

衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリートはりの 力学的挙動に関する基礎的研究

AN ANALYTICAL STUDY ON THE BEHAVIOR OF REINFORCED
CONCRETE BEAMS UNDER IMPULSIVE LOAD

藤井 学*・宮本文穂**・森川英典***

By Manabu FUJII, Ayaho MIYAMOTO and Hidenori MORIKAWA

The behavior of reinforced concrete beams under impulsive loading was studied in both elastic and elasto-plastic regions by using the non-linear finite element analysis. The calculations for a given load-time function were verified by the results from experiments up to failure. For different impact force-time characteristics, varying geometry of the beam, concrete and steel strength and steel fibre content, the behaviors in critical region, energy absorption at failure, local deformation etc. were compared to examine the degree of their contributions to improvement of the impact resistance. It was concluded that the addition of elongation capacity to concrete in tension remarkably contributed to improvement of the impact resistance for reinforced concrete members.

1. まえがき

コンクリート構造の適用範囲の拡大とともに、より苛酷な荷重条件下での供用が要求されてきている。その一つとして衝撃荷重を受ける場合が挙げられ、コンクリート構造物の衝撃荷重下での脆性的挙動が問題となる場合があり、力学的挙動の解明とともに耐衝撃性の改善が重要な課題となってきている。

衝撃問題を取り扱う場合、衝撃体の性状と構造物の破壊機構の差異によって“ハードな衝撃”と“ソフトな衝撃”に分類して考えるのが一般的となっている^[1,2]。すなわち、ハードな衝撃とは、衝撃体の変形がほとんどなく、衝突速度が速い場合で、構造物内に発生する応力波の伝播、反射、重複現象による影響が構造物の挙動にきわめて重大となる。一方、ソフトな衝撃とは、衝撃体の変形を伴い、衝突速度が比較的遅い場合で、応力波の影響はそれほど重要とはならず、破壊機構が静的に近いものである。本研究では、今後土木分野で重要な問題となつて

くると考えられるソフトな衝撃に主眼をおいた検討を行う。すなわち、自動車輪荷重による衝撃、自動車の高欄への衝突、海洋構造物への船舶の衝突等を考え、最大荷重に達するまでの時間が $10^{-1} \sim 10^{-3}$ s 程度の衝撃を対象とする。

ソフトな衝撃荷重を受けるコンクリート部材に関する研究については、これまで実験的研究が主流となり、力学的挙動特性、耐衝撃性の評価法や改善策等についての検討がなされてきている^{[3]~[5]}。しかし、測定精度等の問題あるいは耐衝撃性の明確な定義とその評価法が確立していないために、力学的挙動特性および耐衝撃性に及ぼす効果を定量的に把握することができない現状にある。

そこで、本研究では、直交異方性弾塑性モデルを用いた有限要素解析を Newmark- β 法を併用して鉄筋コンクリート (RC) 部材の衝撃問題に適用し、実験結果と対比させて基本的な力学的挙動特性を確認したうえで、耐衝撃性の明確な定義を試み、その評価および改善策について検討を行ったものである。

2. 解析

(1) RC はりの有限要素モデル

複鉄筋長方形断面を有する RC はりを、Fig. 1 a), b) に示すように三角形要素および線要素を用いた有限要素

* 正会員 工博 神戸大学助教授 工学部土木工学科
(〒657 神戸市灘区六甲台町1)

** 正会員 工修 神戸大学助手 大学院自然科学研究科
(同上)

*** 正会員 工修 川崎重工業(株) 技術研究所
(〒673 明石市川崎町1番1号)

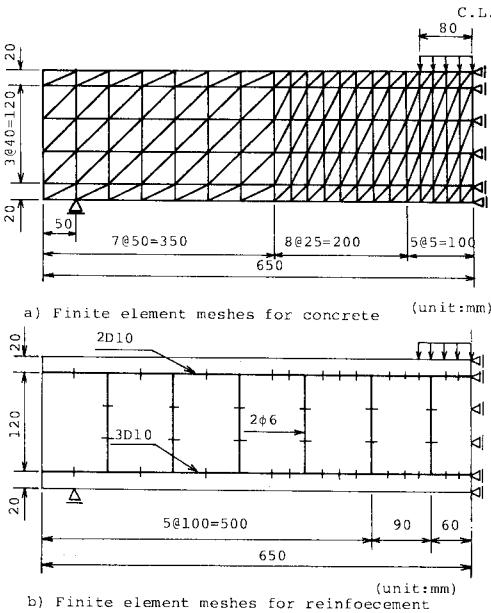


Fig. 1 Finite element meshes for reinforced concrete beam.

モデルで近似する。RC はりの断面寸法は、全高 $h=16$ cm、幅 $b=15$ cm、全長 $L=130$ cm で、支間 $l=120$ cm の単純支持とし、荷重は支間中央での部分等分布載荷（分布長 16 cm）とした。補強鉄筋については、圧縮鉄筋として D10 mm 2 本、引張鉄筋として D10 mm 3 本を配置し、許容応力度法による設計荷重 (P_a) を 1.9 tf(18.6 kN) に設定した。また、スターラップとして $\phi 6$ mm 筋を Fig. 1 b) に示すように配置した。

(2) 有限要素法による弾塑性解析⁶⁾

本解析においては、弾塑性構成モデルについて磯畠の方法⁶⁾を用いた。また、コンクリートのひびわれ発生を前提とした弾性特性を定義するために、コンクリートを直交異方性体とみなして弾塑性モデルを設定した。このモデルでは等方性弾性体（ヤング係数 E 、ポアソン比 ν ）に対応させて弾塑性体（ヤング係数 E_p 、ポアソン比 ν_p ）を想定し、材料の一軸特性に基づく変換パラメーター (η , ξ) を用いて弾塑性体を E , ν , η , ξ で表わす。異方性の主軸 x , y を要素の主応力方向にとり、ヤング係数およびポアソン比に関する変換パラメーター η , ξ をそれぞれ次のように定義する：

$$\begin{aligned} E_x &= \eta_x \cdot E, \quad E_y = \eta_y \cdot E, \quad G_{xy} = \eta_{xy} \cdot G \\ \nu_x &= \xi_x \cdot \nu, \quad \nu_y = \xi_y \cdot \nu, \quad \nu_x \cdot \nu_y = \xi_{xy}^2 \cdot \nu^2 \end{aligned} \quad \left. \right\} \quad (1)$$

また、Maxwell-Betti の相反作用の定理に関して次式を仮定する：

$$\nu_y \cdot E_x = \nu_x \cdot E_y = \xi_{xy} \cdot (\eta_x \cdot \eta_y)^{1/2} \cdot \nu \cdot E \quad (2)$$

