

局部変形とひずみ速度効果を考慮した 鋼管固定はりの衝撃応答変位

星川辰雄¹・石川信隆²・彦坂 熙³・阿部宗平⁴

¹正会員 防衛大学校助手 土木工学科(〒239 横須賀市走水1-10-20)

²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)

³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)

⁴(財)砂防・地すべり技術センター 研究開発課長(〒162 新宿区市谷砂土原町3-4)

本研究は、土石流中の巨礫の衝突を受ける鋼製透過型砂防構造物の耐衝撃設計への基礎的資料を提供することを目的とし、まず鋼管固定はりを対象として静的および高速載荷実験を行い、荷重～局部変形算定式を導いた。次に衝突点の局部変形後の断面形状をひょうたん形ほか3種類に変化させて、その妥当性を全塑性モーメント(塑性断面係数)の観点から検討した。さらに、ひずみ速度効果を考慮した準静的解析法を開発し、球状載荷体の衝突を受ける鋼管固定はりの最大応答変位を算定するとともに、衝突実験結果との比較検討を試みたものである。

Key Words : steel pipe beam, local deformation, strain rate effect, impact response displacement

1. 緒言

土石流中の巨礫を阻止するための砂防ダムには、コンクリート製と鋼製砂防ダムがあり、特に鋼管部材で構成される写真-1のような鋼製透過型砂防ダムは、土石流中の土砂や水を通過させ、巨礫のみを捕捉することを目的としている。このため巨礫が衝突した際には、鋼管部材の局部的な変形と構造全体の変形により巨礫の運動エネルギーを吸収することになる。

一般に、土石流中の巨礫の速度は最大約10m/sec、通常5～6m/secといわれており¹⁾、衝突問題として取り扱うべき現象の中では衝突速度はかなり遅い²⁾。さらに、巨礫の重量が約1tonf～10tonfもあり、被衝突物である鋼管部材との質量比が約3～30もあるため、慣性力の影響も比較的小さいと考えられる。よって、衝突現象を静的、準静的(ひずみ速度効果を考慮)、動的(ひずみ速度効果と慣性力を考慮)および超高速と4つの応答に分類した場合、本衝突問題は準静的応答と考えて差し支えない。したがって、この種構造物の設計に当たっては、局部変形とひずみ速度効果の両方を考慮する必要がある。

従来、局部変形を考慮した鋼管部材の研究としては、Ellinasら³⁾やN.Jonesら⁴⁾の論文があり、特にEllinasら³⁾の局部変形算定式は、現行の鋼製砂防ダムの設計¹⁾に用いられている。しかし、この式は船舶の先端等が鋼管海洋構造物に衝突した際に適用されるもので、巨礫のようなやや球状に近い場合は荷重をやや過大評価する結果となっている。一方、N.Jonesら⁴⁾もパイプ

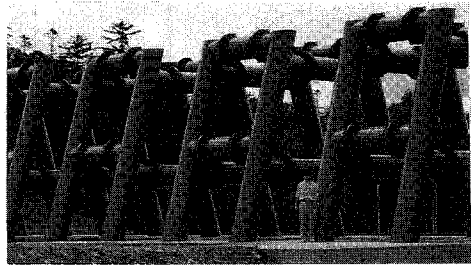


写真-1 鋼製砂防ダム

ラインを対象として、先端がややとがったくさび型衝突体による鋼管はりの衝突実験を数多く行い、局部変形後の断面形状を半月形と仮定して計算している。さらに、著者ら⁵⁾も半球状の重錘落下による鋼管固定はりの局部変形断面をひょうたん形と仮定して、やや厳密な静的変形解析を行った。しかし、上記いずれの研究もひずみ速度効果については考慮していない。

本研究は、巨礫の衝突による鋼管固定はりの衝撃最大応答変位を求めるため、局部変形とひずみ速度効果を同時に考慮した準静的解析法を開発するものである。まず、鋼管固定はりの局部変形の算定式を求めるために、静的および高速載荷実験を行った。ここでいう高速載荷実験とは、ひずみ速度($\dot{\epsilon}$)レベルで $\dot{\epsilon} = 10^{-2} \sim 10^0/\text{sec}$ 程度の一定速度での載荷試験法の1つの定義であり²⁾、先に衝突現象において分類した静的($\dot{\epsilon} = 10^{-8} \sim 10^{-5}/\text{sec}$)、準静的($\dot{\epsilon} = 10^{-5} \sim 10^1/\text{sec}$)、

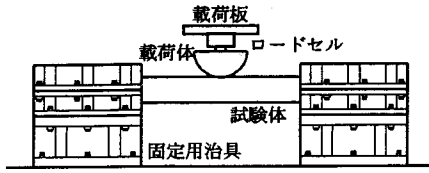


図-1 静的载荷実験装置

動的 ($\dot{\epsilon} = 10^1 \sim 10^3$ /sec), および超高速 ($\dot{\epsilon} = 10^3$ /sec 以上) の応答区分とは定義およびひずみ速度レベルを異にする。実験では、载荷速度や鋼管径の寸法などをパラメータとして、荷重～局部変位関係に与える影響を調べるとともに、その結果を整理して Ellinas の式³⁾を修正し、新たにひずみ速度効果をも含めた荷重～局部変形算定式を提案した。次に、局部変形後の断面をひょうたん形、円欠き形、半月形、楕円形に仮定して、その妥当性を全塑性モーメント (塑性断面係数) の観点から比較検討した。さらに、ひずみ速度効果を考慮した衝撃最大応答変位の算定法を提案し、本実験および従来の衝突実験結果と比較することにより、本法が実物大鋼製砂防構造物の設計にも有効であることを確認した。

2. 局部変形算定式

ここでは、巨礫が中空鋼管を用いた鋼製砂防構造物に衝突した場合を想定して、通常使用される $D/t \leq 40$ の中空鋼管固定はりを対象とし、半球状の载荷体による静的および高速载荷実験を行った。その際、各パラメータが荷重～局部変位関係に与える影響を調べるとともに、局部変形算定式を提案した。

(1) 静的および高速载荷実験の実施

静的载荷実験は、200tonf アムスラー試験機を用いて、図-1 に示すように载荷板下面にロードセルを取り付け、その下に半球状の载荷体を取り付けて载荷した。試験体は、固定用治具に両端を挟み込むようにしてボルト締めして固定はりの条件を満足させるようにした。また固定用治具は、取付台および载荷台にボルト締めして固定した。

高速载荷実験は、図-2 に示すような高速変形荷重装置を用いて、静的载荷の場合と同様に、半球状の载荷体を取り付け高速载荷を行った。本装置は、最大変位速度 4m/sec, 最大荷重 50tonf の容量を持ち、最大 15cm までの変位に対して一定の载荷速度で载荷できるので、試験体のひずみ速度効果等の動的性能について調べることができる。測定項目は、両試験とも载荷点荷重、载荷点上変位およびはり変位で、荷重 (はりに作用する外的な力) はロードセルにより、変位は光学式変

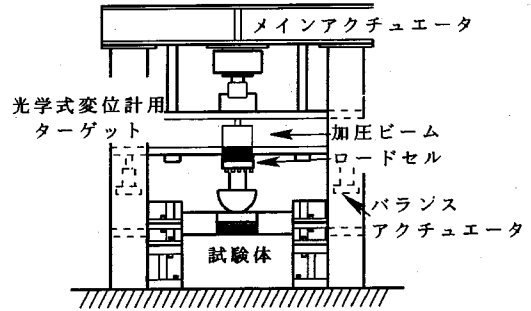
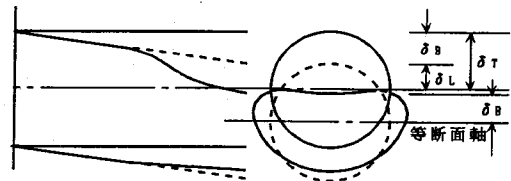


図-2 高速载荷実験装置



δ_T : 全変位 (はり上変位) = 最大応答変位
 δ_L : 局部変位
 δ_B : はり変位

図-3 局部変形状態

表-1 鋼管の諸元

鋼管径 (mm)	89.1	114.3	114.3	114.3	139.8
肉厚 (mm)	3.5	3.5	4.5	6.0	3.5
径厚比	25.5	32.7	25.4	19.1	39.9
降伏応力 (kgf/cm ²)	4200	4400	4000	4200	4000
引張強さ (kgf/cm ²)	4500	5100	4900	4800	5200
伸び (%)	64	29	31	36	34

