

高速載荷を受ける鋼・コンクリート合成梁の動的弾塑性挙動に関する一考察

A Study on Dynamic Elastic-Plastic Behavior of Steel-Concrete Composite Beam under Rapid Speed Loading

太田貞次*, 黒木勇人**, 香月 智***, 石川信隆****

Teiji OTA, Hayato KUROKI, Satoshi KATSUKI, Nobutaka ISHIKAWA

* 工博 ㈱宮地鐵工所 技術開発部 (〒103-0001 東京都中央区日本橋小伝馬町15-18)

** 防衛大学校 理工学研究科 学生 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

*** 工博 防衛大学校 土木工学科 助教授 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

**** 工博 防衛大学校 土木工学科 教授 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

This paper presents an experimental and analytical approach for the dynamic elastic-plastic behavior of the steel-concrete composite beam subjected to a rapid speed loading. The load-displacement relationships of the steel-concrete beams are examined by both static and rapid speed loading tests. Two types and three kind of specimens, i.e., one specimen of I-shape steel built-in type and two different stud connection specimens of stud connect type, are served and compared from the view point of the dynamic absorption energy. It is found that the three steel-concrete composite beams used herein have large ductility and dynamic absorption energy capacity. In order to predict the absorption energy capacity of composite beam, a dynamic elastic-plastic analysis method of the composite beam is proposed. This method can estimate the dynamic absorption energy capacity of the composite beam adequately.

Key Words : steel-concrete composite beam, dynamic absorption energy capacity, rapid speed loading, dynamic elastic-plastic analysis, ultimate limit state

1. はじめに

豊浜の岩盤崩落事故¹⁾や、ルランベツ覆道における落石災害²⁾などの落石事故例によって、落石に対する道路交通の安全性に対する希求度は、年々増大する傾向にある。このような背景から大規模な落石にも耐えうるロックシェッドが要求されるが、コスト面とともに、急崖斜面を切り拓いて作られた山間道路では谷側の基礎構造用地面積が狭く、上部構造重量に制約を受けることが多い。さらに、耐震安全性の面からも上部構造の自重増加は好ましくない。つまり、ロックシェッドは、これまで施工性や経済性の要求により軽量化が図られてきたが、これまで以上にロックシェッド構成部材の高耐力化や軽量化が必要となっている。

近年、衝撃的な荷重を受ける構造物の曲げ破壊は、外力による作用エネルギーが衝突時のエネルギー散逸やサンドクッションによるエネルギー吸収等により減少した後に、なお構造物の有する限界吸収エネルギー量より大きい場合に発生するとの観点から、PC ロックシェッドにおいては梁の抵抗力を限界吸収エネルギーによって評価し³⁾、その容量を高めるための高じん性化を図る研究も行われている⁴⁾。

ところで、鋼・コンクリート合成部材は、断面内部の鋼材とコンクリート配分に関する設計自由度が大きく、RC 部材や PC 部材と比較して小断面で、抵抗力の大きな断面構造が設計可能である⁵⁾。また合成構造は、工場で製作した鋼部材

を現地に輸送し、これをコンクリート打設時の型枠として使用することにより、輸送重量が小さく現場施工を省力化出来る等、施工上もメリットの大きな構造形式である。しかし、合成部材が衝撃荷重を受けて高速変形する際の挙動は未解明であり、数少ない研究が見当たるとのみである⁶⁾。

そこで本研究は、オープンサンドイッチ形式の合成梁と、橋梁で合成桁として一般的に使用されている合成梁に着目し、その高速変形時の弾塑性挙動と吸収エネルギーについて調べたものである。すなわち、これら合成梁に対して静的ならびに高速載荷実験を行い、その終局限界およびじん性について実験的考察を行った。また高速変形下における鋼・コンクリート合成梁の限界吸収エネルギーを算定するため、断面分割法を用いてひずみ速度効果を考慮した動的吸収エネルギー解析を行い、その適用性を検討した。

2. 鋼・コンクリート合成梁の衝撃破壊実験

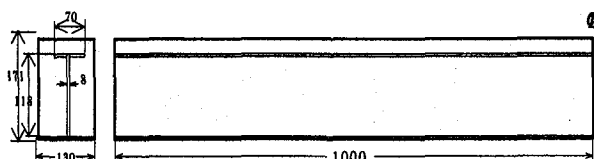
2.1 実験の概要

(1) 実験供試体

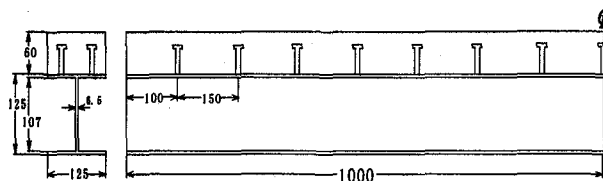
実験は、全断面にコンクリートを充填したオープンサンドイッチ形式の合成梁(以下 I 形鋼埋込み合成梁と呼ぶ)と、そのフランジ面から下のコンクリートを除いた合成桁形式の合成梁(以下スタッド合成梁と呼ぶ)の2つの形式について行った。スタッド合成梁では、現行基準⁷⁾でスタッド本数

実験供試体	計算耐力	
	曲げ耐力(tf・m)	せん断耐力(tf)
Aタイプ	3.37	14.0
Bタイプ	3.02	11.6
Cタイプ	3.02	11.6

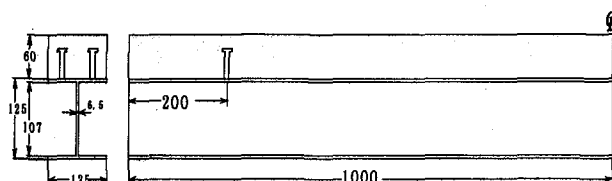
(単位: mm)



(a) I形鋼埋込み合成梁 (Aタイプ)



(b) スタッ合成梁 (Bタイプ)



(c) スタッ合成梁 (Cタイプ)

図-1 実験供試体

を最小本数(本実験では、4本)に減じた場合とスタッド本数を増やした場合の2種類を対象とした。実験供試体を図-1に、使用材料ならびにコンクリートの圧縮試験・鋼材の引張試験から得られた材料強度を表-1にそれぞれ示す。

