

技術資料

普通鋼鋼管の拡管成形性におよぼす素管特性および加工条件の影響

大塚 雅人*

Effect of Material Properties and Forming Conditions on Expanding Formability of Mild Steel Tube.

Masato Otsuka

Synopsis :

Recently, diameter of automobile fuel filler tube tend to be smaller from the viewpoint of ORVR regulation and the body weight reduction. Therefore, the tube expanding rate drastically increases from about 50% to about 100%, since the inner diameter of the gasoline supply mouth does not change. For that reason, demand to the material formability is increased.

For the high tube expanding rate, materials selection and the tube expanding technology are important.

In this report, the effect of material properties and forming conditions on expanding formability of mild steel tube was investigated in coaxial tube expanding.

The results are as follows :

- 1) As the material for tube expanding, it is important to control a bead cut properly so that the minimum fracture strength value which is a product of thickness and hardness nearby weld zone may become bigger than average fracture strength value of base metal.
- 2) To suppress the thickness decrease, steel tube with low yield point is preferable. Because material is easily compressed to axial direction in tube expanding.
- 3) The thickness decrease can be suppressed by the punch with large taper angle. However, if punch taper angle becomes large too much, buckling will occur. Therefore, it is important to choose punch taper angle as possible as large in the range which buckling does not occur in tube expanding.

1. 緒言

現行の国内の自動車給油管（図1）には、普通鋼鋼管が多く用いられている。また近年、給油時のガソリン蒸散規制（ORVR：On-board Refueling Vapor Recovery）への対応と軽量化の観点から、素管の小径化が進められており、素管径はφ35.0mmからφ25.4mmへと変わりつつある。しかし、給油口の内径は従来通り約50mmであることから、図2に示すように拡管率[†]が、従来の約50%から約100%へと大幅にアップしている。このように鋼管の拡管成形性における要求は、格段に厳しく

[†] 拡管率(%) = (拡管後の外径 - 素管の外径) / 素管の外径 × 100

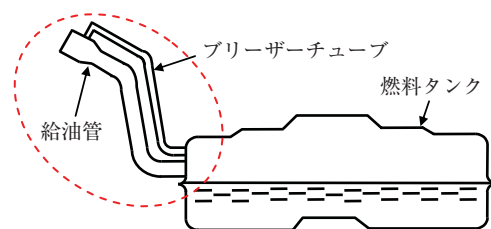


図1 自動車給油管

Fig. 1 Automobile fuel filler tube.

*加工技術研究部 加工第三研究チーム 主任研究員

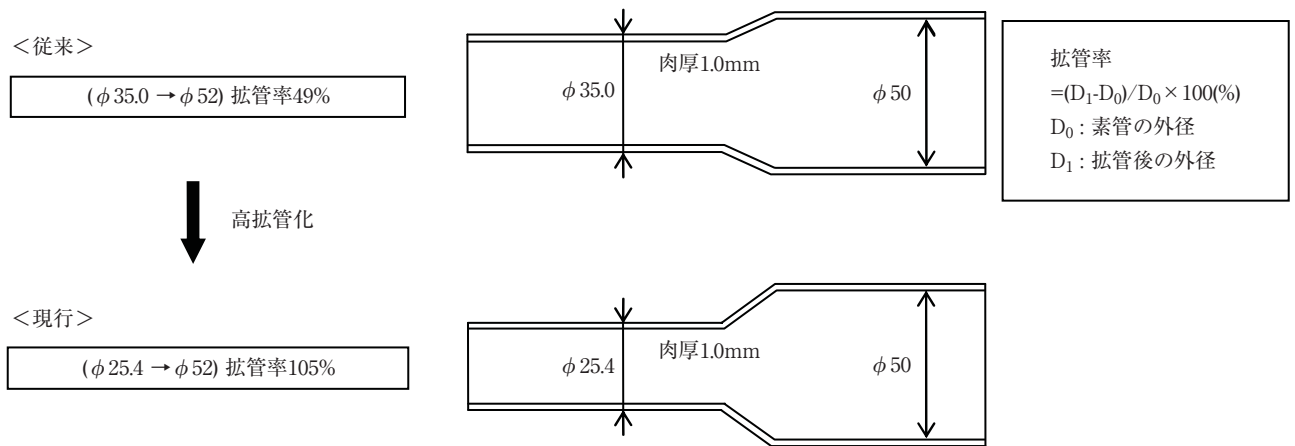


図2 管の小径化による高拡管成形の必要性
Fig. 2 Requirement of high tube expanding rate due to smaller size tube.

なっているため、高拡管成形に適した素管の選定と高拡管成形技術の開発が必要である。その一方で、これまで普通鋼鋼管の高拡管成形技術に関する報告例はない。

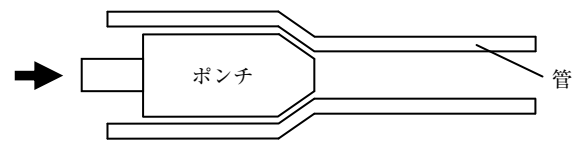
主に鋼管の拡管成形は、図3に示すような円筒型ポンチ拡管（以下、ポンチ拡管と記す）、分割型ポンチ拡管（以下、サイザー拡管と記す）、バルジ加工の3つの方法が用いられている。

ポンチ拡管は、ポンチを鋼管の管端から圧入し拡管する方法である。この方法は生産性に優れるが、ポンチ拡管の1工程あたりの拡管率は約40%が限界である¹⁾。しかし、ポンチ径を順次大きくする多段拡管成形を行えば、拡管率100%以上の高拡管成形も可能である。そのためポンチ拡管は、自動車給油管の大量生産に多く用いられている。

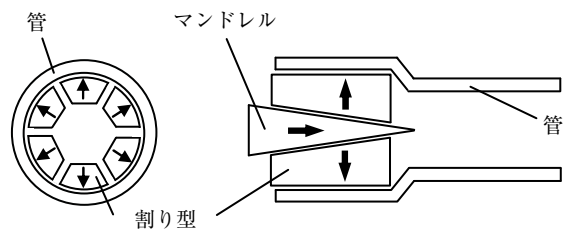
次にサイザー拡管は、管軸方向へのマンドレルの押し込み量にて、分割型の素管半径方向への拡げ量を調整でき、1組の金型にて拡管率を自由に变化可能である。欠点は均一な外径精度となりにくいいため、何度も管あるいはマンドレルを円周方向に回転させて拡管せざるをえない点である。また、サイザー拡管は管軸方向に押し込み力が生じないため、ポンチ拡管に比べて限界拡管率は30%程度と低い傾向にある。