一方、せん断剛性 G_{xy} を次式のような直交 2 方向のヤング係数とポアソン比の関数におく：

$$G_{xy} = \frac{E_x^{1/2} \cdot E_y^{1/2}}{2(1 + \nu_x^{1/2} \cdot \nu_y^{1/2})} = \frac{\eta_x^{1/2} \cdot \eta_y^{1/2} \cdot E}{2(1 + \xi_{xy} \cdot \nu)} \quad \dots \dots \dots \quad (3)$$

$$\xi_{xy} = \xi_x^{1/2} \cdot \xi_y^{1/2} \dots \dots \dots \quad (4)$$

式 (1), 式 (3) から次の関係が得られる：

$$\eta_{xy} = \frac{1 + \nu}{1 + \xi_{xy} \cdot \nu} \cdot \eta_x^{1/2} \cdot \eta_y^{1/2} \dots \dots \dots \quad (5)$$

最終的に得られる直交異方性弾塑性体の平面応力場における応力～ひずみ関係は次式のようになる：

$$\{\sigma_x, \sigma_y, \tau\}^T = [D_{ep}]^T \cdot [\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma]^T \dots \dots \dots \quad (6)$$

$$[D_{ep}] = [A_p]^T \cdot [D] \cdot [H_p] \cdot [A_p] \dots \dots \dots \quad (7)$$

$$[D] = \frac{E}{1 - \nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1 - \nu)/2 \end{bmatrix} \dots \dots \dots \quad (8)$$

$$[A_p] = \begin{bmatrix} \eta_x^{1/2} & 0 & 0 \\ 0 & \eta_y^{1/2} & 0 \\ 0 & 0 & \eta_x^{1/4} \cdot \eta_y^{1/4} \end{bmatrix} \dots \dots \dots \quad (9)$$

$$[H_p] = \frac{(\nu_p - \nu) \cdot E}{(1 - \nu_p^2)(1 - \nu^2)} \begin{bmatrix} \nu + \nu_p & 1 + \nu \cdot \nu_p & 0 \\ 1 + \nu \cdot \nu_p & \nu + \nu_p & 0 \\ 0 & 0 & -(1 - \nu) \cdot (1 - \nu_p)/2 \end{bmatrix} \dots \dots \dots \quad (10)$$

$$\nu_p = (\xi_x \cdot \nu \cdot \xi_y \cdot \nu)^{1/2} = \xi_{xy} \cdot \nu \dots \dots \dots \quad (11)$$

ここで、式 (9) で表わされるヤング係数に関する弾塑性変換パラメーター η の設定に当たっては、材料一軸試験によって得られる応力～ひずみ曲線に Fig. 2 a) に示すような折線近似を施すことによって行った。鉄筋についてもコンクリートと同様に、Fig. 2 b) に示す応力～ひずみ曲線の折線近似をもとにした変換パラメーターによる弾塑性モデルを設定した。また、ポアソン比に関しては、 $\xi=1.0$ と仮定した。一方、コンクリートの引張り域での挙動については、Fig. 2 a) に示すように引張り限界ひずみまで応力と線形関係を保つと仮定した。コンクリートの引張り破断に伴う弹性ひずみエネルギーの解放については、解放すべき内部応力を等価節点力に置換する方法を用い、ひびわれ面でのせん断伝達は無視した。なお、コンクリートと鉄筋の付着性状の取扱いが

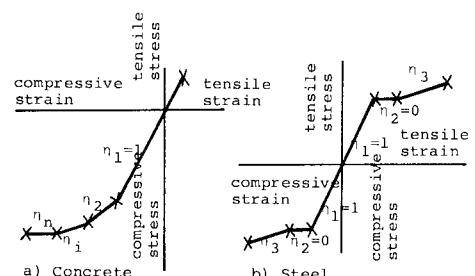


Fig. 2 Idealized stress-strain curves for material.

解析結果に影響を及ぼすものと考えられるが、本解析では、第1段階としてコンクリートと鉄筋との付着は完全であると仮定した。

(3) 動的解析における平衡方程式の解法⁷⁾

衝撲荷重下でのコンクリート部材の解析を行う場合、荷重の作用時間が短いため、構造物の最大応答を制御する減衰の影響が小さいと考えられるので、減衰力の効果は無視した。したがって、有限要素系に対する平衡方程式は次式のようになる：

$$[M] \cdot \{\ddot{U}\}_t + [K] \cdot \{U\}_t = \{R\}_t \quad \dots \dots \dots (12)$$

ここで、 $[M]$ 、 $[K]$ はそれぞれ、質量、剛性マトリックスであり、 $\{R\}$ は外荷重ベクトル、 $\{\dot{U}\}_t$ 、 $\{U\}_t$ はそれぞれ、有限要素集合体の加速度、変位のベクトルである。

微小時間 Δt に関する式(12)の増分形は次式で表わされる：

$$[M] \cdot |\Delta \ddot{U}|_{t-t+\Delta t} + [K] \cdot |\Delta U|_{t-t+\Delta t} = |\Delta R|_{t-t+\Delta t} \quad \dots \dots \dots (13)$$

次に、逐次積分法を用いて、式(13)を解く。逐次積分法としては陰的積分法の1つである、Newmark- β 法を用い、次の基本式を用いる：

$$\begin{aligned} \{U\}_{t+\Delta t} &= \{U\}_t + \Delta t \cdot \{\dot{U}\}_t + \Delta t^2 \cdot [(1/2 - \beta)] \{\ddot{U}\}_t \\ &\quad + \beta \{\ddot{U}\}_{t+\Delta t} \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (14)$$

$$|\dot{U}|_{t+\Delta t} = |\dot{U}|_t + (1/2) \cdot \Delta t \cdot (\{\ddot{U}\}_t + |\ddot{U}|_{t+\Delta t}) \quad \dots \dots \dots (15)$$

式(14)、(15)より、加速度の増分形は次式で表わされる：

$$\begin{aligned} |\Delta \ddot{U}|_{t-t+\Delta t} &= -\frac{1}{\beta \cdot \Delta t^2} \cdot |\Delta U|_{t-t+\Delta t} - \frac{1}{\beta \cdot \Delta t} \cdot |\dot{U}|_t \\ &\quad - \frac{1}{2\beta} |\ddot{U}|_t \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (16)$$

式(16)を用いて式(13)を変形すると、次式が得られる：

$$\begin{aligned} &([K] + \frac{1}{\beta \cdot \Delta t^2} [M]) \cdot |\Delta U|_{t-t+\Delta t} = |\Delta R|_{t-t+\Delta t} \\ &\quad + [M] \cdot \left(\frac{1}{\beta \cdot \Delta t} \cdot |\dot{U}|_t + \frac{1}{2\beta} |\ddot{U}|_t \right) \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (17)$$

以上の式中で現われる β は、積分精度と安定性が得られるように定めるパラメーターであり、たとえば、 $\beta = 1/6$ の場合は線形加速度法とよばれ、 $\beta = 1/4$ の場合は一定平均加速度法とよばれ、無条件安定スキームとして提案されたものである。本解析においては、安定性に優れた後者の係数を用いる。

