

高速引張時の落橋防止装置連結板の強度特性

小畑 誠*・後藤芳顕**・松浦 聖***・
藤原英之****

落橋防止装置は地震時に橋桁の落下を防ぐために用いられるものである。本研究ではその中でも重要な役割をはたす連結板について地震外力を想定した高速引張り時の特性について実験と数値解析の両側面からあきらかにしたものである。実験結果は、連結板の耐力が引張り速度に依存しているのに対し、変形能はあまり依存していないことを示した。またひずみ速度依存性を考慮した比較的簡単な J_2 べき乗則による数値解析でも実験結果を非常に良く再現することができた。

Keywords: bridge restrainer, rate-dependent plasticity, earthquake

1. はじめに

地震時において橋梁の上部構造が橋台または橋脚から逸脱、落下することを防ぐものとして種々の落橋防止構造があり道路橋示方書¹⁾ではそれらを用いることを義務づけている。鋼道路橋について現在使用されているものひとつとして例えば図-1に示すような落橋防止装置がある^{2)~6)}。これはその構造からも明らかなように主として連結板によって外力に抵抗することを想定している。現在のところ、道路橋示方書にはその設計についての詳細が与えられていないが、これについては外力の性質と落橋防止装置本来の機能を考え、連結板の塑性変形も許した範囲での最大強度、あるいは吸収エネルギーといった指標⁷⁾を用いることも可能ではないかと考えられる。このような考え方に関する基礎的な研究もいくつかあり例えば、静的と見なされる外荷重については文献8), 9)にはそれぞれ詳細な実験および数値解析が与えられ、連結板の強度・破壊特性に与える影響因子について論じられている。

しかしながら、連結板が想定している荷重は主として地震によってもたらされるものであり、それによる連結板の変形は必然的にある程度大きな速度をとまうものである。静的な解析結果⁸⁾からも容易に予想されるように、ピンの移動速度といった指標で捉えた変形速度が比較的小さいものであったとしても、実際には変形はかなり部分的に起こっており、そこでは大きな変形速度で塑性変形が生じていると考えられる。また構造用鋼材のいわゆる応力-ひずみ関係が常温においても無視し得ない変形速度依存性を見せることは広く知られているとおり

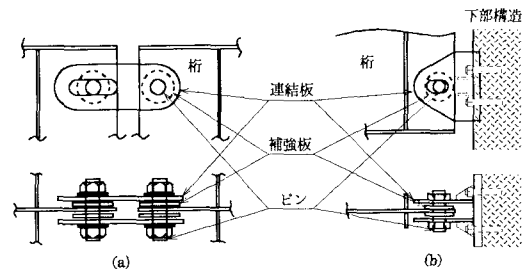


図-1 落橋防止装置

である。したがって連結板の塑性変形も許した強度特性を論ずる上で変形速度が及ぼす影響を明らかにしておく必要があるが、その点についてはいくつかの不明点を含んでいると言える。そこで本研究では地震時に加わると予想される程度の変形速度で連結板の破断実験を行い、その強度特性を静的な場合と合わせて比較して、検討した。加えて、実際の応用にはこの現象の数値解析的な側面からの手法の確立も重要であることから、これについても、材料のひずみ速度依存性を取り入れた定式化を行い数値解析の側面からも連結板の破壊現象を考え、実験結果とあわせてその有効性について検討を行った。

2. 連結板の高速引張試験

(1) 実験の概要

表-1に本報告での実験に用いた供試体をまとめて示す。ここで取り扱う連結板は桁の橋軸方向への移動に抵抗するタイプのもので、形状に関しては文献8)の静的実験(以下、静的実験と呼ぶ)で取り扱ったものを中心に新たに別の形状を加えたものにした。まずAタイプはこのままの形状で現在用いられているものであり、Bタイプはこの形状ではなく、その半分で図-1(b)のように下部構造に対し桁を連結する場合を想定している。同じく半分で下部構造ではなく片方を桁に固定して

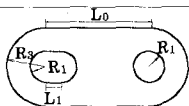
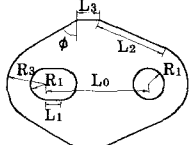
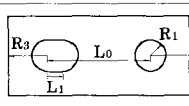
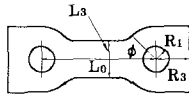
* 正会員 Ph.D. 名古屋工業大学講師
(〒466 名古屋市昭和区御器所町)

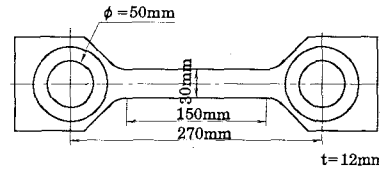
** 正会員 工博 名古屋工業大学教授

*** 正会員 工博 名古屋工業大学教授

**** 正会員 トビー工業(株) 鉄鋼事業部

表一 供試体の形状と寸法

形状	type	R ₁	R ₂	R ₃	L ₀	L ₁	L ₂	L ₃	φ (deg.)	v(m/s)	# of spcs.	(mm) t=12mm	
	A	25		62.5	165	25				0	2		
										0.5	2		
										1.0	2		
										2.0	2		
	B	25		62.5	165	25	110	37.5	60	0	2		
										0.5	2		
										1.0	2		
										2.0	2		
	D	25	62.5	62.5	165	25				0	2		
										0.5	2		
										1.0	2		
										2.0	2		
	NS	25	62.5	62.5	215					0	2		
										0.5	2		
										1.0	2		
										2.0	2		



図一 高速引張材料試験片

表二 材料の機械的性質

ひずみ速度 (1/sec)	引張強度 (MPa)	伸び率 最大強度 (%)	伸び率 破断 (%)
5x10 ⁻³ (静的)	4.33x10 ²	23.0	34.2
3.3	5.16x10 ²	22.7	38.1
6.6	5.29x10 ²	22.3	36.0
13.2	5.41x10 ²	22.7	37.9