最後にバルジ加工は、液体やゴムを管内に充填させ、管端から軸押し込みを行いつつ拡管するため、1工程で拡管率が50%を超える上²⁾、円筒以外の形状も成形可能である。その一方で生産性が低いことや設備費が高いほか、長尺管に適用困難といった欠点がある。

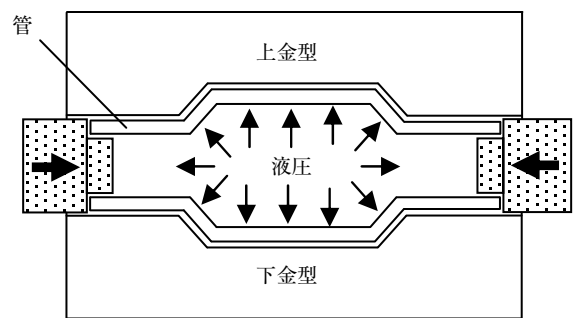
本報では、生産性に優れた高拡管成形が可能であるポン



(a) 円筒型ポンチ拡管 (ポンチ拡管)



(b) 分割型ポンチ拡管 (サイザー拡管)



(c) バルジ加工

図3 拡管成形方法の種類
Fig. 3 Types of tube expanding method.

チ拡管をターゲットに検討を行った。図4にポンチ拡管における不具合の特性要因図を示す。不具合には割れやネッキング、座屈がある。

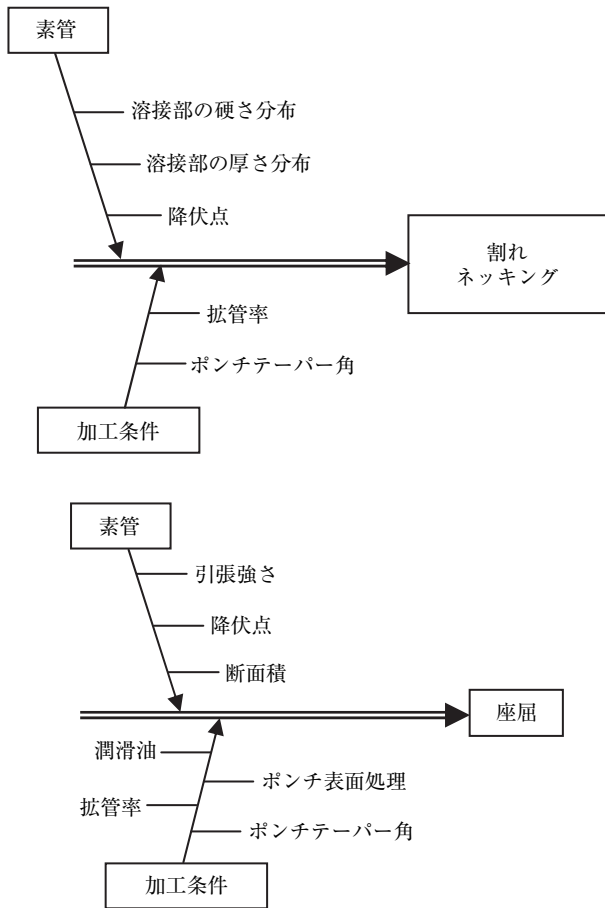


図4 拡管成形における不具合の特性要因図
Fig. 4 Characteristic diagram of failure in tube expanding.

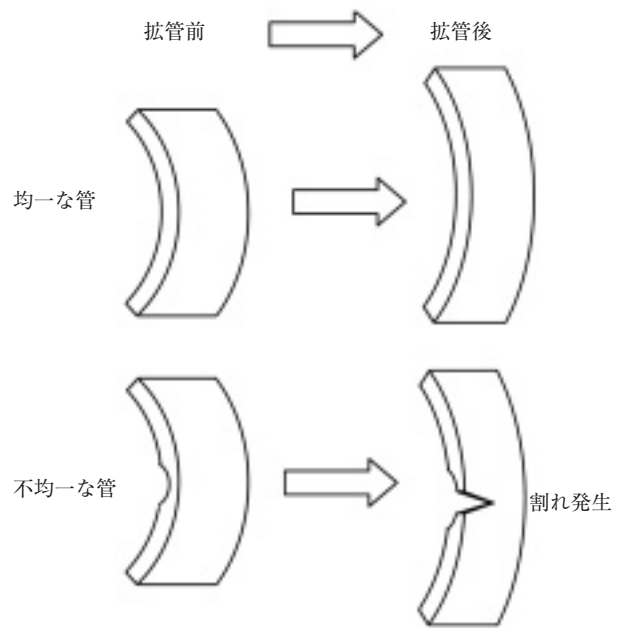
不具合回避のためには、図5に示すように円周方向ひずみの均一化と、管軸方向への材料流入の促進が重要であると考えられる。

本報では、これらの観点に基づいて普通鋼鋼管のポンチ拡管における適正な素管選定の考え方、加工条件の設定法について報告する。

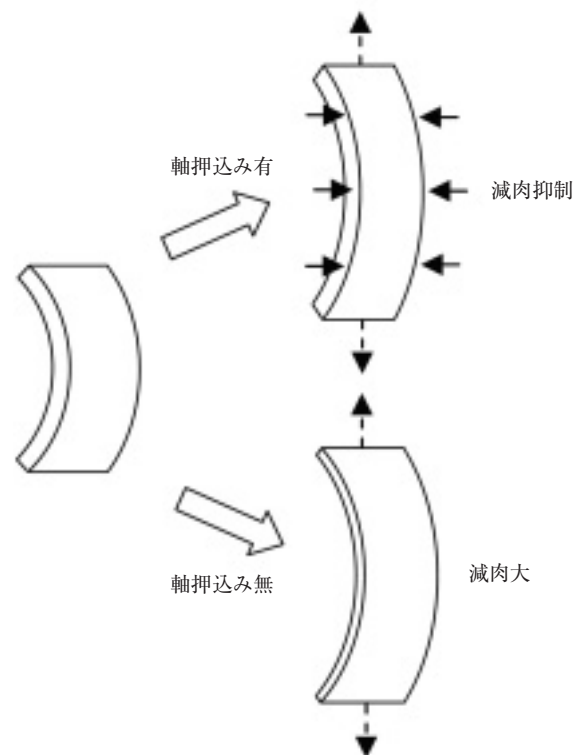
2. 供試材および実験方法

2.1 供試材

供試材には低炭素アルミキルド鋼と低炭素弱脱酸鋼および極低炭素IF鋼の3つの鋼種を用いて、高周波誘導溶接により造管を行った管を使用した。各鋼種による管を順に素管A、素管B、素管Cとした。いずれも自動車給油管向け拡管成形用素管として使用されているJIS G 3445の



(a) 拡管成形における円周方向の不均一変形



(b) 拡管成形における軸方向圧縮の効果

図5 拡管成形による変形状態
Fig. 5 Deformation in tube expanding.

