

鋼管はり部材の動的終局限界に関する 一考察

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2-7)

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ダムの耐衝撃設計に対する基礎的資料を提供するため、高速載荷荷重を受ける鋼管はり部材の動的終局限界について検討を行ったものである。まず、鋼製透過型砂防ダムの終局限界を規定する物理量として塑性回転角に着目し、鋼管片持はりの静的および高速載荷実験を行い、静的および動的塑性回転容量を実験的に求めた。次に、鋼管はり部材の塑性回転容量を解析的に求めるため、固定端付近に発生する局部座屈が鋼管短柱に発生する局部座屈に等しいと考え、鋼管の静的および高速短柱圧縮試験を行った。さらに得られた実験結果を基に、鋼管はり部材の動的塑性回転容量を算定する手法および実験式を提案したものである。

Key Words : steel pipe flexural member, dynamic rotation capacity, local buckling

1. 緒言

近年、土石流対策施設として、写真-1に示すような鋼製透過型砂防ダムが数多く建設されている。この構造物の目的は、土石流中の巨礫が衝突した際に、衝突点における局部変形と構造物全体としての変形による吸収エネルギーにより巨礫を受けとめることである。鋼製砂防構造物設計便覧¹⁾では、構造物の全体変形に対しその許容変形量をB型スリットダムではフレーム高さの2%、格子型ダムでは弾性変形量の20倍以下と、構造物の形態に応じて定められている。また、現在鋼管製アーチ型砂防ダムや底面水抜きスクリーン工など各種の透過型砂防ダムも施工されているが、これらの構造物には便覧の基準を適用することはできず、その都度許容変形量を定めている。

現在、土木および建築の分野では、従来の許容応力度設計法と併行して、終局強度や変形性能に着目した限界状態設計法により設計が行われる気運にある²⁾。特に中空鋼管の変形性能については、鋼構造限界状態設計規準(案)³⁾に径厚比 D/t に応じてその値が定められている。また加藤⁴⁾は、2フランジモデルを用いて解析的に塑性変形倍率について検討しており、さらに越智ら⁵⁾は、鋼管部材に関する多数の実験データから統計的に塑性変形量を求めている。しかし、これらはいずれも静的な荷重を受ける場合を対象としたもので、巨礫の衝突のような衝撃荷重を受ける場合については、全く未知のままである。

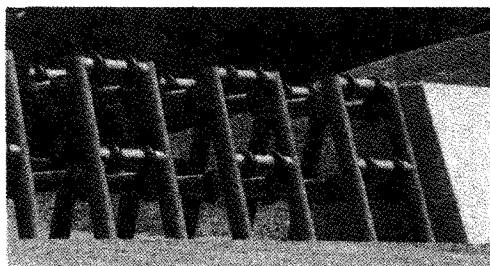


写真-1 鋼製透過型砂防ダムの一例

本研究は、巨礫の衝突を受ける各種の透過型鋼製砂防構造物の統一かつ共通な終局限界を求めるため、まず鋼管片持はりを対象として、静的および高速載荷実験を行って、鋼管はり部材の終局限界状態について検討を行うとともに、静的および動的塑性回転容量を径厚比の関数として実験的に求めた。次に、ひずみ速度効果や局部座屈の影響を考慮した動的塑性回転容量を算定する手法を提案し、実験結果と比較検討した。さらに、鋼管部材の耐衝撃設計のために動的塑性回転容量に関する一つの実験式を提示したものである。

2. 静的載荷実験による静的終局限界の決定

ここでは、静的挙動と動的挙動とを比較するため、まず静的荷重を受ける場合を対象として、鋼管はり部材の静的終局限界状態について検討を行う。ここで、はり部材の曲げ挙動の終局限界を決定するに当たり、鋼

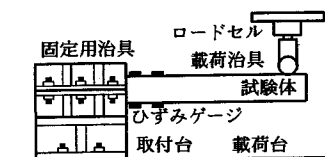


図-1 静的載荷実験

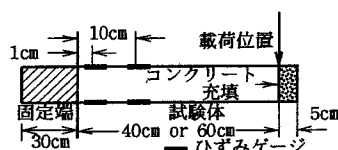


図-2 試験体

表-1 実験ケース

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
静的	40cm	1	1	1	1
	60cm	1	1	1	1
高速	40cm	2	2	2	2
	60cm	2	2	2	2

管はり部材として片持はりを採用した。その理由は、片持はりが構造部材として最も単純な構造形態であることおよび曲げ変形挙動を評価するうえで実験的にも容易であるためである。すなわち、各種構造物に対して衝撃集中荷重を受ける部材の曲げ挙動を評価するには、片持はりの曲げ挙動を検討しておけば、各種構造物に対しても応用できると考えたからである。なお、加藤⁴⁾および越智ら⁵⁾も片持はりを対象としている。ここでは曲げ挙動のみを対象とし、軸力その他の影響は無視する。

(1) 実験の概要

a) 静的載荷実験

静的載荷実験に用いた装置は、200 tonf 型アムスラーで、図-1 に示すように載荷板下面にロードセルを取り付け、その下に載荷治具を取り付けて載荷した。載荷治具の形状は、直径 5 cm の円柱状のものである。

試験体は、図-1 に示すように左側を固定用治具に挟み込むようにして、これをボルト締めして固定し、さらに固定用治具は取付台および載荷台にボルト締めして固定した。測定項目は、載荷点荷重、変位およびひずみで、荷重はロードセル(共和電業製 LC - 20TE, 最大測定荷重 20 tonf (196 kN)) により、また載荷点変位は、ひずみゲージ式変位計(東京測器製 SDP - 200R, 最大測定範囲 200mm) を用いて測定した。ひずみは、図-2 に示すように固定端から 1 cm および 10 cm 離れた点の上面および下面にひずみゲージを貼付して測定した。

b) 試験体

本実験に用いた試験体は、一般構造用炭素鋼管 STK400 である。鋼管径および肉厚を変化させて、表-1 に示すような 5 種類の鋼管を用いて実験を行った。鋼管製防衝構造物設計便覧⁶⁾には、径厚比 $D/t \leq 40$ の鋼管を用いるように記されているので、ここでも D/t が 40 以下の鋼管を対象とした。鋼管長は、各鋼管に対し 75 cm と 95 cm の 2 種類のを準備して、図-2 に示すように、各鋼管の 30 cm を固定用治具内に挟み込み、また局部めり込みの発生を防止するため先端から 5 cm の部分にコンクリートを充填し、実スパン長 L は 40 cm と 60 cm とした。なお、載荷は先端から 5 cm の部分に行うようにした。

c) 実験ケース

本実験においては、表-1 に示すようにスパン長 40 cm と 60 cm に対し各 1 体ずつ静的載荷実験を行った。

(2) 実験結果および考察

a) 荷重～変位関係

図-3 は、静的載荷実験から得られた荷重～変位関係を示したものである。図より、いずれの場合も径厚比が 40 以下と十分に小さいため、部材が降伏した後に局部座屈が発生し、最大荷重に達する。最大荷重は肉厚が一定であるので、鋼管径が大きいほど大きな値を示している。また、最大荷重に達した時の変位は、鋼管径が大きいほど小さくなっている。

