そこで土圧衝撃力を図-14に示すように実荷重とその力積が等しくなるような矩形波でモデル化することとした。なお、実験における作用時間は落下高さとして有意な関係は見いだせず、質量1000kgの重錘の場合、70~150msであり、質量3000kgの場合、90~180msであった。

図-15は、主桁10mの供試体に対し、質量1000kgの重錘を高さ10mより落下させた場合の実験結果と実荷重とモデル荷重を用いた場合の弾性応答解析結果を示したものである。これより、たわみ、反力そしてひずみ波形ともに、実験値と両解析値にはピーク時の位相に少しずれがあるもののモデル荷重による解析と実荷重による解析のどちらもよく実験値を表していることがわかる。なお、本研究の範囲ではモデル荷重の大きさが多少異なってもその力積量が等しけれ

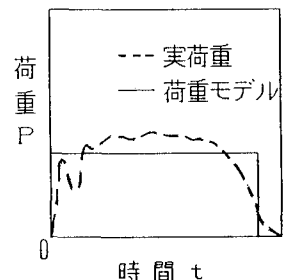


図-14 荷重のモデル化

ば、桁の応答に与える影響が小さいことを確認している。

(2) ロックシェッドの弾塑性応答解析と吸収エネルギー

ロックシェッドにおける限界状態解明の必要性和じん性を考慮した設計法の考えは園田²⁾により示されている。しかし、構造部材の衝撃破壊問題³⁾、特に落石問題に関し

ては、研究例が

少なく未解明の問題が多いのが現状である。そこで、ここでは本実験で用いたような曲げじん性の大きい簡単な形式の鋼性ロックシェッドの弾塑性挙動について基礎的な検討を行ってみる。じん性の大きな部材は、高応力や衝撃力に対し大きな保有耐力あるいは大きな塑性変形性能を持っている。すなわち、大きな塑性変形に対しても耐力を維持し、地震荷重や衝撃荷重に対するエネルギー吸収能力に優れている。本実験で用いたような鋼部材の曲げ問題では、降伏モーメント時の曲率 ϕ_y に対する終局モーメント時の曲率 ϕ_u の比 $\mu = \phi_u / \phi_y$ をじん性率と呼び塑性変形能を表すときに用いられている。また、じん性の大きさを図-16に示すように、基準変形量 δ_a にいたるまでのエネルギーで評価する場合もある⁹⁾。

ロックシェッドを構成する部材が十分にじん性をもつならば、弾性限界を越えても耐力が持続され、シェッドの一部が塑性変形を起こしてもエネルギー吸収により、一般的にはすぐに道路交通に被害を与えるような構造物全体のメカニズムに到るわけではない。そこで、基本的な問題として、図-17のような単