(2) 実験方法

1) 静的載荷実験

実験はアムスラー型載荷試験装置を用いて、支間160cmで単純支持した供試体に対して、支間中央断面に、 $R=50\text{mm}$ の円柱形の接触形状を有する載荷治具を使用して載荷速度 1.0 cm/min で線載荷した(図-2)。計測項目は、荷重、載荷点変位(上変位)、供試体下縁の変位(下変位)および供試体のひずみである。

2) 高速載荷実験

構造部材の衝撃応答には、衝突後の極めて短時間に生ずる1次応答(応力波の発生による局部応答)と、衝突後暫く経てから生ずる2次応答(弾塑性変形による全体応答)とがある。ここでは、エネルギー設計の観点から、後者の2次応答(弾塑性変形による梁の全体応答)を調べるため、図-3に示すような応力波の影響を除くことができる高速変形負荷装置を用いて動的弾塑性挙動を調べた。実験供試体は静的載荷実験と同じくスパン160cmで単純支持し、 270 cm/sec の等速度で載荷した(図-2)。この載荷速度は落石荷重が

表-1 使用材料

材 料	I形鋼埋込み合成梁	スタッド合成梁
コンクリート	普通ポルトランドセメント： $\sigma_{28} = 290\text{ kgf/cm}^2$ 粗骨材の最大寸法：20mm 空気量：4.5%	
鋼 材	$t = 8\text{mm}$ (SS400)： $\sigma_y = 3,500\text{ kgf/cm}^2$ $\sigma_t = 5,100\text{ kgf/cm}^2$	H-125×125/6.5×9
スタッド	—	8φ×40 (mm)

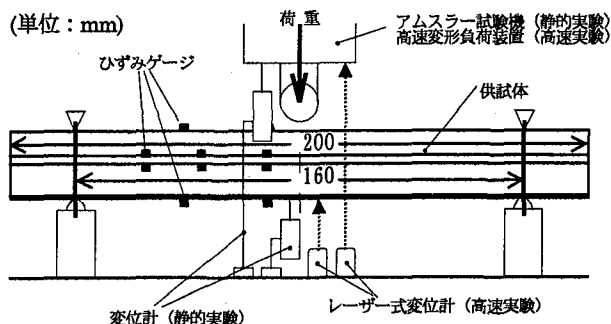


図-2 実験方法

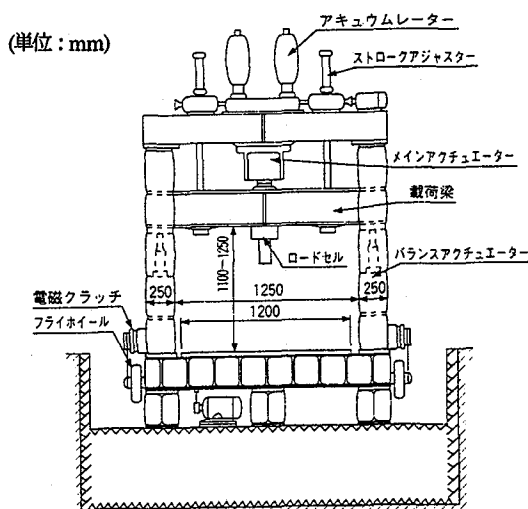


図-3 高速変形負荷装置

サンドクッションを経てロックシェッド本体に作用するときの梁の変形速度(約 $10\sim 100\text{ cm/sec}$)と比較してかなり大きなものであるが、高速変形によって脆性破壊が誘発される場合には変形速度が大きいほどその効果は大きくなるので、部材にとって条件の厳しくなる載荷速度を採用した。

測定項目は、静的実験と同じであるが、荷重を50tonfロードセル(ひずみゲージ式)で、変位をレーザー式変位計(LB-300、キーンズ、測定範囲 $300\pm 100\text{mm}$ 、応答周波数 915 Hz)で、ひずみはひずみゲージ(ゲージ率2.05、抵抗値 $120.0\pm 0.4\Omega$)によって測定した。

2.2 実験結果および考察

(1) 高速載荷実験の再現性

まず、高速変形負荷装置を使用した高速載荷実験結果の再現性を調べる。2体のI形鋼埋込み合成梁供試体の高速載荷実験における荷重～時間関係を図-4に示す。図より最大荷重で1割程度の差違を生じているが、2つの曲線は概ね一致しており、特にエネルギー吸収量(荷重曲線下側の面積)の比較ではその差は更に小さくなっている。このことから、高速載荷実験結果の再現性が確認できる。

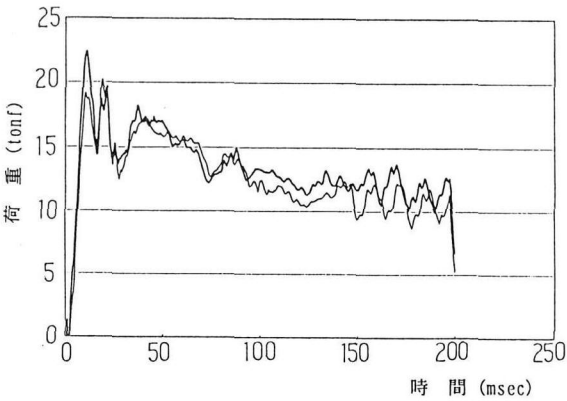
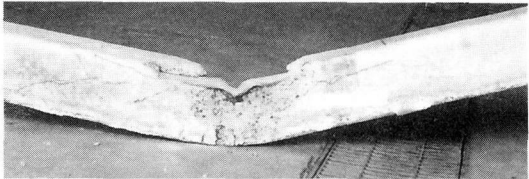


図-4 高速載荷実験における荷重～時間関係
(2体のI形鋼埋込み合成梁による比較)

(2) 破壊形態

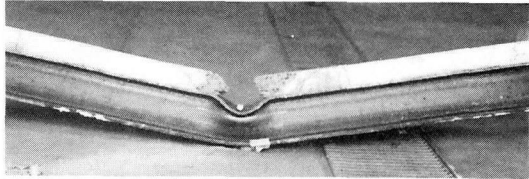
全ての供試体において、上フランジより上の部分のコンクリート破壊時に静的載荷時に高速載荷より大きな荷重低下となったが、それ以降の破壊の進展ならびに最終破壊状況にはあまり差違は見受けられなかった。