ここで、径厚比の違いが耐力および変形性能に及ぼす影響を調べるため無次元化を行う。図-4 に、無次元化荷重～変位関係を示す。なお、無次元化荷重 P^* および無次元化変位 δ^* は次式のように定義した。

$$P^* = P/P_e \quad (1a)$$

$$\delta^* = \delta/\delta_e \quad (1b)$$

ただし、弾性限界荷重 P_e および弾性限界変位 δ_e は、実験から得られた荷重～変位関係を用いて、図-5 に示すように弾性域から塑性域へ変化する遷移点を採用した。図-4 より、無次元化最大荷重 (●印; 降伏してから局部座屈発生までの耐力) は径厚比が大きいほどやや小さくなり、また変形性能 (靱性率) も径厚比が大きくなるにしたがい小さくなるのが認められる。これは、径厚比が大きいほど降伏した後、局部座屈が発生し易いことを意味している。また、図-3 および図-4 より、全ての鋼管断面において、最大荷重以降の荷重が低下していく軟化型の挙動を示している。この荷重が低下する原因は、写真-2 のような局部座屈の発生によるものと考えられ⁵⁾、またその軟化勾配は径厚比の大

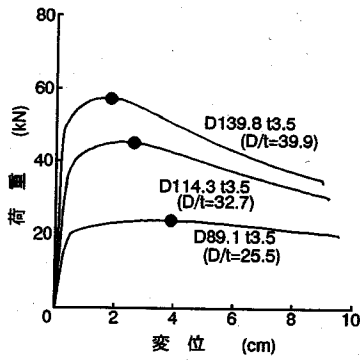


図-3 荷重～変位関係(静的載荷, L 40cm)

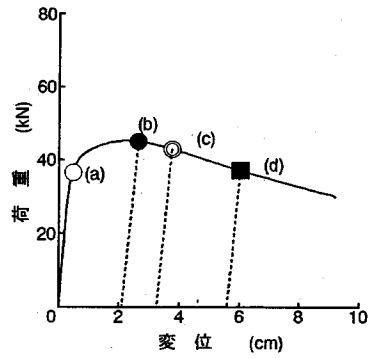


図-6 静的終局限界の定義(D 114.3, t 3.5, L 40cm)

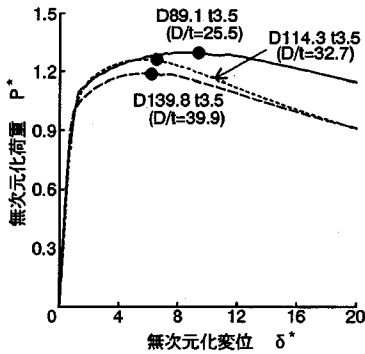


図-4 無次元化荷重～変位関係(静的載荷, L 40cm)

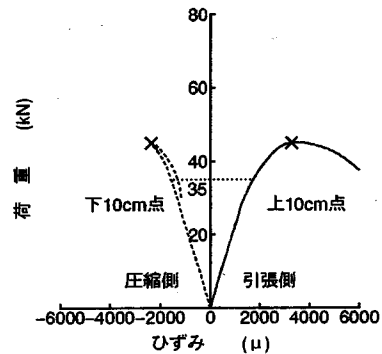


図-7 荷重～ひずみ関係(D 114.3, t 3.5, L 40cm)

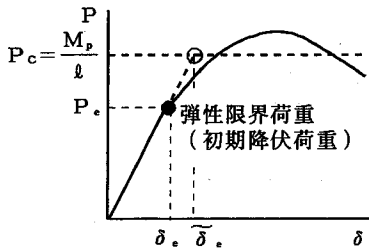


図-5 弾性限界荷重, 弾性限界変位の定義

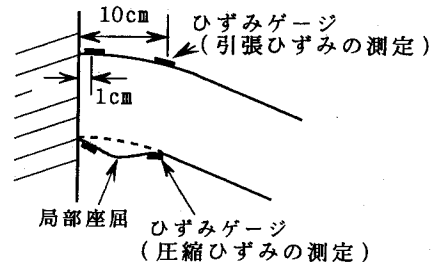


図-8 ひずみゲージ貼付位置

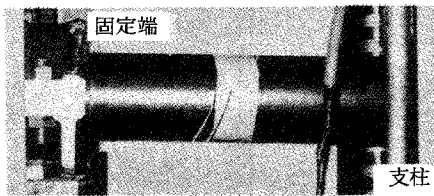
きい(薄肉断面)方が急激であることが認められる。

b) 破壊形態

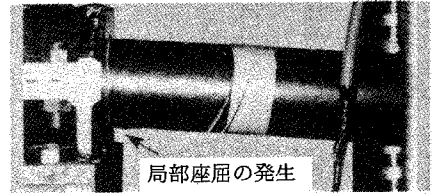
写真-2(a)～(d)は, それぞれ (a) 初期降伏時(部材が降伏して塑性変形が発生し始める時点), (b) 最大荷重時, (c) 最大荷重の95%まで荷重が低下した時点, (d) 荷重が降伏荷重まで低下した時点の変形状態を示したものである。これらは, それぞれ 図-6 の (a)～(d) 点に相当する。すなわち, 写真-2(a)においてはまだ局部座屈が発生していない。写真-2(b)においては局部座屈の発生がみられるが, まだ固定端での鋼管の扁平化は進展していない。これに対し, 写真-2(c)の状態は, 局部座屈がさらに進展して膨らんでおり, 写

真-2(d)では, はりが完全に折れ曲がった状態で, 局部座屈による扁平化(鋼管断面が円から楕円になる)もかなり進行していることが認められる。

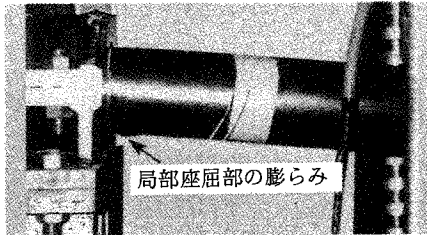
図-7は, 静的載荷実験における荷重～固定端近傍(固定端から10cmの点)の上面と下面のひずみ関係を示したもので, 図より, 引張側および圧縮側ともひずみが荷重にほぼ比例して増加しているが, 最大荷重点(×印の点)を境に下面の圧縮ひずみが, 急に逆転して減少し始めている。これは, この点において局部座屈が発生したものと思われ, この点は 図-6 の (b) 点および写真-2(b)に対応している。また, 図-7で部材が降伏する荷重(約35kN)までは圧縮側および引張側と



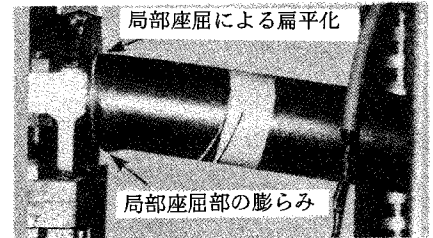
(a) 初期降伏荷重時



(b) 最大荷重時



(c) 最大荷重の95%荷重時



(d) 降伏荷重時

写真-2 変形形態

もにひずみはほぼ等しい値を示すが、局部座屈発生時(×印の点)のひずみはあまり一致していない。これは、図-8に示すように、鋼管下面に貼付したひずみゲージが、局部座屈の発生による鋼管の膨らみにより、圧縮ひずみを正確に測定できなかつたためと考えられる。

c) 静的終局限界の定義

ここでは、図-6の荷重～変位関係および写真-2の破壊形態を参照して、鋼管曲げ部材の静的終局限界を列挙し、考察することとする。

(i) 初期降伏時(図-6(a)および写真-2(a))

図-6(a)の初期降伏時を終局限界として定義するには、まだ鋼部材としてのダクティリティを十分に活用していないので、本研究で対象としている鋼製透過型砂防ダムのように、変形能に着目した設計を行おうとする場合には不適切である。

(ii) 最大荷重時(図-6(b)および写真-2(b))

最大荷重時を終局限界と定義するには、軟化域の余力を残しているので多少の未練はあるが、図-6の荷重～変位関係の中で最も明確に定義できる点であり、また図-7に示した荷重～ひずみ関係の変曲点(×印)でもあり、写真-2(b)のような局部座屈発生時の点でもある。ちなみに、加藤⁴⁾および越智ら⁵⁾もこの点を終局限界としている。