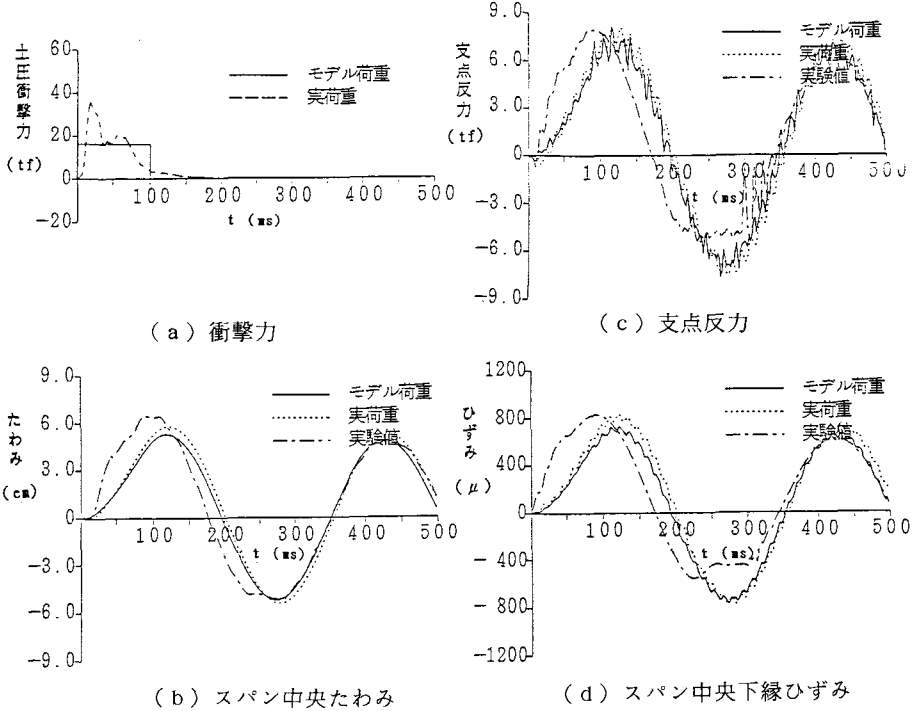


図-15 応答解析結果 (1000kg重錘)

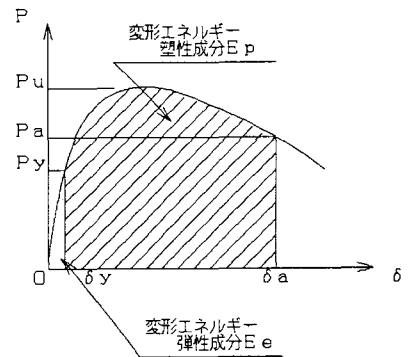


図-16 エネルギーによるじん性評価

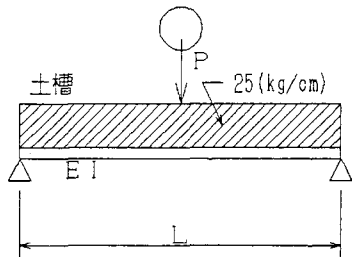


図-17 解析対象とした単純ばり

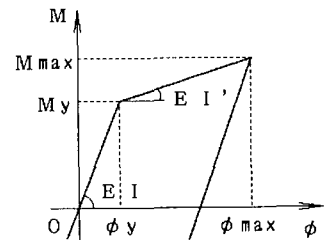


図-18 モーメントー曲率関係

純ばり形式のシェッドのスパン中央に矩形荷重が作用した場合の弾塑性応答を調べてみることにする。なお、はり断面としては実験に用いたものと同じものであり、このはりには降伏モーメント M_y を持つ弾塑性体と仮定し、モーメント-曲率関係は図-18に示すようにバイリニアールで表されると仮定している。また、荷重の大きさは静的な降伏荷重

$$P = \frac{4 M_y}{L} \tag{5}$$

とし、作用時間は質量3000kgの実験で得られた平均値0.14sを用いることにした。

表-3は解析条件と解析結果の一覧を示したものである。また図-19は、荷重の作用時間とはりの1次固有周期の比 T_0/T とスパン中央点の応答曲率の最大値 ϕ_{max} と降伏曲率 ϕ_y の比、すなわちじん性率 μ との関係を示したものである。この場合、 T_0/T の増加に伴い、じん性率は増加し、3.5程度に漸近していることがわかる。もし、部材の曲げじん性率が3.5以上あれば塑性変形を生じても破壊には至らないことになる。参考のために弾性解析

値も示したが、これは動倍率を表わしており、 T_0/T が0.6程度以上では動倍率が1.8程度であることがわかる。

また、変形エネルギーを弾塑性解析においては弾性成分と塑性成分に分け、 T_0/T との関係を示したのが図-20である。また、弾性応答解析結果も図中に示してある。作用荷重の大きさが異なるため、単純にこれらを比