機械構造用炭素鋼鋼管の内、STKM11Aに相当するものである。表1に供試材の化学成分を示す。表2に素管の機械的性質を示す。使用した素管寸法は、外径25.4mm、肉厚1.0mmである。素管の溶接ビード部はインラインにて内外面のビードカット処理を施している。

表1 供試材の化学成分

Table 1 Chemical compositions of materials (mass%)

素管	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ti	Al
A(アルミキルド鋼)	0.060	0.01	0.30	0.017	0.011	0.04	-	0.044
B(弱脱酸鋼)	0.032	0.01	0.19	0.012	0.012	0.02	-	0.020
C(極低炭素IF鋼)	0.003	0.02	0.16	0.010	0.005	0.13	0.27	0.060

表2 素管の機械的性質

Table 2 Mechanical properties of tubes

素管	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	全伸び (%)	硬さHV(0.1)	
				母材部	溶接部
A(アルミキルド鋼)	287	333	53	109	225
B(弱脱酸鋼)	309	347	48	126	222
C(極低炭素IF鋼)	281	337	55	109	178

JIS11号試験片



図6 拡管成形試験装置の外観
Fig. 6 Appearance of tube expanding test device.

2.2 実験方法

図6に実験に使用したポンチ拡管試験装置の外観を示す。本装置は外金型が脱着式であり、拡管成形時にポンチにかかる管軸方向の加工力をロードセルにて測定可能な機構を有している。

図7に同軸拡管成形の概略図を、表3に同軸拡管成形の実験条件を示す。ポンチテーパ角の影響は、主にポンチ径32.4mmにおいて評価を行った。拡管率100%程度の拡管成形性の評価は、ポンチ径を32.4mm, 41.4mm, 50.4mmの順にて交換する多段拡管成形を採用し、拡管率106%まで行った。一部の試験においては、ポンチ径55.0mm, 62.0mmにて追加拡管し、最大拡管率152%に至る評価を行った。

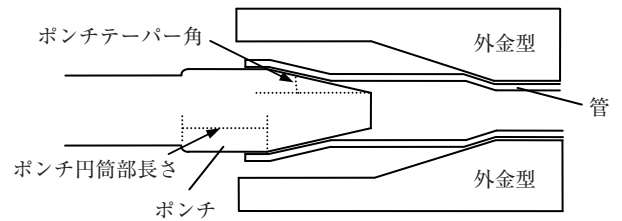


図7 同軸拡管成形の概略図
Fig. 7 Schematic drawing of coaxial tube expanding.

ポンチテーパ角が50°の際に第1工程にて座屈が生じたため、ポンチテーパ角は7~40°の範囲を使用した。また、加工中の油膜切れによるカジリを抑制するため、潤滑油を管内面とポンチの両方に塗布した。

表3 同軸拡管成形条件

Table 3 Coaxial tube expanding condition

拡管工具	ポンチ	材質：SKD11焼入れ 表面粗さ：0.7 μ mRz テーパー角：7~40° ポンチ径：32.4, 41.4, 50.4, 55.0, 62.0mm ポンチ円筒部長さ：30mm
	外金型	材質：S45C テーパー角：15°, 40° ポンチと外金型の隙間：1.0mm
装置	油圧式水平押しタイプ	
潤滑油	テラスオイルC32(粘度32mm ² /s(40°C))昭和シェル製	
加工速度	2.5mm/s	
加工温度	常温	
突出し長さ	180mm(素管長さ350mm)	

2.3 拡管成形後の肉厚および加工部長さの測定位置

肉厚は、図8に示すように管の円周方向の8箇所を管軸方向に管端から10mmピッチでマイクロメーターにより測定を行った。一部の試験において、割れやネッキングの生じた部分については、その位置も追加して測定した。

加工部長さは、図8の⑤の箇所である溶接部から円周方向に180°離れた位置のテーパー開始部から管端に至る母材部の長さにて評価した。

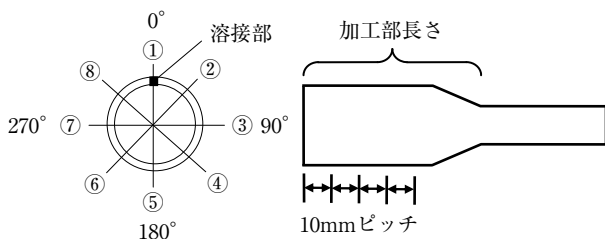


図8 測定位置

Fig. 8 Measurement positions.

3. 実験結果

3.1 素管特性の影響

3.1.1 多段拡管成形後のネッキングまたは破断位置

ポンチテーパー角15°にて拡管率106%まで3工程で多段拡管成形を行い、同軸拡管成形性におよぼす素管特性の影響を調査した。

表4に各素管における同軸拡管成形の結果を、図9に

表4 各素管における同軸拡管成形結果

Table 4 Coaxial tube expanding result of materials

素管	拡管工程/ポンチ径/拡管率			管端の異常発生位置
	第1工程 ϕ 32.4 35%	第2工程 ϕ 41.4 71%	第3工程 ϕ 50.4 106%	
A	○○○○○	○○○○○	△△○	溶接部近傍の母材部
B	○○○○○	○○○○○	△△○	溶接部近傍の母材部
C	○○○○○	○○○○○	×××	ビードカットした熱影響部

