円管の割れを伴う動的および静的横圧縮変形*

小林 秀 敏*¹, 臺丸谷 政志*¹, 永 井 光 輝*²Dynamic and Static Deformation of Circular Tubes Accompanied
by Fracture in Lateral Compression

Hidetoshi KOBAYASHI, Masashi DAIMARUYA and Kouki NAGAI

In the present study, a series of dynamic and quasi-static lateral compression tests for three aluminium alloys, 2014-T1, 2017-T4 and 7001-T6, were carried out to examine the effects of loading rate and the wall thickness of tubes on the deformation of circular tubes and on the location of fracture. A finite-element analysis was also performed to find the relationship between magnitude of stress and occurrence of fracture during deformation. In this FEM analysis, a modified deformation model was introduced to continue the calculation after partial fracture occurred in tubes. The load-deflection curves of circular tubes obtained from the FEM analysis showed good agreement with those obtained from the experiments. The deflection at which fracture occurred could be predicted well by the FEM analysis. Absorbed energy per unit volume of specimens tested at dynamic and static rates was increased with the increase of the wall thickness of tubes.

Key Words: Impact Strength, Plasticity, Nonferrous Metal, Finite Element Method, Lateral Compression, Circular Tube

1. 緒 言

円管を横方向から圧縮する偏平試験(横圧縮試験)は比較的容易に行なうことのできる試験であるが、試験中の円管の変形は、負荷点の移動を伴う曲げ変形であり複雑な要素を含んでいる。このため、横圧縮試験は焼結合油軸受けの圧環強度⁽¹⁾や、熔接管の熔接部の強度評価⁽²⁾など限られた範囲でしか利用されていない。

円管の横圧縮変形に関しては、4つの塑性ヒンジを考慮した解析^(3,4)や、短い曲がり梁と塑性ヒンジを用いた解析^(5,6)が行なわれ、解析より得られた荷重-変位曲線が実験値と比較検討されている。また、管材の機械的性質を横圧縮試験から求めようと試みた研究⁽⁷⁾や、有限要素法による数値解析^(8,9)も行なわれ、塑性域や管内部の応力の変化の様子も次第に明らかにされてきている。

円管の動的な横圧縮変形に関しては、この変形を衝撃エネルギー吸収機構として利用しようという観点から、管材のひずみ速度依存性を考慮した構成式を用いた解析⁽¹⁰⁾やU字形梁の変形の動力学的解析⁽¹¹⁾、複数の連結されたリングからなる構造体の圧縮変形挙動に関する実験的・解析的研究⁽¹²⁻¹⁴⁾などが行なわれている。さらに、変形中のP- δ 曲線が比較的平になる変形の代表として円管の横圧縮変形を取り上げ、極端なピークを示す他の

構造体との衝撃吸収エネルギーの比較を行なった研究^(15,16)も報告されている。

上記の多くの研究で対象とされ用いられた管材はアルミニウムや軟鋼であり、割れを生じないで完全にクラッシュする比較的軟質な材料である。本研究では円管が完全にクラッシュする前に上下内面や両サイドで割れを生じる2000系や7000系の高強度アルミニウム合金の円管について動的及び静的横圧縮試験を行ない、吸収エネルギーに及ぼす円管の肉厚や変形速度の影響を調べた。また、上下内面で割れを生じた後の変形を解析するための簡便な手法を提案し、それに基づく有限要素法による解析も行ない静的試験結果と比較検討した。