* 1 kgf/cm² = 9.8 N/cm²

位計 (ただし、静的実験の上変位のみはひずみゲージ式変位計) を用いて測定した。ここでははり変位は、局部変形により断面の中立軸が逐次変化するので、この中立軸の変位量を直接測定することはできない。そこで、局部変形後も鋼管の円周を常に 2 分する軸が不変であることに着目し、これを等断面軸^{4),5)} (変形前は断面の中心軸) と呼び、図-3 のように等断面軸の変位をはり変位 δ_B とした。よって、局部変位 δ_L は、全変位 (上変位) δ_T とはり変位 δ_B の差、すなわち $\delta_L = \delta_T - \delta_B$ として求められることになる。ここで、局部変位とは、局部変形した断面形状の中で変形前の断面形状との差が最も大きい部分をいう。

(2) 試験体と実験ケース

本試験で用いた試験体は、表-1 に示すような一般構造用炭素鋼管 STK400 で、鋼管径 D および肉厚 t を変化させた 5 種類の鋼管である。実験ケースは、スパン長 L を 40cm, 60cm, 80cm の 3 種類、载荷体直

表-2 実験ケース

鋼管径 (mm)	肉厚 (mm)	スパン長 (cm)	載荷体直径 (cm)	載荷位置	静的	高速
89.1	3.5	40	22	中央	○	○
114.3	3.5	40	22	中央	○	○
114.3	4.5	40	22	中央	○	○
114.3	6.0	40	22	中央	○	○
139.8	3.5	40	22	中央	○	○
114.3	3.5	40	10	中央	○	○
139.8	3.5	40	10	中央	○	○
89.1	3.5	60	22	中央	○	○
114.3	3.5	60	22	中央	○	○
114.3	4.5	60	22	中央	○	○
114.3	6.0	60	22	中央	○	○
139.8	3.5	60	22	中央	○	○
114.3	3.5	60	10	中央	○	○
139.8	3.5	60	10	中央	○	○
114.3	3.5	80	22	中央	○	○
139.8	3.5	80	22	中央	○	○
114.3	3.5	80	10	中央	○	○
139.8	3.5	80	10	中央	○	○
114.3	3.5	60	22	1/3点	○	○
114.3	3.5	60	10	1/3点	○	○
114.3	3.5	80	22	1/3点	○	○
114.3	3.5	80	10	1/3点	○	○

径 D_0 を 10cm と 22cm の 2種類および載荷位置を中央集中荷重と 1/3点集中荷重の 2種類と変化させて行った。全実験ケースを表-2 に示す。なお、ここでの高速載荷とは、載荷速度 4 m/sec のことを意味する。

(3) 実験結果および考察

まず各パラメータが荷重～局部変位関係に影響を与える要因について調べる。

a) 載荷速度による影響

図-4 は、静的載荷と高速載荷との相違を調べるため、同一の鋼管はり（鋼管径 D 139.8, 肉厚 t 3.5, スパン長 L 60cm）に対し、半球状の載荷体（直径 22cm）が中央載荷する場合の荷重～局部変位関係を示したもので、高速載荷の場合は、静的の場合に比べ約 20% 大きな荷重を示し、約 10～25% 局部変形が小さくなっている。これは、見掛け上の降伏応力の上昇、すなわち局部変形に与えるひずみ速度効果の影響であると思われる。なお、点線は後述する式 (2) の提案式を示している。

b) 鋼管径による影響

図-5(a), (b) に、鋼管径 D をパラメータとして、静的および高速載荷における荷重～局部変位関係を示す。これより、いずれの載荷の場合においても、一定の荷重に対し鋼管径が大きいほど大きな局部変形が発生していることがわかる。また、高速載荷の場合は静的載荷に比べ、荷重がやや大きく局部変位はやや小さくなっている。

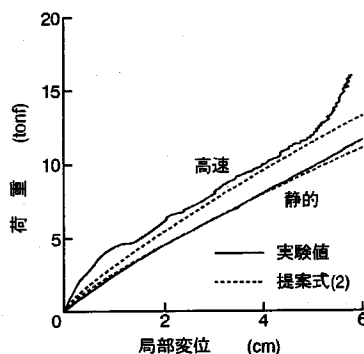


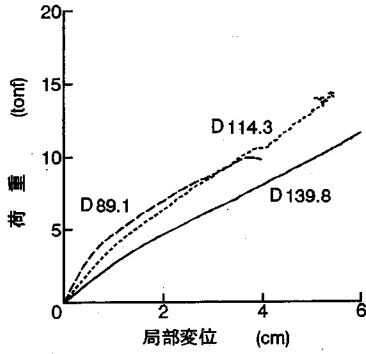
図-4 載荷速度の影響 (D 139.8 t 3.5 D_0 22 L 60 中央点載荷 1 tonf = 9.8 kN)

c) 肉厚による影響

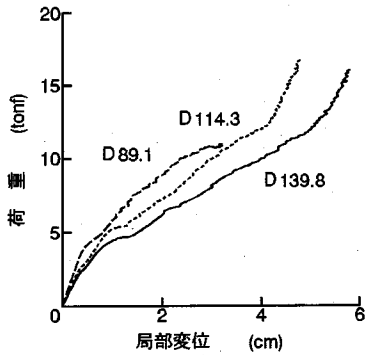
図-6(a), (b) に、肉厚 t をパラメータとして、静的および高速載荷における荷重～局部変位関係を示す。これより、肉厚 t が大きくなると、当然局部変位に対する剛性が大きくなるため、一定の荷重に対し局部変位が小さくなっていることが確認される。よって、肉厚 t の影響も極めて顕著であることが認められる。

d) スパン長による影響

図-7(a), (b) に、スパン長 L をパラメータとした場合を示す。これより、静的および高速載荷いずれの場合も L 60cm と L 80cm はほぼ等しい傾向を示しているが、 L 40cm の場合は若干傾向が異なる。これは、 L 40cm の場合スパン長に対する局部変形領域の割合が

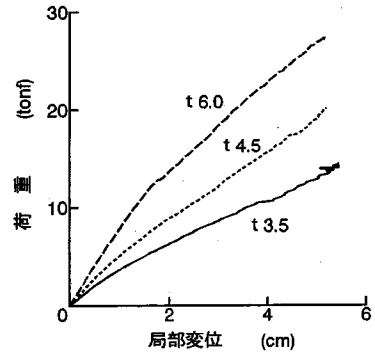


(a) 静的載荷実験

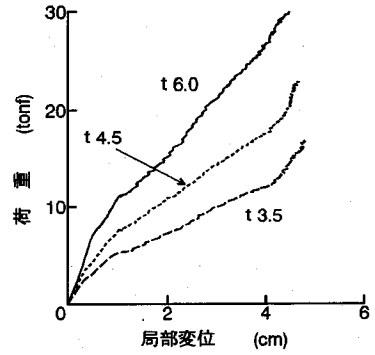


(b) 高速載荷実験

図-5 鋼管径による影響 ($t3.5 D_022 L60$ 中央点載荷)



(a) 静的載荷実験



(b) 高速載荷実験

図-6 肉厚による影響 ($D114.3 D_022 L60$ 中央点載荷)

大きくなるため、固定端の拘束の影響を受けて荷重がやや上昇したのと考えられる。しかし、実際に使用される鋼管部材のスパン長-鋼管径比 (L/D) は4~5程度であり、 $L 40\text{cm}$ では、 $L/D = 2.85$ と小さすぎ、 $L 60\text{cm}$ ($L/D = 4.3$) が妥当なスパン長といえる。よって、実際のスパン長の範囲内では、スパン長の影響はほとんどないものと考えられる。

e) 荷重体形状による影響

図-8 は、荷重体直径 D_0 をパラメータとした高速載荷における荷重~局部変位関係を示したもので、荷重体直径 D_0 が大きいほど局部変形は発生しにくく、大きな荷重を発生していることがわかる。これより、荷重体形状の影響も比較的大きいことが認められる。なお、図中の点線は、著者ら⁵⁾の局部変形断面をひょうたん形と仮定した解析結果を示す。

f) 荷重位置による影響

図-9(a), (b) は、荷重位置を中央点と1/3点と変化させた場合の静的および高速載荷における荷重~局部変位関係を示したもので、荷重位置が局部変位に与える影響はほとんどないことが認められる。

以上より、鋼管径 D 、肉厚 t 、載荷速度 (ひずみ速度効果) ならびに荷重体直径 D_0 が荷重~局部変位関係に与える影響は顕著であり、スパン長 L および載荷位置はほとんど影響がないことが認められる。これらの実験結果による各パラメータの影響は、以下の荷重~局部変位関係の算定式に反映されることになる。