写真-1に高速載荷実験による各供試体の破壊形態を示す。まず、I形鋼埋込み合成梁(Aタイプ)の場合、載荷点のI形鋼上フランジの上にあったコンクリートが完全に剥離し載荷治具が直接接触したため、I形鋼のウェブが局部的に座屈し、それに伴って上フランジが押しつぶされたようにへこんでいる。それとともに、写真-1(a)に見られるように上フランジと下フランジに囲まれた領域のコンクリートにも破壊領域が進展する。Aタイプのひびわれ線の方を見ると、載荷点直下の左右±50 cmにおいて下部から真上へ垂直に伸びるひびわれ線が3～5本みられ、曲げ応力が卓越したことがわかる。



(a) I形鋼埋込み合成梁 (Aタイプ)

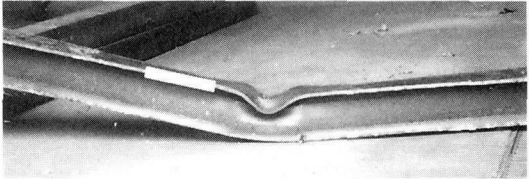
次にスタッド合成梁の破壊形態について述べる。写真-1(b)、(c)のスタッド合成梁(B、Cタイプ)でも上フランジ上部にあったコンクリートが曲げ変形にともなって剥離・脱落する形態が見られる。しかし、その剥離範囲は、スタッド本数が多いBタイプでは小さいが、梁端部の4本しかスタッドを設けていないCタイプではほぼ全長にわたって剥離しており、スタッドによるコンクリートの剥離防止効果が明瞭に現れている。また、ウェブの座屈やそれに伴う上フランジのへこみはAタイプより広い範囲で見受けられる。



(b) スタッド合成梁 (Bタイプ)

(3) 荷重～上変位関係に及ぼす載荷速度の影響

図-5に各供試体ごとの静的および高速載荷時の荷重～上変位関係を比較して示す。なお同図では、静的実験との比較を見やすくするため、移動平均法でフィルター処理している。これらを概観すると、全ての供試体において高速変形を受ける梁の抵抗力(荷重)の方が静的載荷時の抵抗力よりも大きく、高速載荷の荷重～上変位関係は静的載荷のものを相似的に大きくした形状となることがわかる。これは、梁に生ずる変形が高速変形下においても静的載荷時と相似であり、また変形の増大にともなって生ずる破壊進展のメカニズムも概ね相似であることに起因するものと思われる。よって、静的実験によって観察された破壊進展と荷重～上変位関係との関連から高速変形時の破壊進展と荷重～上変位関係との関連を推定できるものと考え、以下に各供試体ごとの観察結果を示す。



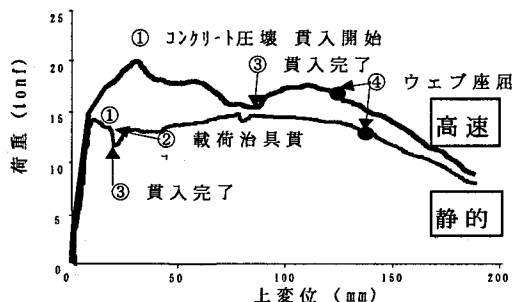
(c) スタッド合成梁 (Cタイプ)

1) I形鋼埋込み合成梁 (Aタイプ、図-5(a))

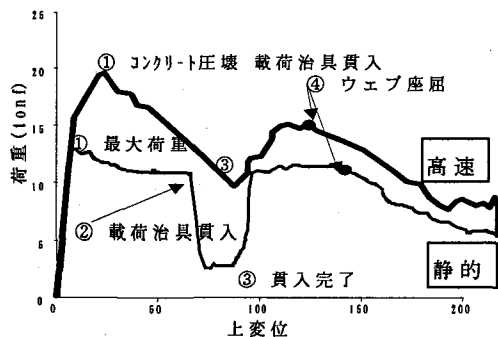
図-5(a)中の①点まで弾性的に増加した抵抗力は、最大値を迎えると急激に低下し始める。最大値付近では、載荷点直下の上フランジの上部にあるかぶりコンクリートが載荷治具により圧壊されていることが観察される。これ以降は、図

写真-1 破壊状況(高速載荷実験)

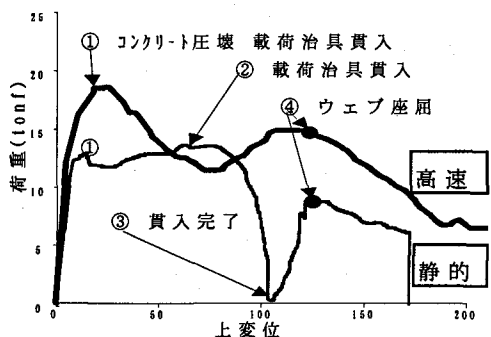
-6に示すような載荷治具のコンクリート部への貫入過程となる。まず、図-6(a)に示すように載荷治具下部にあるコンクリートが一部圧壊して破砕コンクリート片を形成する。その後、図-6(b)のように破砕片は治具側方に向かって抜け出すため、抜け出したコンクリート片の厚さ分が、治具の貫入量と梁のたわみの復帰量に分配される。このため治具の変位は大きくなるが、梁のたわみが減少するため梁の抵抗力が小さくなる(図-5(a)の①→②)。写真-1で観察されたように、この局部貫入と破砕は各供試体ごとに異なるものの、かなり広い範囲にわたって生起するため、この一時的な抵抗力低下の現象は全ての供試体において観察さ



(a) I形鋼埋込み合成梁 (Aタイプ)



(b) スタッド合成梁 (Bタイプ)



(c) スタッド合成梁 (Cタイプ)

図-5 荷重～上変位関係(静的および高速載荷)

れる。その後、治具が上フランジに接触すると貫入開始前とほぼ等しい耐力まで復帰し、しばらくその耐力が維持される。最後に図中の④点において急激に耐力が低下し始める。この時に外観上からは特異な現象は観察できないが、後述するように鋼ウェブが座屈したと思われる鋼桁上フランジのひずみの変化が生じている。

2) スタッド合成梁 (B, Cタイプ, 図-5(b), (c))

スタッド合成梁の破壊進展過程と荷重～上変位関係との関連は、I形鋼埋込み合成梁と非常によく似ている。特に、フランジ上部のかぶりコンクリートが圧壊・剥離することによる荷重の一時的な低下(図-5(b), (c)の②→③)については、コンクリートが上フランジの上側のみに存在するため、より顕著に現れる。また、図-5(b), (c)の④で示した点においてウェブが座屈する現象が、スタッド合成梁の場合には直接観察でき、その観察結果と荷重の低下する点がほぼ一致することが確かめられた。