以上のように動的平衡方程式、式(13)の時間積分は、最終的に得られる連立一次方程式、式(17)を解くことによって求まる。連立一次方程式の解法としてはバンドマトリックス法を用いるが、解の精度と安定性を高めるため、次式に基づいて反復計算を行い、解の収束を図った。

$$[M] \cdot \left(\frac{1}{\beta \cdot \Delta t^2} \cdot |\Delta U|_{t-t+\Delta t} - \frac{1}{\beta \cdot \Delta t} \cdot |\dot{U}|_t - \frac{1}{2\beta} |\ddot{U}|_t \right)$$

$$+ [K]_{t+\Delta t} \cdot |\Delta U|_{t-t+\Delta t}^i = |\Delta R|_{t-t+\Delta t} - [K]_{t+\Delta t} \cdot |\Delta U|_{t-t+\Delta t}^{i-1} \quad \dots \dots \dots (18)$$

$$- \frac{1}{\beta \cdot \Delta t^2} \cdot [M] \cdot |\Delta U|_{t-t+\Delta t}^{i-1}$$

ここに、 $|\Delta U|_{t-t+\Delta t}^i$ は反復回数 i における増分変位ベクトルである。

式(18)をもとにした反復計算のフローを以下に示す：

- ① 実効剛性マトリックス $[K^*]$ の作成

$$[K^*] = [K] + \frac{1}{\beta \cdot \Delta t^2} \cdot [M] \quad \dots \dots \dots (19)$$

- ② 実効荷重ベクトルの不変部分の計算

$$|\Delta R^*|_{t-t+\Delta t}^i = |\Delta R|_{t-t+\Delta t} + [M] \left(\frac{1}{\beta \cdot \Delta t} \cdot |\dot{U}|_t + \frac{1}{2\beta} |\ddot{U}|_t \right) \quad \dots \dots \dots (20)$$

- ③ 実効荷重ベクトルの変動部分の初期値設定

$$|\Delta R_{err}|^{i=0} = 0 \quad \dots \dots \dots (21)$$

- ④ 実効荷重ベクトルの作成

$$|\Delta R^*|_{t-t+\Delta t}^i = |\Delta R^*|_{t-t+\Delta t}^{i-1} + |\Delta R_{err}|^{i-1} \quad \dots \dots \dots (22)$$

- ⑤ バンドマトリックス法による増分変位 $|\Delta U|_{t-t+\Delta t}^i$ の計算

- ⑥ 実効荷重ベクトルの変動部分の計算

$$\begin{aligned} |\Delta R_{err}|^i &= -[K]_{t+\Delta t} \cdot |\Delta U|_{t-t+\Delta t}^i - \frac{1}{\beta \cdot \Delta t^2} [M] \cdot |\Delta U|_{t-t+\Delta t}^i \\ |\Delta R_{err}|^i &= |\Delta R_{err}|^{i-1} + |\Delta R_{err}|^i \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (23)$$

- ⑦ 収束判定

$$\|\Delta R_{err}\|^i / \|\Delta R_{err}\|^0 \leq tol. \quad \dots \dots \dots (24)$$

ただし、記号 $\|\cdot\|$ は、ユークリッドノルムを表わし、 $tol.$ は、許容値を表わす。

ここで、上式を満足すれば、⑧へ進み、満足しなければ④へ戻る。

- ⑧ 変位、加速度、速度の計算

$$\begin{aligned} \{U\}_{t+\Delta t} &= \{U\}_t + |\Delta U|_{t-t+\Delta t}^i \\ \{\dot{U}\}_{t+\Delta t} &= \frac{1}{\beta \cdot \Delta t^2} |\Delta U|_{t-t+\Delta t}^i - \frac{1}{\beta \cdot \Delta t} \cdot |\dot{U}|_t \\ &\quad - \frac{1}{2\beta} |\ddot{U}|_t + |\ddot{U}|_t \\ |\dot{U}|_{t+\Delta t} &= |\dot{U}|_t + \frac{1}{2} \Delta t (|\ddot{U}|_t + |\ddot{U}|_{t+\Delta t}) \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (25)$$

3. RC はりに関する解析精度の確認および力学的挙動特性

(1) 確認実験の概要

本解析手法に基づく計算結果の精度を検討するため、2. で述べた解析モデルと同一の RC はりを製作し、静的および重錘落下衝撃実験を行った。実験で使用した鉄筋の種類は SD 30 ($\sigma_{sy} = 36.9 \text{ kgf/mm}^2$ (361.1 MPa))、 $\sigma_{su} = 47.8 \text{ kgf/mm}^2$ (468.4 MPa)) であり、コンクリートは設計基準強度 $\sigma_{ck} = 300 \text{ kgf/cm}^2$ (29.4 MPa) の配

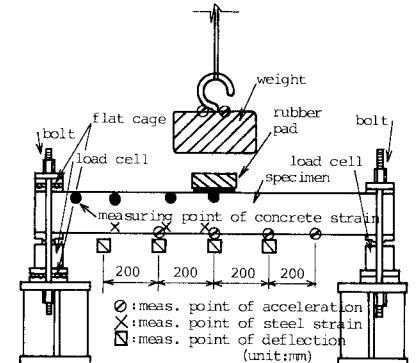


Fig. 3 Test apparatus and measuring point of deflection, acceleration and strain.

合とした。

静的実験は、200 tf 万能試験機を用いて、単純支持された供試体に載荷鋼板（15 cm × 15 cm × 1 cm）を介して荷重を加えた。試験は、荷重 1 tf までの弾性内実験と連続載荷による破壊実験の 2 種類を行った。衝撃実験は、Fig. 3 に示す落錐装置により行った。この場合の供試体支持は、単純支持を満足させるために一端の水平可動条件を付与する処置として摩擦面にフラットケージを配し、両端の回転自由条件を付与する処置として、供試体両支点下に球座付きロードセルを設置した。さらに、両支点の浮き上がり防止のため、両端をボルトで固定した。載荷は、重錐（質量 100 kg）の所定位置からの自由落下により行い、載荷鋼板（15 cm × 15 cm × 1 cm）上にゴム柱（φ 16 cm × 5 cm）を置くことによりソフトな衝撃を加えた。重錐の自由落下による供試体への作用力は、供試体、ゴム柱、重錐が衝撃時に一体となって挙動し、また、ゴムの減衰はないものと仮定し、重錐加速度に重錐重量を乗じたものとして求めた。試験は、重錐落下高さ、 $h=1$ cm の弾性内実験と $h=60$ cm の破壊実験とした。測定は Fig. 3 に併記する各位置でのひずみ、変位、加速度応答、ひびわれおよび破壊状況である。

(2) 解析精度の検討

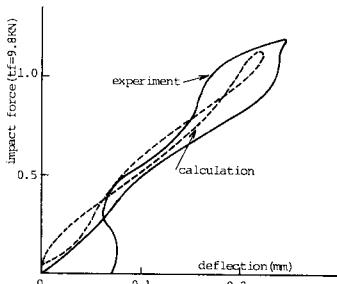


Fig. 6 Impact force-midspan displacement function.