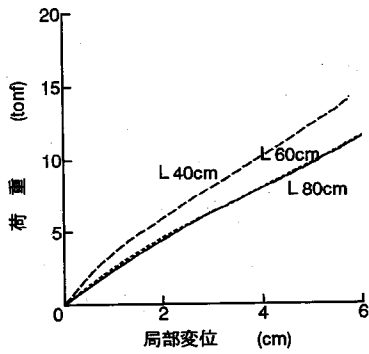
(4) 荷重~局部変位関係の算定式

鋼製砂防構造物の現行設計法¹⁾では、鋼管固定はりの荷重~局部変位関係の算定式として、Ellinasら³⁾による次式が用いられている。

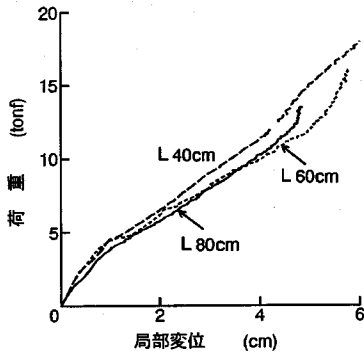
$$P = \frac{1}{4} K \sigma_y t^2 \left(\frac{\delta_L}{D} \right)^{0.5} \quad (1)$$

ただし、 P : 荷重、 K : 実験定数、 σ_y : 鋼管の降伏応力、 t : 鋼管肉厚、 D : 鋼管径、 δ_L : 局部変位。

ここで、式(1)では D 、 t 、 σ_y 以外の全てのパラメータを K という1つの定数に含ませているが、2.(3)で考察したようにひずみ速度効果や荷重体直径 D_0 などの影響もあり、今回の実験結果を K 値という1つのパラメータで整理することはできなかった。したがって、ここでは K 、 β および $\sigma_{y,d}$ (動的降伏応力) を含

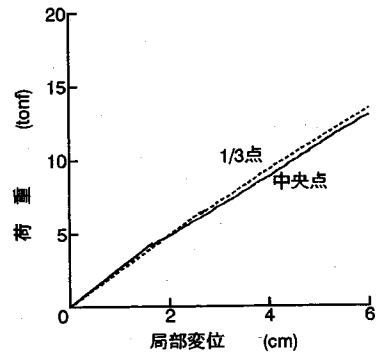


(a) 静的荷重実験

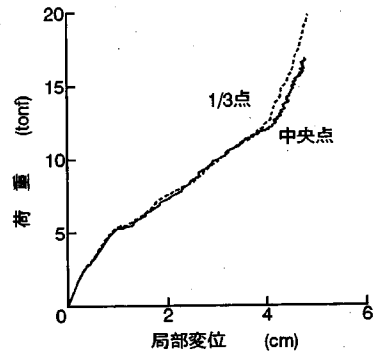


(b) 高速荷重実験

図-7 スパン長による影響 (D139.8 t3.5 D₀22 中央点荷重)



(a) 静的荷重実験



(b) 高速荷重実験

図-9 荷重位置による影響 (D114.3 t3.5 D₀22 L60)

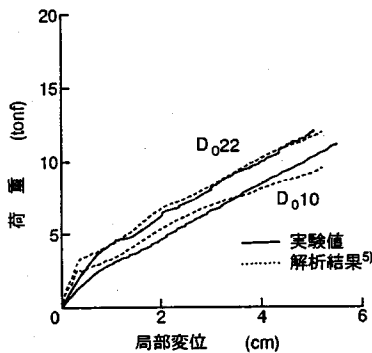


図-8 荷重体形状による影響 (D139.8 t3.5 L60 中央点荷重)

む次式によって荷重～局部変位算定式を提案することとした。

$$P = \frac{1}{4} K \sigma_{y,d} t^2 \left(\frac{\delta_L}{D} \right)^\beta \quad (2)$$

ここに、 $\sigma_{y,d}$ (動的降伏応力) の算定式は、鋼材のひずみ速度効果による応力の上昇を考慮した高橋ら⁶⁾の式を用いることとする。

$$\sigma_{y,d} / \sigma_y = 1.202 + 0.04 \log \dot{\epsilon} \quad (3)$$

ただし、 $\dot{\epsilon}$: ひずみ速度、 σ_y : 静的降伏応力。

本実験における鋼管の局部変形時における平均ひずみ速度を $\dot{\epsilon} = 10^0 \sim 10^1 / \text{sec}$ と推定すると、式 (3) より動的降伏応力は $\sigma_{y,d} = 1.20 \sim 1.24 \sigma_y$ となる。

よって、式 (2) における K および β 値を、高速荷重時において降伏応力の上昇のみがあるものとみなして $\sigma_{y,d} = 1.20 \sigma_y$ として今回の静的および高速荷重実験データを最小自乗法を用いて次式により近似する。

$$P_L = a \cdot \left(\frac{\delta_L}{D} \right)^b \quad (4)$$

すなわち、式 (2) の K および β は、 $K = 4a / \sigma_{y,d} t^2$ 、 $\beta = b$ により求められる。L40cm を除く全実験ケースに対し、 K および β を算定した結果を表-3 に示す。表より、 K 、 β とともにばらつきはあるが、 K に比べ β のばらつきは小さい。そこで、全データの平均値として β を求めると $\beta = 0.8$ となり、これを固定して K を算定し直すと、荷重体直径 $D_0 = 22\text{cm}$ の場合 $K = 182$ 、 $D_0 = 10\text{cm}$ の場合 $K = 160$ となる。すなわち、荷重体直径 D_0 の影響が K の中に含まれることになる。

そこで、(荷重体直径 D_0 / 鋼管径 D) を変数として、 K 値の変化を示すと、図-10 のようになり、 D_0 / D

表-3 各実験ケースにおける K および β

鋼管径 (mm)	肉厚 (mm)	スパン長 (cm)	荷役体直径 (cm)	荷役体位置	静 的		高 速		K ($\beta=0.8$ に固定)	
					K	β	K	β	静 的	高 速
89.1	3.5	60	22	中央	162	0.76	169	0.68	168	188
114.3	3.5	60	22	中央	187	0.80	179	0.75	187	190
114.3	4.5	60	22	中央	184	0.82	170	0.75	180	180
114.3	6.0	60	22	中央	140	0.74	146	0.84	150	139
139.8	3.5	60	22	中央	205	0.85	198	0.78	194	202
114.3	3.5	60	10	中央	172	0.84	152	0.83	164	147
139.8	3.5	60	10	中央	165	0.83	168	0.84	158	159
114.3	3.5	80	22	中央	181	0.82	157	0.78	177	161
139.8	3.5	80	22	中央	200	0.85	179	0.79	187	182
114.3	3.5	80	10	中央	154	0.79	137	0.78	156	140
139.8	3.5	80	10	中央	165	0.82	143	0.76	161	151
114.3	3.5	60	22	1/3点	189	0.81	181	0.76	187	187
114.3	3.5	60	10	1/3点	173	0.84	158	0.84	155	155
114.3	3.5	80	22	1/3点	187	0.84			162	
114.3	3.5	80	10	1/3点	156	0.78			145	

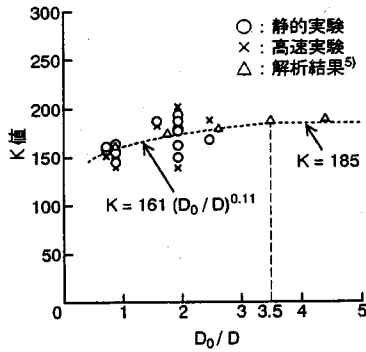


図-10 K 値 ~ D_0/D 関係

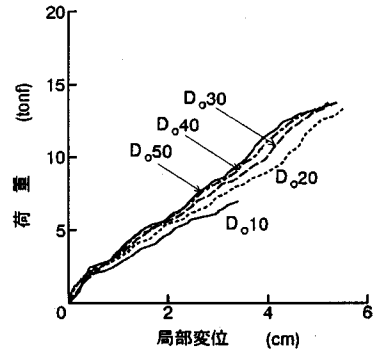


図-11 荷役体直径の影響 (解析結果, $D_{114.3} \text{ } \epsilon_{3.5} \text{ } L_{60}$ 中央点荷)

の増加に伴い K 値はやや増加することが認められる。さらに著者ら⁵⁾の局所変形の断面形状をひょうたん形と仮定した解析によりデータを補足すると、図-10の△印のようになる。これは、荷役体直径 D_0 を変化させた場合の図-11および図-12に示す解析結果から K 値を求めたものである。これより、図-10に点線で示すように、 $D_0 > 3.5D$ のときは $K = 185$ 、 $D_0 \leq 3.5D$ のときは $K = 161(D_0/D)^{0.11}$ を使用して差し支えないことが認められた。この K 値と式(2)を用いて改めて図-4の実験結果と比較すると、図-4の点線のような結果となり、当然ながら実験値をうまくシミュレートしていることがわかる。以上より、式(2)の係数 β 、 $\sigma_{y,d}$ 、 K は、 $\beta = 0.8$ 、 $\sigma_{y,d} = 1.2\sigma_y$ 、 $K = 185 (D_0 > 3.5D)$ または $K = 161(D_0/D)^{0.11} (D_0 \leq 3.5D)$ を用いるものとする。