(iii) 最大荷重の95%まで荷重が低下した時点(図-6(c)および写真-2(c))

鋼部材のダクティリティを活用する意味で有意義であるが、95%という値に特に物理的根拠がない。しかし、コンクリート充填鋼管構造物に対し、この点を終局限界と定義する例⁶⁾もある。

(iv) 荷重が降伏荷重まで低下した時点(図-6(d)および

写真-2(d))

鋼部材としてのダクティリティを大きく評価する意味で極めて有意義であるが、写真-2(d)に見るように、固定端部の局部座屈による扁平化が大きく、完全に折れ曲がった状態になっているので、完全破壊とみなされる。

以上より、本研究では静的終局限界として、上記(ii)を採用することとした。

d) 終局限界としての物理量パラメータ

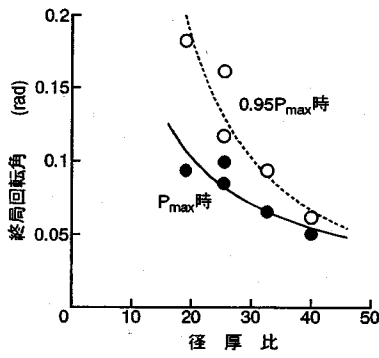
ここでは、鋼材としてのダクティリティを重視するため、荷重～変位関係の横軸(変位軸)のパラメータを考察した。

(i) 終局回転角(θ_u)を用いる場合

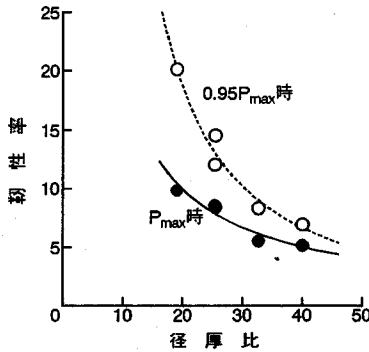
図-6の(b)の変位を終局変位(δ_u)と定義すると、この場合、スパン長 $L = 40\text{cm}$ なので、図-6(b)の点は $\theta_u = \delta_u/L \div 1/15 \text{ rad}$ (スパン長の6.7%変位)のように表示される。この終局回転角 θ_u は弾塑性回転角を意味し、 $\theta_u = \theta_e + \theta_p$ (θ_e : 弾性限界回転角、 θ_p : 塑性回転角)となるが、弾性限界回転角を含んでいるため(弾性部分が元に戻るため)、純然たる損傷を意味していない。

(ii) 靱性率(μ)を用いる場合

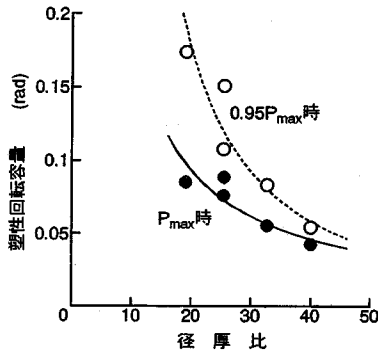
靱性率ともいい、 $\mu = (\delta_u - \delta_e)/\delta_e$ (δ_u : 終局変位、 δ_e : 弾性限界変位)として定義される。一般に耐震関係でよく用いられるパラメータであるが、弾性限界変位 δ_e が分母にあるため、 δ_e の値の取り方によっては μ の値が大きく変動する場合がある。ちなみに、加藤⁴⁾は、塑性変形倍率 η と称して $\eta = (\delta_u - \delta_e)/\delta_e = (\theta_u - \theta_e)/\theta_e$ (δ_u, θ_u : 終局変位および回転角、 δ_e, θ_e : 全塑性モーメント M_p に対応する弾性変位および回転角、図-5の



(a) 終局回転角～径厚比関係



(b) 靱性率～径厚比関係



(c) 塑性回転容量～径厚比関係

図-9 終局限界の物理量パラメータ (L 40 cm)

○印) として定義している。

(iii) 塑性回転容量 (θ_p) を用いる場合

図-6 で $\theta_p = (\delta_u - \delta_e)/L$ として定義され、 $\theta_p = \theta_u - \theta_e$ とも表示できる。これは残留回転角を意味し、部材が曲げ損傷を受けたときの損傷後に計測できる量である。また θ_e が分母にないため、 θ_p の値にあまり大きなバラツキはない。ちなみに、越智ら⁵⁾はこの塑性回転容量を終局限界として定義している。

以上より、上記3つのパラメータを終局限界の物理

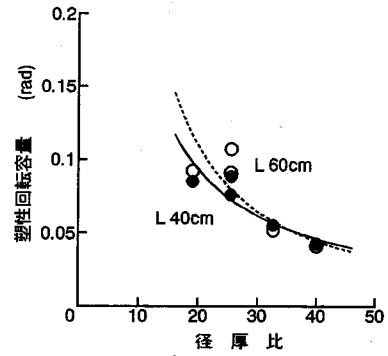


図-10 塑性回転容量～径厚比関係 (静的載荷実験、スパン長の影響)

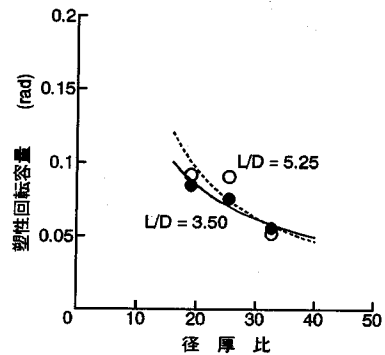


図-11 塑性回転容量～径厚比関係 (静的載荷実験、スパン長一鋼管径比の影響)

量のパラメータ候補として挙げることができ、これらを静的終局限界として求めると 図-9 のようになる。なお、図中の実線および点線は、実験データの傾向を調べるために、各データに対し最小自乗法により求めて回帰した曲線である。図より、いずれの場合もほとんど定性的傾向は変わらないことがわかる。ここでは、上記の部材の損傷状態を容易に評価しようという観点から、塑性回転容量 θ_p を終局限界の物理量パラメータとして望ましいと考え、これを採用する。なお、図-9 には、最大荷重の 95 % 荷重時の θ_u 、 μ 、 θ_p を参考までに併記したが、一般に最大荷重の場合よりも約 30 ~ 70 % 大きいことがわかる。

e) 塑性回転容量～径厚比関係

上記の定義に基づいて、改めて 図-6 の荷重～変位関係において、最大荷重時 (P_{max}) の変位を終局変位とみなして、次式により塑性回転容量を算定した。

$$\theta_p = \delta_p/L = (\delta_u - \delta_e)/L \quad (2)$$

ただし、 θ_p : 塑性回転容量、 δ_p : 塑性変位量、 δ_u : 終局変位、 δ_e : 弾性限界変位、 L : スパン長。

ここで、終局変位は図-6 の●印の変位を用いた。また

弾性限界変位は、荷重～変位関係から 図-5 に示した方法で算定した変位を用いた。ただし、図-3 に示すように、 D/t が小さな鋼管においては明確に最大荷重時を判断することが困難であるので、図-7 に示す荷重～ひずみ関係で、圧縮側のひずみが局部座屈の発生により逆転する時点の荷重を最大荷重として、その時の変位を終局変位とした。すなわち、ここでいう最大荷重時の変位は、局部座屈が発生した時点の変位をも意味する。