2. 実 験

2.1 試験片及び管材の機械的性質 実験には図1に示すような外径と管の長さが一定の管状試験片を2014-T1, 2017-T4, 7001-T6の丸棒(それぞれ $\phi 25$, $\phi 24$, $\phi 30$ mm)より製作し使用した。肉厚 t は、図1に示すように2014-T1, 2017-T4の両合金については3種類、7001-T6合金については5種類とし、内面はリーマで仕上げた。これらの肉厚は、平均直径 D に対して $t/D = 0.035 \sim 0.255$ の範囲に対応している。表1に、静的引張試験($\dot{\epsilon} \approx 1.0 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$)より求めた3材料の機械的性質を示す。表1の $\sigma_{0.2}$, σ_B , ϵ_f は、それぞれ、0.2%耐力、引張強さ、破断時の公称ひずみであり、 B と n は、 n 乗硬化則を真応力-真ひず

* 平成3年9月26日 第42回塑性加工連合講演会において講演、原稿受付 平成4年8月24日。

*¹ 正員、室蘭工業大学工学部(〒050 室蘭市水元町27-1)。

*² 学生員、室蘭工業大学大学院〔現在：住友重機械工業(株)〕。

み曲線に適用したときの強度係数とひずみ硬化指数、そして、 σ_f は、破断時における真応力である。これら3材料のうち伸びについては2017合金が、強度については7001合金が最も大きい値を示している。また、 σ_{BD} と ϵ_{BD} は、ひずみ速度 $\dot{\epsilon} \cong 960 \text{ sec}^{-1}$ の動的引張試験⁽¹⁷⁾より得られた引張強さと破断時の公称ひずみで、ひずみ速度依存性の目安としてここに示した。3合金とも σ_{BD} 、 ϵ_{BD} の方が σ_B 、 ϵ_f よりも大きく、ひずみ速度依存性が認められるが、7001合金は他の2つの合金ほど顕著ではない。

2-2 静的横圧縮試験 静的試験は万能試験機に圧縮用治具を取り付け、この治具の間に厚さ0.05mmのテフロンシートを介して試験片を置き、1.0 mm/minの試験速度で行った。実験は、どの試験片も両サイドで割れが生じるまで行なった。

2-3 動的横圧縮試験 動的試験は図2に示すような、打撃棒と出力棒とから構成される実験装置を用いて行なった。打撃棒と出力棒はそれぞれ直径20, 30 mm、長さ1000, 2900 mmのステンレスの丸棒で、打撃棒の先端には直径30 mm、厚さ5 mmのフランジが取り付けられている。図のように出力棒の先端に取り付けられた試験片は、圧縮空気の開放により8~10 m/secに加速された打撃棒によって圧縮される。

試験片に負荷された動的荷重は出力棒への透過応力波を端面から300 mmの位置に貼られたひずみゲージで計測して求めた。変位は、2枚のグリッドフィルムA、Bと半導体レーザー、フォトダイオードから成る変位計(図2)を試作し、それを用いて打撃棒の速度変化を測定して求めた。グリッドAは、打撃棒が円管に接触する直前に打撃棒と共に動き始める可動板に、グリッドBはフォトダイオードの直前に貼られている。この2枚のグリッド

を透過し、フォトダイオードにより検出される透過光の光量は、グリッドAの移動に伴い増減を繰り返す。両グリッドとも線の平均ピッチは約0.128 mmであるので、この光量の時間的変化を測定すれば打撃棒の速度変化を測定できる。また、発光時間が数 μsec のストロボを用い、1回の試験につき2度ストロボを発光させ、動的変形中の円管の形状を撮影した。

3. 実験結果及び考察

3-1 静的荷重—変位曲線 静的試験より得られた荷重(P)—変位(δ)曲線を図3~6に示す。縦軸は単位管長さ当たりの荷重P/L、横軸には平均直径で無次元化した変位 δ/D である。図中のH、Vの記号は、円管上の割れの位置を表わし、Hは管の両サイド外面、Vは上下内面の位置を示す(図8(a)参照)。

2014材(図3)の肉厚 $t = 1.8 \text{ mm}$ の試験片の荷重は、単調に増加し、 $\delta/D = 0.45$ 付近から急激に低下している。この低下は、試験片のサイド外面で割れを生じたためである。これに対し、 $t = 2.8 \text{ mm}$ の試験片では、 $\delta/D = 0.16$, 0.25で試験片の上下内面に割れが生じ荷重はその都度低下するが、 $\delta/D = 0.40$ 付近でサイドに割れが発生する