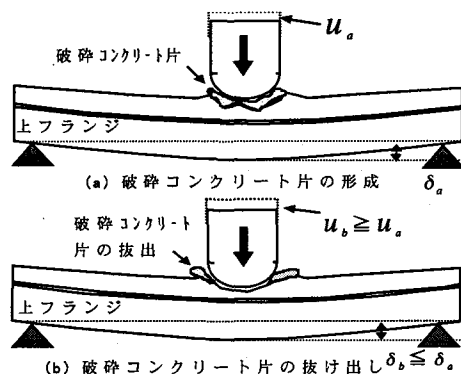


図-6 コンクリート部への載荷治具の貫入模式図
(耐力一時低下の説明図)

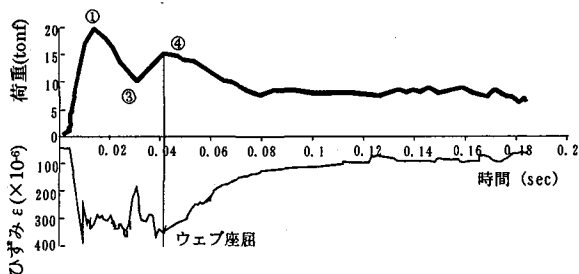


図-7 Bタイプ供試体のウェブの座屈発生説明図
(高速載荷)

(4) 鋼・コンクリート合成梁の終局限界

衝撃荷重を受ける合成梁の限界性能を吸収エネルギーに基づいて行う場合⁷⁾、梁の終局限界の定義を明確にしておく必要がある。終局限界を定義する際には、①梁の断面形状に依存しない、②実験的に確認ができる、③耐力(荷重)の低下に関与しており、その事象の原因が説明可能である、等の条件を満足することが望ましい。本研究の実験結果をこのような観点から整理すると表-2 のようになる。これを総合的に判断すると、鋼材ウェブの座屈が全ての供試体に対して共通性があるので、これを終局限界として定義した。

ここで上記の終局限界を選定した理由を述べる。まず、図-6 で説明したコンクリート圧壊貫入による耐力の一時的な低下を終局限界としなかったのは、実部材においては断面サイズに余裕があるため帯鉄筋等で適切に補強できるので、実部材の終局限界として相応しくないと考えた。また、弾性限界の最大荷重点を終局限界としなかった理由は、変位が小さいため、残余の吸収エネルギーが大きすぎると考えたためである。最後に、梁の座屈開始点は図-7 に示すように鋼材フランジに貼付したひずみゲージの応答の急激な変化によって高速載荷実験でも明確に認識できることから、本実験による終局限界として採用した。

(5) じん性と吸収エネルギー

図-8 に各供試体の静的および高速載荷における終局限界変位を、また図-9 に静的および高速載荷における吸収エネルギーをそれぞれ比較して示す。ここで、吸収エネルギー

表-2 終局限界状態の定義とその特徴

供試体	終局限界定義	載荷速度	特 徴	P～δ 関係と終局限界点
I 形鋼埋込み合成梁	I 形鋼ウェブ座屈	静的載荷	かぶりコンクリート圧壊後、復帰した抵抗力が明確に低下し始める点で、鋼ひずみも低下する。	
		高速載荷	かぶりコンクリート圧壊後、復帰した耐力が下降し始める点。	
スタッド合成梁	H形鋼ウェブ座屈	静的載荷	かぶりコンクリート圧壊後、持続されていた抵抗力が再び低下し始める点で、鋼ウェブが座屈する。	
		高速載荷	コンクリートの圧壊に伴う耐力の低下後、再度耐力が上昇した2度目のピークに相当する。	

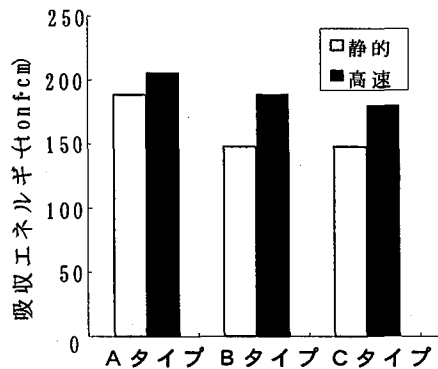


図-8 終局限界変位

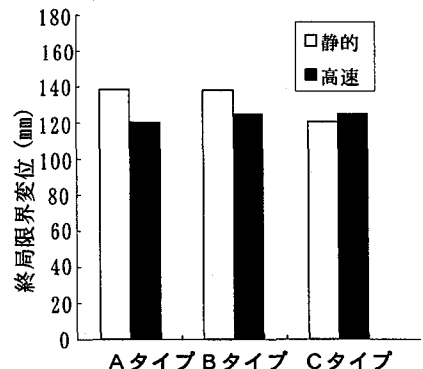
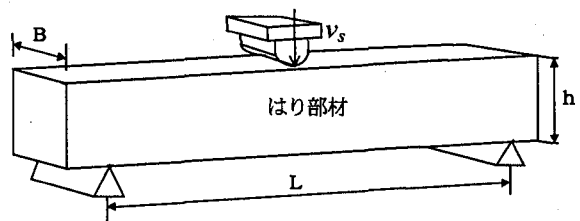


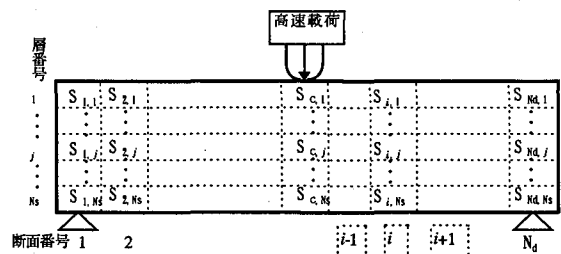
図-9 限界吸収エネルギー

とは図-5 の荷重～上変位関係を積分して求めたものである。よって、治具のかぶりコンクリートの貫入による局所的な吸収エネルギーの影響も含まれることになるが、図-5 で明らかにように貫入時には抵抗が低下しており、吸収エネルギーの評価には過大推定とされないものと考えた。