○：異常なし，△：ネッキング，×：割れ

多段拡管成形後の不具合の概略を示す。拡管率106%における局所的な肉厚減少であるネッキングや割れは、すべて管端部にて発生した。

素管A, Bにおいては、拡管成形後、図9(a)に示すように母材部の方が溶接部より管軸方向の縮み量が大きく、溶接部から離れた溶接部近傍の母材部にてネッキングを生じて破断した。一方、素管Cにおいては、拡管成形後、図9(b)に示すように溶接部の管軸方向の縮み量は母材部と同程度であり、溶接部の熱影響部にて破断した。これは後述する素管特性の差によるものと考えられる。

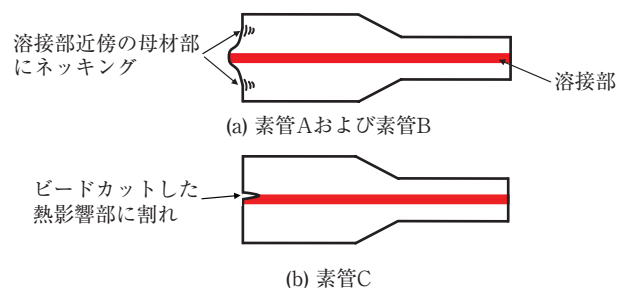


図9 同軸拡管成形後の不具合

Fig. 9 Failure after coaxial tube expanding.

各素管の溶接部付近の肉厚分布および硬さ分布を調査した結果を図10の上図に示す。素管Aや素管Bの素材は、C量が0.03mass%以上あり、急冷される溶接部では、焼入れ硬化しやすい。そのため溶接部最高硬さは母材部の2倍以上(200HV以上)となり、溶接部の硬化幅も広い。

一方、素管Cは、Crの添加により焼入れ性³⁾は若干高くなっているが、炭素量が0.003mass%と低いいため溶接部の硬さが低い。また、溶接部の硬化幅も狭い。

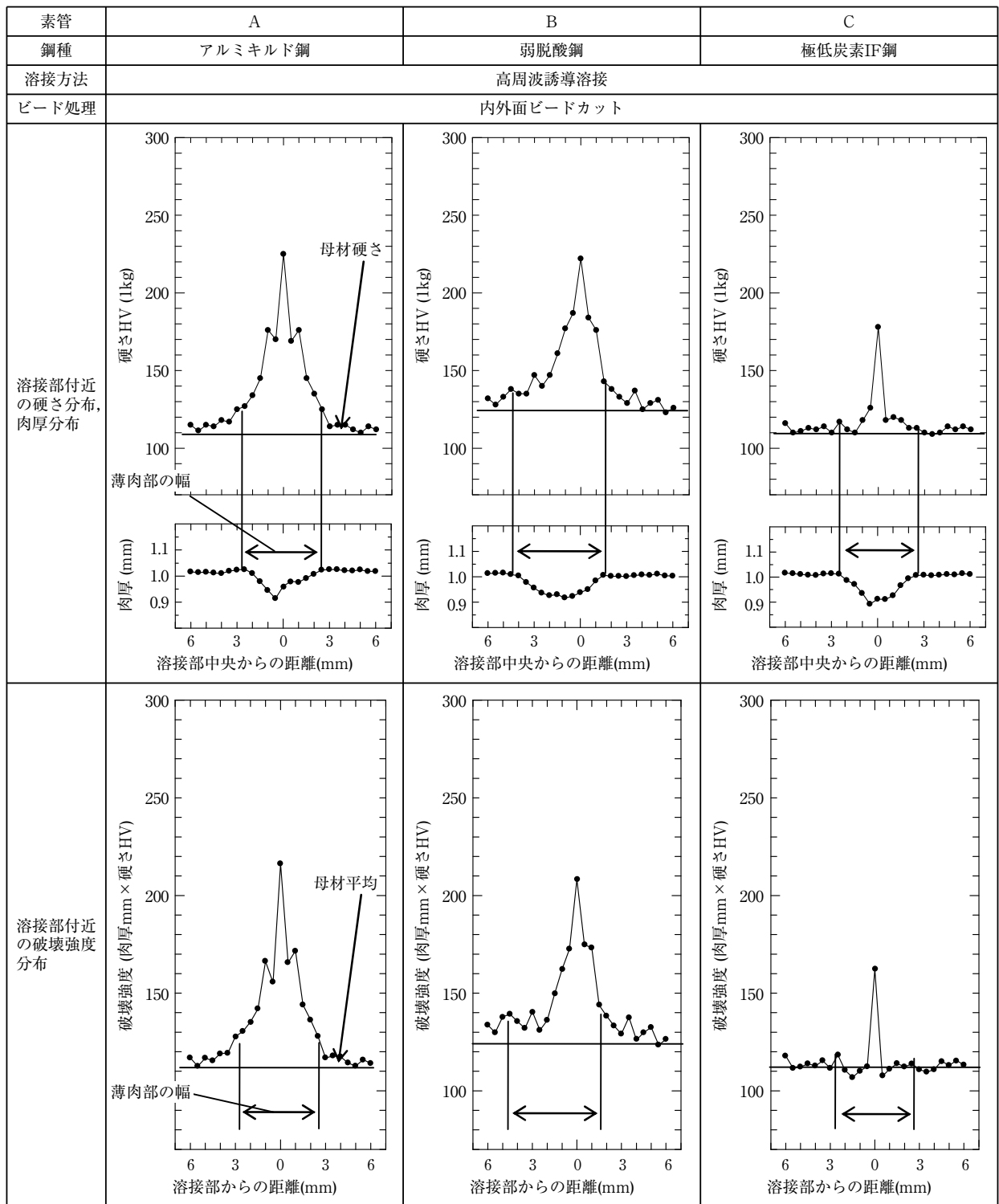


図10 溶接部付近の肉厚分布と硬さ分布および破壊強度分布
 Fig.10 thickness, hardness and fracture strength distributions nearby weld zone.