図-10 に、静的載荷における塑性回転容量～径厚比関係を $L = 40 \text{ cm}$ および 60 cm の場合について示す。さらに、図-11 に同じく塑性回転容量～径厚比関係をスパン長一鋼管径比 L/D が $3.50 (= 40 \text{ cm} / 11.43 \text{ cm})$ および $5.25 (= 60 \text{ cm} / 11.43 \text{ cm})$ の場合について示す。なお、図中の実線および点線は、図-9 と同様な方法で求めた回帰曲線である。いずれの場合も径厚比の増加に伴い、塑性回転容量は減少しているが、スパン長ならびにスパン長一鋼管径比の影響はあまり顕著でないことがわかる。なお、径厚比 $D/t = 25.4 (D 114.3, t 4.5)$ より $D/t = 25.5 (D 89.1, t 3.5)$ の方がやや大きな θ_p の値を示したが、その差は僅かであり、ほぼ実験誤差の範囲内にあると考えられる。

3. 高速載荷実験による動的終局限界の決定

(1) 実験の概要

a) 高速載荷実験装置

高速載荷実験においては、図-12 に示す高速変形負荷実験装置を用いた。この装置は、最大 4 m/sec までの一定の速度で最大荷重 490 kN の容量で試験体に荷重を与えるもので、試験体のひずみ速度効果 ($\dot{\epsilon} = 10^1/\text{sec}$ 位まで) による耐力の上昇量および動的限界性能を把握することができる。試験体は、静的載荷実験と同じく固定用治具に設置し、これを直径 5 cm の円柱状の載荷治具を用いて載荷した。

測定項目も、載荷点荷重、変位およびひずみで、荷重はロードセル (共和電業製 LCX - 50T, 最大測定荷重 50 tonf (490 kN)) により測定した。また載荷点変位は光学式変位計 (ヤーマン製 MODEL 1000, 応答周波数 300 kHz) を用いて加圧ビームの変位を測定し、ひずみゲージは 図-2 の位置に貼付した。

b) 実験ケース

本実験においては、表-1 に示すように、スパン長が 40 cm と 60 cm の場合について各ケースを 2 回ずつ実験を行い、載荷速度は約 4 m/sec と一定にした。なお、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は固定端付近に貼付したひずみゲージから算定した結果、 $\dot{\epsilon} \approx 10^{0.5}/\text{sec}$ 程度であった。

さて、鋼製透過型砂防ダムに対して巨礫が衝突する

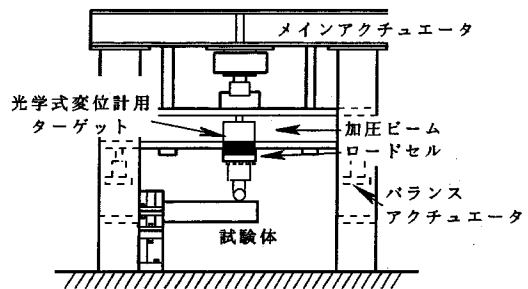


図-12 高速載荷実験装置

という衝突現象は、一定の速度で載荷が行われる高速載荷実験による衝撃現象とは異なる。すなわち、物と物とが衝突する衝突実験により構造物の挙動を調べる場合、衝突物と被衝突体との特性 (重量、衝突速度、形状等) により、ひずみ速度効果の他、応力波や慣性力の影響があるため、部材が本来保有している耐力や変形能を評価することはできない。これに対し、高速載荷実験では試験体に載荷部を接触させた状態から変形速度を一定に保ったまま載荷するため、慣性力や応力波の影響を除外でき、主としてひずみ速度効果の影響を考慮した部材の耐力や変形能を評価することができる。ここで、実際の巨礫が数 $\text{m/sec} \sim 10$ 数 m/sec で砂防ダムに衝突した場合の構造物に発生するひずみ速度は、一般に $\dot{\epsilon} = 10^0 \sim 10^1 / \text{sec}$ とされている⁷⁾。よって、ここでは実際の衝撃現象において発生する程度のひずみ速度レベル ($\dot{\epsilon} \approx 0.5/\text{sec}$) における鋼管はりの動的限界耐力および動的限界変形能を調べることを目的とした。

(2) 実験結果および考察

a) 荷重～変位関係

図-13 は、高速載荷における荷重～変位関係の一例で、静的の場合も併せて比較した。これより、いずれの場合も高速載荷の場合はひずみ速度効果の影響により最大荷重が約 20% 上昇していることが認められる。しかし、軟化域では静的の場合が緩やかに減少しているのに対し、高速の場合はやや急激に低下している。また、局部座屈発生時の変位 (図-13 の●印) は、高速の場合の方が静的 (図-13 の○印) に比べやや小さくなっている。

b) 径厚比の影響

図-14 に、図-4 と同様に式 (1a) および (1b) を用いて無次元化した荷重～変位関係を示す。図より、局部座屈発生時の耐力は、静的載荷時と同様に、径厚比が大きいほど小さくなるのがわかる。また、変形性能も径厚比が大きい方がやや小さいが、静的載荷の場合

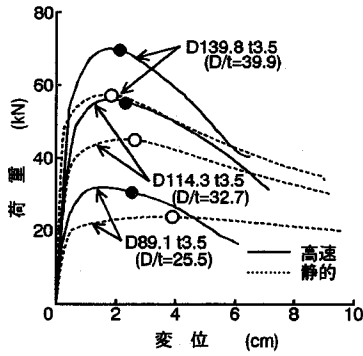


図-13 荷重～変位関係 (高速載荷, L 40cm)

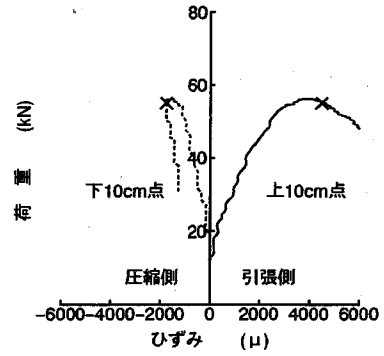


図-15 荷重～ひずみ関係 (D 114.3, t 3.5, L 40cm)

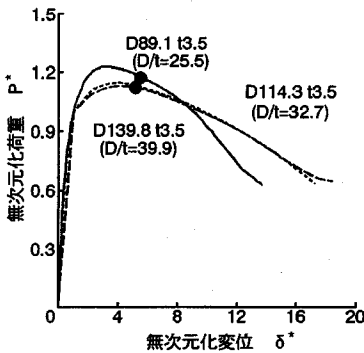
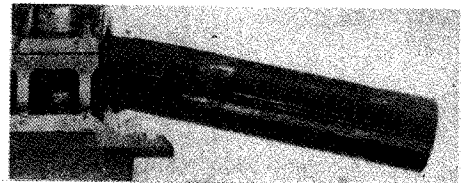


図-14 無次元化荷重～変位関係 (高速載荷, L 40cm)



(a) 静的載荷時



(b) 高速載荷時

写真-3 破壊形態

に比べその差はあまり顕著ではない。

c) 荷重～ひずみ関係

図-15 は、高速載荷における荷重～ひずみ関係を示したもので、静的の場合と同様に変曲点 (図中の×印) が明瞭に現れている。この点は局部座屈の発生により、急激に耐力を失ったことを意味しており、写真-3(b)の固定端近傍における局部座屈の発生に対応していると考えられる。ただし、静的載荷の場合はほぼ最大荷重時 (図-7 の×印) で圧縮側のひずみが逆転するのに対し、高速載荷の場合は最大荷重からやや下がった点 (図-15 の×印) でひずみが逆転しており、これが図-13 の●印に対応している。なお、局部座屈発生時の圧縮側と引張側のひずみが異なるのは、図-8 の静的載荷の場合と同様な理由によるものと考えられる。

d) 破壊形態

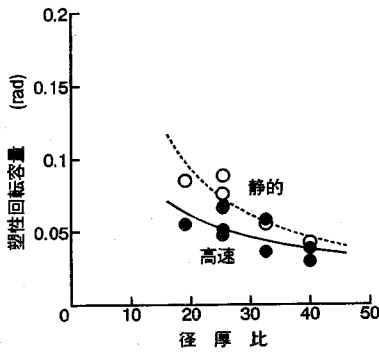
高速載荷の場合は、変形が一挙に進行するので、途中段階における写真は無いが、変形後の形態を示すと写真-3(b)のようになる。すなわち、静的 (写真-3(a)) とほぼ同じ変形形態であるが、固定端下側の局部座屈の成長がより顕著に認められる。