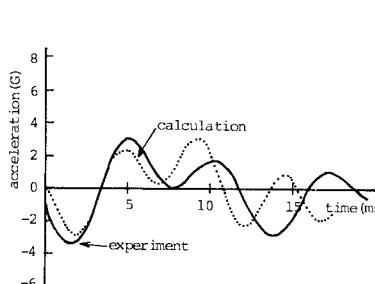


Fig. 7 Midspan acceleration-time function.

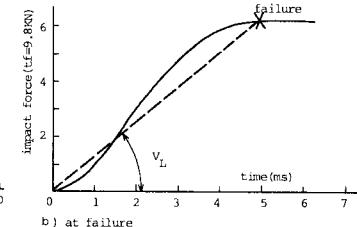


Fig. 4 Impact force-time functions and definition of loading rate.

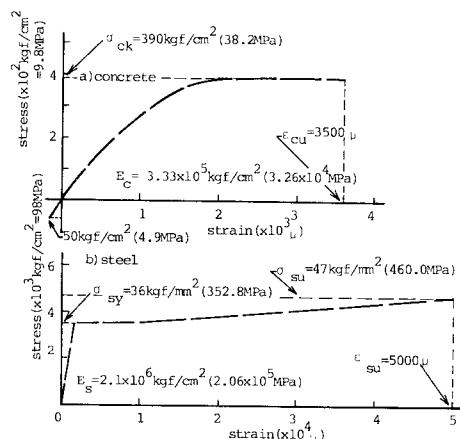


Fig. 5 Idealized stress-strain diagrams for steel and concrete.

衝撃解析にあたって、入力する荷重データは、前述の落錐実験によって得られた荷重～時間関係を用いる。Fig. 4 a), b) は、それぞれ弾性内実験および破壊実験によって得られた荷重～時間関係を示したものである。これより明らかなように、落錐による衝撃荷重は、載荷速度が時間とともに変化する。そこで、ここでは載荷速度を規定するための便宜的な指標として、弾性内解析においては、載荷始点から最大荷重までの平均載荷速度 v_L を用い、破壊解析においては、載荷始点から破壊荷重までの平均載荷速度を用いる (Fig. 4 参照)。また、解析に用いる材料一軸特性は、各材料の一軸試験結果に基づき、Fig. 5 a), b) に示すように近似した。なお、

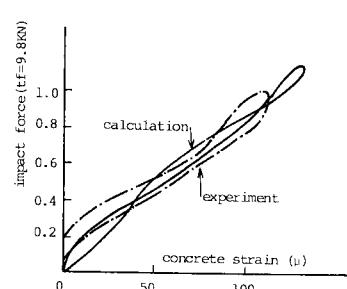


Fig. 8 Impact force-concrete strain function.

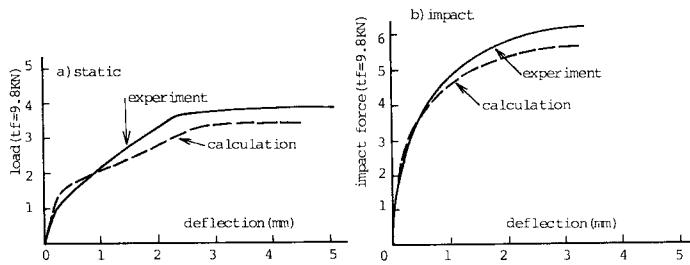


Fig. 9 Load (impact force)-midspan displacement functions.

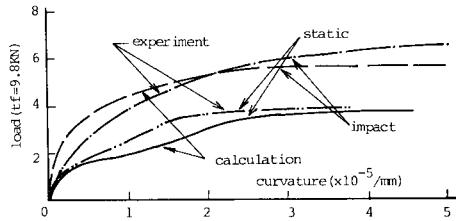


Fig. 10 Load (impact force)-curvature functions.

各材料の応力～ひずみ曲線は、ひずみ速度、応力状態等によって影響を受けると考えられるが、現在のところこれらを定量化するには至っていないため、本解析では第1段階として、各材料の静的-軸試験結果を衝撃解析に用いた。これによって、材料特性に及ぼす慣性の効果が考慮できることになる。以上のデータに基づく解析結果を確認実験で得られたデータと比較することにより精度の検討を行う。

Fig. 6～8 は衝撲荷重下における弾性範囲内での挙動を解析値と実験値で比較したものである。Fig. 6 の変位の履歴曲線より、全体的な剛性は両者で大きな差異は認められないが、曲線形状はかなり異なるものとなっている。これは実験における RC はりの支持条件あるいは微小な変位を測定する場合のノイズ等の影響を受けたものと考えられる。Fig. 7 は変位応答と密接な関係にある応答加速度を比較したものであり、その形状は一定周期の振動成分を含むことがわかる。この振動数は、実験結果で約 167 Hz、解析結果で約 180 Hz となり、両者は

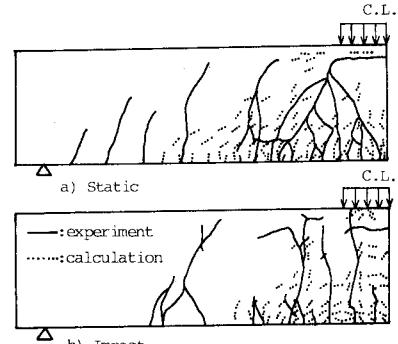


Fig. 11 Crack pattern at failure.

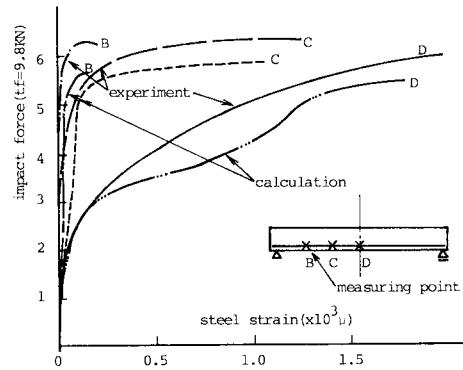


Fig. 12 Impact force-steel strain functions.