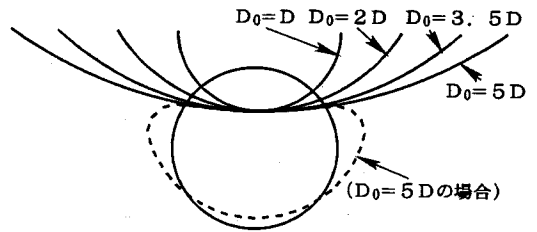


図-12 荷役体直径の影響

3. 衝撃を受ける鋼管固定はりの最大応答変位

ここでは、巨礫が鋼管部材に衝突する場合を想定して、まず半球状の重錘落下実験を行ってその挙動を調べるとともに、局所変形とひずみ速度効果を同時に考慮した最大応答変位の算定法を提示する。

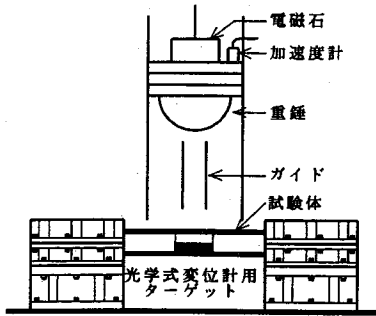


図-13 落錘式衝突載荷実験装置

(1) 落錘式衝突載荷実験の実施

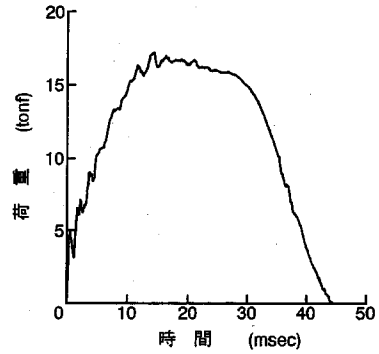
実験は、静的および高速載荷とは異なり、図-13 に示すような落錘式衝突載荷実験装置を用い、鋼管固定はり(鋼管径 D 114.3mm, 肉厚 t 3.5mm, スパン長 L 80cm)の中央点に対し、直径 D_0 22cm, 重量 W 400kgf の重錘を、衝突速度 $V_0 = 2, 4, 6, 8$ m/sec と変化させて衝突させた。実験は各速度とも2回(2本)ずつ行った。鋼管はりの固定の方法は、静的および高速載荷実験と同じである。測定項目は、載荷点荷重、載荷点の全変位(はり上変位)とはり変位(等断面軸変位)である。載荷点荷重は、重錘に取り付けた加速度の値に重錘重量を乗じて算定した。また、載荷点変位は、先に行った実験⁵⁾と同様に加速度の値を2回積分して算定し、はり変位は光学式変位計により測定した。

(2) 実験結果および考察

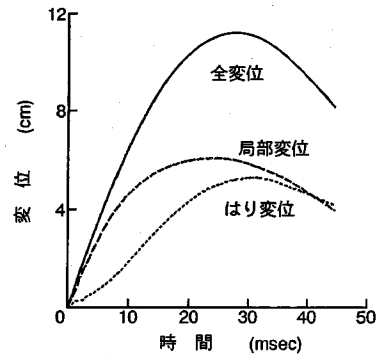
一例として、衝突速度 $V_0 = 8$ m/sec のときの荷重～時間、変位～時間曲線を示すと、図-14 のようになる。これより時間軸を消去して荷重～変位曲線を求めると、図-15 のようになる。図-14 および 15 より、重錘の衝突直後は、局部変位が卓越して発生しているが、荷重がほぼ最大の約 16.5 tonf (図-15 の●印)に達した以降は、はり変形の発生が極めて大きくなっていることが認められる。

(3) 最大応答変位の算定

図-15 より、荷重 P がある限界荷重 $P_0 = 16.5$ tonf までに、局部変位は約 5 cm 発生しているのに対し、はり変位は約半分の 2.3cm 発生している。しかし、 P_0 以降は局部変位はほとんど増加せず、はり変位が大きく増加していることが認められる。そこで、ここでは図-16 のように、 P_0 以前までは局部変位のみが発生し、 P_0 以降ははり変位のみが発生するものと仮定する^{3), 5)}。この仮定は、局部変位をやや大きめに、またはり変位を当初



(a) 荷重～時間関係



(b) 変位～時間関係

図-14 荷重、変位～時間関係 ($V_0 = 8$ m/sec)

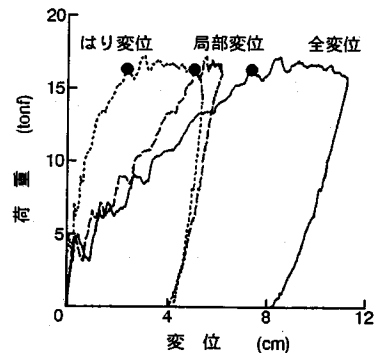


図-15 荷重～変位関係 ($V_0 = 8$ m/sec)

小さめに見積もることになるが、最大応答変位を算定するうえでは実験結果と比較的よく一致している⁵⁾。よって、限界荷重 P_0 および限界局部変位 δ_{L0} は、局部変位のみが発生する荷重 P_L つまり式(2)と、はり変位のみが発生する次式の荷重 P_C とが等しくなる ($P_L = P_C$) 条件を用いて算定される。ここで、はり変位が発生し始めるときの荷重 P_C は、図-17 のメカニズム形成時

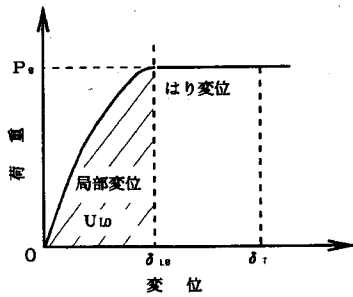


図-16 荷重～全変位関係 (解析モデル)

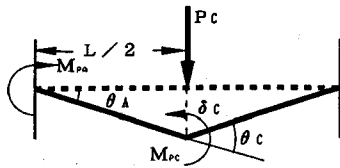


図-17 崩壊メカニズム

の崩壊荷重であり、次式のように求められる。

$$P_C = \frac{4}{L}(M_{PA} + M_{PC}) \quad (5)$$

ここに、 L ：スパン長、 M_{PA} ：固定端Aの全塑性モーメントで、 $M_{PA} = D^2 t \sigma_y$ 、 M_{PC} ：中央点(載荷点)の全塑性モーメントで、この値は局部変形による断面変形を考慮する必要がある。

よって、式(2)と式(5)を等置して、まず限界局部変位 δ_{L0} を次式によって繰り返し計算によって求めることになる。

$$\frac{1}{4} K \sigma_y d t^2 \left(\frac{\delta_{L0}}{D} \right)^\beta = \frac{4}{L} (M_{PA} + M_{PC}) \quad (6)$$

ここで、式(6)中の M_{PC} は、局部変形による断面形状によって異なるので、以下に従来の方法および著者らの提案する方法を用いて算定する。式(6)より得られた δ_{L0} を式(2)または式(5)に代入することにより、限界荷重 P_0 が求められる。

a) 局部変形を考慮した全塑性モーメント

著者ら⁵⁾は、衝撃実験に基づいて局部変形の生じた断面形状を図-18(a)のようなひょうたん形に仮定して、やや厳密な全塑性モーメントを算定した。ここでは、さらに実用的な断面形状を決定するため、円欠き形、半月形および楕円形と仮定して、局部変形を考慮した全塑性モーメントを算定し、その値を比較検討する。ここで、実際は局部変形により載荷点近傍は複雑な応力状態にあると考えられるが、ここでは局部変形が任意の値(図-15では、約5cm)まで変位した後ははり変形が始まり、局部変位がほとんど増加しないというよ

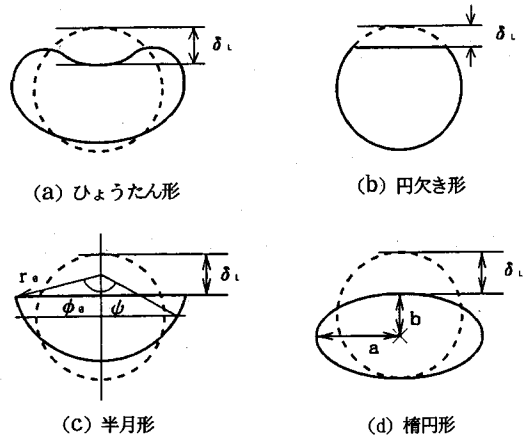


図-18 局部断面形状

うに、局部変形とはり変形が時刻を異にして進展していることに着目し、全塑性モーメントの算定にははり変形のみによって発生する応力のみを考慮し、局部変形により発生する応力は考慮しないこととする。