(3) 動的終局限界の定義

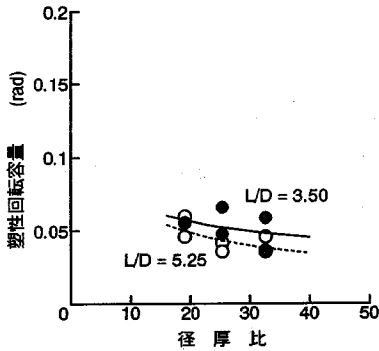
以上より、高速載荷における動的終局限界についても静的の場合と同様に、局部座屈発生時の変位を終局変位と定義し、これより塑性回転容量 θ_p を求め、載荷速度の影響およびスパン長の影響等を考察する。

図-16(a) は、高速載荷時と静的載荷時の塑性回転容量 (θ_p)～径厚比 (D/t) 関係を示したもので、載荷速度の影響を比較している。図中の実線および点線は、それぞれ高速および静的載荷の回帰曲線を示したものである。これより高速の場合は、静的の場合に比べ約 10～30% 塑性回転容量が小さくなっていることがわかる。

図-16(b) は、スパン長-鋼管径比 L/D をパラメータとして $\theta_p \sim D/t$ 関係を示したもので、図中の実線および点線は、図-9 と同様な方法で求めた回帰曲線である。 L/D が変化しても θ_p はほとんど変化していない。すなわち、高速載荷においてもスパン長-鋼管径比の影響はあまり受けないと考えられる。



(a) 荷速度の影響 (L 40cm)



(b) スパン長-鋼管径比による影響

図-16 塑性回転容量～径厚比関係 (高速荷重実験)

4. 鋼管はり部材の塑性回転容量の算定法

(1) 従来の算定式

加藤⁴⁾は、鋼管はり部材の塑性回転容量を塑性変形倍率 η を用いて、次式で算定できるものとしている。

$$\tilde{\theta}_p = \theta_u - \tilde{\theta}_e = \eta \cdot \tilde{\theta}_e \quad (3)$$

ここに、

$$\eta = \frac{1}{2} \left(\frac{s-1}{s} \right)^2 (2s+1) \left(\frac{E}{E_{st}} \right) \left(\frac{I}{I_e} \right) \quad (4)$$

$$\frac{1}{s} = 0.777 + 1.18 \left(\frac{1}{\alpha} \right) \quad (5)$$

$$\alpha = \left(\frac{E}{\sigma_y} \right) \left(\frac{t}{D} \right) \quad (6)$$

$$E/E_{st} = 100 \quad (7)$$

$$I/I_e = \pi^2/8 \quad (8)$$

$$\tilde{\theta}_e = \frac{8 \cdot \sigma_y \cdot L}{3 \cdot E \cdot \pi \cdot D} \quad (9)$$

E : 鋼材の弾性係数, E_{st} : 鋼材のひずみ硬化域の硬化係数, $I (= \pi D^3 t / 8)$: 鋼管の断面 2 次モーメント, $I_e (= D^3 t / \pi)$: 2 フランジモデルにおける断面 2 次モーメント, $\tilde{\theta}_e$: 全塑性モーメントに対する弾性回転角。

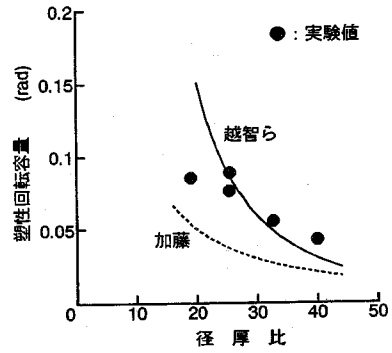


図-17 実験結果と解析結果の比較 (静的荷重, L 40cm)

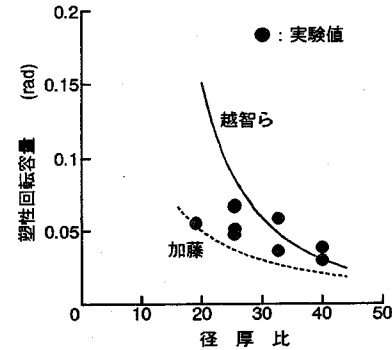


図-18 実験結果と解析結果の比較 (高速荷重, L 40cm)

また、越智ら⁵⁾は多数の実験結果を統計的に処理することにより、塑性回転容量の算定式を次式で提案した。

$$\tilde{\theta}_p = \frac{508.3 \cdot E}{C \cdot \sigma_y} \left(\frac{D}{t} \right)^{-2.31} \cdot \tilde{\theta}_e \quad (10)$$

ここに

$$C = \frac{L}{r} \quad (11)$$

ただし、 r : 断面 2 次半径。

よって、式 (11)、(9) を式 (10) に代入することにより、 $\tilde{\theta}_p$ は次式ようになる。

$$\tilde{\theta}_p = 152.54 \left(\frac{D}{t} \right)^{-2.31} \quad (12)$$

ここで、本実験において測定した θ_p は、終局回転角 θ_u から弾性限界回転角 θ_e を差し引くことによって算定した値である。これに対し、式 (3) および式 (12) から算定される $\tilde{\theta}_p$ は θ_u から $\tilde{\theta}_e$ を差し引いて算定された値であり、 θ_p とは異なる。しかし、 θ_u に対し θ_e と $\tilde{\theta}_e$ の差は僅かであるため、 $\theta_p \doteq \tilde{\theta}_p$ とみなして差し支えない。

図-17 および 図-18 は、それぞれ静的荷重および高速荷重の塑性回転容量について解析結果と実験結果を比較したものである。図より、越智ら⁵⁾が論文で指摘しているとおり、加藤⁴⁾の式は $D/t \leq 40$ の鋼管では

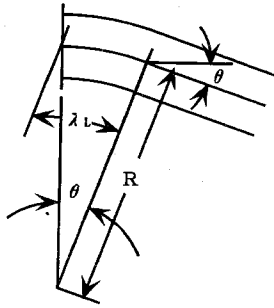


図-19 局部座屈域の変形状態

塑性回転容量を過小評価しすぎている。一方、越智ら⁵⁾の式は静的荷重の場合にはかなり良く実験結果をシミュレートしているが、高速荷重の場合にはあまりよく一致していない。よって、以下に動的塑性回転容量の算定法について検討を行う。

(2) 動的塑性回転容量の算定法の提案

さて、高速荷重の場合は写真-3の破壊形態より、局部座屈による変形モードが卓越しているとみなし、ここでは図-19のように固定端近傍に発生する局部座屈による変形状態のみを考える。

すなわち、まず動的塑性回転容量 $\theta_{p,d}$ が次式のように表されるものとする。

$$\theta_{p,d} = \lambda_L / R = \lambda_L \phi \quad (13)$$

ただし、 λ_L : 局部座屈長さ、 R : 曲率半径、 ϕ : 曲率。

ここで、局部座屈が発生し、さらに局部座屈が進展した状態においては、図-7および図-15に示すように圧縮側と引張側のひずみは異なった値を示している。しかし、局部座屈が発生するまでは、圧縮側と引張側のひずみはほぼ等しいとみなし、断面の中立軸がはり断面の中心線を通ると仮定することにより、曲率 ϕ が次のように表される。

$$\phi = \frac{\varepsilon_{dp,b}}{D/2} \quad (14)$$

ただし、 $\varepsilon_{dp,b}$: 局部座屈発生域の動的塑性ひずみ、 D : 鋼管径。

よって、動的塑性回転容量 $\theta_{p,d}$ の算定には局部座屈長さ λ_L および局部座屈発生域の動的塑性ひずみ $\varepsilon_{dp,b}$ が必要である。しかし、はりの λ_L と $\varepsilon_{dp,b}$ を直接求めることは困難なので、ここでは、固定端近傍に発生する局部座屈と鋼管短柱の圧縮試験において発生する局部座屈が等しいとして、 λ_L および $\varepsilon_{dp,b}$ を鋼管短柱の高速圧縮試験によって求めることとする。