図2 動的横圧縮試験装置の概略

表1 供試材の静的及び動的機械的性質

Material	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_B (MPa)	ϵ_f (%)	B (MPa)	n	σ_f (MPa)	σ_{BD} (MPa)	ϵ_{BD} (%)
2014-T1	179	294	16.8	600	0.27	330	345	20.3
2017-T4	275	434	17.7	800	0.23	505	502	21.7
7001-T6	667	710	8.8	956	0.09	800	725	11.7

2014-T1, 2017-T4 : $t = 1.8, 2.8, 3.8 \text{ mm}$

7001-T6 : $t = 0.8, 1.8, 2.8, 3.8, 4.8 \text{ mm}$

図1 横圧縮試験片の形状

図3 静的横圧縮試験とFEM解析より得られた荷重—変位曲線 (2014-T1)

までは、最高荷重の50～60%の荷重を維持している。 $t=3.8\text{mm}$ の試験片では、 $t=2.8\text{mm}$ の場合と比べて荷重は大きく割れの生じる変位は小さいが、ほぼ同様の傾向を示している。このように同一材でも肉厚の大きさによって割れの生じる位置が異なるのは、主に位置V近傍の応力の、荷重点の移動による変化挙動が、肉厚によって大きく左右されるためである⁽¹⁸⁾。

2017材(図4)では、位置Vでの割れが観察されたのは $t=3.8\text{mm}$ の試験片のみで、他の肉厚ではいずれも位置Hでの割れが先に生じた。しかも、位置Vでの割れが生じた後の荷重の低下は2014材に比べ小さく、位置Hで割れるまで最高荷重の70～80%の荷重を維持している。また、いずれの肉厚においても2014材の場合より、大きな変位で割れが生じており、2017材の方が2014材よりも伸びが大きいこと(表1)に対応している。

7001材では、図5, 6から明らかなように、 $t=0.8\text{mm}$ の試験片のみが位置Hで最初に割れを生じた。他の肉厚では、いずれも $\delta/D=0.1$ かそれ以下の非常に小さい変位で位置Vでの割れが観察された。

位置Vでの割れの後も試験片が、最高荷重に比どの程度の荷重を保持しているかを図7に示す。保持率は、2017材が約70%と3材料中最も高く、次いで2014材の約60%、7001材は約40%しか保持していない。この順位は表1の ϵ_f の大きい順位と同じであり、荷重の保持率は管材の延性と正の相関があるように思われる。

3.2 有限要素法による解析 前節で述べたように、位置Vで割れが生じた後もその試験片は位置Hで割れが発生するまでは、比較的大きな荷重を支えている。これは、位置Vで割れた後の試験片は、半円の曲がり梁の変形に近い変形をするためと考えられる。

割れの発生後も解析を続けるためには一般に除荷過程を含む複雑な手続きが必要である。そこで、割れた後の

変形に着目して、その複雑さを回避する方法を考える。簡単のために変形の対称性から図8(b)のような1/4円弧を考えると、最初は、図8(c)の境界条件Aで通常どおり計算し、位置Vで割れを生じた後は図8(d)の曲がり片持ち梁の境界条件Bで計算する方法である。この方法では、

図5 静的横圧縮試験とFEM解析より得られた荷重—変位曲線 (7001-T6, $t=0.8 \sim 2.8\text{ mm}$)

図6 静的横圧縮試験とFEM解析より得られた荷重—変位曲線 (7001-T6, $t=3.8, 4.8\text{ mm}$)

図4 静的横圧縮試験とFEM解析より得られた荷重—変位曲線 (2017-T4)