図10の下図に破壊強度の指標として溶接部付近の肉厚と硬さを掛けた値の分布を示す。溶接部の硬さが高く、硬化幅も広い素管Aおよびビードカットの位置が

溶接部中心から片側にずれを生じていた素管Bであっても、溶接部付近の破壊強度は母材部の平均破壊強度よりも高い。一方、溶接部の硬度が低く、硬化幅も狭い素管

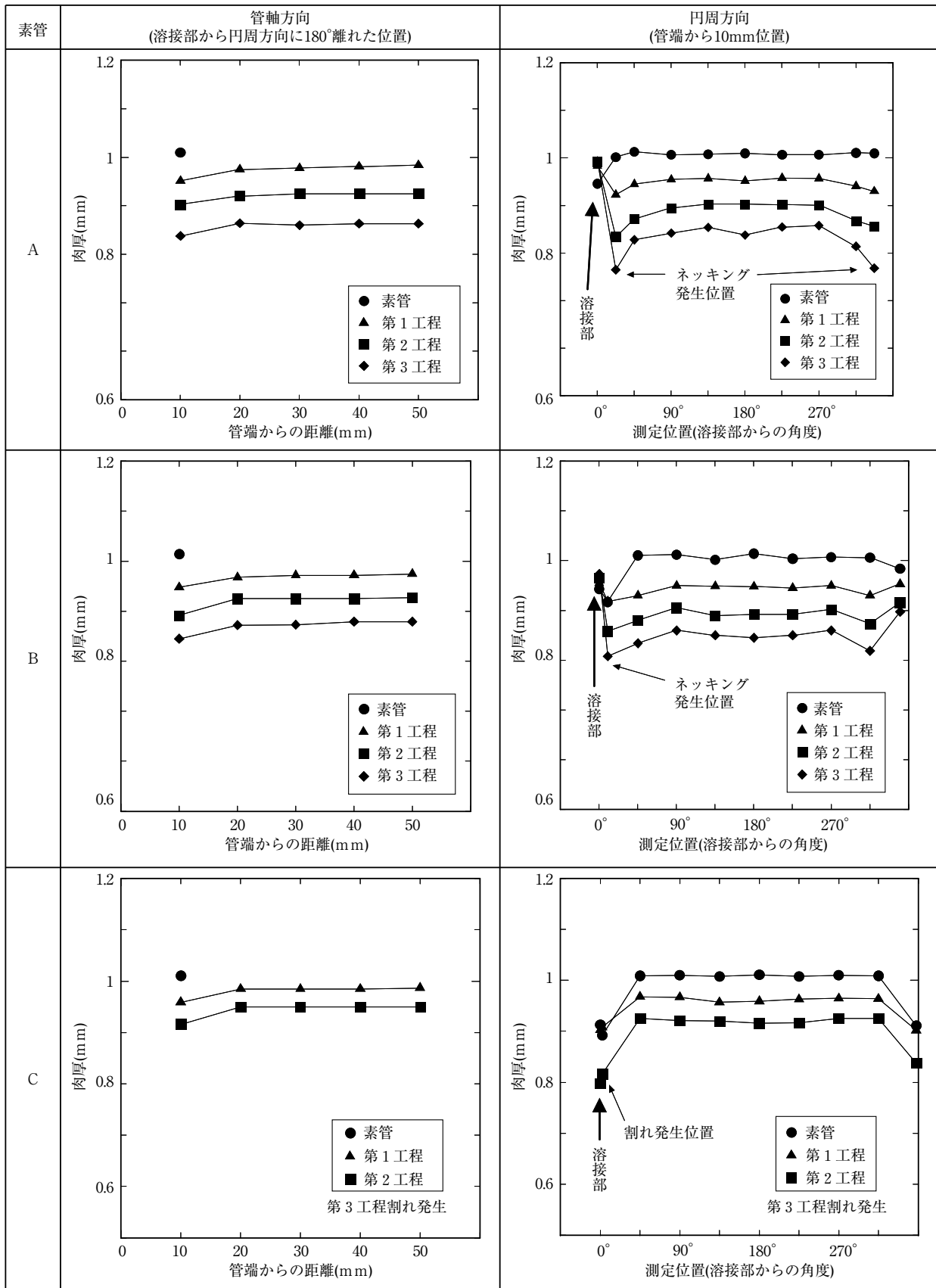


図11 同軸拡管成形における各工程後の肉厚分布
 Fig.11 Thickness distributions after coaxial tube expanding.

Cにおいては、溶接部の熱影響部付近に母材部の平均破壊強度よりも低い部分が認められる。

このことから素管Aや素管Bにおいては、溶接部およびその近傍は母材部と比べて硬度が高いために、拡管成形時に管軸方向の縮み量が小さく、円周方向へ伸びにくいものと推定される。このように溶接部付近が塑性変形しにくい場合、溶接部付近より円周方向に離れた溶接部近傍の母材部に、拡管成形による円周方向の引張応力が集中するとともに管軸方向のせん断応力も加わり、図9 (a) に示すようなネッキングが生じたものと推測する。

それに対し素管Cにおいては、ビードカットによる薄肉部の幅に比べて硬化幅が狭く図10に示すように破壊強度が母材部の平均破壊強度を下回る箇所において、図9 (b) のような加工割れが発生していた。

これらの結果より高拡管成形用素管としては、溶接部付近の肉厚と硬さを掛けた破壊強度が母材部の平均破壊強度以上になる管が適すと考えられる。

3.1.2 多段拡管成形後の肉厚分布

前項にて行った各素管の多段拡管成形後のサンプルに対し、溶接部から円周方向に180°離れた位置の母材部の管軸方向および管端から10mm位置の円周方向の肉厚分布を測定した。図11に同軸拡管成形における各工程後の肉厚分布を示す。

管軸方向においては、素管によらず加工工程の進行とともに肉厚が減少し、各工程とも管端に近い10mm位置が薄く、管端から20mm以上離れるとほぼ一定であった。

円周方向における素管Aと素管Bの溶接部の肉厚は、多段拡管成形により、素管時より増加したのに対し、溶接部近傍の肉厚は局部的に減少していた。一方、素管Cの肉厚は、第2工程において溶接部のみが局部的に減少していた。

管端から管軸方向に20mm以上離れると肉厚が変化しなかった理由について考察した。図12に拡管成形における変形過程を示す。拡管初期の管端付近は、図12(a)に示すように管とポンチの接触面積が小さく摩擦抵抗による力が小さいことから、管軸方向への圧縮力が小さく、円周方向への引張力が主に作用するため、平面ひずみ引張に近い形態となり肉厚減少が生じやすい状態にある。その後、加工の進行にともないポンチが移動し、やがて図12(b)のようにポンチテーパ部がすべて管に接触し、素管部にかかる管軸方向への圧縮力が最大となる。それ以降は、材料とポンチテーパ部の接触面積が変化せず、管軸方向への圧縮力が最大値にて一定となり、平面応力状態を保つため肉厚減少が少なくなったと考える。