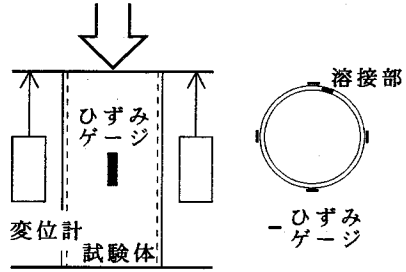


図-20 鋼管短柱圧縮試験

(3) 鋼管短柱の高速圧縮試験

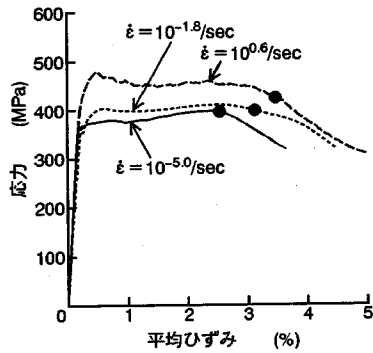
a) 実験の概要

実験は、図-20に示すように高速荷重実験装置を用いて、両端自由の境界条件を持つ鋼管短柱に軸圧縮力を作用させた。試験体は、鋼管外径 $D = 89.1$ mmで、肉厚 $t = 2.8$ mm および 3.2 mm の2種類の一般構造用炭素鋼管 STK 400 で、材長は 22 cm とした。材長は、辻ら⁸⁾の行った静的鋼管短柱圧縮試験と細長比を同じく $7 \sim 8$ 程度にするように決定した。また測定は、荷重、軸変位およびひずみで、軸変位は変位計を断面方向に対称に2つ設置して、ひずみは図-20に示すように、材の中心位置に4枚対称に貼付して測定した。なお、局部座屈長さを計測するため、方眼目盛りのついたシールを鋼管に貼付した。

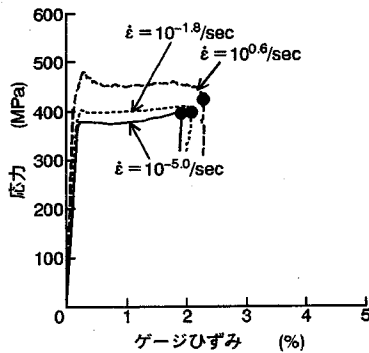
実験は、荷重速度をひずみ速度レベルで 10^{-5} / sec (静的) $\sim 10^1$ / sec (高速) 程度まで変化させて、それぞれ約20体ずつ行った。しかし、一部のケースで偏心荷重が作用して、軸対称モードで変形しない場合があったため、考察は軸対称モードで変形した約14体のデータのみを用いて行った。

b) 応力～ひずみ関係

図-21に、実験から得られた応力～ひずみ関係の一例を示す。ここで平均ひずみとは、軸方向変形量を当初の材長で除することにより得られるひずみで、ゲージひずみとは、材中央部に貼付したひずみゲージで測定したひずみである。なお、図中の●印は局部座屈発生時に対応している。図より、応力～ひずみ関係は、降伏応力に達した以降塑性流れを起こし、ひずみ硬化に至ることが認められる⁹⁾。また、ひずみ速度の増加に伴い、応力は両方とも上昇しているが、局部座屈発生時におけるひずみ(図-21(a), (b)の●印)は、平均ひずみの方が約3%～4%程度得られているのに対し、ゲージひずみは約2%程度しか得られていない。これは、平均ひずみの方が局部座屈域までを含む広い範囲のひずみを考慮するのにに対し、ゲージひずみの方は中央部の局部座屈の発生していない領域のひずみを測定したた



(a) 応力～平均ひずみ関係



(b) 応力～ゲージひずみ関係

図-21 応力～ひずみ関係 (D 89.1, t 3.2)

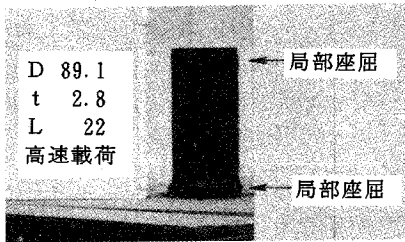


写真-4 鋼管短柱の破壊形態 (高速載荷実験)

めである。

c) 破壊形態

写真-4に、高速載荷試験における試験後の破壊形態を示す。これより、静的載荷の場合と同様に、鋼管上下端に局部座屈が発生し、そのうちの下端が完全に膨らんでいることが認められる。

d) 降伏応力～ひずみ速度関係

一般に、載荷速度の増加にしたがい、ひずみ速度効果により見掛け上の降伏応力が上昇することが知られている¹⁰⁾。図-22に、静的載荷 ($\dot{\epsilon} = 10^{-5}/\text{sec}$) における降伏応力と、各ひずみ速度下における降伏応力の

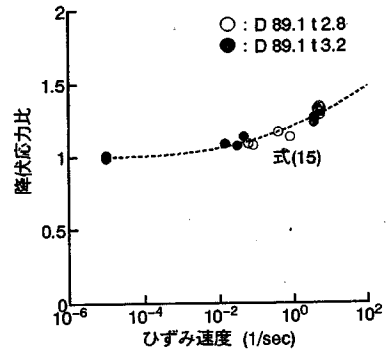


図-22 降伏応力比～ひずみ速度関係

比を示す。図より、鋼管寸法の違いによらず $\dot{\epsilon}$ の増加に伴い降伏応力は上昇していることが認められる。

ここで、今回の鋼管短柱の圧縮試験結果を最小自乗法を用いて整理すると、ひずみ速度効果による鋼管の降伏応力比が次式のように表される。

$$\sigma_{y,d}/\sigma_{y,s} = 1 + 0.00385(\log \dot{\epsilon} + 5)^{2.48} \quad (15)$$

ただし、 $\sigma_{y,d}$: 動的降伏応力、 $\sigma_{y,s}$: 静的降伏応力。

e) 局部座屈長さ

図-23に、実験から得られた局部座屈長さ～ひずみ速度関係を示す。ここで局部座屈長さとは、鋼管の下端に発生した局部座屈域の長さのことで、図より、局部座屈長さはひずみ速度の増加に関わらずほぼ一定の値を示すことが認められる。

越智ら⁵⁾は、鋼管の局部座屈域において外力によるエネルギーと塑性域での内力エネルギーが等しいとして、局部座屈長さ λ_L を次式のように求めている。

$$\lambda_L = \frac{\pi\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{t(D-t)} = 2.57\sqrt{t(D-t)} \quad (16)$$

本式を用いて算定した局部座屈長さを図-23に示すと点線のようになり、実験結果と比較的良好に一致することが認められる。よって、以下の λ_L の算定には、式(16)を用いることとする。

f) 終局ひずみ～ひずみ速度関係

ここでも、局部座屈が発生した時点(図-21の●点)を終局ひずみとみなし、終局ひずみ ϵ_u ～ ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 関係を図-24のように求めた。図-24より、終局ひずみは平均ひずみおよびゲージひずみとともに、ひずみ速度の増加に伴い増加する傾向を示すことが認められる。

g) 塑性ひずみ～ひずみ速度関係

図-25は、終局ひずみより弾性限界ひずみを差し引いた塑性ひずみ ϵ_p ～ ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 関係を示したもので、図-24の傾向とほぼ同じである。これは、弾性限界ひずみが0.15%～0.2%しかないのに、終局ひずみが2%～3%を示すからである。