ほぼ一致しているといえる。Fig. 8 はスパン中央断面のコンクリートのひずみ履歴を示したものであるが、ほぼ満足できる精度が得られていると考えられる。

次に Fig. 9～12 は、静、衝撲荷重下における弾塑性範囲内の挙動を解析値と実験値で比較したものである。Fig. 9 a), b) は、静、衝撲荷重下における荷重～変位曲線を示している。これより、静的荷重下では初期剛性は両者でほぼ一致しているが、ひびわれ発生後の剛性については解析値が実験値の約 0.7 倍、また、破壊荷重については、約 0.88 倍となっている。一方、衝撲荷重下においては、Fig. 9 b) に示すように初期剛性はほぼ一致しているが、解析による破壊荷重は実験値の約 0.92 倍となっており、1割程度低い値を示していることがわかる。次に、全エネルギーで精度の検討を行う。全エネルギーとは、ここでは1回の衝撲で破壊に至る部材の荷重～変位曲線で囲まれる面積より求まるエネルギーを表わす。Fig. 9 より求めた全エネルギーを Table 1 にまとめて示す。静的荷重下では、全エネルギーの解析値は、変位 1 mm までの全エネルギーについては実験値の 1.12 倍で、変位 3 mm までの全エネルギーでは、0.9 倍となっており、1割程度の誤差がみられる。衝撲荷重下では、変位 1 mm までの全エネルギーについてはほとん

Table 1 Total energy.

	total energy up to 1.0mm center deflection $\times 10^{-3} \text{tf m}$ (J)	total energy up to 3.0mm center deflection $\times 10^{-3} \text{tf m}$ (J)
static	experimental value	1.36(13.3)
	calculated value	1.52(14.9)
impact	experimental value	3.30(32.3)
	calculated value	3.31(32.4)

ど一致しており、変位 3 mmまでのエネルギーについては、解析値の方がやや小さくなり、実験値の約 0.95 倍となっている。Fig. 10 は、静、衝撃荷重下での荷重（衝撃力）～曲率関係を示したものであり、両荷重下で実験結果の方が解析結果より曲率の急増点が遅れるが、曲線形状はほぼ類似していることがわかる。なお、ここでの曲率は、Fig. 3 に示す位置での変位より求めた平均曲率である。Fig. 11 a), b) は、両荷重下での破壊時におけるひびわれ状況の比較を示したものである。これより、ひびわれの方向性は解析と実験でほぼ一致しているといえるが、ひびわれ範囲は解析結果の方が小さくなる傾向にある。しかし、実験結果でみられる、衝撃荷重下においてひびわれ発生範囲が静的荷重下より小さくなる傾向は解析結果と一致していることがわかる。Fig. 12 は衝撃荷重下での各測点の鉄筋ひずみを衝撃力との関係で比較したものである。これによると、解析結果の方が鉄筋ひずみの伸びがやや速くなっているが全体的傾向はほぼ一致しているものと考えられる。

以上の結果は、本実験の範囲内での限られた載荷速度におけるものであり、今後、載荷速度を種々変化させた実験との比較が必要である。

(3) RC はりの衝撃挙動に及ぼす載荷速度の影響の解析的検討

RC はりの衝撃挙動特性を明らかにするため、種々の載荷速度での衝撃解析結果を静的解析結果と対比させた検討を行う。衝撃解析にあたっては、Fig. 4 a), b) に示した落錐実験における衝撃力～時間関係に基づき、最大衝撃力および作用時間を変化させることによって異なる載荷速度の衝撃荷重波形を設定した。

まず、弾性挙動について検討する。Fig. 13 a)～d) は、静的および衝撃荷重下での RC はりの荷重（衝撃力）～変位曲線（弾性解析）を示したものである。これらを比

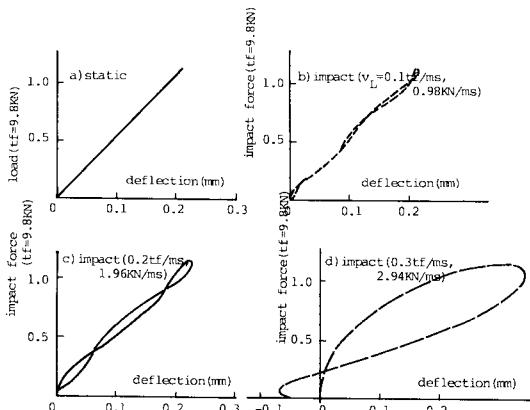


Fig. 13 Impact force-midspan displacement functions for various loading rates.

較すると、衝撃荷重下では、慣性力の影響によって履歴曲線がループを描くようになり、曲線形状は静的と大きく異なる。この慣性力による影響の大小は、載荷速度に依存しており、載荷速度が遅い場合は、剛性および最大変位においては静的挙動とほとんど変化がないが、履歴曲線に振動の影響が含まれる。載荷速度が速くなると、履歴曲線に現われる振動波の数が減少し、振幅が大きくなる傾向があり、 $v_L = 0.3 \text{ tf/ms}$ (2.9 kN/ms)になると、初期剛性が著しく高くなるが、その後の変形は振動の影響により大きくなり、変位のピークが荷重のピークに遅れるという特性を示すようになる。また、曲線形状においては、慣性力による振動の振幅がかなり大きくなるために、履歴曲線が上方変位にまでおよんでくる。このように、載荷速度が速くなると、慣性力の影響が大きくなり、履歴曲線に著しい変化をもたらすようになる。これらは従来より行われている実験結果¹⁾とほぼ

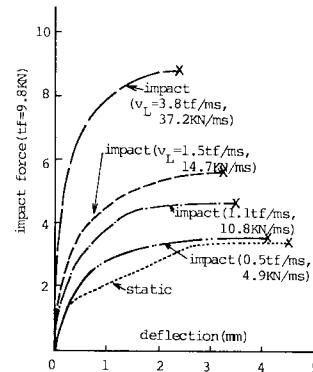


Fig. 14 Impact force-midspan displacement functions for various loading rates.

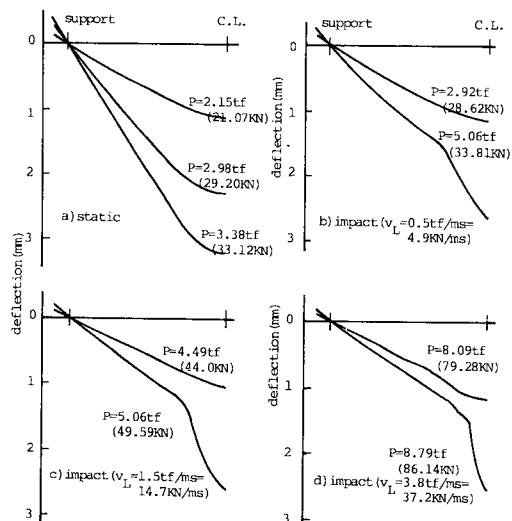


Fig. 15 Deflection curves of RC beams.