(i) 円欠き形の場合の全塑性モーメント

Ellinasら³⁾は、図-18(b)に示すように、局部変形した部分を取り除き、局部変形していない部分のみによって断面形状(以下、円欠き形という)が保持されるとして、次式を導いた。

$$M_{PC} = M_o (\cos \gamma - \gamma) \quad (7)$$

ここに、

$$M_o = D^2 t \sigma_y$$

$$\gamma = \left(\frac{\delta_L}{D} \right)^{\frac{1}{2}} \left\{ 1 - \sqrt{\frac{9}{16} \left(\frac{\delta_L}{t} \right)^2 + 1} + \frac{4}{3} \frac{\delta_L}{t} \right\}$$

(ii) 半月形の場合の全塑性モーメント

N.Jonesら⁴⁾は、局部変形後も鋼管の周長は変化しないと仮定して、図-18(c)に示すように、局部変形断面の上部を直線とし、下部を円弧とするいわゆる半月形として、その全塑性モーメントを次式のように算定している。

$$M_{PC} = 2 \sigma_y r_0^2 t \{ 2 \sin \psi - \sin \phi_0 (1 + \cos \phi_0) \} \quad (8)$$

ただし、 r_0 ：円弧部の半径、 ϕ_0 ：図-18(c)における円弧部の角度、 ψ ：図-18(c)における円弧部と等断面軸との角度。

(iii) 楕円形の場合の全塑性モーメント

図-18(d)は、本研究で初めて提案する形状で、局部変形の断面を楕円形に仮定する。半月形と同様に局部変形後も鋼管の周長は変化しないと仮定して、以下の

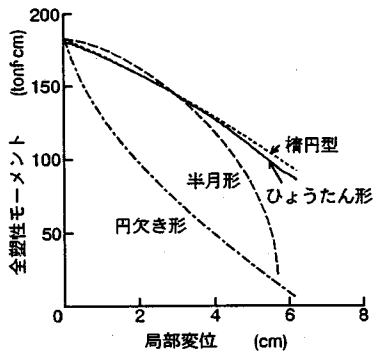


図-19 全塑性モーメント～局部変位関係

ように求められる。

$$M_{PC} = \frac{4}{3} \sigma_y \{ ab^2 - (a-t)(b-t)^2 \} \quad (9)$$

ただし、 a ：長径、 b ：短径、 t ：肉厚、 σ_y ：降伏応力。ここで、短径すなわち局部変形後の断面の高さは、次のようになる。

$$b = (D - \delta_L) / 2 \quad (10)$$

また、長径 a は、周長が変化しないという条件から、次式を満足するように算定される。

$$4a \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 t} dt = \pi D \quad (11)$$

ここに、

$$k = \frac{\sqrt{a^2 - b^2}}{a}$$

b) 全塑性モーメントと崩壊荷重の計算例

いま一例として、落錘式衝突実験に用いた鋼管はり (D 114.3 mm, t 3.5 mm, L 80 cm, σ_y 4400 kgf/cm², D_0 22cm) の各断面形状に対する全塑性モーメント～局部変位関係を示すと図-19 のようになる。ひょうたん形が最も実験後の局部変形の断面形状に近いと思われるが、これに楕円形の場合がほぼよく一致している。半月形は、局部変形が小さいときは比較的好く一致しているが、局部変形が大きくなると全くあわなくなる。これは、載荷体との接触部を直線と仮定しているためと思われる。一方、円欠き形の場合は他の断面形状よりもかなり全塑性モーメントを小さく見積もることになっている。

次に、式(5)より局部変形を考慮した崩壊荷重を算定すると図-20 が得られる。式(5)からもわかるように、図-19 とほぼ同様の傾向を示している。

c) 局部変形を考慮した最大応答変位

前項では、ある限界荷重 P_0 に達するまでは局部変位のみが発生し、それ以降ははり変位が発生し始めると仮定して P_0 を求めた。ここでは、図-16 のように、 P_0 以降のはり変位 δ_C および最大応答変位 δ_T を求め

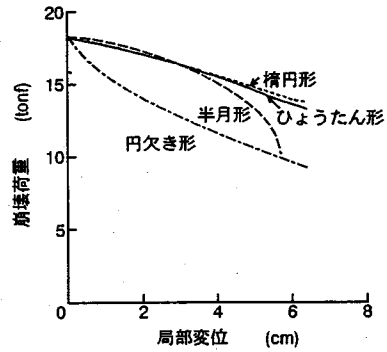


図-20 崩壊荷重～局部変位関係

ることとする。すなわち、まず外的な運動エネルギー $E (= \frac{1}{2} MV_0^2)$ が局部変位による吸収エネルギー U_{L0} によって吸収され、局部変形によって吸収できなかった残りのエネルギー $(E - U_{L0})$ がはり変位によって吸収されると仮定する。

いま、図-17 のように塑性ヒンジが両端(局部変形なし)と中央点(局部変形あり)に生ずる場合を考え、衝突による運動エネルギー E と局部変形のみによる吸収エネルギー U_{L0} との差が塑性ヒンジによる内部吸収エネルギーに変換されるとする。すなわち、

$$E - U_{L0} = 2M_{PA}\theta_A + M_{PC}\theta_C \quad (12)$$

ただし、 U_{L0} ：限界局部変位 δ_{L0} までに吸収される局部吸収エネルギー、 M_{PA} 、 θ_A ：固定端Aの全塑性モーメント(局部変形なし)と塑性回転角、 M_{PC} 、 θ_C ：中央点(載荷点)の全塑性モーメント(局部変形あり)と塑性回転角。

ここで、図-17 のようなメカニズムより $\theta_A = \delta_C / (L/2)$ 、 $\theta_C = 2\theta_A$ と表されるので、はり変位 δ_C が結局次のように算定される。

$$\delta_C = \frac{L}{4} \frac{(E - U_{L0})}{(M_{PA} + M_{PC})} \quad (13)$$

よって、最大応答変位 δ_T は、式(6)から求められる限界局部変位 δ_{L0} と式(13)のはり変位 δ_C の和によって次のように求められる。

$$\delta_T = \delta_{L0} + \delta_C \quad (14)$$

(4) ひずみ速度効果を考慮した最大応答変位

a) ひずみ速度効果導入のための基本的な考え方

2. (3), (4) でも考察したように、局部変位やはり変位に与えるひずみ速度効果は式(3)を式(2)または式(13)に代入することにより考慮されることになる。しかし、式(3)中のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ をどのように算定すればよいか問題である。

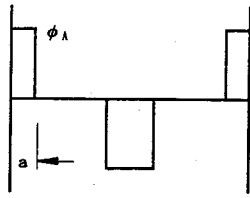


図-21 ひずみ速度算定のための曲率分布

Perroneら⁷⁾は、衝突物体の全運動エネルギーの約1/2が吸収された時点での平均ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ave}$ を用いれば、解析結果と実験結果とはほぼよく一致すると報告している。しかし、この場合は特に一軸圧縮応力下の実験結果に対して適用を試みているだけで、曲げを生じる部材については言及していない。一方、著者ら⁸⁾は、別途にひずみ速度効果を考慮した動的応答解析法を開発したが、その方法は各時刻ごとにひずみ速度を導入するため、設計には供しないと考えられる。

ここでは、鋼管固定はりの最大応答変位の算定を目的としているので、全応答時間における平均的なひずみ速度を求め、これを式(3)に代入し、ここで得た降伏応力を式(6)および(13)の計算に用いることとする。

b) 局部変形における平均ひずみ速度の求め方

a) で述べたように、局部変形により発生するひずみ速度の算定は極めて困難であるが、ここでは著者ら⁵⁾が先に提案した局部変形の断面形状をひょうたん形と仮定した剛塑性変形解析を利用して、平均ひずみ速度を求めることとする。まず、局部変形が発生した領域の断面方向および軸方向の平均ひずみ ϵ_{ave} を求める(付録I参照)。次に、ひずみが発生した応答作用時間 T_{end} を求める(付録II参照)。これより、局部変形における平均ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ave}$ を、 $\dot{\epsilon}_{ave} = \epsilon_{ave}/T_{end}$ によって求めることができる。なお、後の計算例でもわかるように、局部変形における平均ひずみ速度としては、 $\dot{\epsilon}_{ave} \approx 10^0/\text{sec}$ 程度のオーダーであることがわかる。

c) はり変形における平均ひずみ速度の求め方

先に、はり変形を図-17のような崩壊メカニズムによって式(13)のように算定できるとしているため、ここでもはりを剛塑性体と仮定して平均ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ave}$ を算出することとする。