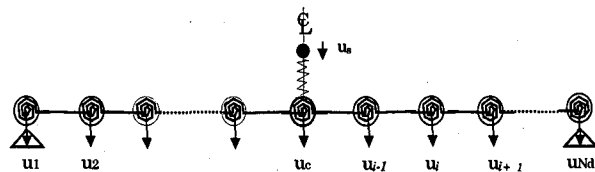
図-5 より、合成梁は最大荷重以降も急激に耐力が低下することはない、大きなエネルギー吸収性能を有することがわかる。終局限界変位の比較では、Cタイプで静的載荷よりも高速載荷の終局限界変位が大きいが、AおよびBタイプでは高速載荷の方が終局限界変位が小さくなり、高速載荷時にじん性低下の傾向が見られる。次に、終局限界変位までの荷重～上変位関係の積分値によって与えられる吸収エネルギー量の比較では、すべての供試体において静的よりも高速載荷の方が大きくなる。これは、図-8に見られるように高速載荷時は静的載荷時よりも終局限界変位が低下するタイプもあるが、それを十分に補う抵抗力の上昇が得られることを示している。また、吸収エネルギーの大きさは、C、B、Aタイプの順で大きく、Aタイプでは終局限界変位が小さいにも係らず吸収エネルギー量が最大となり、衝撃力を受ける部材として有利な特徴を有している。



(a) 実載荷供試体



(b) 供試体の梁分割および断面の層分割



(c) 動的解析モデル

図-10 離散化モデル

3. 鋼・コンクリート合成梁の弾塑性衝撃解析

3.1 解析法の概要

(1) 離散化モデル

解析に使用する離散化モデルの概要を図-10に示す。ま

す図-10(a)に示す実験供試体を、図-10(b)に示すようにはり軸方向に N_d 個に分割したうえで、各分割されたはり要素をさらに断面高さ方向に層状に N_s 個に分割する。そのうえで、載荷点局部でのめり込みによる力と変形の関係を表わす局部ばねを導入して、これを介して載荷点治具による力がはり構造に伝達されるものとする。ここで、はり方向に分割された境界線に平面保持の仮定を導入すると要素の自由度が統合され、はり方向への分割要素の垂直方向への変位が、要素の曲げ変形と適合づけられる図-10(c)のような単純化された離散化はり要素モデルができる。図-10(c)におけるモデルの動的力のつり合い条件を次式で表わす。

$$\mathbf{m}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{D}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{F}(\mathbf{u}) = \mathbf{F}_e \quad (1)$$

ここで、 $\mathbf{m}$ ：質量マトリックス、 $\ddot{\mathbf{u}}$ ：加速度ベクトル、 $\mathbf{D}$ ：減衰マトリックス、 $\dot{\mathbf{u}}$ ：速度ベクトル、 $\mathbf{F}(\mathbf{u})$ ：剛性抵抗カベクトル、 $\mathbf{F}_e$ ：外力ベクトル。

(2) 質量マトリックスおよび減衰マトリックス

質量マトリックス $\mathbf{m}$ は、はり断面方向に連続する要素 i 、 $i+1$ の重心間における質量を図-11に示すように m_{ij} とすると、 u_i, u_{i+1} の間に生ずる回転慣性力の影響を考慮した分布質量マトリックスを用いて、具体的に次式によって与えられる。

$$\mathbf{m} = \begin{bmatrix} \frac{1}{3}m_{12} & \frac{1}{6}m_{12} & & & \\ \frac{1}{6}m_{12} & \frac{m_{12}+m_{23}}{3} & \frac{1}{6}m_{23} & & \\ & \frac{1}{6}m_{23} & \ddots & \ddots & \\ 0 & & \frac{1}{6}m_{n-2,n-1} & \frac{m_{n-2,n-1}+m_{n-1,n}}{3} & \frac{1}{6}m_{n-1,n} \\ & 0 & \frac{1}{6}m_{n-2,n-1} & \frac{1}{6}m_{n-1,n} & \frac{1}{3}m_{n-1,n} \end{bmatrix} \quad (2)$$

減衰マトリックス $\mathbf{D}$ については Reileigh 減衰の粘性減衰を無視した次式によって求めた。

$$\mathbf{D} = \beta \cdot \mathbf{K}_e \quad (3)$$

ここで、 β ：構造物自体の内部摩擦等による減衰、 $\mathbf{K}_e$ ：次に述べる断面分割法によって求まる初期弾性応答域での構造剛性マトリックス。

(3) 断面分割法による梁の剛性抵抗カ

図-10(c)に示す曲げばねモデルに生ずる曲げモーメントは、材料の非線形性を考慮した断面分割法によって抵抗カと変形の関係から求められる。まず、連続した3つの要素の変位 u_{i-1}, u_i, u_{i+1} の相対的変位関係から要素 i における図-11(b)に示す相対回転変形量 θ_i が次式によって求められる。

$$\theta_i = \frac{u_i - u_{i-1}}{(\ell_i + \ell_{i-1})/2} - \frac{u_{i+1} - u_i}{(\ell_i + \ell_{i+1})/2} \quad (4)$$

ここで、 u_{i-1} ：要素 $i-1$ における変位量、 u_i ：要素 i にお

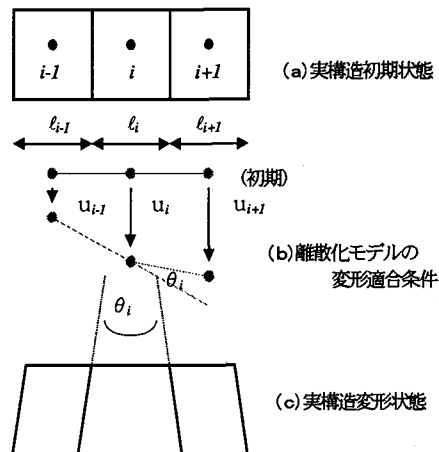


図-11 要素 i の実構造およびモデルの変形適合条件

ける変位量、 u_{i+1} ：要素 $i+1$ における変位量、 ℓ_{i-1} ：要素 $i-1$ の長さ、 ℓ_i ：要素 i の長さ、 ℓ_{i+1} ：要素 $i+1$ の長さ。