一致するものである。次に、弾塑性挙動について検討する。Fig. 14は、静的および衝撃荷重下でのRCはりの荷重～変位曲線を示したものである。これより明らかなように、載荷速度が速くなると、慣性力が大きく作用し、見掛けの剛性が高くなり、破壊荷重が増大するという一般的にいわれている傾向が得られる。また、それに伴って破壊時変位が小さくなるという傾向も確認できる。静的荷重下と衝撃荷重下での荷重～変位曲線の形状における大きな相違は、ひびわれ発生後の剛性低下において認められる。すなわち、衝撃荷重下の場合、ひびわれ発生後において急速な剛性低下がみられず、弾性から塑性への移行がなめらかであるのに対して、静的荷重下では、ひびわれ発生後に急速な剛性低下を示し、その後は破壊近傍に至るまで剛性はほとんど変化せず、破壊近傍で変曲点をもつ経路をたどる。

Fig. 15 a)～d)は、静的、衝撃荷重下での変位分布を示したものである。各図における破壊近傍での変位分布を比較してみると、静的荷重下では、破壊時においても変位分布がなめらかな曲線を描いているのに対し、衝撃荷重下では破壊時において支間中央付近での局部変形が大きくなり、変位分布が静的荷重下と大きく異なる。また、この傾向は載荷速度が速くなるほど顕著になっていることがわかる。以上のことから、衝撃荷重下では、局部変形が発生しやすくなることが明らかである。また、それとともに、変形能が低下することも考え合わせると、

部材の変形挙動としてはかなり厳しい状態になると考えられる。

Fig. 16 a)～d)は、静、衝撃荷重下での破壊時におけるひびわれ状況を示したものである。これによると、衝撃荷重下では静的荷重下よりもひびわれ発生領域が明らかに小さくなっている。つまり、載荷速度が速いほど、この傾向が顕著になっている。つまり、載荷速度の速い衝撃荷重下においては、破壊に至るまでのエネルギー消費が小さな範囲内で行われるという性状を示しており、支間中央部でのひびわれ幅がかなり大きくなることが推察される。

4. 耐衝撃性の検討

(1) 概 説

3.においては、RCはりの衝撃挙動特性についての検討を行った。また、従来からのコンクリート部材に関する研究より、衝撃荷重下におけるじん性低下が指摘されている。これらの結果を踏まえると、コンクリート部材の耐衝撃性は、おおむね次のようないくつかの項目で評価できると考える：

- 1) 耐荷力の向上
- 2) 破壊時における変形能低下の抑制能
- 3) じん性低下の抑制能
- 4) 局部変形および局部的応答の抑制能
- 5) 破壊範囲減少の抑制能

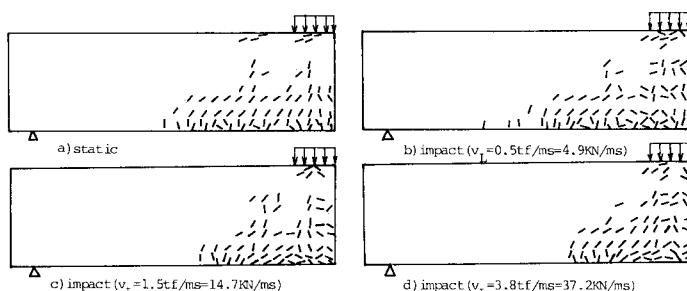


Fig. 16 Crack pattern of RC beams at failure.

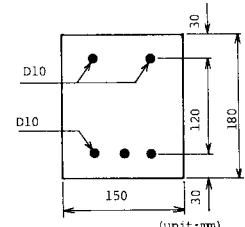


Fig. 17 Cross section of h-18 beam.

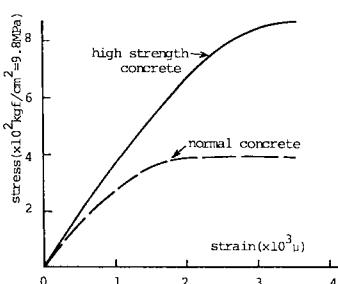


Fig. 18 Idealized stress-strain diagram for high strength concrete.

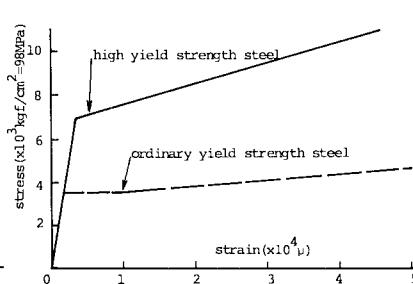


Fig. 19 Idealized stress-strain diagram for high yield strength steel.

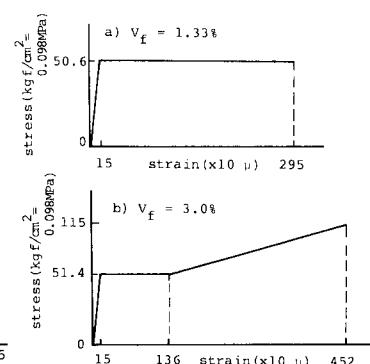


Fig. 20 Idealized stress-strain diagrams of steel fiber reinforced concrete.

ここでは、上記の5項目による耐衝撃性を定量的に評価するとともに、耐衝撃性の改善法について検討する。耐衝撃性の評価については、以下の指標に基づいて試みることにする：Ⅰ)履歴曲線の特性および破壊エネルギー、Ⅱ)破壊時曲率、Ⅲ)破壊範囲。指標Ⅰ)は、耐衝撃性1)～3)を、指標Ⅱ)は、耐衝撃性4)を、指標Ⅲ)は、耐衝撃性5)を、それぞれ検討するために用いる。また、耐衝撃性改善についての検討は、RCはりの衝撃挙動に変化をもたらせると予測される要因を取り上げ、その効果に基づいて行う。これらの要因を、ここでは、はり高の増加、コンクリートの高強度化、高張力鋼の使用、鋼纖維の混入の4つとする。はり高の増加については、Fig.1に示したRCはりに対して、Fig.17に示すようなはり全高、 $h=18\text{ cm}$ のはりを設定した。このはりをここでは $h=18$ はりとよぶ。コンクリートの高強度化については、Fig.18に示すように、普通強度($\sigma_{ck}=390\text{ kgf/cm}^2$ (38.2 MPa))RCはりに対して、 $\sigma_{ck}=860\text{ kgf/cm}^2$ (84.3 MPa)の高強度コンクリートを用いたRCはり($\sigma=860$ はりとよぶ)を設定した。高張力鋼の使用については、Fig.19に示す性質を有する高張力鉄筋を用いたはり(HTはりとよぶ)を設定した。鋼纖維混入については、Hannantの理論⁸⁾により、一軸引張曲線において、引張終局ひずみを改善するようなモデル化を行った。ここでは、鋼纖維混入量(体積率) $V_f=1.33\%$ 、3.0%の2種類についてFig.20a), b)に示すようなモデルを設定した。ここで、 $V_f=1.33\%$ のはりをSF-133はり、 $V_f=3.0\%$ のはりをSF-3はりと称する。

(2) 履歴曲線の特性および破壊エネルギー

a) 耐荷力の向上

Fig.21は、各種はりの破壊荷重～載荷速度関係を示したものである。衝撃荷重下では、慣性力によって耐荷力増加が起こるが、慣性力の効果の度合は、載荷速度に対する破壊荷重の敏感度、つまりFig.21における曲線の勾配によって評価できると考える。Table 2は、各はりに対する曲線の平均的な傾きを示したもので、SF-133はりの敏感度が他のはりに比べて非常に大きな

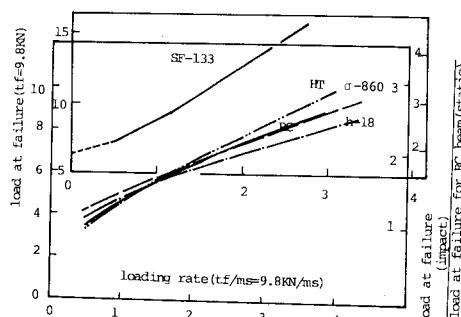


Fig. 21 Effect of loading rate on load at failure.