表-3 解析条件と応答解析結果

スパン長 L (m)		12		10		8		6	
T_0/T		0.265		0.391		0.596		1.061	
$E I' / E I$		1.0	0.1	1.0	0.1	1.0	0.1	1.0	0.1
降伏時	$u_v (m)$	—	0.1365	—	0.07427	—	0.04834	—	0.02745
	θ_v	—	0.04550	—	0.02971	—	0.02417	—	0.01830
	$\phi_v (m^{-1})$	—	0.00844	—	0.00835	—	0.00862	—	0.00870
	$M_y (tf \cdot m)$	—	65.58	—	65.52	—	65.71	—	65.81
最大値	$u_{max} (m)$	0.1426	0.1447	0.1218	0.1368	0.08460	0.1096	0.04818	0.06504
	θ_{max}	—	0.04823	—	0.05472	—	0.05480	—	0.04336
	$\phi_{max} (m^{-1})$	0.01078	0.01219	0.01168	0.01820	0.01419	0.02491	0.01431	0.02783
	$M_{max} (tf \cdot m)$	84.71	68.47	91.72	70.09	111.5	68.39	112.4	80.99
ϕ_{max} / ϕ_y		1.293	1.462	1.400	2.183	1.702	2.987	1.716	3.338
変形エネルギー	弾性成分 $E_e (tf \cdot m)$	2.295	2.103	2.894	1.076	2.727	0.8902	2.096	0.8804
	塑性成分 $E_p (tf \cdot m)$	—	0.183	—	1.696	—	2.054	—	1.839

T_0 : 荷重作用時間
 T : はりの1次固有周期
 $E I'$: 曲げ剛性 (弾性域)
 $E I$: 曲げ剛性 (塑性域)
 u_v : 降伏時のたわみ
 θ_v : 降伏時の回転角
 ϕ_v : 降伏時の曲率
 M_y : 降伏時の曲げモーメント
 u_{max} : たわみの最大値
 θ_{max} : 回転角の最大値
 ϕ_{max} : 曲率の最大値
 M_{max} : 曲げモーメントの最大値

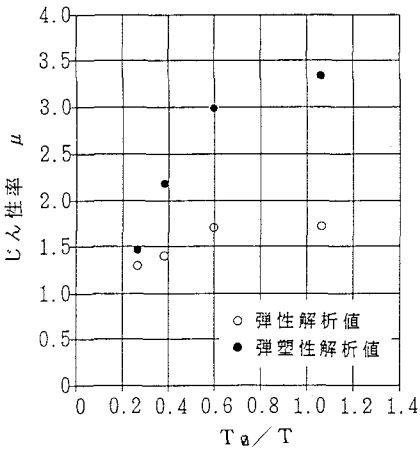


図-19 T_0/T とじん性率

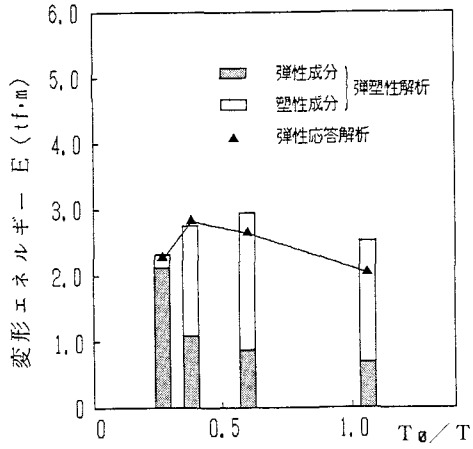


図-20 T_0/T と変形エネルギー

較することはできないが、 T_0/T が小さい場合、ほとんどの変形エネルギーは弾性成分であり、 T_0/T が0.4程度以上では塑性成分が大きくなり、 T_0/T が大きいほど全変形エネルギーに対して塑性成分の占める割合がより大きくなっていることがわかる。本解析では、はりに塑性変形が生じてても荷重を一定に保ち解析を行っているが、実験で観測されたように実際には塑性変形に伴って荷重が低下することを考えあわせると、変形エネルギーはここに示したものより低くなることが予想される。また、本計算例では、弾性解析による変形エネルギーと弾塑性解析による変形エネルギーでは、あまり差異は認められない。よって、スパン中央で曲げによる塑性化が生ずる場合は、荷重が与えられれば弾性解析によってもおおよその変形エネルギーを知ることができると思われる。

ここで示したのは単純ばり形式のロックシェッドのスパン中央に落石を受ける場合だけであり、一般的に落石条件とロックシェッドへの伝達エネルギー（変形エネルギー）の関係を明らかにし、エネルギー論に基づく設計のためには、落石、クッション材そしてロックシェッドの3者の動的な相互関係を破壊時も含め、実験的あるいは解析的に明らかにする必要がある。