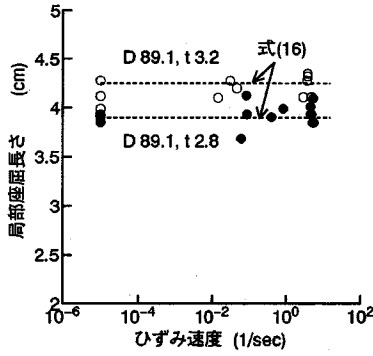


図-23 局部座屈長さ～ひずみ速度関係 (D 89.1)

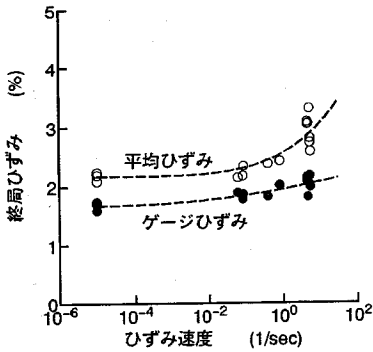


図-24 終局ひずみ～ひずみ速度関係 (D 89.1, t 2.8)

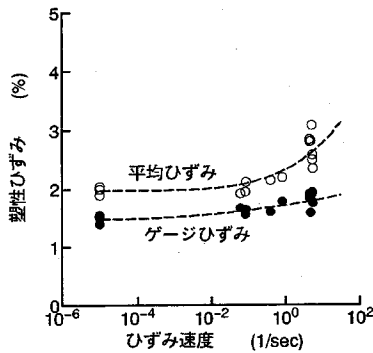


図-25 塑性ひずみ～ひずみ速度関係 (D 89.1, t 2.8)

(4) 局部座屈域の塑性ひずみの算定

局部座屈域にひずみゲージを貼付しても、写真-4に示すように鋼管が外側に膨らむため、純粋な圧縮ひずみ量とはならない。そこで、平均ひずみおよびゲージひずみを用いて、以下の方法で局部座屈域の塑性ひずみを推定することとする。

まず、局部座屈が発生した時点の鋼管短柱の変形状態が、図-26に示すように鋼管上下端にほぼ同様な局部座屈が発生しているものと仮定する。

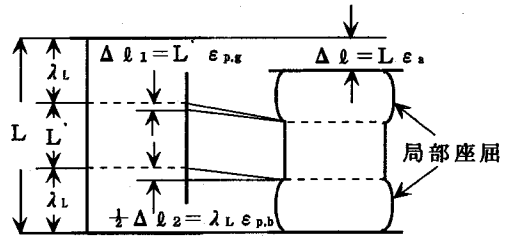


図-26 鋼管短柱の変形状態のモデル

さて、変位計により測定した全軸圧縮量 Δl と平均ひずみ $\epsilon_{p,a}$ との関係は次式で表される。

$$\Delta l = L \cdot \epsilon_{p,a} \quad (17)$$

ただし、 L ：当初の材長。

一方、局部座屈していない領域の長さ L' は、次式で求められる。

$$L' = L - 2\lambda_L \quad (18)$$

上式において、 λ_L は式(16)より算定される。これより、局部座屈が発生していない領域の変形量 Δl_1 は、ひずみゲージで測定したゲージひずみ $\epsilon_{p,g}$ を用いて、次式で求められる。

$$\Delta l_1 = L' \cdot \epsilon_{p,g} \quad (19)$$

よって、局部座屈域の変形量 Δl_2 およびこれを局部座屈長さ λ_L で除した局部座屈域の塑性ひずみ $\epsilon_{p,b}$ がそれぞれ次式により算定されることになる。

$$\Delta l_2 = \Delta l - \Delta l_1 \quad (20)$$

$$\epsilon_{p,b} = \Delta l_2 / 2\lambda_L \quad (21)$$

本法を用いて局部座屈域の塑性ひずみ $\epsilon_{p,b}$ ～ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 関係を求めると 図-27 の点線のようなになる。図より、ひずみ速度の増加に伴い塑性ひずみは増加していくことが認められる。

さらに、静的な値を基準として局部座屈域の塑性ひずみ比～ひずみ速度関係を求めると、図-28 のようになる。実験から得られたひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 10^{0.5}/\text{sec}$ 付近の局部座屈域の塑性ひずみ比は大きくばらついているが、塑性ひずみ比約 1.5 を中心として、ほぼ対称にばらつきが発生している。そこで、実験から得られた局部座屈域の塑性ひずみ比の全データに対し、最小自乗法を用いて回帰曲線を求めると、ひずみ速度効果による塑性ひずみ比の上昇量が図中の点線で示すように次式として表される。

$$\epsilon_{dp,b} / \epsilon_{p,b} = 0.000361(\log \dot{\epsilon} + 5)^{4.19} + 1 \quad (22)$$

ただし、 $\epsilon_{dp,b}$ ：局部座屈域における動的塑性ひずみ、 $\epsilon_{p,b}$ ：局部座屈域における静的塑性ひずみ。

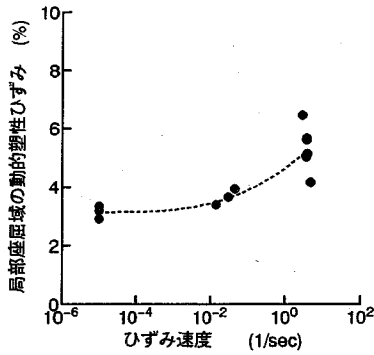


図-27 動的塑性ひずみ～ひずみ速度関係 (D89.1, t3.2)

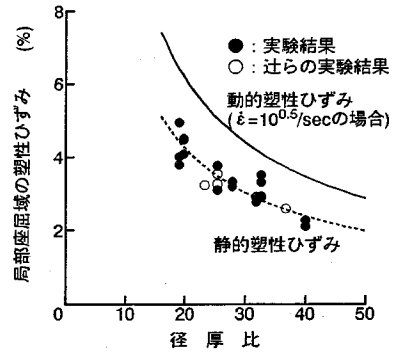


図-29 局部座屈域の塑性ひずみ～径厚比関係

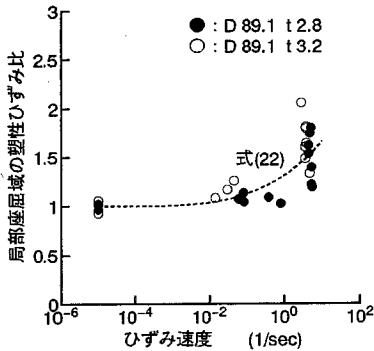


図-28 局部座屈域の塑性ひずみ比～ひずみ速度関係

さて、本実験以外の他の鋼管径に対する鋼管の局部座屈域の塑性ひずみを算定するためには、平均ひずみとゲージひずみを同時に測定した実験データが必要である。しかし、高速載荷実験装置の載荷容量 (490 kN) の制限により鋼管径の大きな鋼管の実験を行うことができないので、表-1 に示す鋼管に対しては、静的短柱圧縮試験を行って静的塑性ひずみ $\epsilon_{p,b}$ を求め、式 (22) を用いて動的塑性ひずみ $\epsilon_{dp,b}$ を推定することとした。図-29 の点線は、局部座屈域の静的塑性ひずみ～径厚比関係を実験結果を基に最小自乗法を用いて次式のように近似した曲線を示したものである。

$$\epsilon_{p,b} = 0.511(D/t)^{-0.83} \quad (23)$$

次に、図-29 の実線は、 $\dot{\epsilon} = 10^{0.5}/\text{sec}$ と仮定して式 (22) を用いて計算した動的塑性ひずみ $\epsilon_{dp,b}$ ～径厚比 D/t 関係を示したもので、静的塑性ひずみより約 40% 上昇している。なお、図-29 には辻ら⁸⁾の表-2 に示す静的短柱圧縮試験による結果も併記した。