図7 上下内面で割れが生じた直後の荷重保持率

境界条件AからBへ飛び移る条件や、境界条件Bで計算を再開するときの初期値をどう合理的に決定するかが問題となる。ここでは、飛び移りの条件として、位置Vでの相当応力 $\bar{\sigma}_V$ が、表1に示された破断時の真応力 σ_f に等しい、即ち $\bar{\sigma}_V = \sigma_f$ を用いた。計算再開時の荷重と内部応力の初期値には、予め最初からA, Bの両境界条件で計算しておき、荷重は飛び移り時における両計算結果の平均値を、内部応力はその時の境界条件Bの結果を用いた。計算再開後は、位置Hでの相当応力 $\bar{\sigma}_H$ が σ_f を越えた時点で計算を打ち切った。計算に用いた構成式は、弾性では $\sigma = E\varepsilon$ を塑性では $\sigma = B\varepsilon^n$ を用い、縦弾性係数、ポアソン比は3材料とも $E = 73 \text{ GPa}$, $\nu = 0.33$ とし、降伏応力及びn乗則のBとnは表1に示した $\sigma_{0.2}$, B, nの値を用いた。塑性変形を扱うために本研究で用いた増分法は1つのステップで複数個の降伏要素を扱える修正平均係数法⁽⁹⁾で、1/4円弧を48個の四角形アイソパラメトリック要素に分割⁽⁹⁾し、常に一番高い1つの節点に集中荷重のみが作用すると仮定して平面応力状態で解析を行った。基本的な計算手法の詳細は他の報告^(9,18)を参照されたい。

得られたP- δ 曲線を図3～6に示した。解析対象が1/4円弧であるために位置Vで割れが1つしか生じないけれども、2014, 2017の両材料については、応力レベルや位置V, Hでの割れの生じる変位は実験値とよく一致しており、妥当な解析となっていると思われる。しかし、7001材については位置Vの割れが生じた変位も、割れ以後の荷重も計算値と実験値はあまりよい一致を示していない。これは、先に述べたように、割れの条件には位置Vにおける相当応力 $\bar{\sigma}_V$ を用いているが、7001材のひずみ硬化指数は小さく塑性域での応力の変化が非常に小さいために、わずかの計算誤差が割れの判定に大きな影響を与えているものと考えられる。一方、割れ以後の変形における荷重は計算再開時の荷重の初期設定に依存しており、7001

材のような伸びの小さい材料に対しては、今回とは異なる荷重の初期設定が必要と考えられる。

3.3 動的荷重—変位曲線 試作した光学式変位計からの出力波形の一例を図9(a)に、これから得られた変位—時間曲線を図9(b)に示す。グリッドAが貼り付けられた可動板の質量のために最初の200～300 μsec の間は速度は増加しているが、その後はほぼ一定速度で動いている。可動板と試験片の間は約1 mm 離れていることを考慮すると、試験片の変形は図9の場合、8.6 m/secのほぼ一定の速度で変形していると考えられる。他の動的試験片においても同様の結果を得ていることから、この一定速度の値を用いて、荷重—時間曲線から動的荷重—変位曲線を求めた。

動的試験より得られた $t = 2.8 \text{ mm}$ と 4.8 mm の試験片の結果を静的試験結果と併せて図10～13に示す。図10, 11で見られる $\delta/D = 0.4$ 付近の荷重の大きな落ち込みは、

図9 測定された打撃棒の変位—時間曲線

図8 割れの生じた位置と有限要素解析に用いた境界条件

図10 2014-T1 ($t = 2.8 \text{ mm}$)合金の動的・静的荷重—変位曲線

一次元波動理論から考えて、出力棒の反対側の自由端からの反射波がゲージに到達したためと考えられる。一般に、動的試験において測定される荷重は激しい振動を含み実験精度の低下を招いている¹⁹⁾。図10～13にも変形初期と反射波到達後にやや大きな波形の乱れがある。しかしながら、それ以外では細かい振動はあるものの比較的スムーズな波形となっており、応力棒を利用した荷重の測定は、割れを生じる円管の様に変形があまり大きくならなければ実用的な測定法と考えられる。