すなわち、固定はりの曲率分布図を図-21のように仮定すると、まず支点Aの塑性回転速度 $\dot{\theta}_A$ は、支点A近傍に塑性域の広がり存在するとして次式のよう

$$\dot{\theta}_A = \dot{\phi}_A \cdot a \quad (15)$$

ただし、 $\dot{\phi}_A$: 支点Aの曲率速度、 a : 支点Aにおける

塑性域の広がり、次式より求められるものとする⁹⁾。

$$a = \frac{L}{4} \left(1 - \frac{M_y}{M_P} \right) \quad (16)$$

ただし、 M_y : 降伏モーメント、 M_P : 全塑性モーメント。

よって、載荷点Cの変位速度 $\dot{\delta}_C$ も図-17を参照して、次式のように求められる。

$$\dot{\delta}_C = \dot{\theta}_A \frac{L}{2} \quad (17)$$

ここで、Perroneら⁷⁾の研究と同じく、はりが運動エネルギーの約1/2を吸収した時点での平均ひずみ速度を考慮すればよいと仮定すると、次式が成立する。

$$\frac{1}{2}(m+M)V^2 = \frac{1}{2} \times \left(\frac{1}{2}MV_0^2 \right) \quad (18)$$

ただし、 V : はりの平均変位速度、 m : はりの有効質量、 M : 巨礫の質量、 V_0 : 巨礫の衝突速度。

式(18)より、はりの平均変位速度 $V (= \dot{\delta}_C)$ は次式のようになる。

$$\dot{\delta}_C = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\frac{M}{m+M}} V_0 \quad (19)$$

ここで、 $m \ll M$ と仮定すると、式(17)と(19)を等置して、次式が得られる。

$$\dot{\theta}_A = \frac{2V_0}{\sqrt{2}L} = \frac{\sqrt{2}V_0}{L} \quad (20)$$

これを式(15)に代入すると、支点Aの曲率速度 $\dot{\phi}_A$ および平均ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{ave}$ がそれぞれ次式のように算出される。

$$\dot{\phi}_A = \frac{\dot{\theta}_A}{a} \quad (21)$$

$$\dot{\epsilon}_{ave} = \dot{\phi}_A \cdot \frac{D}{2} \quad (22)$$

4. 計算例

(1) 計算例1

ここでは、3. (1) で示した落錘式衝突実験結果に対し、本研究で提案した方法を用いる。実験の条件を再度示すと以下のとおりである。

[重錘の条件]

重錘重量	$W = 400 \text{ kgf}$
重錘直径	$D_0 = 22 \text{ cm}$
衝突速度	$V_0 = 2, 4, 6, 8 \text{ m/sec}$
運動エネルギー	

$$E = 8.2, 32.7, 73.5, 130.6 \text{ tonf}\cdot\text{cm}$$

[鋼管はりの条件]

鋼管径	$D = 114.3 \text{ mm}$
肉厚	$t = 3.5 \text{ mm}$
スパン長	$L = 80 \text{ cm}$
降伏応力	$\sigma_y = 4400 \text{ kgf/cm}^2$

まず、荷重～局部変位関係は、Ellinasらの式(1)およ

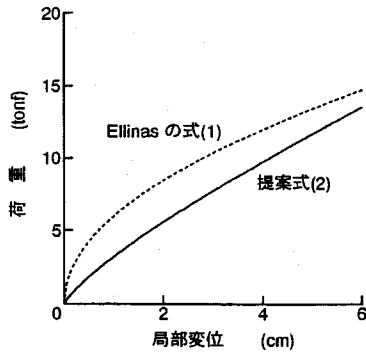


図-22 荷重～局部変位関係

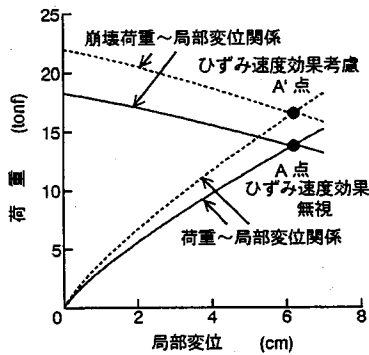


図-23 はり変形開始時の荷重の決定

ひ提案式(2)を用いて算定すると、図-22 のようになる。よって、図-22 の荷重～局部変位関係と図-20 のはりの崩壊荷重～局部変位関係の交点を求める(図-23 の A 点)ことになる。当初得られた限界荷重は $P_0 = 13.7 \text{ tonf}$ および限界局部変位は $\delta_{L0} = 6.2 \text{ cm}$ となり、局部変形のみにより吸収されるエネルギーは次式により算定されることになる。

$$U_{L0} = \frac{40.2}{1.8} \sigma_{y,d} t^2 \left(\frac{D_0}{D} \right)^{0.11} \frac{\delta_{L0}^{1.8}}{D^{0.8}} \quad (23)$$

次に、3. (4).b) に示す方法で局部変形において発生する平均ひずみ速度を求めるとともに、c) に示す方法ではり変形における平均ひずみ速度を求める。得られた結果を表-4 に示す。表-4 より、局部変形における応力上昇比は、 $\sigma_{y,d} \doteq 1.21 \sim 1.23 \sigma_y$ となり、2. (4) の高速載荷実験で推定した値とほぼ等しい。また、はり変形における応力上昇比も局部変形とほぼ等しい値を示すことが認められる。この動的降伏応力を式(23)に代入して、再度はり変位が発生するときの限界荷重 P_0 および限界局部変位 δ_{L0} を算定すると、図-23 の A' 点のように $P_0 = 16.5 \text{ tonf}$ 、 $\delta_{L0} = 6.2 \text{ cm}$ となる。また、局部変形のみによって吸収されるエネルギーを算定

表-4 平均ひずみ速度の計算結果

衝突速度	2m/sec	4m/sec	6m/sec	8m/sec
局部変形での平均ひずみ	0.028	0.045	0.052	0.052
応答時間 (msec)	17.7	17.9	11.6	8.1
局部変形での平均ひずみ速度 (sec ⁻¹)	1.58	2.51	4.48	6.42
局部変形での応力上昇比	1.21	1.22	1.23	1.23
はり変形での平均ひずみ速度 (sec ⁻¹)			2.11	3.76
はり変形での応力上昇比			1.21	1.23

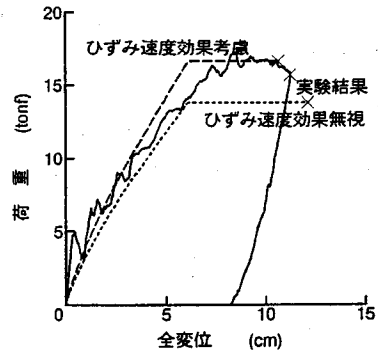


図-24 荷重～全変位関係 (V = 8 m/sec)

すると、 $U_{L0} = 58.0 \text{ tonf} \cdot \text{cm}$ となり、本実験での運動エネルギー条件と比較すると、衝突速度 V_0 が 4 m/sec 以下では局部変形のみによって全運動エネルギーが吸収され、6 m/sec 以上の場合にはり変形も分担して吸収することがわかる。

図-24 は、衝突速度 $V_0 = 8 \text{ m/sec}$ における荷重～全変位関係と実験結果とを比較したものである。図より、ひずみ速度効果を考慮した場合の方が、実験から得られた荷重値をよくシミュレートしていることが認められる。なお、ひずみ速度効果を考慮した場合と無視した場合の差は、荷重で約 20% ($= (16.5 - 13.8) / 13.8$)、最大変位で約 12.5% ($= (12 - 10.5) / 12$) となっている。

図-25 は、最大全変位～衝突速度関係を、図-26 は局部変位、はり変位～衝突速度関係を実験結果と比較してそれぞれ図示したものである。これらの図より、本法は最大応答変位をよくシミュレートしており、特にひずみ速度効果を考慮することにより、実験値と極めてよく合致している。また、図-26 は全変位を構成するはり変位と局部変位の発生比率を示しており、衝突速度が 4 m/sec 以下の場合には局部変形のみで全運動エネルギーを吸収し、衝突速度が 6 m/sec 以上になると