降伏応力 3.00x10²MPa
 ヤング率 2.02x10⁴GPa
 ボアソン比 0.283 } 静的

桁と桁を連結する場合にも用いられることがあるが、その場合には連結板のみで上部構造を支えることが要求されるので、考慮すべき荷重が異なるのでここでは扱わない。本研究では他のタイプと同じように連結板の対称軸に平行な外力に対する挙動のみを扱う。次にDタイプは単純な形状でありながら静的実験において、Aタイプに比べて高い最大強度と大きな伸びに耐える能力を示したものである⁸⁾。最後に新たに考慮したNSタイプはアイバータイプの発展型とも見なすことができるが、大変形を考慮した弾塑性解析による静的な強度特性の詳細な検討⁹⁾により、従来のタイプより優れた最大強度と伸びを持ち吸収エネルギーの点からも望ましい特性を持つと予想されるものである。なおNSタイプでは中央部の幅(L₃)を狭くする必要があり、急激な形状変化をさけるために他のタイプに比べてピン間の距離を幾分か大きく取っている。また耐荷力特性への影響が少ないことが文献8)、9)に示唆されているので、このプロトタイプでは伸びしろは設けていない。形状の差による比較を容易にするためにいずれもR₁とR₃の比は2.5としている。全体の大きさについては高速引張試験機の容量上の制約から静的実験のものほぼ2分1とした。すなわちR₁は25mmで板厚は12mmである。

本報告の目的のひとつは比較的大きな変形速度で連結板が破断するときの強度特性と静的な特性との比較検討を行うことにある。そこでまず、アムスラー試験機を用いて静的荷重での破断試験を行った。動的な試験としては、実際の現象を考えると衝突実験を行うことが理想と思われるが、ここで考えている程度の変形速度で非常に大きな運動エネルギーを与えるには大きな質量が必要となる。さらに、速度は運動エネルギーの1/2乗に比例す

るので、90%の運動エネルギー失ったときでも速度は初速の約1/3になるに過ぎない。破壊や材料特性のひずみ速度への依存性については一般的にひずみ速度の対数をパラメーターにとることが多いことを考えると一定速度での破断試験を行っても破壊挙動の特性を大きく見誤ることはないと考えられる。そこで本研究では、高速高エネルギー試験機を用いて比較的簡単にできる定速引張破断試験を行った。ピン間の変位速度としては0.3g程度の加速度で連結板の伸びしろ程度の長さを移動したときに生じる速度を参考に0.5、1.0、2.0 m/secに設定して行った。これは初期ピン間距離を基準にした公称ひずみ速度で考えると10⁰/sec程度、部分的には10¹/secのオーダーに達することになり、後にも示すように鋼材の弾塑性構成方程式におけるひずみ速度依存性が顕著になり始める領域を含むことになる。また地震時に橋脚の頂部に生じる加速度についての観測例は少ないが例えば宮城県沖地震時に測定されたデータのように0.3gよりもかなり大きいものも報告されている¹⁰⁾。文献9)にもあるように、ピンと連結板の接触部の摩擦は特に連結板の伸びに少なからぬ影響を及ぼす場合がある。そこでの条件をできる限り同一に保つために、静的引張、高速引張ともに接触部にはグリースを塗った。これにより接触部の摩擦は小さく0に近いものとみなすことができるものと考えられる。

鋼材は連結板にSS 400 (JIS G 3101)、ピンにはS 45 NC (JIS G 4051)を用いた。SS 400材の静的および動的な性質については表二にまとめる。なお動的な材料試験は図一に示すような供試体を用い、ピン間変位速度0.5、1.0、2.0 m/secの定速引張によって行った。

(2) 実験結果

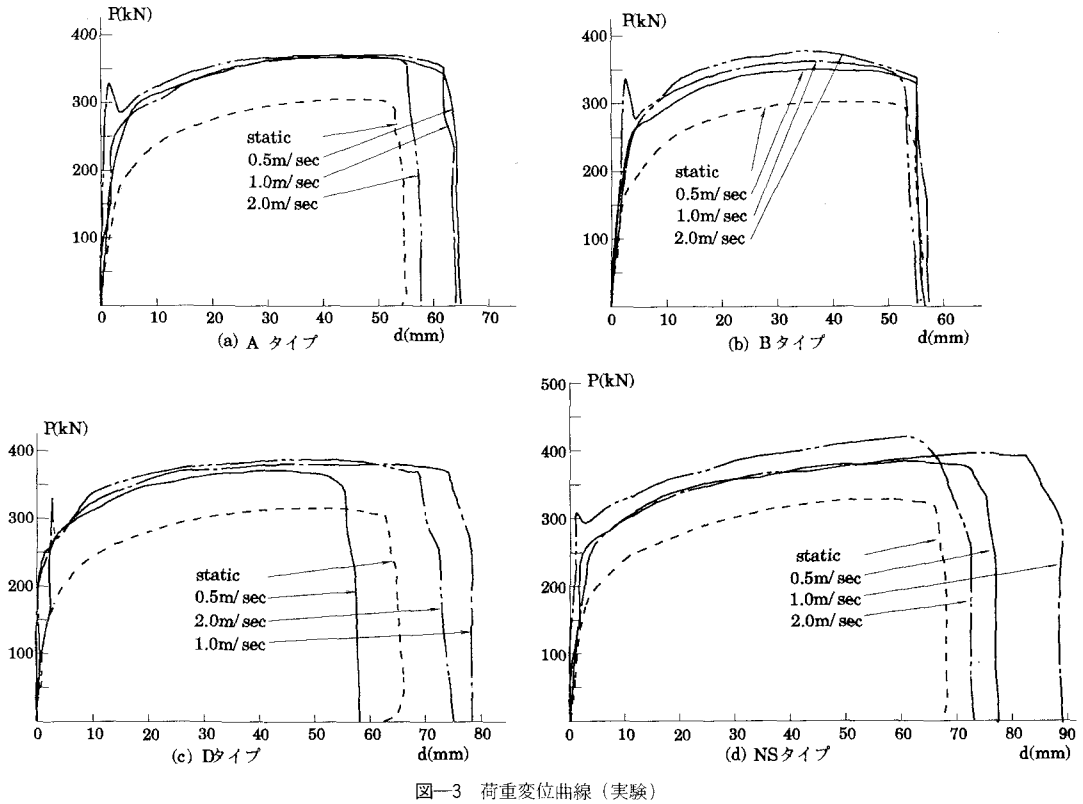


図-3 荷重変位曲線 (実験)