この θ_i は、図-11(c)に示すように分割要素 i の左境界面から右境界面に至る間に生ずる部材角の変化量であるため、この要素内における平均曲率 ϕ_i が次式で与えられる。

$$\phi_i = \frac{\theta_i}{\ell_i} \quad (5)$$

この分割要素の断面内には、図-12(a)に示すように鋼材やコンクリートなど異なる弾塑性特性を有する材料が複雑に混在する。そこで、この断面を図-12(b)に示すように、断面高さ方向に N_s 個にスライスするように層状に分割する。このように分割された1つの線要素 j のひずみは、次式により与えられる。

$$\epsilon_{ij} = (x_{ij} - x_{Ni}) \cdot \phi_i \quad (6)$$

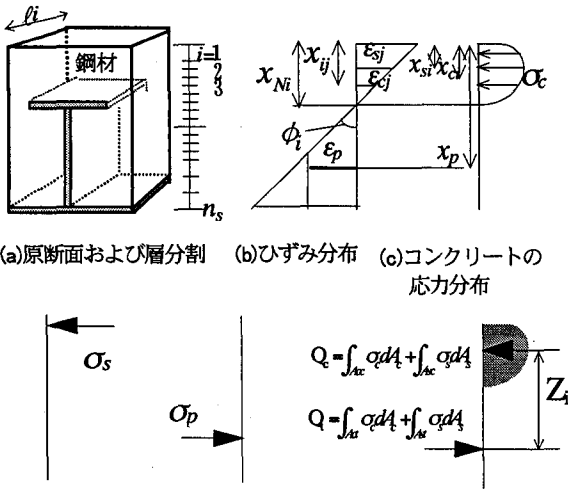
ここで、 x_{ij} ：はり軸方向の要素 i におけるはり上縁部から線要素 j の中心までの距離、 x_{Ni} ：はり軸方向の要素 i におけるはり上縁部から中立軸までの距離。

以上の各層に生ずるひずみに応じて、次項に述べる各材料での構成則を用いると、各層(j)ごとのコンクリート、鋼材の応力が求まり、これから圧縮合力 Q_c と引張合力 Q_t が次式によって求められる(図-12(f))。

$$Q_c = \int_{Acc} \sigma_c dA_c + \int_{Asc} \sigma_s dA_s = \sum_{j=1}^{n_c} \sigma_{cj} A_{cj} + \sum_{j=1}^{n_s} \sigma_{sj} A_{sj} \quad (7)$$

$$Q_t = \int_{Act} \sigma_c dA_c + \int_{Acs} \sigma_s dA_s = \sum_{j=n_c+1}^{n_t} \sigma_{cj} A_{cj} + \sum_{j=n_c+1}^{n_t} \sigma_{sj} A_{sj} \quad (8)$$

ここで、 σ_c, σ_s ：それぞれコンクリートおよび鋼材の応力度、 A_{cc}, A_{sc} ：それぞれ圧縮力を生じているコンクリートおよび鋼材の面積、 A_{ct}, A_{st} ：それぞれ引張力を生じているコンクリートおよび鋼材の面積、 σ_{cj}, σ_{sj} ：それぞれ j 層のコンクリートおよび鋼材の応力度、 $A_{cj} : j$



(a)原断面および層分割 (b)ひずみ分布 (c)コンクリートの応力分布

(d)圧縮側の応力 (e)引張側の応力 (f)断面内のモーメント

図-12 断面内のひずみおよび応力分布

層のコンクリート要素断面積, $A_{s,j}$: j 層の鋼材要素断面積, n_c : 圧縮側のひずみを生ずる層の数, n_s : 全層数.

さて, 式(7), (8)で求められる Q_c , Q_t は式(6)の中立軸 x_n が断面内の力のつり合いに関して未知数であるので, 黄金分割法を用いて次式を満足する x_{npt} を求める. すなわち,

$$Q_c(x_{npt}) = Q_t(x_{npt}) \quad (9)$$

以上の計算によって, i 断面に生ずるモーメント M_i は次式によって与えられる.

$$M_i = Q_c(x_{npt}) \cdot Z_i = Q_t(x_{npt}) \cdot Z_i \quad (10)$$

ここで, Z_i : Q_c と Q_t の合力中心間距離

よって, 式(1)の剛性抵抗カベクトル要素 $F_i(u)$ は次式により与えられる.

$$F_i(u) = -\frac{2}{\ell_{i-1} + \ell_i} M_{i-1} + \left(\frac{2}{\ell_{i-1} + \ell_i} + \frac{2}{\ell_i + \ell_{i+1}} \right) M_i - \frac{2}{\ell_i + \ell_{i+1}} M_{i+1} \quad (11)$$

(4) 局部ばね力と外力ベクトル

本解析では, 図-13に示す載荷点の局部めり込み変形とその抵抗力の関係を図-10(c)に示すような局部ばねによって表わす. この局部めり込み変形とは, 図-13に示すように実験では治具の変位 u_s とはり下部での変位 u_c との差によって与えられ, 次式によって表わされる.

$$\delta = u_s - u_c \quad (12)$$

この変形 δ とばね力 P_L との関係は, 図-13で述べたように非常に複雑な現象を表わすものである. これを簡易モデル化して図-14に示す K_L を用いて次式のように与えた.

$$P_L = K_L \delta \quad (13)$$

なお, K_L : 局部ばね係数であり, ヘルツの接触理論式で

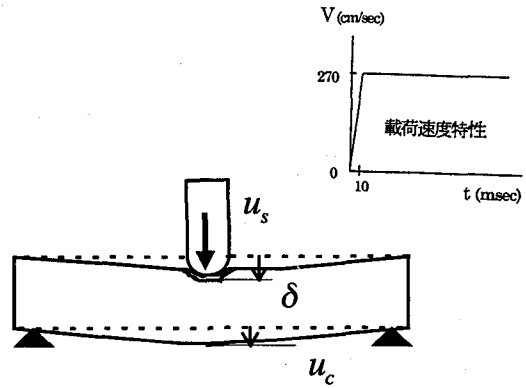


図-13 めり込み量

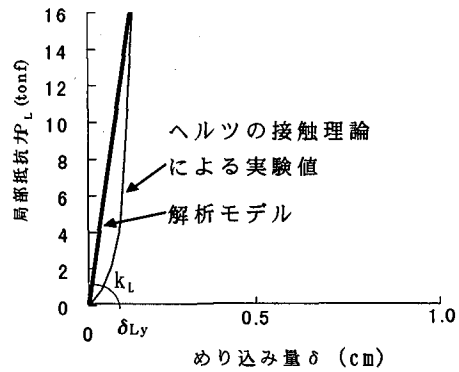


図-14 荷重～めり込み量関係

変形量 0.1cm までの割線勾配によって与えた.