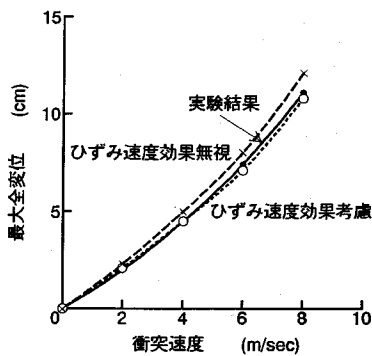


図-25 最大全変位～衝突速度関係

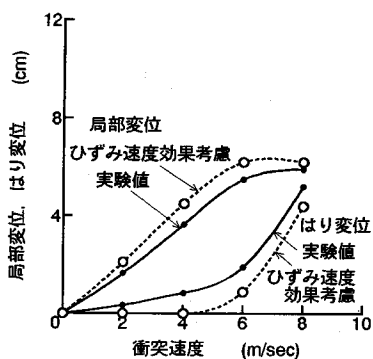


図-26 局部変位，はり変位～衝突速度関係

表-5 衝撃応答実験の計算結果

		2m/sec	4m/sec	6m/sec	8m/sec
局部変位 (cm)	実験値	1.65	3.65	5.50	5.90
	計算値	2.10	4.50	6.20	6.20
はり変位 (cm)	実験値	0.35	0.85	1.90	5.25
	計算値	0	0	0.90	4.40
最大全変位 (cm)	実験値	2.00	4.50	7.40	11.15
	計算値	2.10	4.50	7.10	10.60

※計算値は、ひずみ速度効果考慮の場合を示す

はり変位も分担を開始していることがわかる。これらの最終結果は表-5に示すとおりとなり、本法は最大応答変位の推定に有効であることがわかる。

(2) 計算例2

これまで小径鋼管を対象として検討を行ったが、ここでは大径鋼管に対する本法の適用の可能性について検討を行うため、(株)神戸製鋼所¹⁰⁾の行った実験結果に対し、本法による計算を試みる。

(株)神戸製鋼所の行った実験の条件は、下記のとおりである。

[重錘の条件]

表-6 計算例2に対する局部変形の平均ひずみ速度の計算結果

落下高さ	1m	2m	3m	5m
応答時間 (msec)	20	21	22	22
局部変形での平均ひずみ	0.017	0.025	0.029	0.036
平均ひずみ速度 (sec ⁻¹)	0.87	1.20	1.32	1.61
応力上昇比	1.20	1.21	1.21	1.21

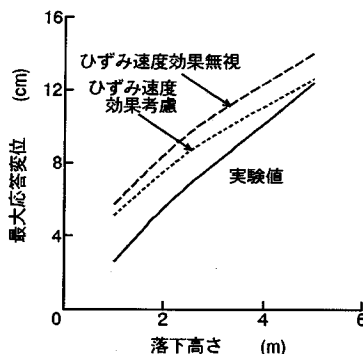


図-27 最大応答変位～落下高さ関係

表-7 神戸製鋼所の衝撃実験における最大応答変位の比較

落下高さ	1m	2m	3m	5m
実験値	2.6	5.5	7.9	12.4
計算値	5.1	7.6	9.5	12.6

(単位: cm)

※計算値は、ひずみ速度効果考慮の場合を示す

重錘重量 $W = 1730 \text{ kgf}$

重錘直径 $D_0 = 75 \text{ cm}$

落下高さ $H = 1, 2, 3, 5 \text{ m}$

運動エネルギー $E = 173, 346, 519, 865 \text{ tonf}\cdot\text{cm}$

[鋼管はりの条件]

鋼管径 $D = 508 \text{ mm}$

肉厚 $t = 12.7 \text{ mm}$

スパン長 $L = 300 \text{ cm}$

降伏応力 $\sigma_y = 4600 \text{ kgf/cm}^2$

なお、はりの支持条件は単純支持であるので、はりの崩壊荷重 P_C は次式で与えられる。

$$P_C = \frac{4}{L} M_{PC} \quad (24)$$

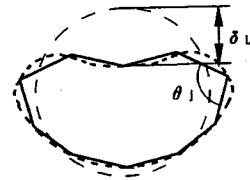
まず、局部変形の断面形状を楕円形と仮定することにより、式(2)と式(24)を等置して、はり変形発生時の限界局部変形量 δ_{L0} を算定すると、 $\delta_{L0} = 18.5 \text{ cm}$ となる。また局部変形のみによる限界局部吸収エネルギーを算定すると、 $U_{L0} = 1424 \text{ tonf}\cdot\text{cm}$ となる。よって、

本実験ケースにおける運動エネルギー E と比較すると、全て局部変形のみによって重錘の運動エネルギーを吸収できることになる。各落下高さに応じた局部変形に対する平均ひずみ速度を算定した結果を表-6 に示す。これより、本実験においても、局部変形およびはり変形に対する動的降伏応力は、 $\sigma_{y,d} \div 1.20 \sim 1.21\sigma_y$ となり、約2割の応力上昇比となることがわかる。実験および計算で得られた最大応答変位～落下高さ関係を、図-27 および表-7 に示す。図より、ひずみ速度効果無視の場合に比べ、ひずみ速度効果を考慮した場合の方が実験値により近く、特に落下高さ 5 m の場合は、実験値をよくシミュレートしていることが認められる。しかし、全てのケースに対し計算結果は実験結果より大きな値を示している。これは実験において、リバウンド等により重錘の運動エネルギー量が逸散したためと考えられる。よって、大径鋼管に対しても本法がほぼ適用できるものと思われる。

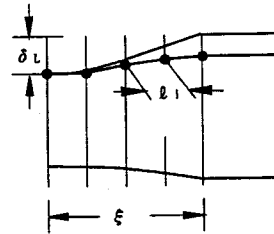
5. 結論

本研究で得られた成果を要約すると、以下のとおりである。

- (1) 荷重～局部変形関係に影響を及ぼす要因として、鋼管径、肉厚、載荷速度すなわち降伏応力および載荷体直径が挙げられ、載荷位置およびスパン長の影響はほとんどないことが認められた。
- (2) 従来の Ellinas の式を修正し、 K と β と動的降伏応力 $\sigma_{y,d}$ の3つの実験定数を含む新たな提案式を示し、実験データを用いて諸定数を決定した。
- (3) 局部変形後の断面形状を楕円形に仮定することにより、断面の全塑性モーメントおよびはりの崩壊荷重を比較的精度良く算定することができた。これに対し、現行設計法の円欠き形を用いると、局部変形断面の全塑性モーメントを過小評価していることが確認された。
- (4) 局部変形の影響と平均的なひずみ速度を考慮することにより、いわゆる局部変形とひずみ速度効果を同時に考慮した準静的変位解析法を提案することができた。
- (5) 提案した手法を小径鋼管および大径鋼管はりに対する衝突実験結果と比較することにより、衝撃応答変位を比較的精度良く算定できることを確認した。なお、計算例1, 2で明らかになったように、土石流の衝撃速度の範囲内 ($V_0 = 10$ m/sec 以下) では、ひずみ速度効果の局部変形およびはり変形に与える影響として、動的降伏応力 $\sigma_{y,d}$ をほぼ $1.2\sigma_y$ (σ_y : 静的降伏応力) として用いれば差し支えないことが認められた。以上より、本法は今後の設計に対し有効な方法として使用できるものと考えられる。



(a) 局部変形断面形状のモデル化



(b) 軸方向めりこみ形状のモデル化

図-28 局部変形による断面形状のモデル化

付録 I 局部変形により発生する平均ひずみの算定法

ここでは、著者ら⁵⁾の局部変形の断面形状をひょうたん形と仮定した剛塑性変形解析法を用いて、局部変形により発生する平均ひずみの算定法について示す。

まず、局部変位が δ_L だけ発生した際の局部変形後の断面形状および軸方向の変形形状を図-28 のようになると仮定する。すなわち、ひょうたん形と仮定し、これを各要素に分割して、任意断面における角度 θ_j および任意点の軸方向長さ l_i を算定する⁵⁾。次に、変形前の状態における θ_0 および l_0 を用いて断面内の変形角度増分 $\Delta\theta_j$ および軸方向伸び増分 Δl_i を次式により算定する。

$$\Delta\theta_j = \theta_j - \theta_0 \quad (1.1)$$

$$\Delta l_i = l_i - l_0 \quad (1.2)$$

ここで、

$$\theta_0 = (N - 2) \cdot \pi / N \quad (1.3)$$

$$l_0 = \xi / N \quad (1.4)$$

ただし、 ξ : 軸方向のめりこみ長、 N : 分割数。

よって、断面内の曲げ変形による曲げひずみ $\varepsilon_{M,j}$ は、次式により算定される。

$$\varepsilon_{M,j} = \phi \cdot \frac{t}{2} = \frac{\Delta\theta_j}{L_{S,M}} \cdot \frac{t}{2} \quad (1.5)$$