表-3 実験結果のまとめ

形式	引張速度 v(m/sec)	最大強度 Pmax(k N)	伸び dmax(mm)	吸収エネルギー E(kJ)
A	静的	326	42	12.0
	0.5	374	45	15.0
	1.0	372	43	14.2
	2.0	371	42	14.4
	0.5	318	40	11.3
B	静的	318	40	11.3
	0.5	356	40	12.6
	1.0	362	35	11.4
	2.0	372	37	12.4
	0.5	334	46	13.4
D	静的	334	46	13.4
	0.5	376	45	15.1
	1.0	380	46	15.9
	2.0	385	46	16.4
	0.5	342	53	15.3
NS	静的	342	53	15.3
	0.5	376	57	19.0
	1.0	390	66	22.6
	2.0	413	62	22.2

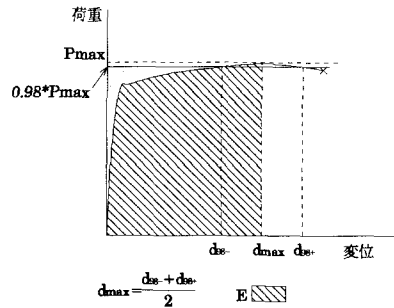


図-4 最大強度、伸び、吸収エネルギーの定義

静的、および高速引張の実験結果については図-3と表-3にまとめる。表-3の値は平均値を、図-3は一例を取りだしたものであり、表-3の値とは必ずしも一致しない。NSタイプでは急激な形状の変化を避けるためにピン間距離が他のタイプのものにくらべて長く、伸び、吸収エネルギーを直接比較することができないので、図-3と表-3中のNSタイプの伸びと吸収エネルギーの値は単純に他のタイプとのピン間距離の比 ($L_0(A)/L_0(NS)=0.767$) を掛け合わせて補正したものを与え

ている。図-3はそれぞれのタイプごとに荷重変位曲線の例を示したものであり、横軸はピン間変位をとっている。表-3は最大荷重 P_{max} 、伸び d_{max} 、吸収エネルギー E をまとめている。これらの量の定義については図-4に示すとおりである。実験においては最大荷重点は特定しづらいのでここでは次のように定義している。すなわち伸び d_{max} は荷重が最大荷重 P_{max} の98%のときの伸びを最大荷重を越える前と後を区別しそれぞれ d_{98-} 、 d_{98+} とし、その平均値とした。吸収エネルギー E については伸びが d_{max} のときの $P-d$ 曲線の斜線部の面積として与えられる。なお、原因は明らかではないが、どのタイプでも2.0 m/secの場合には荷重変位曲線に鋭い極

大点が生じている。しかし、そのことによる強度特性に対するには特に影響は見られない。

3. 解析の概要

(1) 構成方程式

本報告で想定する変形速度は0.2 m 前後離れたピンが1 m/sec 前後の一定の速度で離れていく場合のものである。これは連絡板中を伝わる弾性波の速度が3000 m/sec~4000 m/secであることを考慮すると、載荷直後の極めて短い時間を除けばつりあい式の慣性項の効果は無視しうることを意味する。連結板の破断は数10%のひずみをともなうものでありしたがって最大耐力や変形特性の議論に慣性項を含める必要はないものと考えられる。ここでより重要なのは材料の構成方程式のひずみ速度依存性、すなわち広い意味での粘性である。実際、この種の問題で慣性項が重要となるのはひずみ速度が10³以上の超高速変形問題の場合である¹¹⁾。

本研究で扱う範囲のひずみ速度はいわゆる準静的な場合も含めれば10⁻³~10¹程度である。一般に広く知られているように、金属材料の弾塑性構成関係は結晶構造と温度にもよるがあるひずみ速度を境にそれ以下ではほとんどひずみ速度に依存せず、それより大きい領域で著しくその影響が現れる。常温で考えたとき鋼材ではその境界は10前後であるとの報告もある(例えば文献12)、多くの関連する参考文献が紹介されている)。大きなひずみの生じる領域が連結板の強度特性に特に重要な役割を果たすことを考えると、ひずみ速度が強度特性を決定するひとつの要因となりうることになる。以下、本研究で用いる構成方程式に関して簡単にまとめる。

キルヒホフ応力を τ_{ij} として、そのヨーマン変化率を $\dot{\tau}_{ij}$ 、変形率の弾性部分を D_{ij}^e として、その間を線形で等方的な関係、すなわち

$$D_{ij}^e = \mathcal{L}_{ijkl} \dot{\tau}_{kl} \dots \dots \dots (1 a)$$

$$\mathcal{L}_{ijkl} = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \delta_{ij} \delta_{kl} + \frac{E}{2(1+\nu)} (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \dots \dots \dots (1 b)$$

で与える。 E, ν はヤング率とポアソン比、 δ_{ij} はクロネッカのデルタである。塑性変形分 D_{ij}^p に関してはその時の応力の増分ではなく応力の状態だけで決定できるようなものをここでは考えて次式を得る。

$$D_{ij}^p = f(\tau, \tau_Y, \epsilon^p) \frac{\tau_{ij}^p}{\tau} \dots \dots \dots (2 a)$$

$$\tau = \sqrt{\frac{3}{2} \tau_{ij}^p \tau_{ij}^p}, \quad d\epsilon^p = \sqrt{\frac{2}{3} D_{ij}^p D_{ij}^p} \dots \dots \dots (2 b, c)$$