いずれの図からも明らかなように、最初に位置VまたはHで割れが生じるまでは、動的P- δ 曲線は静的結果とはほぼ一致しているが、2014材の位置Vでの割れ以後の荷重は静的なそれと比べかなり大きい。さらに、動的試験では、位置VやHでの割れの生じる変位が静的試験の場合より大きい。この傾向は、2014, 2017材で特に顕著であることから、表1を考え合わせると、動的試験における割れの生じる変位や割れ以後の変形は、管材のひずみ速度依存性に大きく影響されると考えられる。7001材については、図12, 13からは必ずしも明らかではないが、試験片によっては割れの生じる変位が静的結果よりも小さい場合も観察された。

動的試験中の2017試験片のストロボ写真の一例を図14に示す。変形中は、 $t=1.8, 3.8$ mm いずれの場合も、出力棒(向かって右側)はほとんど移動せず打撃棒のみが移動して試験片を変形させていることから、本研究で採用した打撃棒の速度測定値のみを用いた変位の計算法の妥当性が確認できる。変形形状も静的な場合と大きな違いはなく、8~10 m/sec 程度の速度では、慣性の影響は顕著でないように思われる。ただ、動的試験では位置Vでの割れはほとんどのケースで打撃棒側から生じていた。

3.4 吸収エネルギー 図15, 16に、静的および動的P- δ 曲線から数値積分により求めた単位体積当たりの吸収エネルギー, W , を試験片の肉厚に対して示す。積分は、

図11 2017-T4 ($t=2.8$ mm)合金の動的・静的荷重—変位曲線

位置Vで割れを生じた試験片も含めて、位置Hで最初に割れを生じた変位まで行ない、反射波の影響で荷重が大きく落ち込んでいるところは、その両側の値を用いて線形補間により補正した荷重値を用いた。また、2014材の $t=0.8$ mm の値は文献18のデータを用いた。

図12 7001-T6 ($t=2.8$ mm)合金の動的・静的荷重—変位曲線

図13 7001-T6 ($t=4.8$ mm)合金の動的・静的荷重—変位曲線

$t=1.8$ mm $V_0=8.1$ m/sec $t=3.8$ mm $V_0=8.1$ m/sec
1st shot : 190 μ sec, $\delta/D=0.07$ 1st shot : 140 μ sec, $\delta/D=0.06$
2nd shot : 890 μ sec, $\delta/D=0.33$ 2nd shot : 840 μ sec, $\delta/D=0.34$

図14 動的試験中の試験片の形状 (2017-T4)

静的試験(図15)から得られた W は、 $t = 0.8 \text{ mm}$ 以外の肉厚ではいずれの材料においても、肉厚の増加とともにほぼ直線的に増加している。また、3材料の内では、最も伸びが大きく強度も比較的高い2017合金が、いずれの肉厚においても最大の吸収エネルギーを示している。

動的試験(図16)も同様に、いずれの材料についても W は肉厚の増加とともにほぼ直線的に増加している。しかし、静的結果と比べると、2017材はすべての肉厚で35~40%の W の上昇が、2014材では $t = 2.8, 3.8 \text{ mm}$ で、それぞれ70%, 120%の上昇が認められるのに対し、7001材では明らかな W の上昇は認められない。これは、7001材のひずみ速度依存性が他の2つの材料に比べ非常に小さいためと考えられる。また、特に W の上昇が激しい2014材の2つの場合について図7で示した荷重保持率を求めると、共に83%以上で静的場合の60%より遥に大きい値となった。この荷重保持率の著しい増加を2014材のひずみ速度依存性だけでは十分説明できないかも知れないが、いずれにせよこの荷重保持率の増加と割れの発生の遅れ