今回使用したポンチ形状は外径32.4mm、ポンチテー

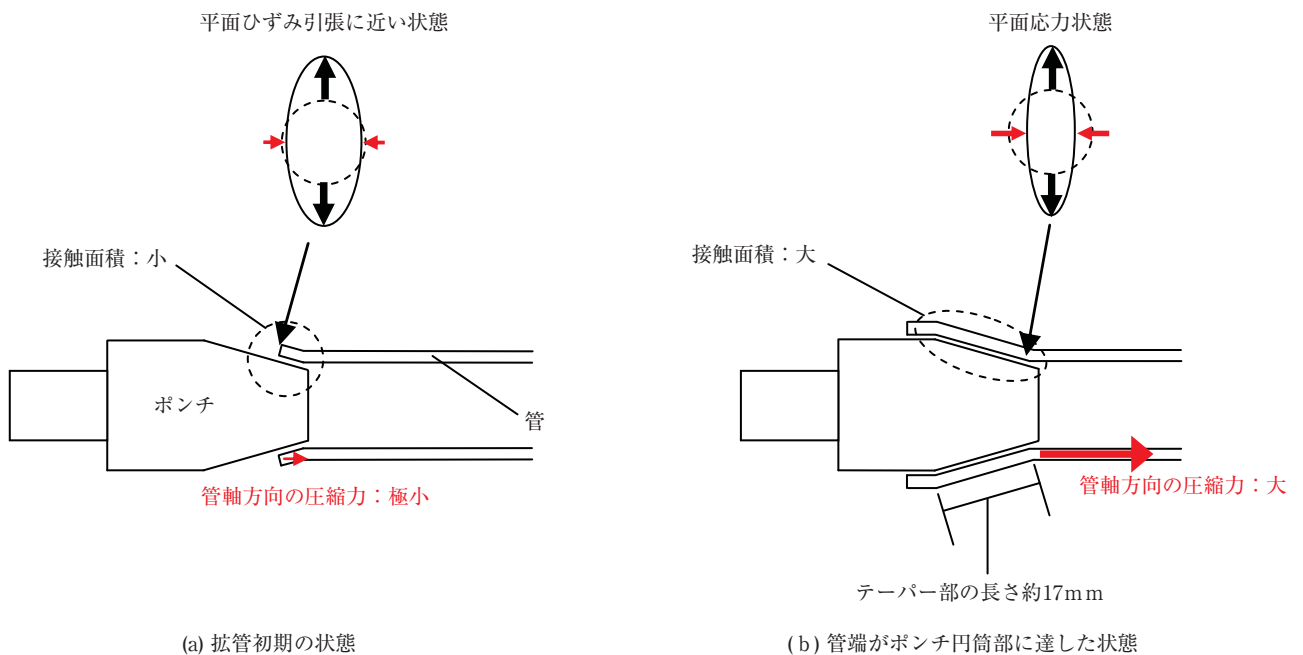


図12 拡管成形における変形過程
Fig.12 Deformation process in tube expanding.

パー角度 15° であり幾何学的な拡管成形後の管のテーパ一部長さは約 17mm となることから、管端から管軸方向に 17mm 以上の位置において、肉厚が一定になったものとする。

また同様に多段拡管成形におけるすべての工程にてポンチテーパ角を 15° 一定とするとともに、拡管率は約 35% ずつ増加する条件に設定したため、2工程目以降も拡管成形において増えるテーパ部長さは、幾何学的に1工程目と同じ約 17mm であった。よって、多段拡管成形後も管端から 20mm 以上離れると、加工後の肉厚が一定になったものとする。

3.1.3 多段拡管成形後の加工部長さ

図13に溶接部から円周方向に 180° 離れた位置の母材部における各素管の多段拡管成形後の加工部長さを示す。

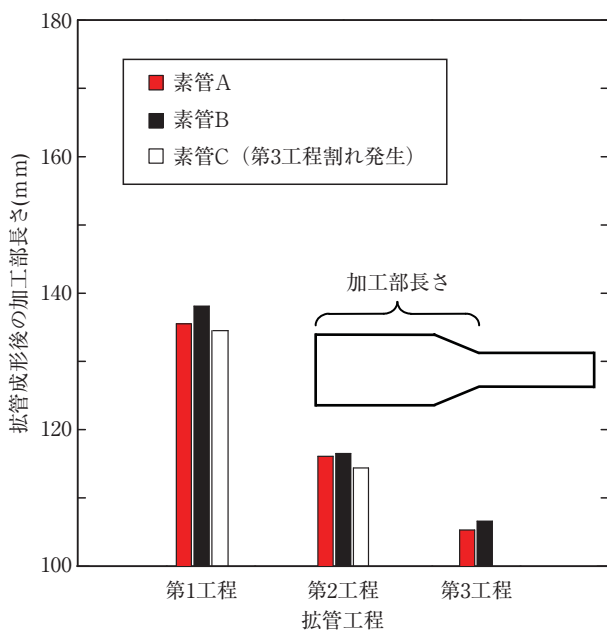


図13 各工程における加工部長さ(溶接部から円周方向に 180° 離れた位置の母材部)

Fig.13 Forming length in each process.

図14に各素管の降伏点と拡管成形後の加工部長さの関係を示す。降伏点が高い素管ほど拡管成形により管が管軸方向に縮みやすい傾向があった。このため減肉が抑制されたものとする。

以上の検討結果から、今回の実験範囲における高拡管成形用素管としては、溶接部の破壊強度が母材部以上であり、かつ降伏点の低い素管Aが適すると判断した。

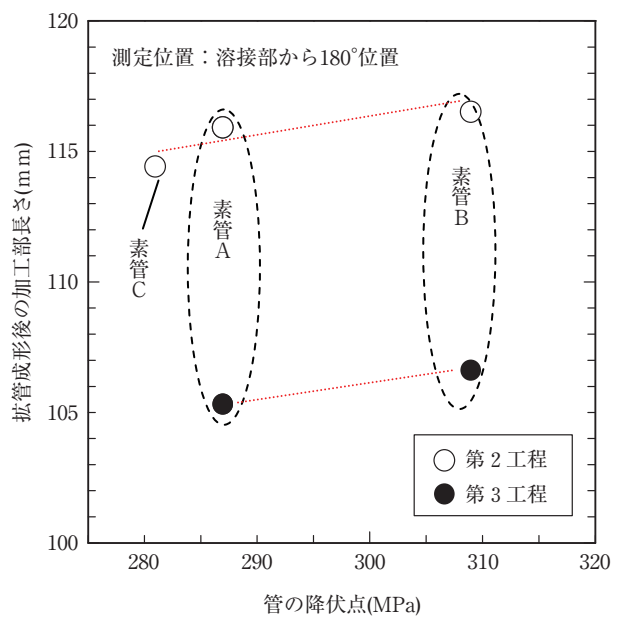


図14 降伏点と加工部長さの関係

Fig.14 elation between yield point and forming length.