Table 2 Increasing rate of failure load.

specimen	gradient (tf/tf ms ⁻¹)
RC	1.64
HT	2.52
h=18	1.29
σ=860	1.39
SF-133	38.7

値となっており、鋼纖維を混入した場合、耐荷力向上に及ぼす慣性力の影響が大きくなるといえる。その値は、RCはりの静的破壊荷重に対して2～5倍となっており、衝撃荷重下において耐荷力の増大を期待する場合、鋼纖維混入が最も効果的であるといえる。また、高張力鉄筋を用いた場合、載荷速度が速い場合、他のはりに比べ、その効果が期待できるようになる。

b) 変形能

Fig.22は、各種はりの破壊時変位～載荷速度関係を示したものである。これによると、HTはりを除く各はりは、載荷速度の増大に伴って破壊時変位が減少する傾向がわかる。この傾向の度合を、各はりに対する直線の傾きで検討すると、RCはりが最も大きく、載荷速度に対して最も敏感となっており、 $h=18$ はりがそれに続く。 $\sigma=860$ 、SF-133はりでは、この変形能低下現象がほとんど現われず、破壊時変位が、慣性力に対してほぼ安定している。これに対して、HTはりの場合は、変形能が逆に増大するという特徴を示している。このように、衝撃荷重下でみられるRCはりの変形能低下現象は、各要因によって影響を受けやすいといことがわかる。各要因による効果を検討してみると、SF-133はりの場合、破壊時変位が静的荷重下のRCはりの約3倍という大きな値で安定しており、最も効果的であるといえる。HTはりについては、 $v_L=2.0\text{ tf/ms}$ (19.6 kN/ms)以上では、RCはりよりも破壊時変位が大きくなり効果的といえる。一方、 $h=18$ 、 $\sigma=860$ はりは、RCはりよりも小さくなっている。特に、 $\sigma=860$ はりは破壊時変位が低い値で安定していること、載荷速度が遅い場合にRC

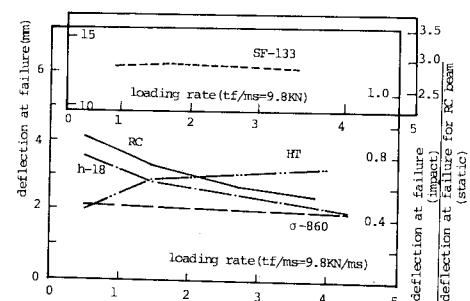


Fig. 22 Effect of loading rate on deflection at failure.

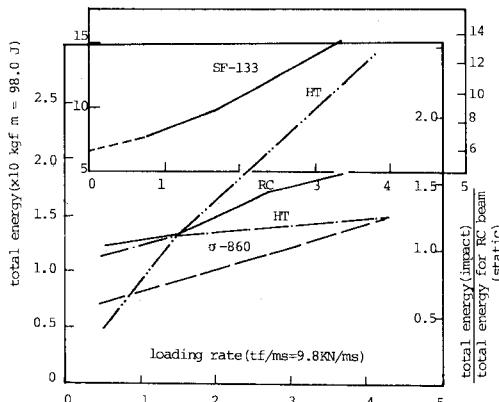


Fig. 23 Effect of loading rate on total energy.

はりとの差が大きくなること、等の特徴を有している。

c) 全エネルギー

Fig. 23 は、各種はりの全エネルギーと載荷速度の関係を示したものである。これによると、全エネルギーは、載荷速度の増加に従って増大していることがわかる。全エネルギーは、1回の衝撃で破壊させるに必要なエネルギーであるので、部材の吸収エネルギーにはば等しくなると考えられる。

一般に、荷重～変位履歴曲線において、破壊荷重の変化と破壊時変位の変化という2つの現象が生じた場合、全エネルギーは、この2つの現象の相互の影響を受けて変化する。したがって、全エネルギーを指標とする耐衝撃性の評価は、耐荷力、変形能を指標とする2つの独立した評価を統合したものであるといえる。Fig. 23 によつて、全エネルギーに及ぼす各要因の効果を検討すると、SF-133 はりの全エネルギーが他のはりに比べてかなり大きな値となっており、鋼織維を混入することによって、じん性が大幅に改善されると考えられる。SF-3 はりの場合、全エネルギーは、 $v_L = 1.5 \text{ tf/ms}$ (14.7 kN/ms)において、SF-133 はりの 1.05 倍にとどまっており、混入量増加による比例的効果は期待できない。また、はり高の増加およびコンクリートの高強度化のみを施した場合は、ソフトな衝撃荷重下でのじん性改善効果がうすいと判断される。さらに、高張力鉄筋を用いた場合、載荷速度が約 1.5 tf/ms (14.7 kN/ms) 以下の衝撃荷重下では、RC はりよりも全エネルギーが小さくなるが、それ以上の載荷速度の衝撃荷重下では、RC はりのじん性改善に効果がある。

(3) 破壊時曲率による検討

3.において検討したように、衝撃荷重下においては破壊時において局部変形が生じやすくなる。ここでは、局部変形性を定量化するための指標として破壊時曲率 $1/R$ を取り上げる。しかし、破壊時曲率には変位の大

きさの影響が含まれているため、異なる破壊時変位に対して局部変形性を比較検討することができない場合がある。したがって、破壊時曲率で局部変形性を評価するためには、変位の影響を除く必要がある。そこで、ここでは局部変形性を評価するための指標として、次のような簡単な定義を用いることにする：

$$\text{局部変形指数 } I_L = \frac{\text{破壊時曲率}(1/R)}{\text{破壊時変位量}(\delta_u)} \quad \dots\dots\dots(26)$$

各はりについて計算した局部変形指数の値を Table 3 に示す。また、局部変形性の相対的評価については、RC はりの静的局部変形指数を基準とり、各はりの局部変形指数を、RC はりの静的局部変形指数で除した値を用い、この値についても Table 3 に示した。また、Fig. 24 は、各はりの局部変形指数と載荷速度の関係を示したものである。これによると、コンクリートのみを高強度化した場合、局部変形指数が RC はりよりもかなり大きくなり、ひびわれ幅およびコンクリート片の飛散り量の増大が予想される。はり高を増した場合には、 σ -860 はりと RC はりの中間的な値を示すが、局部変形性が載荷速度に敏感であり、載荷速度が速くなる

Table 3 Index of local deformation.