τ はいわゆる相当応力であり、プライムは偏差成分を表している。一般には f は任意の内部変数を含んでよいが、ここでは τ と ϵ^p のみを選んでる。これから明らかのようにこの構成モデルでも塑性変形による体積変形はな

いものとしている。良く知られているようにこの仮定は金属においては十分に正しい。粘性を伴う塑性変形としては、簡単なダッシュポットを含む線形粘性モデルや、エクスポネンシャル、ベキ乗則などの非線形粘性モデルがある。fcc構造を持つ銅やアルミニウムと異なり、bcc構造を持つ構造用鋼材の構成方程式については、いわゆる降伏応力だけでなく加工硬化パラメーターもひずみ速度に依存することが知られており、温度などに拘束条件を付けてもその構成方程式の関数型に対する結論は現在のところ見受けられない。現実に応用するときには本報告におけるようにひずみ速度がかなり広い範囲で変化する場合を扱わなければならないが、それについてはいっそう議論は複雑であり、事実上経験則に基づく式が提案されているにすぎない¹²⁾。ここでは扱いの簡潔さと実験値との対応を考えてJ2ベキ乗則を用いるものとする。すなわち f の関数型として次のものを用いる。

$$f = \eta \left(\frac{\tau}{\tau_Y} \right)^n \dots \dots \dots (3)$$

ここに、 τ_Y はひずみ速度依存性を持たない通常の流れ理論での降伏応力に対応する量と見なされる。 η, n は材料定数である。 n は通常の状態では10¹~10³の範囲にあるので塑性流れ D_{ij}^p は $\tau = \tau_Y$ を境にして急激に増加することになる。なおこのモデルは $n=1$ の時にダッシュポットモデルに対応する線形粘弾性モデルになり、無限大の極限ではひずみ速度に依存しない塑性流れとして考えることができる。 τ_Y についてはJ2流れ理論の場合にならって次の硬化則を用いる。

$$\tau_Y = h (\alpha + \epsilon^p)^m, \quad \alpha = \left(\frac{\tau_Y^0}{h} \right)^{\frac{1}{m}} \dots \dots \dots (4 a, b)$$

τ_Y^0 はいわゆる初期「降伏応力」である。上式はいわゆる等方硬化を表しているが、移動硬化を考える場合には f はそれに対応した内部変数を含まねばならない。ひずみ速度依存性が極端に大きく無い限りは、いったん「降伏」した後は $\tau = \tau_Y$ となるため、式(4 a, b)の硬化則のひずみ速度依存性が極端に大きくない場合には一軸引張における最大公称応力時でのひずみの値がひずみ速度にほとんど依存しないことになるが、それは表-2に見られるように実験の範囲のひずみ速度では妥当なものと思われる。

(2) 数値解析の方法

ここまでで明らかのようにこの塑性モデルは通常の流れ塑性モデルで言う降伏条件は存在せずしたがって降伏応力もない。このことは一般的に数値計算における取扱いが容易になることを意味するが、上にも述べたように、 $f(\tau, \tau_Y, \epsilon^p)$ は $\tau = \tau_Y$ を前後して大きく変化するので増分計算を行うにあたってはいくつかの注意が必要である。ここでは文献13)、14)にあるレイト=タンジェント=モジュラス方法を用いることにする。以下に概略を

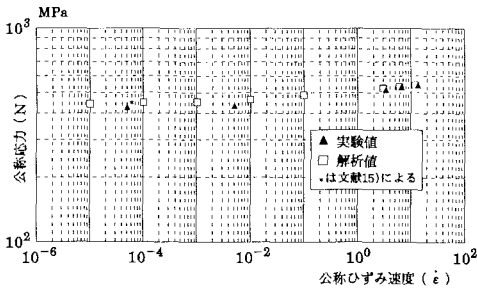


図-5 各ひずみ速度下での伸びひずみ 20 % での応力

示す。増分の計算は

$$\dot{\epsilon}_{ij}\Delta t = \mathcal{L}_{ijkl} D_{kl} \Delta t - \mathcal{L}_{ijkl} \frac{\tau_{kl}}{\tau} f(\tau, e^p) \Delta t \dots (5)$$

で与えられることになるが第2項の $f\Delta t$ についてはそれを Δf と表して次のように考える。

$$\Delta f = \{(1-\theta)f_i + \theta f_{i+\Delta t}\} \Delta t \dots (6)$$

ここで θ は $0 \leq \theta \leq 1$ を満たす。次に

$$f_{i+\Delta t} \approx f_i + \frac{\partial f}{\partial \tau} \Delta \tau + \frac{\partial f}{\partial e^p} \Delta e^p \dots (7)$$

あることと式 (3), (4) から次式を得る。

$$\Delta t = \left(f_i + \theta \frac{\partial f}{\partial \tau} \Delta \tau + \frac{\partial f}{\partial e^p} \Delta e^p \right) \Delta t \dots (8)$$

また $\Delta \tau$, Δe^p は式 (1)~(4) から近似的に次のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta \tau &= \frac{3}{2} \left(\frac{2}{\tau} \mu \tau_{ij} D_{ij} \Delta t - \frac{2\mu \tau_{ij} \tau_{kl}}{\tau^2} \Delta f \right) \\ \Delta e^p &= \frac{2}{3} \Delta f \end{aligned} \right\} \dots (9 a, b)$$

式 (8), (9 a, b) を式 (5) に代入することにより次の増分式を得る。

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{ij}\Delta t &= \left\{ \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \delta_{ij} \delta_{kl} + \frac{E}{(1+\nu)} (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \right. \\ &\quad \left. - \frac{A}{B} \frac{E^2}{(1+\nu)^2} \frac{\tau_{ij} \tau_{kl}}{\tau^2} \right\} D_{kl} \Delta t \\ &\quad - \frac{f_i}{B} \frac{E}{(1+\nu)} \frac{\tau_{ij}}{\tau} \Delta t \dots (10 a, b, c) \\ A &= \frac{3}{2} \theta \Delta t \frac{n}{\tau} f, \quad B = 1 + A \left\{ \frac{4}{9} \frac{d\tau}{de^p} + \frac{E}{1+\nu} \frac{\tau_{ij} \tau_{kl}}{\tau^2} \right\} \end{aligned}$$