図15 静的横圧縮試験における吸収エネルギー

図16 動的横圧縮試験における吸収エネルギー

が W の極端な上昇の原因であると思われる。

4. 結 言

3種類の高強度のアルミニウム合金管を用いた動的および静的横圧縮試験と、有限要素法による数値解析を行ない、以下の結論を得た。

(1) 肉厚の小さい管では最初にサイドで割れを生じるが肉厚が大きくなると上下内面に最初に割れが生じる。この最初の割れ位置の変更は延性の小さい材料ほど小さい肉厚の管で起こる。

(2) 動的横圧縮変形における荷重—変位曲線は、最初に割れを生じるまでは、静的結果とほぼ一致するが、上下内面に割れを生じる変位や割れ以後の荷重は、管材のひずみ速度依存性が大きい材料ほど大きくなる。

(3) 上下内面での割れ発生以後の変形を簡便に解析するために導入した曲がり片持ち梁を用いる方法は、2014及び2017材に対しては、解析より得られた割れの生じる変位や割れ以後の荷重は実験値と良い一致を示し、その有用性が確認できた。しかし、7001材の様な延性の小さい材料に対しては、割れ以後の計算を始める際の初期条件の設定を工夫する等の再検討が必要と思われる。

(4) 少なくとも $0.08 \leq t/D \leq 0.25$ の試験片では、単位体積当たりの動的・静的吸収エネルギーは、肉厚の増加に伴いほぼ直線的に増加する。また、ひずみ速度依存性の大きい材料の動的吸収エネルギーは静的吸収エネルギーに比べ著しく増大する。

終わりに、本研究で使用した2014-T1, 2017-T4, 7001-T6の丸棒を御提供下さった古河アルミニウム工業(株)並びに直接お世話頂いた浅見氏に、厚く感謝申し上げます。

文 献

- (1) JIS Z 2507
- (2) 日本規格協会編, JIS ハンドブック 2 非鉄, (1991), 416.
- (3) Deruntz Jr., J.A. and Hodge Jr., P.G., *J. Appl. Mech.*, 30 (1963), 391.
- (4) Redwood, R.G., *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, 31 (1964), 357.
- (5) Reid, S.R. and Reddy, T.Y., *Int. J. Solids Struct.*, 14 (1978), 213.
- (6) Reddy, T.Y. and Reid S.R., *Int. J. Solids Struct.*, 16 (1980), 545.
- (7) 小林ほか2名, 軽金属, 39 (1989), 8.
- (8) 後藤・柴田, 機論A, 56 (1990), 2002.
- (9) 小林・豊丸谷, 機論A, 57 (1991), 1371.
- (10) Reid, S.R. and Reddy, T.Y., *Inst. Phys. Conf. Ser. 47, Mech. Prop. High Rates of Strain*, J. Harding ed., (1979), 288.
- (11) 大亦・福田, 機論, 41 (1975), 2803.
- (12) Carney III J.F. et al., *J. Transportation Eng.*, 109 (1983), 331.
- (13) Reid, S.R., Bell, W.W. and Barr, R.A., *Int. J. Impact Eng.*, 1 (1983), 175.
- (14) Reddy T.Y., Kaddour A.S. and Reid S.R., *Inst. Phys. Conf. Ser. 102, Mech. Prop. High Rates of Strain*, J. Harding ed., (1989), 447.
- (15) Calladine, C.R. and English, R.W., *Int. J. Mech. Sci.*, 26 (1984), 689.
- (16) Zhang T.G. and Yu T.X., *Int. J. Impact Eng.*, 8 (1989), 43.
- (17) 永井, 室蘭工業大学機械システム工学科修士論文 (1992).
- (18) 小林ほか2名, 機論A, 57 (1991), 1378.
- (19) Veillette J.R. and Carney III J.F., *Int. J. Impact Eng.*, 7 (1988), 125.