以降の拡管成形性の検討には、素管Aを使用した。

3.2 拡管成形条件の影響

3.2.1 管軸方向の加工力におよぼすポンチテーパ角の影響

図5において述べたようにポンチ拡管において管軸方向に圧縮力を付与し減肉を抑制することは有効であるが、圧縮力が過大であると素管に座屈を生じる。このため圧縮力を適正化することが重要である。そこで、供試材に素管Aを使用し、ポンチ径 32.4mm (拡管率 35%)においてポンチテーパ角を変化させて管軸方向の最大加工力を測定した。

図15にポンチテーパ角と管軸方向の加工力の関係を示す。加工力は、ポンチテーパ角 20° にて最小となり、ポンチテーパ角が小さくても大きくても増加した。

この加工力は真鍋らが提示した縮管成形の加工力に関する考察より図16に示す3つの力の合力となる^{4,5)}。①管径の増加に要する力、②パンチと管の摩擦抵抗による力、③パンチ先端付近における管の曲げ変形に要する力である。

まず、①の管径の増加に要する力は、拡管率が同じであればポンチテーパ角によらず一定の値となる。次に②の摩擦抵抗による力は、ポンチテーパ角が小さいほどポンチテーパ部と材料の接触長さが増えるため、大きな値となる。最後に③の曲げ変形に要する力は、ポン

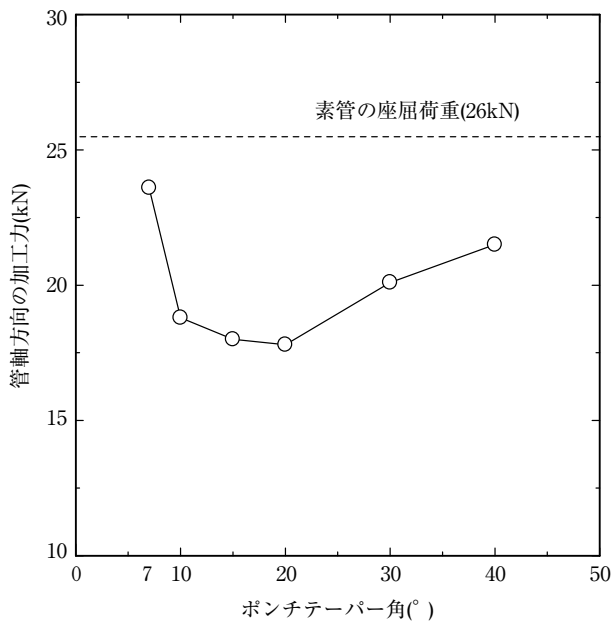


図15 ポンチテーパー角と管軸方向の加工力の関係(拡管率35%, 素管A)
 Fig.15 Relation between punch taper angle and axial tube expanding force.

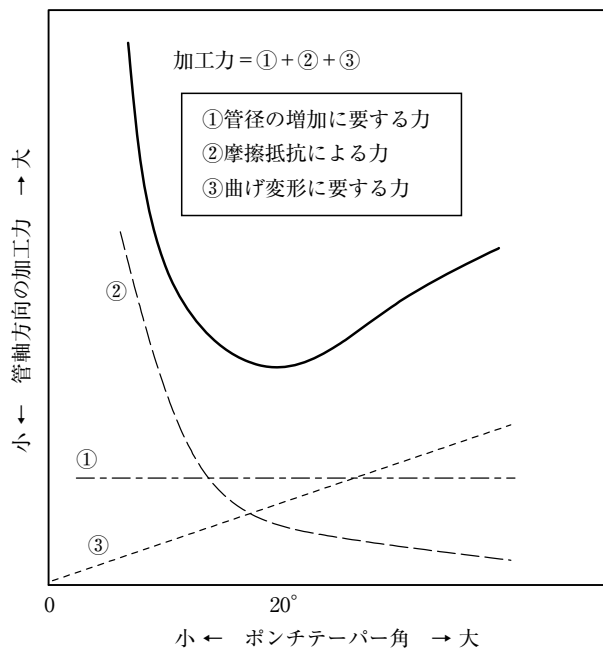


図16 管軸方向の加工力の模式図
 Fig.16 Schematic diagram of axial tube expanding force.

チテーパー角が大きいほど急激に曲げられるため、加工初期の管端付近においても管軸方向への押込み力が高くなる。

その結果、①～③の3つの力の合力である加工力は極小値を有し、ポンチテーパー角20°にて最小となったものとする。

一方、ポンチ形状を変更せずに管軸方向の加工力を下げ座屈を抑制するには、ポンチ表面にセラミックスコーティングを施すことや潤滑性の良いプレス油を使用し、摩擦抵抗を小さくすることが効果的であると考ええる。

3.2.2 肉厚減少におよぼすポンチテーパー角の影響

拡管成形時における管端からの割れやすさを肉厚減少率にて評価した。図17に管端から10mm位置にお

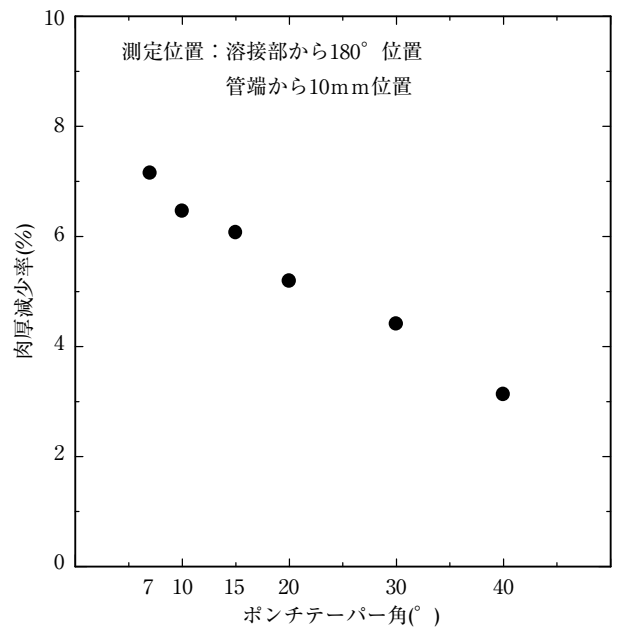


図17 ポンチテーパー角と肉厚減少率の関係(拡管率35%, 素管A)
 Fig.17 Relation between punch taper angle and thickness decrease rate.