これらは有限の増分に対する近似式であるが n を無限大としたときこれらの式も極限の形としてひずみ速度に存在しない通常の流れ則のものに一致する。

図-5 は公称伸びひずみが 20 % のときのひずみ速度に対する流れ応力の依存を表したものである。縦、横両軸とも対数をとっている。どの場合もこの時には流れ応力はほとんど鋼材の引張強度の 98 % 以上に達している。静的試験は JIS の標準試験法の範囲で行い塑性域での平均ひずみ速度を 5×10^{-3} /sec とした。本報告では行っていないが参考のため、* を付けて表したものは文

献 15) にある実験例から得られた関係をもとに推定したものである。文献 15) でも指摘されているようにこのひずみ速度域でのひずみ速度の影響は極めて小さい。それに比べて 10/sec 前後のひずみ速度域では明確な依存性を示す。さらに高速になり 10^2 /sec 程度になると式 (3) の n は 1 に近づいていくことが知られている。式 (3) を考慮すると公称応力の増分が小さい場合には図-5 の点はほぼ直線上にのることになり、近似的にはその傾きの逆数が式 (3) の指数となる。この図から明かなように、式 (1)~(4) で与えた仮定の範囲からは、超高速引張から高速引張にいたる領域をひとつの定数のセットで表すことは妥当ではない。これは既に報告されている多くの実験結果と一致する¹²⁾。図-5 には同時に

$$\left. \begin{aligned} E &= 2.0 \times 10^2 \text{ GPa}, \quad \nu = 0.3, \quad \tau_0^p = 2.94 \times 10^2 \text{ MPa} \\ n &= 200, \quad \eta = 0.002, \quad \frac{\tau}{\tau_Y} \leq 1.006, \\ n &= 45, \quad \eta = 0.005 \frac{\tau}{\tau_Y} \geq 1.006 \\ h &= 7.8 \times 10^2 \text{ MPa}, \quad m = 0.22 \end{aligned} \right\} \dots (11)$$

として一軸引張をルンゲ=クッタ法によりシミュレーションした結果も示している。これからわかるように式 (3) と式 (11) によって材料の構成方程式を記述しても引張強度付近での一定の伸びにおける流れ応力といった指標については良く近似できることになる。しかしこれは一軸引張における応力-ひずみ関係をすべての段階でうまく表せることを意味するものではない。特に結晶レベルで bcc 構造を持つ軟鋼の場合、降伏応力がひずみ速度に大きく影響を受けることになるが、その点はこのモデルでは考慮されていない。このことは弾塑性座屈などの不安定現象により構造物の耐荷力が支配される場合には特に重要となりうるが、連結板の強度特性に支配的な因子は、材料の引張強度とその時の伸びであり⁹⁾、降伏応力は最大強度に直接的には影響を及ぼさない。そのため、このモデルを弾塑性解析に用いても静的な場合と同じように有益な結果が得られるものと考えられる。

具体的な数値計算は有限要素法によったが、そこで用いた具体的な手法、幾何学的な仮定やピンとの接触境界を含む境界条件の取扱いについてはすべて文献 9) のものに準じた。本報告では実験に対応させてピンと連結板の間の摩擦は無いものとしている。要素分割も A, B, D タイプでは同じものを用い、NS タイプもそれと同様の分割を行った。少なくとも静的な引張に関しては、これらの仮定や手法は実験結果と比較して妥当な数値解析結果をもたらしている。また材料定数は式 (11) で与えられるもの、 θ についてはすべての場合で 0.5 を用いた。数値解析例は高速引張試験で行ったものに加えて静的とみなせるものとしてはピン間変位速度 2×10^{-4} m/sec で

も行った。

4. 実験および解析結果の考察

(1) 実験結果

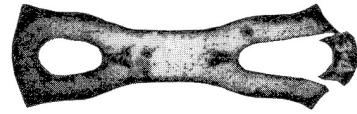
高速引張の場合は表—2の材料実験結果から容易に予測されるように、静的引張に比べて大きな引張強度を得ている。高速引張の結果だけを見ると引張速度の増加による変化はAタイプではほとんど見られないのを除いて、他の形状では最大強度は引張速度とともに増加していることがわかる。ただし増加の割合は材料試験結果で得られるものよりは小さい。

伸びについて本報告の静的引張の結果は文献8)の実験結果よりも20~40%程度大きい、これは鋼材自体の伸び特性の違いに加えてグリースを用いることによってピン-連結板接触部の摩擦を十分小さくしたためと考えられる。高速引張時では形状による差が現れ、A, Dタイプでは基本的に静的な値とほぼ同等あるいはやや大きく、Bタイプではわずかに減少するという傾向を示す。一般には最大荷重までの変形は安定とみなしてよいことが多い。したがって、A, Dタイプでは衝突時のように運動エネルギーを失うことにより刻々速度が変化する場合でも、許容される伸びは静的な実験で測定されるもので判断して差し支えないことを意味する。Bタイプはこの観点からはやや不利な形状である。荷重が減少し0になる時の伸びを破断時の伸びとし、それで考えると、図—3に見られるように、破断時の伸びは高速引張の方が静的なものより大きい傾向がある。すなわち引張速度の大きいほど最大荷重点を越えたあと破断にいたるような不安定な変形が生じるまでの伸びが長いことになる。単純に平板試験片の引張を考えた場合でも表—2にあるように最大荷重時の伸びが比較的ひずみ速度に依存していないのに対して破断伸びは静的なものより大きくなっている。破断が生ずるには一様な変形からの逸脱が必要であるが、良く知られているようにこの一種の不安定現象は塑性流れのひずみ速度依存性が小さいほど、この場合では式(3)の n が大きいほど起こりやすい¹⁶⁾。つまり、これらの結果は図—5で表された材料の特徴を破壊と言う現象を通じて良く表していると考えられる。またこの実験で生じる程度のひずみ速度域でも破壊現象には材料の粘性が影響していることを示しているものである。また破断箇所、形状に関しては静的なものと高速引張によるものの差はなかった。