よって, 式(1)のはりの運動方程式の外力項は次のように与えられる.

$$F_c = \begin{bmatrix} 0 \\ \vdots \\ 0 \\ P_L \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{bmatrix} \quad (14)$$

(5) 材料の構成則

1) コンクリートの応力～ひずみ関係

本解析で用いるコンクリートの応力～ひずみ関係の基本形として, 高橋ら⁸⁾の提案した修正Popovics式を用いた.

$$\sigma_c = \sigma_{cm} \cdot \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cm}} \cdot \frac{n}{(n-1) + \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cm}} \right)^n} \quad (0 \leq \epsilon_c < \epsilon_{cm}) \quad (15a)$$

$$\sigma_c = \sigma_{cm} \cdot \frac{(\epsilon_u - \epsilon_c)}{(\epsilon_u - \epsilon_{cm})} \quad (\epsilon_{cm} \leq \epsilon_c < \epsilon_u) \quad (15b)$$

$$\sigma_c = 0 \quad (\epsilon_u \leq \epsilon_c) \quad (15c)$$

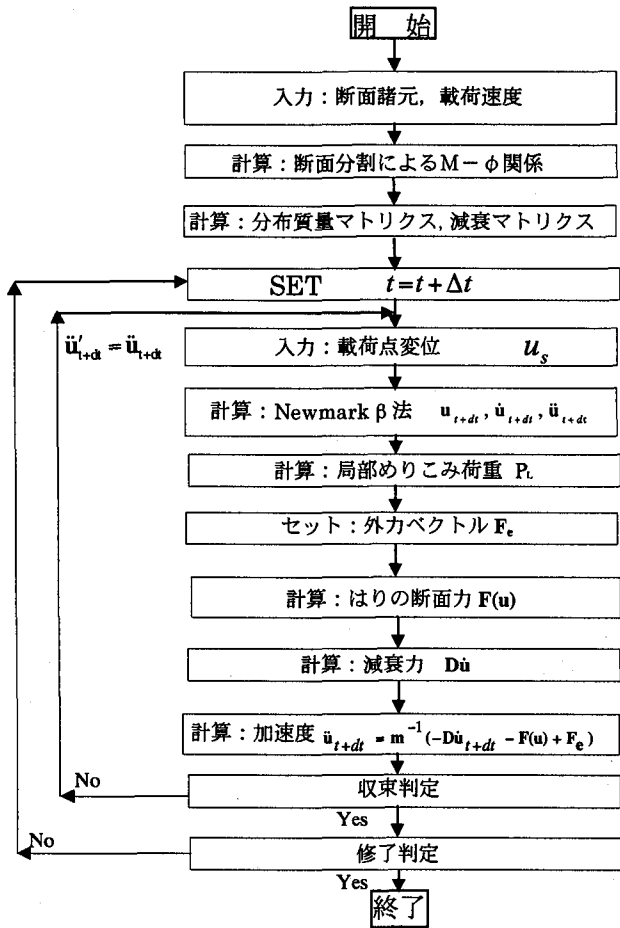


図-17 解析手順

3.2 解析結果および考察

表-3 に示した解析条件を用いて，高速荷重実験の荷重～上変位関係をシミュレーション計算した。

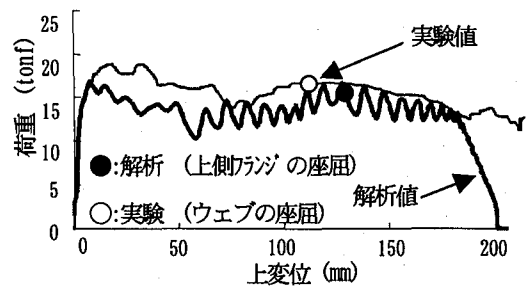
(1) 荷重～上変位関係

図-18 に解析で得られた荷重～上変位関係を実験と比較して示す。図-18(a)に示した I 形鋼埋込み合成梁の荷重～上変位関係については，その弾性限界の荷重およびその後の持続荷重の大きさについて実験を比較的良くシミュレートしているが，実験で見られたかぶりコンクリートの剥離，荷重治具の貫入現象については，忠実にモデリングされていないため，この影響による荷重の一時的落ち込みについてはシミュレートできていない。しかし，実験におけるウェブ座屈現象に対して，若干，解析の終局変位のほうが遅れる傾向があるが，解析では上側フランジの座屈発生による終局限界が現れ，概ね妥当な終局限界変位を得ている。

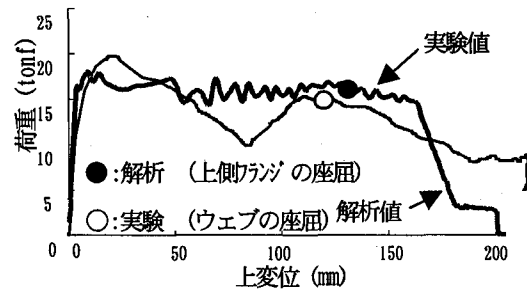
次に，図-18(b)，(c)に示したスタッド合成梁を見ると，実験ではかぶりコンクリートへの荷重治具の貫入とそれに続くコンクリートの剥離により荷重が著しく低下しているが，本解析ではこの影響をシミュレートできていない。しかし，限界状態として定義した鋼桁の座屈については，図中の●印と○印で示した解析と実験の値は概ね一致しており，ともに良くシミュレートできていることがわかる。