るポンチテーパー角と肉厚減少率の関係を示す。ポンチテーパー角が大きいほど肉厚減少率は小さい。この原因は、前項において述べたようにポンチテーパー角が大きい場合には、拡管初期から③の曲げ変形による力により管端の材料に管軸方向の圧縮力が加わるため、肉厚減少が抑制されたものとする。一方、ポンチテーパー角が小さいと、管との接触面積の増加に伴って②の摩擦抵抗による力は大きくなる傾向を示すが、拡管初期の管端付近における圧縮力は小さく、円周方向への平面ひずみ引張が主となり、管端の肉厚減少が大きくなるものとする。

次にポンチテーパー角40°にて外金型を使用し、拡管

率152%までの多段拡管成形を行った。図18にその外観を、図19に各工程の管端から10mm位置における円周方向の肉厚分布を示す。図11に示すポンチテーパー角15°に比べ、溶接部近傍の45°位置や315°位置に局所的な肉厚減少がなく良好であった。

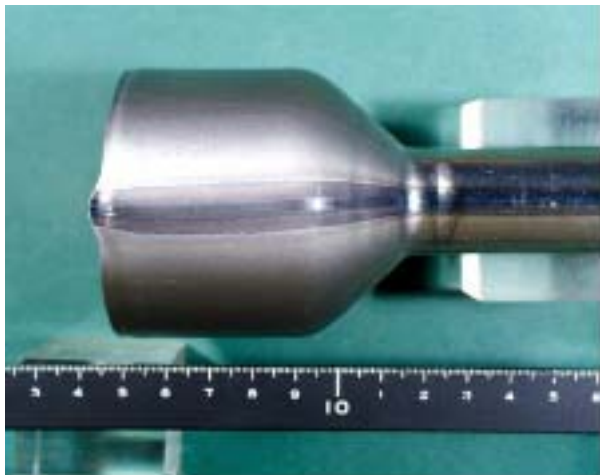


図18 ポンチテーパー角40°による多段拡管成形品の外観(拡管率152%, 素管A)

Fig.18 Appearance of multi-stage expanded tube using punch taper angle 40°.

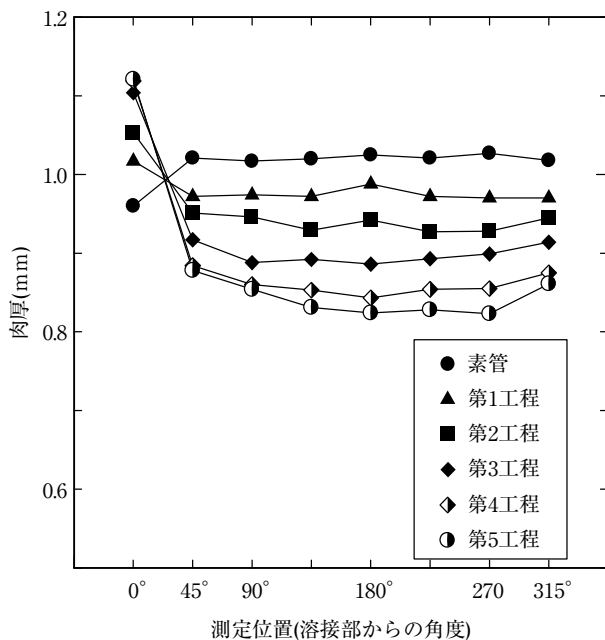


図19 ポンチテーパー角40°による同軸拡管成形後の肉厚分布(管端から10mm位置, 素管A)

Fig.19 Thickness distributions after coaxial tube expanding using punch taper angle 40°.

これは、ポンチテーパー角が40°と大きい場合、加工初期の管端付近においても管軸方向への押込み力が高いことから、溶接部は母材部と同程度に管軸方向に縮み、円周方向に伸ばされるため、ひずみが分散し、局所的な肉厚減少が抑制されたものと考えられる。

4. 高拡管成形における留意点

以上述べたように高拡管成形を行うには、円周方向に局所的な応力集中を生じないような素管の選定や、管端から管軸方向へ材料をスムーズに押し込む加工方法の選択に留意することが重要である。

しかしながら、実加工においては他の要因にて不具合が生じることもある。以下に実加工におけるその他の留意点を示す。

- 1) 外金型を用い、管の座屈や曲りを抑制すること。
- 2) ポンチによるかじり疵を発生させぬようポンチのメンテナンスに注意すること。
- 3) 管端に切断バリを残さぬこと。面取りする場合、管端部の肉厚を保つように円周方向に均一な面取りを行うこと。

5. 結言

本報では、普通鋼鋼管の同軸拡管成形性におよぼす素管特性やポンチテーパー角の影響を調査した。結果の概要は以下のとおりである。

- 1) 高拡管成形用素管としては、溶接部付近の肉厚と硬さの積である破壊強度が、母材部の平均値以上になるようにビードカットを適正に制御することが重要である。
- 2) また、素管の降伏点が低いほど、拡管成形において軸方向に縮みやすく減肉を抑制可能である。
- 3) ポンチテーパー角は大きいほど軸方向への圧縮力が大きくなるため、材料流入を促進でき減肉の抑制に有効であるが、大きくなりすぎると、座屈を生じると考えられる。故に、高拡管成形を行うためには、座屈を生じない範囲にて可能な限り大きいポンチテーパー角を選択することが有効である。

参考文献

- 1) パイプ加工法, 中村正信, 日刊工業新聞社, 東京, (1982), 76.
- 2) パイプ加工法, 中村正信, 日刊工業新聞社, 東京, (1982), 73.
- 3) 改訂4版金属便覧, 日本金属学会編, 丸善, 東京, (1982), 775.
- 4) チューブフォーミング, 日本塑性加工学会編, コロナ社, 東京, (1992), 120.
- 5) チューブフォーミング, 日本塑性加工学会編, コロナ社, 東京, (1992), 98.