(5) 動的塑性回転容量 $\theta_{p,d}$ の算定

以上より、高速載荷を受ける場合の鋼管はり部材の動的塑性回転容量 $\theta_{p,d}$ は、式 (23) と式 (22) を用いた動的塑性ひずみ $\epsilon_{dp,b}$ および式 (16) の局部座屈長さ λ_L

表-2 辻ら⁸⁾の静的短柱圧縮試験の実験ケース

鋼管径 (mm)	肉厚 (mm)	径厚比	材長 (mm)
114.3	3.5	32.7	300
114.3	4.5	25.4	300
165.2	4.5	36.7	450
165.2	7.1	23.3	450

を式 (13) に代入することにより算定されることになる。

(6) 実験結果との比較

本研究で対象としている鋼製透過型砂防ダムに対する土石流中の巨礫の衝突速度は数 m/sec ～ 10 数 m/sec といわれ、その際被衝突物の構成材料に生じるひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は $\dot{\epsilon} = 10^0 \sim 10^1/\text{sec}$ に対応している⁷⁾。また先に行った片持りの高速載荷実験において、固定端付近に貼付したひずみゲージのデータからひずみ速度を算定すると、平均的ひずみ速度は $\dot{\epsilon} \approx 10^{0.5}/\text{sec}$ であった。そこで、ここでは高速荷重を受ける場合の鋼管はり部材に発生する平均的なひずみ速度を $\dot{\epsilon} = 10^{0.5}/\text{sec}$ として、式 (13) を用いて動的塑性回転容量を算定すると図-30 のような○印の結果となる。計算値は、実験値よりやや低めの値もあるが、概ね良くシミュレートしていることが認められる。

さらに、越智ら⁵⁾と同様に動的塑性回転容量 $\theta_{p,d}$ を次式により算定されるものとする。

$$\theta_{p,d} = \frac{\alpha \cdot E}{C \cdot \sigma_{y,d}} \left(\frac{D}{t} \right)^\beta \cdot \theta_e \quad (24)$$

ただし、

$$\theta_e = \frac{2 \cdot \sigma_{y,d} \cdot L}{3 \cdot E \cdot D} \quad (25)$$

$$C = \frac{L}{r} \quad (26)$$

ここで、最小自乗法を用いて式 (24) の α および β を求めると、 $\alpha = 5.76$ 、 $\beta = -1$ となり、これらの値を用いると、結局 $\theta_{p,d}$ の算定式が次式のようになり、図-30

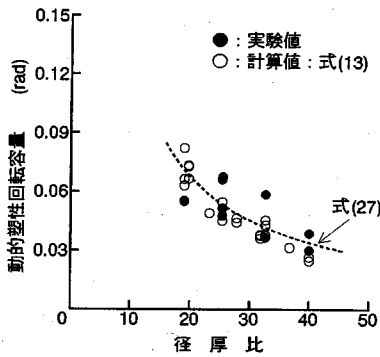


図-30 動的塑性回転容量～径厚比関係

の点線のようになる。

$$\theta_{p,d} = 1.355/(D/t) \quad (27)$$

なお、式(13)および式(27)は、衝突物の衝突速度が数 m/sec ～ 10 数 m/sec で、被衝突物の構成材料に生じるひずみ速度が $10^{0.5}$ 程度の場合に適用可能である。

以上より、式(13)または式(27)は、動的塑性回転容量～径厚比関係を推定するのに適したものと思われる、本式を用いて算定される動的塑性回転容量は、巨礫の衝突を受ける鋼製透過型砂防ダムの一つの動的終局限界の基準になるものと思われる。

5. 結論

本研究から得られた成果を要約すると、以下のとおりである。

- (1) 鋼管片持りの静的および高速载荷における荷重～変位関係の結果より、破壊モードにおける局部座屈が発生した時点(静的の場合は最大荷重時と同じ)をもって鋼管はり部材の静的および動的終局限界を定義した。
- (2) 局部座屈発生時を終局限界と定義した静的および動的塑性回転容量は、いずれの場合も径厚比の増大に伴い減少することが確認された。また高速载荷の動的塑性回転容量は、静的载荷の場合よりやや小さくなり、従来の加藤⁴⁾および越智⁵⁾の式では適用できないことがわかった。
- (3) 解析的に動的塑性回転容量を求めるため、鋼管短柱の静的および高速圧縮試験を行い、局部座屈発生時に

おける局部座屈域の動的塑性ひずみを求めることができた。

(4) 鋼管はり部材の変形モードを局部座屈が卓越すると仮定し、鋼管短柱圧縮試験より求めた局部座屈域の動的塑性ひずみを用いて、動的塑性回転容量を算定する方法を開発した。

(5) 式(27)という動的塑性回転容量に関する一つの実験式を提示したが、これは土石流の速度が $V =$ 数 m/sec ～ 10 数 m/sec で、砂防ダムの鋼管部材に生じるひずみ速度が $\dot{\epsilon} = 10^{0.5}$ /sec 程度の場合に適用可能と思われる。

(6) 本研究は、鋼製透過型砂防ダムの設計基準(破壊基準)に対する有用な資料を与えるものと思われる、今後は、動的塑性回転容量の実設計への適用について検討する予定である。

謝辞： 本実験の実施に当たり、防衛大学校事務官 柿原誠氏および本科学学生 竹菴吉文君の協力を得た。また、試験体および治具の作成に当たっては、新日本製鐵(株) 溝口郁夫氏の協力を得た。付記して謝意を表する。

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) 土木学会鋼構造委員会：鋼構造物の終局強度と設計，1994年。
- 3) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準(案)・同解説，1990年。
- 4) 加藤勉：閉断面部材の局部座屈と変形能力，日本建築学会構造系論文報告集，第378号，pp.27-36，1987年8月。
- 5) 越智健之，黒羽啓明：冷間成形円形鋼管部材の耐力と変形能の統計的評価，日本建築学会構造系論文報告集，第391号，pp.59-71，1988年9月。
- 6) 松井千秋：コンクリート充填鋼管構造の構造性能と設計，鋼構造論文集，Vol.1，No.2，pp.11-24，1994年6月。
- 7) 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。
- 8) 辻文三，康海偉：電縫鋼管の材料特性，日本建築学会構造系論文集，第440号，pp.85-93，1992年10月。
- 9) 青木徹彦，福本嚙士：小口径電縫鋼管の統計的材料強度特性と残留応力分布の評価，土木学会論文集，第314号，pp.39-51，1981年10月。
- 10) 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。

(1995. 1. 30 受付)

A STUDY ON THE DYNAMIC ULTIMATE LIMIT STATE OF STEEL PIPE FLEXURAL MEMBER

Tastuo HOSHIKAWA, Nobutaka ISHIKAWA, Hiroshi HIKOSAKA and Sohei ABE

This paper presents experimental and analytical approaches on the dynamic ultimate limit state of steel pipe flexural members in order to give the useful data for the impact resistant design of the steel slit check dam structures. First of all, the static and high speed loading tests of the cantilever steel pipe beams are performed and the dynamic rotation capacity is obtained by defining the local buckling as the ultimate limit state. Secondary, the static and high speed stub column tests are performed in order to obtain the dynamic rotation capacity of the steel pipe from the analytical point of view. Finally, the analytical method of the dynamic rotation capacity is developed by using the data of the static and high speed stub column tests and the design formula is proposed for the dynamic ultimate limit state of steel pipe flexural members.