5. 結 論

本研究では、鋼製ロックシェッド屋根部の実物大モデルを用いて落石実験を行い、衝撃力特性、ロックシェッドへのエネルギー伝達を調べると共に有限要素法による弾塑性解析によりロックシェッドの変形エネルギーについて検討した。本研究で得られた結論は以下の通りである。

- 1) 落石の衝撃力特性は、落石、サンドクッション、ロックシェッドの構造特性により異なり、本実験の範囲内ではコンクリート舗装上のものに比べ、衝撃力の最大値は小さく、作用時間が長いことがわかった。また、落石衝突時の運動量と土圧衝撃力による力積は比較的良く一致することが確認された。
- 2) 静的に中央集中荷重を受けるはりとして測定応答変位、ひずみから求められるロックシェッドのエネルギー分担率は、ロックシェッドの構造特性のほか落石の衝突速度や落石質量にも関係することがわかった。しかし、本実験の範囲内では 質量3000kgに対し20%以下、質量1000kgに対しては10%以下であった。
- 3) 落石により曲げによる主桁の塑性化が生ずるときの桁の応答特性を実験的に示した。また、有限要素法による弾塑性解析を行なうことにより、衝撃力の作用時間と主桁の1次固有周期との比 T_0/T と変形エネルギー関係の一例を示し、解析的にも変形エネルギーの安全側の算定が可能であることを示した。

本研究は、限られた落石条件と構造条件のもとに実験的ならびに解析的に衝撃特性や構造へのエネルギー伝達について検討したものであり、変形モードや破壊モードが異なる場合にはそのまま適用できないので、今後、落石による衝撃問題をエネルギー的に評価するには、落石、サンドクッション、ロックシェッドの関係を破壊の影響を含めてさらに明らかにしていく必要があると考えられる。

本研究を進めるにあたり、金沢大学前川幸次助教授には有益な御助言を頂いた。また、実験において、水木彰氏（川田工業株式会社）、戸水伸郎君（現・日本舗道株式会社）、戸田仁志君（現・株式会社熊谷組）に多大な御協力を頂いた。ここに厚く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日経B P社：日経コンストラクション創刊号, pp. 28-34, 1989年8月
- 2) 園田恵一郎：限界状態設計法とロックシェッドの設計, 北陸道路研究会 35周年記念シンポジウム論文集, pp. 22-34, 1988年10月.
- 3) F. Pfister: Stainschlaggalerien Axenstrasse (Schweiz), IABSE PERIODICA 2/1986 (IABSE Structure C-37/86), pp. 40-41, May, 1986.
- 4) 園田佳巨, 佐藤紘志, 石川信隆：弾塑性吸収エネルギー量による鋼製ロックシェッドの安全性評価法に関する一考察, 土木学会第45回年次学術講演会講演概要集, 第I部, pp. 492-493, 1990年9月.

- 5) 榑谷浩，前川幸次，水木彰，吉田博：鋼製ロックシェッドの落石による衝撃力，構造工学論文集， Vol. 36A, pp. 41- 49, 1990年3月.
- 6) 吉田博，榑谷浩，岡衛：落石覆工屋根上への落石による荷重特性について，土木学会論文集，No. 362, pp . 461-470, 1985年10月.
- 7) 榑谷浩，園田恵一郎，吉田博：落石の衝撃力評価に関する一考察，土木学会第44回年次学術講演会講演概要集，第 I 部，pp. 714-715, 1989年10月.
- 9) 石川信隆，星川辰雄，香月智，飯田毅：ひずみ速度効果を考慮した鋼管円弧アーチの衝撃破壊解析，構造工学における数値解析法シンポジウム論文集，第14巻，pp. 269-274 , 1990年7月.
- 10) 日本建築学会：建築耐震設計における保有耐力と変形性能，丸善株式会社，pp. 131-374. 1981年6月.

(1990年10月12日受付)