新しく追加したタイプであるNSについては、引張速度に関係なく他の3タイプに比べて大きな最大強度、および伸び、そして吸収エネルギーを示している。伸びが大きいのは文献9)での結果をもとにピン孔のまわりの強度と中央部の強度のバランスを取り塑性変形が連結板全体でなるべく均一に起こるように設計したためであ



(a) Dタイプ



(b) NSタイプ

写真—1 破断形状 (引張り速度 1.0 m/sec)

る。しかしながら、破断がDタイプと同様にピン孔から生じるにもかかわらず(写真—1)、最大強度はDタイプに比べても大きい。A, B, Dタイプでは最大強度は破断箇所付近の形状のみで推定が可能であるが⁹⁾、このように連結板全体に変形が広がる場合には全体を考慮することが必要な場合があることを示唆するものである。また高速引張時の最大強度の増加は、単純に表—2から予想される以上に大きい。一方伸びについても他のタイプと異なり、高速引張に対して少なくとも静的な値よりは大きくなっていく。しかし図—3にあるように最大強度を越えた後の変形はどの場合も他のタイプよりは少ないことが特徴的である。これについては後に図—6や図—8に示すように形状の相違により生じるひずみ分布が他のタイプと異なるためと考えられる。またNSタイプでも引張速度による破断形状の相違は見られなかった。以上のことから高速引張の場合も含めた最大強度、伸び、吸収エネルギーなどから総合的な判断をすると、NSタイプのように連結板中央部の幅を幾分細くしほり塑性変形が全体で起こるようにしたタイプの方が、AタイプやDタイプに比べてより有利な特性を示すと考えられる。

(2) 解析の結果

数値解析は連結板全体ではなくほぼ2分の1の部分を対象とした⁹⁾ので以下解析の結果ではピン間の伸びについては単純に解析対象と全体のピン間の長さの比で補正した値を与える。ここで解析値における伸びは最大荷重点におけるピン間変位と定義する。またピン間距離の長いNSタイプの伸び、吸収エネルギーについては他のタイプとの比較を容易にするためにさらに実験値の場合と同様に他のタイプのピン間の初期長さの比($L_0(A)/L_0(NS)$)で補正した値を示すものとする。

図—6はピン間速度を1.0 m/secにした場合のひずみ速度の分布をD, NSタイプについて表したものである。両方とも最大強度が生じる付近でピークを越える前の状態での値である。この場合のピン間の公称ひずみ速度は5/sec前後となるが、当然変形は不均一でありひずみ速度は高い領域では10/sec前後となっている。したがっ

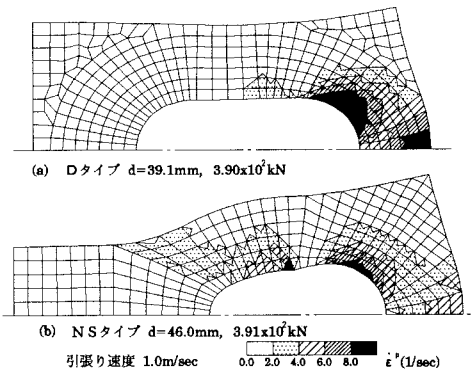


図-6 高速引張時のひずみ速度分布

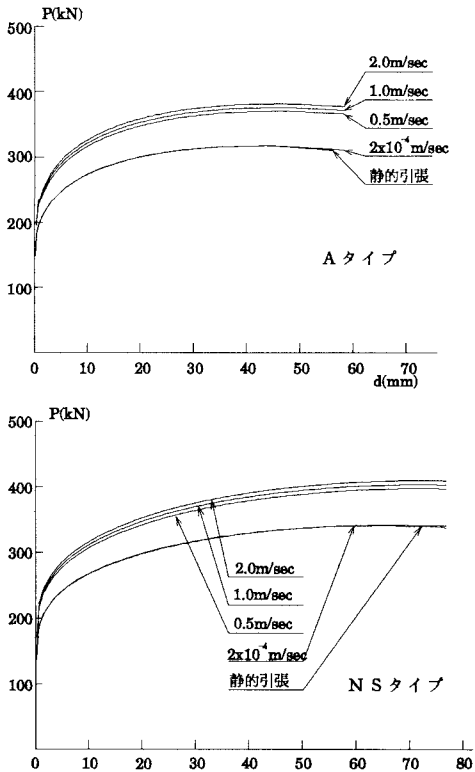


図-7 荷重変位曲線(解析)

て材料としてはひずみ速度に対する依存性が明確となる領域を含むことになる。一般には変形の大きい領域が強度特性を論ずる上で重要なので、本報告のようにひずみ速度依存性を考慮した考察が重要であることをこの図は端的に表すものである。

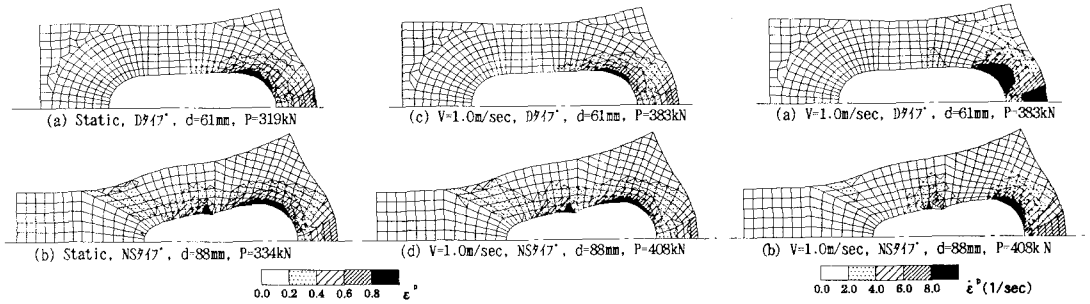
荷重変位曲線を A, NS タイプについて図-7 に示す。引張速度は実験値に対応するものに加えて、静的引張に対応するものとして 2×10^{-4} m/sec, また参考のために加工硬化の特性を式(4)で表した通常のひずみ速度非依存型 J2 流れ理論による結果も同じ図に「静的引張」として示している。荷重変位曲線の全体的な傾向は実験