ここで、 ϕ : 断面内の任意点における曲率、 t : 肉厚、 $L_{S,M} (= D\pi/N)$: 断面内の分割要素長。

また、局部変形領域における軸方向の伸びによる軸ひずみ $\varepsilon_{N,i}$ は、図-28 を参照して、次式により算定さ

表-8 局部変形の平均ひずみの計算結果

	2m/sec	4m/sec	6m/sec	8m/sec
平均的な曲げひずみ $\varepsilon_{M,ave}$	0.034	0.059	0.070	0.070
平均的な軸方向ひずみ $\varepsilon_{N,ave}$	0.022	0.030	0.034	0.034
局部変形の平均ひずみ ε_{ave}	0.028	0.045	0.052	0.052

れる。

$$\varepsilon_{N,i} = \frac{\Delta \ell_i}{L_{S,N}} \quad (I.6)$$

ただし、 $L_{S,N}(= \xi/N)$: 軸方向の分割要素長。

ここで得られた $\varepsilon_{M,j}$ および $\varepsilon_{N,i}$ をそれぞれ断面内および軸方向各分割点毎に算定し、これを合計して分割数で除することにより、軸方向のある分割点における断面内の平均的な曲げひずみ ε_M および円周方向のある分割点における平均的な軸方向ひずみ ε_N が次式により算定される。

$$\varepsilon_M = \sum_j \varepsilon_{M,j}/N \quad (I.7)$$

$$\varepsilon_N = \sum_i \varepsilon_{N,i}/N \quad (I.8)$$

さらに、これらをそれぞれ軸方向および円周方向に積分し、軸方向長さおよび円周方向長さで除することにより、局部変形領域における平均的な曲げひずみ $\varepsilon_{M,ave}$ および軸方向ひずみ $\varepsilon_{N,ave}$ が求められる。

$$\varepsilon_{M,ave} = \int_{-\xi}^{\xi} \varepsilon_M d\xi / 2\xi \quad (I.9)$$

$$\varepsilon_{N,ave} = \int_0^{D\pi} \varepsilon_N dR / D\pi \quad (I.10)$$

ここで、 ε_M 、 ε_N はそれぞれ離散量として求めているため、本式の積分は Simpson 公式を用いて行う。

いま、本文計算例 1 の各衝突速度に応じ発生する $\varepsilon_{M,ave}$ 、 $\varepsilon_{N,ave}$ を求めると、それぞれ表-8 のようになり、さらにこれらを平均すると、 $\varepsilon_{ave} = (\varepsilon_{M,ave} + \varepsilon_{N,ave})/2$ が得られる。ここではこれを局部変形により発生する平均ひずみとする。

付録 II 衝撃応答作用時間の算定法

重量 W の重錘が、速度 V_0 で衝突した際の衝撃応答作用時間を算定する方法を示す。いま、図-29(a) のような荷重～局部変位関係が得られたとする。ここで、荷重～局部変位曲線上の任意の 2 点 (i 点、 j 点) に着目し、これらの点の荷重、変位をそれぞれ (P_i, δ_i) 、 (P_j, δ_j) とすると、荷重 P は、 $P = M\alpha$ ($M(= W/g)$: 重錘の質量、 α : 加速度) で求められるので、各点の加速度を α_i 、 α_j とすると、それぞれ図-29(b) のよ

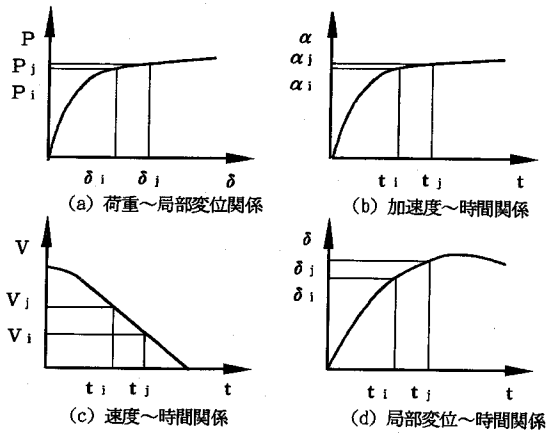


図-29 加速度、速度、変位～時間関係

表-9 衝撃応答作用時間

衝突速度	2m/sec	4m/sec	6m/sec	8m/sec
計算結果 (msec)	局部 17.7	局部 17.9	局部 11.6	局部 8.1
	はり 0.0	はり 0.0	はり 10.0	はり 17.7
	合計 17.7	合計 17.9	合計 21.6	合計 25.8
実験結果 (msec)	1 回目 23.4	22.6	25.8	28.0
	2 回目 19.3	21.6	24.4	27.5
	平均 21.4	22.1	25.1	27.8

うに $\alpha_i = P_i/M$ 、 $\alpha_j = P_j/M$ として与えられる。いま、加速度が α_i から α_j へと線形的に変化すると仮定して、この際の時間増分を Δt_i とすると、 j 点における速度 V_j および変位 δ_j はそれぞれ図-29(c)、(d) のように時間とともにそれぞれ減少および増加し、次式により与えられる。

$$V_j = V_i - (\alpha_i + \alpha_j)\Delta t / 2 \quad (II.1)$$

$$\delta_j = \delta_i + (V_i + V_j)\Delta t / 2 \quad (II.2)$$

ここで、式(II.1)を式(II.2)に代入して Δt を求めると、

$$\Delta t = \frac{2V_i - \sqrt{4V_i^2 - 4(\alpha_i + \alpha_j)(\delta_j - \delta_i)}}{\alpha_i + \alpha_j} \quad (II.3)$$

このようにして、 i 点から j 点に変化する際に要する時間 Δt_i が求められる。同様に、上記の方法は荷重～はり変位曲線に対しても成立する。よって、荷重～局部変位曲線および荷重～はり変位曲線上を任意に分割し、初期条件として $V_i = V_0$ 、 $\alpha_i = \delta_i = 0$ を与えることにより、衝突物の運動エネルギーが局部変形およびはり変形により吸収するまで、すなわち衝突物の速度が 0 になるまで繰り返して行う。よって、応答時間 T_{end} は、各分割点間の応答時間 Δt_i を合計することにより求められる。

表-9 は、図-24 に示すひずみ速度効果を見捨てた計算から得られた荷重～変位関係を用いて衝撃応答作

用時間を算定した結果を実験結果と比較して示したものである。表-9より、本法は概ね衝撃応答作用時間を推定できることがわかる。

参考文献

- 1) (財)砂防・地すべり技術センター：鋼製砂防構造物設計便覧，平成5年版。
- 2) 土木学会：構造物の衝撃挙動と設計法，構造工学シリーズ6，pp.59-64，1994年1月。
- 3) Charles P. Ellinas and Alastair C. Walker：Damage on Tubular Bracing Member, IABSE, *Colloquium Copenhagen*, Vol.42, 1983.
- 4) N. Jones and W. Q. Shen：A Theoretical Study of the Lateral Impact of Fully Clamped Pipelines, *Proc. Instn. Mech. Engrs.*, Vol.206, pp.111-127, 1992.
- 5) 星川辰雄，石川信隆，彦坂照，阿部宗平：半球状の重錘落下による鋼管固定はりの衝撃応答変位，構造工学論文集，Vol.40A，pp.1543-1554，1994年3月。
- 6) 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。
- 7) Perrone et al.：A Simplified Method to Account for Plastic Rate Sensitivity with Large Deformation, *Journal of Applied Mechanics*, 46, 811-816, 1979.
- 8) 星川辰雄，石川信隆，彦坂照：鋼管円弧固定アーチの衝撃破壊挙動について，構造工学論文集，Vol.39A，pp.1513-1524，1993年3月。
- 9) 石川信隆，大野友則：入門・塑性解析と設計法，森北出版社，pp.121-129，1988年5月。
- 10) 中島一義，中西宏，井村章雄：大径鋼管の落錘式衝撃実験と衝撃解析，神戸製鋼技報，Vol.35, No. 4, pp.101-104, 1992.

(1994. 8. 25 受付)

IMPACT RESPONSE DISPLACEMENT OF FIXED STEEL PIPE BEAM CONSIDERING LOCAL DEFORMATION AND STRAIN RATE EFFECT

Tastuo HOSHIKAWA, Nobutaka ISHIKAWA, Hiroshi HIKOSAKA and Sohei ABE

This paper presents experimental and analytical approaches for the impact response displacement of steel pipe beam considering both local deformation and strain rate effect. First of all, the static and dynamic (high-speed) tests are performed in order to obtain the formula of the local deformation considering the strain rate effect. Secondary, an analytical approach for the beam displacement is proposed by assuming the local deformation as the shapes of a gourd, a cup, a half moon and an ellipse. Finally, it is confirmed that the impact response displacements by this method are good agreements with the experimental results and this method can provide the useful data for the impact resistant design of steel Sabo dams.