表-3 解析に用いた入力条件

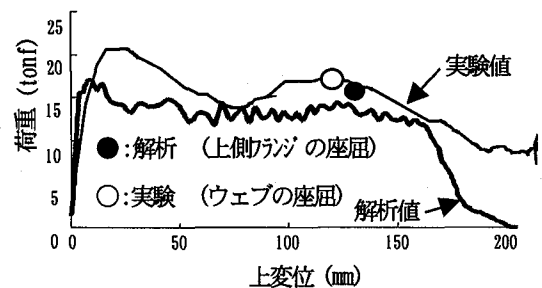
	Aタイプ	Bタイプ	Cタイプ
はり分割数	16		
断面分割数	20		
はり幅(mm)	130	125	125
はり高(mm)	171	185	185
スパン(mm)	1600		
重量(kg)	100.6	66.4	66.3
コンクリート圧縮強度	$\sigma_w = 290 \text{ kgf/cm}^2$		
コンクリートのヤング率	$E_c = 3.5 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$		
鋼材の降伏点	$\sigma_{ys} = 3500 \text{ kgf/cm}^2$		
鋼材の引張強度	$\sigma_{ts} = 5100 \text{ kgf/cm}^2$		
鋼材のヤング率	$E_s = 2.0 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$		



(a) I 形鋼埋込み合成梁 (Aタイプ)



(b) スタッド合成梁 (Bタイプ)



(c) スタッド合成梁 (Cタイプ)

図-18 荷重～上変位関係 (実験値，解析値)

なお，図-18 の解析における荷重～上変位関係が高周波のような振動現象が生じているのは，局部ばねを図-15 のように線形関係と仮定したためであり，これを非線形ばね

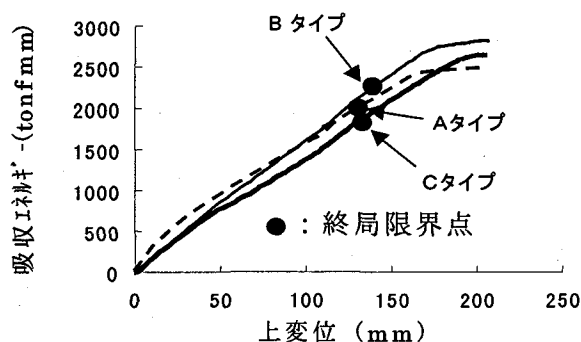


図-19 解析による吸収エネルギー～上変位関係

表-4 限界吸収エネルギー量 (高速荷重)

	限界吸収エネルギー量 (tf・cm)		実験値 解析値
	実験値	解析値	
Aタイプ	207	194	1.07
Bタイプ	190	211	0.90
Cタイプ	185	184	1.01

に置き換えれば解消されるものと思われる。しかし、ここでは、めり込み状態の複雑な現象をなるべく簡略化するために線形ばねを用いて解析を行った。

(2) 限界吸収エネルギー

図-19 に解析によって得られた荷重～上変位関係を積分して得られる吸収エネルギー～上変位関係を示す。吸収エネルギーは変位の増加にともなって単調に増加するが、図中に示した●印において図-18 に示したそれぞれの供試体ごとの終局限界状態が発生するため、この点においてその供試体の限界吸収エネルギーが設定される。得られた終局限界エネルギーを、実験値と比較して表-4 に示す。

Bタイプでは上フランジ上側のコンクリートへの載荷治具の貫入とその後のコンクリート剥離現象に伴う荷重低下の割合が大きく、実験から得られた限界吸収エネルギーは解析値の90%程度と低い値となるが、他の2例では実験値が1～7%程度大きくなっている。解析は、局部破壊の曲げ耐力に及ぼす影響を精緻に表現できないため、局部破壊の影響が大きいBタイプやCタイプでは推定値が実験値を過大または過小に推定する傾向が大きくなるが、概ね妥当な限界吸収エネルギーを与えることがわかる。

4. 結 言

本研究の成果をまとめると、以下のようになる。

- ① 本実験の範囲内では、I形鋼埋込み合成梁およびスタッド合成梁は、いずれも高じん性と大きなエネルギー吸収能力があることが認められた。また、このことは提案するシミュレーション法によっても確認できた。

② 合成梁の終局限界として、実験上ウェブ鋼材の座屈点を用いたが、これはひずみの減少開始点として高速載荷実験でも確認でき、また荷重の減少開始点とも対応する適切な限界であることが認められた。

③ 合成梁の吸収エネルギーは、いずれの場合にも静的載荷よりも高速載荷の方が大きいことが認められた。

④ 断面分割法を用いてひずみ速度効果を考慮した合成梁断面の曲げモーメント～曲率関係を求める手法を提案し、それを動的解析モデルに用いることにより、高速変形挙動および限界吸収エネルギー容量を比較的良好にシミュレートできた。

なお、本論文で提案した動的弾塑性解析法は、衝突に伴う載荷治具のコンクリートへの貫入やそれに続く剥離現象をシミュレートするには不十分なものであるが、実際のロックシェッドでは本体構造の上にサンドクッションを敷くことにより落石がコンクリート面に直接衝突してコンクリートが剥離する現象は起こりにくいことが想定される。そのため、本解析手法は比較的容易に限界吸収エネルギーを計算できる設計ツールとして効果的に使用できるものと思われる。

参考文献

- 1) 三田地利之：豊浜トンネル岩盤崩落とその教訓，土木学会誌，事故速報，pp. 2～7，1996年4月。
- 2) 熊谷守晃：ルランベツ覆道における落石災害に関する報告，第2回落石等による衝撃問題に関するシンポジウム講演論文集，pp. 286～290，1993年6月。
- 3) 園田恵一郎：落石覆工の設計法についての一提案，構造工学論文集 Vol. 39A，pp. 1563～1572，1993年3月。
- 4) 圓林栄喜・石川信隆・小林一隆・香月 智：高速載荷時の円形スパイラル筋で補強したPCはりの弾塑性挙動に関する一考察，構造工学論文集 Vol. 42A，pp. 1235～1238，1996年3月。
- 5) 土木学会：鋼・コンクリート合成構造の設計ガイドライン，1989年3月。
- 6) 山本恭嗣，園田佳巨，太田貞次，石川信隆，太田俊昭：硬質ウレタンを充填した鋼・コンクリート合成梁部材の静的および衝撃応答特性に関する実験的考察，構造工学論文集 Vol. 39A，pp. 1645～1652，1993年3月。
- 7) 園田佳巨，石川信隆，園田恵一郎，太田俊昭：PC落石覆工の耐荷力評価と安全性照査法に関する研究，土木学会論文集 No. 495/I-28，pp. 83～92，1994年7月。
- 8) 高橋芳彦，大野友則，太田俊昭，日野伸一：衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリートはりの弾塑性挙動に及ぼすひずみ速度効果，構造工学論文集 Vol. 37A，pp. 1567～1580，1991年3月。

(1998年9月18日受付)