表-4 解析結果のまとめ

形式	引張速度 v(m/sec)	最大強度 Pmax(kN)	伸び dmax(mm)	吸収エネルギー E(kJ)
A	静的	317	45.6	13.2
	0.5	370	48.0	16.1
	1.0	376	47.8	16.4
	2.0	382	47.8	16.6
B	静的	315	38.4	11.2
	0.5	366	38.9	12.9
	1.0	372	38.9	13.1
	2.0	377	38.6	13.2
D	静的	330	40.8	12.2
	0.5	386	43.9	15.3
	1.0	392	43.9	15.5
	2.0	398	43.9	15.8
NS	静的	343	65.4	20.1
	0.5	398	70.8	25.2
	1.0	404	70.8	25.5
	2.0	410	70.8	26.0

結果図-3 (a), (d) に対応していることがわかる。また引張速度 2×10^{-4} m/sec とひずみ速度非依存型塑性流れ理論による結果は少なくとも応用上特に重要な最大強度点までは極めて良く一致している。この一致は B, D タイプでも見られた。これは通常のひずみ速度非依存型流れの場合も含めてべき乗型流れ塑性理論を用いて応用上十分な精度で解析が可能であることを示すものであり、数値解析の立場からの意味は大きい。数値計算の立場では、いわゆる降伏条件の無いべき乗粘性則の方が容易なことが多い。そこで本報告では以下引張速度 2×10^{-4} m/sec の結果をここでは便宜的に静的なものとして用いることにする。

表-4 はすべての形状について最大強度 (P_{max}), その時の伸び (d_{max}), 吸収エネルギー E などの結果をまとめたものである。まず A, B, D タイプについて考える。実験結果では A タイプのようにはっきりしない例もあるが解析結果はどのタイプも最大強度は引張速度とともにほぼ単調に増加していくことを示している。これらのタイプでは変位速度によらず最大強度の実験値との差は 3% 以内であり、解析値は基本的には実験結果を良く説明するものである。伸びについても実験値との対応は A, B タイプで概ね良好であるが、D タイプでは高速引張時の伸びは静的なものに比べわずかに大きくなっており、実験結果との対応は必ずしも明確ではない。しかし全体としては最大強度に比べ伸びの引張速度への依存性が小さい様子はこの解析でも示されている。この解析結果でも実験で得られた高速引張時の伸びの増加についての B タイプの特徴的な傾向が現れており、他の形状に比べて伸びの増加は確実に小さいことは注目に値する。また一方静的引張での D タイプの解析値は A タイプより小さく、実験値と相反するがこれは接触部にグリースを塗りつけたものの完全に摩擦を 0 にすることができないためと考えられる。文献 9) にもあるように、



図—8 連結板の変形とひずみ

図—9 連結板の変形とひずみ速度分布

Aタイプでは摩擦の存在は伸びを小さくするのに対しDタイプでは逆に大きくするように働く。しかもDタイプは摩擦の有無に非常に敏感である。なお吸収エネルギーについての傾向は伸びのそれに等しい。

全体的な変形の大きくなるNSタイプでは、最大荷重点までの変位の解析値と実験値との差は他のタイプに比べてやや大きくなる。しかしながら引張速度に対する最大強度、伸びおよび吸収エネルギーの依存性についての傾向は良く再現されている。特に高速引張時の伸びが静的なものより増加するという実験的傾向は解析結果でもはっきりと示されている。図—8にDとNSタイプを例に引張速度 2×10^{-4} m/secと1.0 m/secの場合について最大荷重を越えた後のひずみの分布を示す。図—8(b), (d)はNSタイプの持つ特性を的確に示すもので、連結板中央部の幅を狭くすることの効果が明確に表されており、ひずみの大きな部分がDタイプに比べ連結板全体に大きく広がっていることが読み取れる。実験ではNSタイプの最大荷重を越えた後の破断までの変形が小さい傾向が見られたが、これを数値解析的に説明するためには破断にいたる一種の不安定現象を扱う必要がある。これは大変興味深い現象であるが、本報告で導入した仮定の範囲では不可能である。そこで、図—9に図—6に対応して引張速度1.0 m/secの場合の最大荷重を越えた後のひずみ速度分布を表した。図—6とあわせて最大荷重の前後のひずみ速度の分布の変化をD, NSタイプについて見ることができる。最大荷重の前後で、Dタイプではひずみ速度分布の変化が小さいのに比べてNSタイプの方はひずみ速度の大きい部分がピン孔付近により集中してくる。これは最大荷重後、NSタイプの変形の方がより不安定になりやすいことを定性的に意味するとも考えられる。また変形が大きい部分が広がるNSタイプの方が連結板表面の荒れなど様々な不整の影響をより受けやすくなるので伸びについては実験値は解析値よりもかなり低い値を示すものと考えられる。図—8は同時に引張速度の差によるひずみ分布の差、すなわち変形状態の差も非常に少ないことを表している。ここでは割愛したが、他の形状でも同様であった。これらは