specimen	loading rate tf/ms (kN/ms)	curvature at failure ($\times 10^{-5}/\text{mm}$)	index of local deformation I_L ($\times 10^{-5}$)	$\frac{I_L(\text{impact})}{I_L(\text{static})}$
RC	3.8(37.2)	5.15	2.13	2.39
	1.5(14.7)	5.25	1.60	1.80
	0.5(4.9)	4.63	1.13	1.27
	static	4.00	0.89	1.00
σ -860	4.3(42.1)	6.85	3.53	3.97
	1.5(14.7)	6.63	3.22	3.62
	0.5(4.9)	6.02	1.80	2.02
h-18	4.3(42.1)	7.23	3.56	4.00
	1.5(14.7)	6.51	2.31	2.60
	0.5(4.9)	6.00	1.70	1.91
HT	4.0(39.2)	3.91	1.20	1.35
	1.5(14.7)	3.97	1.37	1.54
	0.5(4.9)	5.62	2.84	3.19
SF-133	3.3(32.3)	16.50	1.28	1.44
	1.5(14.7)	17.25	1.32	1.35
	0.7(6.9)	16.75	1.31	1.47
SF-3	static	16.85	1.30	1.46
	1.5(14.7)	17.37	1.15	1.29
SF-3	static	16.82	1.11	1.25

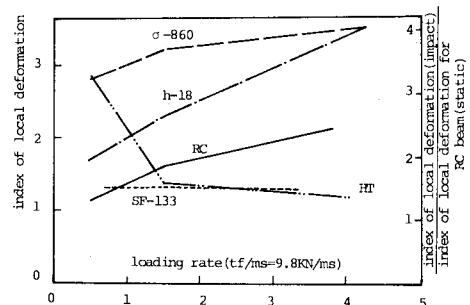


Fig. 24 Effect of loading rate on index of local deformation.

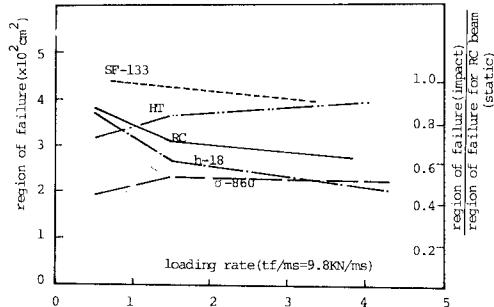


Fig. 25 Effect of loading rate on region of failure.

と、 σ -860 はりとほぼ同等の値を示すようになる。鋼纖維を混入した場合、局部変形指数は低い値で安定しており、衝撃荷重での局部変形性が大幅に改善されるといふことがいえる。また、SF-3 はりについて、衝撲荷重($v_L = 1.5 \text{ tf/ms}$ (14.7 kN/ms))下での局部変形指数が SF-133 はりの 0.96 倍となっており、この研究で取り扱った鋼纖維混入量の範囲では大差はない。高張力鉄筋を用いた場合、 $v_L = 1.0 \text{ tf/ms}$ (9.8 kN/ms)以下の衝撲荷重下では、局部変形の度合がかなり大きくなるが、 $v_L = 1.5 \text{ tf/ms}$ (14.7 kN/ms)以上になると SF-133 はりとほぼ同等の効果を示すようになり、局部変形性が大幅に改善されると判断できる。

(4) 破壊範囲による検討

3.において検討したように、破壊範囲は慣性力の影響を受け、衝撲荷重下では静的に比べ減少する傾向にあることが明らかになった。破壊範囲は、内部エネルギーが解放される範囲を示しており、この範囲が小さい場合は、必然的にひびわれ幅が大きくなり、破壊性状が不利になる場合があると考えられる。したがって、ここでは、破壊範囲を数値化して、破壊性状を定量的に検討する。

各はりについての破壊時におけるひびわれ状況図をもとにして部材の破壊範囲を推定し、その面積を算定したものを Fig. 25 に示す。Fig. 25 より高張力鉄筋を用いた場合、 $v_L = 1.0 \text{ tf/ms}$ (9.8 kN/ms)以下の衝撲荷重下では、破壊範囲が RC はりよりも小さくなっているが、それ以上の載荷速度の衝撲荷重下では、破壊性状がかなり改善されると判断できる。また SF-133 はりの場合、全体的に RC はりよりもかなり大きな値を示しており、鋼纖維混入は破壊性状の改善策として非常に有効であるといえる。

5. 結論

本研究によって得られた結果を要約すると、次のようになる：

(1) 本解析による結果は、確認実験との比較検討によって、比較的高精度を示すことが明らかとなった。

(2) 衝撲荷重下での RC はりの力学的挙動特性は、耐荷力の増大、変形能低下、局部変形性の増大および破壊範囲の減少として現われ、この傾向は載荷速度の増大に伴って増加する。

(3) RC はりの衝撲荷重下での挙動を検討した結果、RC 部材の耐衝撃性は、おおむね次の項目で評価することが妥当であると考える：①耐荷力の向上、②破壊時における変形能低下の抑制能、③じん性低下の抑制能、④局部変形の抑制能、⑤破壊範囲減少の抑制能。

(4) 耐衝撃性を評価するための指標としては、耐荷力、変形能、全エネルギー、破壊時曲率、破壊範囲が有効である。

(5) 鋼纖維混入等によるコンクリートの引張終局ひずみの改善効果が耐衝撃性改善の最も有効な手段となる。

(6) 補強筋として高張力鉄筋を用いた場合、載荷速度の速い衝撲下での耐衝撃性改善に有効である。

(7) はり高を増大させることは耐衝撃性の低下につながる場合がある。

(8) 他の条件を変えずにコンクリートの高強度化を行った場合、全体的な耐衝撃性に不利な効果を与えることになる。この対策としては、高強度コンクリートの引張終局ひずみの改善等の処置が考えられる。

謝 辞：本研究の実施にあたり有益なご助言を頂いた神戸大学 西村 昭教授に深謝の意を表します。

参考文献

- Introductory Report of RILEM, CEB, IABSE, IASS-Interassociation Symposium on Concrete Structures under Impact and Impulsive Loading, Dec. 1981.
- 藤井 学・宮本文穂：衝撲荷重下におけるコンクリート構造物の挙動、コンクリート工学、Vol. 21, No. 9, 1983.
- Suaris, W. et al. : Strain-rate Effects in Fibre-reinforced Concrete Subjected to Impact and Impulsive Loading, Composites, pp. 153~159, April 1982.
- 小柳 治・六郷惠哲、ほか：衝撲荷重下のコンクリートの変形と破壊に関するエネルギー的考察、第5回コンクリート工学年次講演会論文集、1983.
- 藤井 学・宮本文穂、ほか：衝撲荷重下における鋼纖維コンクリート版の破壊機構、第3回コンクリート工学年次講演会論文集、1981.
- 磯畑 修：有限要素法によるコンクリート構造物の2次元弾塑性解析、日本建築学会論文報告集、第189号、pp. 43~50, Nov. 1971.
- Bathe, K. J. et al. (菊池文雄訳)：有限要素法の数値計算、科学技術出版社、1979.
- Hannant, D. J. (横谷栄次訳)：鋼纖維コンクリート、森北出版、1980.

(1984.6.11・受付)