破断形状が引張速度に依存しなかったという実験結果を解析的にも支持するものである。

以上の解析結果は全体として、形状による最大強度や伸びの変化の実験的傾向を定量的にも良く説明するものである。引張速度への依存性についても最大強度、伸びとともにこれらの解析結果は実験結果と良く対応しており、静的な場合と同様にここで示した解析の方法が、連結板の様々な特性を論ずる上で有効な手法であることがわかる。ピンや連結板との接触部の取扱いといった数値計算モデルや仮定の有効性は既に静的な引張の解析により確認されているので、変位速度を変化させたこれらの結果は前節で用いた高速変形下での構成則の取扱いの妥当性を表すものと考えられる。先にも触れたようにひずみ速度をパラメーターに含んだ構成用鋼材の構成方程式は厳密には非常に複雑なものとなることが知られているが、本報告のように比較的単調なひずみ速度で大きく変形し、材料の引張強度が支配的影響因子となるような問題では、このようにかなり単純化しても良い結果が得られることは注目してよいと思われる。

5. ま と め

本研究では落橋防止装置連結板の地震時を想定した高速引張実験を行い、その破壊特性を求め静的なものとの関連を明らかにした。そしてこの程度の引張速度でも重要となる材料のひずみ速度依存性を考慮した弾塑性解析を行い解析的な側面からも強度特性を考察した。本研究で明らかになった点は次のとおりである。

1) ここで示した引張速度や変形速度の範囲でも、引張り速度の影響は無視できない。連結板の最大強度は静的なものと同程度以上であり、少なくとも低下することはない。したがって静的実験での値は安全側を与える。これは連結板の形状によらない。

2) 最大荷重時の伸びについては引張速度に対する明確な依存性は確認できなかった。高速引張時の伸びはほぼ静的実験での値に等しいが形状により多少の増減がある。ただしNSタイプでは高速引張時の値は静的な値を上回る。これらの傾向は数値解析的にも示された。最大

荷重時までで評価した吸収エネルギーも最大強度と同じ傾向を示す。

3) どのタイプでも破断形状は引張速度によらない。静的な実験で判断してよい。これは実験および数値解析両方から確認された。

4) 本報告のような場合での材料のひずみ速度依存性を考慮した弾塑性解析を行うとき、単純なべき乗流れ理論を用いて一般化した J2 流れ理論は非常に有益な解析結果を与える。

5) 本報告での実験および解析結果をもとにすると、高速引張時の挙動も含めて、NS タイプは他のタイプに比べ、最大強度、伸び、吸収エネルギーという点で安定して優れた特性を示す。

これらの結果は、静的および高速引張に対する落橋防止装置連結板の強度特性の基本的な情報を含んでおり数値解析法も含めて、今後の連結板の設計に対する一助になるものと考えられる。

謝辞：本研究を行うにあたり、終始有益な助言と援助をいただいた鈴木五月博士（愛知県庁土木部）と奥田純三氏（当時、名古屋工業大学大学院、現在、東海旅客鉄道（株））、また実験を行うにあたりご協力いただいたトピー工業（株）第一技術研究所および新日本製鐵（株）第二技術研究所の皆さんに感謝します。最後に様々な貴重な御意見を賜りました査読者の皆様にごことお礼申し上げます。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，V 耐震設計編，pp. 83~93, 1990. 2.
- 2) 日本道路公団：鋼構造物設計基準，pp. 7-243~7-249, 1980.
- 3) 首都高速道路公団：首都高速道路・構造物設計基準，pp. 83~88, 1981.

- 4) 阪神高速道路公団：鋼構造物設計基準，pp. 350~357, 1982.
- 5) 福岡北九州高速道路公社：鋼構造物設計基準，pp. 21~24, 1982.
- 6) 名古屋高速道路公社：鋼構造物設計基準，pp. 398~422, 1984.
- 7) 土木学会：鋼構造物設計指針 Part B，pp. 191~192, 1087.
- 8) 鈴木五月・後藤芳顕・松浦聖・石原英一：鋼道路橋の落橋防止装置連結板の耐荷力実験，構造工学論文集，35 A, pp. 1011~1018, 1988.
- 9) 小畑誠・鈴木五月・後藤芳顕・松浦聖：落橋防止装置連結板の静的耐荷力特性の解析，土木学会論文報告集，No. 422, pp. 295~302, 1990.
- 10) 岩崎敏男・川島一彦・高木義和・相沢興：開北橋における地盤ケーソン橋脚の動的相互作用の解析，土木学会論文報告集，No. 322, pp. 15~24, 1982.
- 11) Needleman, A. : Dynamic shear band development in plane strain, *Journal of Applied Mechanics*, 56, pp.1~6, 1989.
- 12) Harding, J. : The effect of high strain rate on material properties, *Materials at high strain rates*, ed. T.Z. Blazynski, Elsevier, 1987.
- 13) Peirce, D., Shih, C.F. and Needleman, A. : A tangent modulus method for rate dependent solids, *Computers and Structures*, 18, pp.875~887, 1984.
- 14) Nemat-Nasser, S. and Obata, M. : Rate-dependent, finite elasto-plastic deformation of polycrystals, *Proceeding of Royal Society London*, A 409, pp.343~375, 1986.
- 15) 加藤勉・青木博文・丁峰：高炉厚板鋼板の機械的性質と応力~歪関係の数式表示，構造用鋼材の機械的性質に関する調査研究委員会資料，日本鉄鋼協会，1987.
- 16) Asaro, R.J. : Material modelling and failure modes in metal plasticity, *Mechanics of Materials*, 4, pp.343~373, 1985.

(1991. 2. 6 受付)

THE ULTIMATE STRENGTH OF BRIDGE RESTRAINER PLATES AT HIGH SPEED TENSION

Makoto OBATA, Yoshiaki GOTO, Sei MATSUURA,
and Hideyuki FUJIWARA

Bridge restrainers are designed to resist seismic loads to prevent the fallout of girders from piers or abutments. The objective of this work is to study the ultimate behaviors of the tie plates of bridge restrainers under high speed tension. We also establish an accurate numerical method to simulate their behaviors. The experimental results reveal that the maximum strength does depend on the rate of tension while the deformation at maximum loads is relatively insensitive. The numerical analysis is based on J2 power law rate dependent theory of plasticity and finite element method. Despite the simple assumptions, the numerical results give the useful insights to the experimental results.