The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	角鋼管のエクストロールフォーミングに関する研究
Author(s)	長町, 拓夫
Citation	大阪大学, 1997, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3129195
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

>802

角鋼管のエクストロールフォーミングに関する研究

1996年　11月

長町　拓夫

目　次

第１章　緒　　論 1
第２章　角鋼管の断面形状に及ぼす成形条件の影響 4
２・１　緒　　言 4
２・２　実験条件 4
２・３　実験結果および考察 7
２・３・１　各成形ロールにより成形された素管および製品の断面輪郭 7
２・３・２　製品のコーナー部の高さ（幅） 12
２・３・３　製品のコーナー部の増肉率 17
２・３・４　製品のコーナー部の外曲率半径・内曲率半径 23
２・３・５　製品のコーナー部における内曲率分布の予測 33
２・３・６　製品の辺部の平面度 35
２・４　結　　言 39
第３章　正方形角鋼管のコーナー部における増肉挙動の有限要素シミュレーション 41
３・１　緒　　言 41
３・２　計算方法 41
３・３　計算結果および考察 46
３・３・１　成形ロールとの接触状態および製品の断面形状 46
３・３・２　増肉率の周方向分布とその推移 50
３・３・３　各ひずみ成分および相当ひずみ 53
３・３・４　コーナー部における応力分布 60
３・４　結　　言 62
第４章　素管押し込み荷重および成形荷重 63
４・１　緒　　言 63
４・２　実験方法 63
４・３　実験結果および考察 66

4・3・1　円管素管押し込み荷重の評価式 66
4・3・2　成形荷重の評価式 69
4・4　結　　言 74
第5章　予成形プロセスの導入による正方形角鋼管の断面形状の改善 75
5・1　緒　　言 75
5・2　正方形角鋼管(製品)の断面形状に及ぼすエキスパンド方式の角化予成形の影響 76
5・2・1　実験方法 76
5・2・2　実験結果および考察 79
(a)　予成形素管の断面形状 79
(b)　製品のコーナー部の断面輪郭 81
(c)　製品のコーナー部の肉厚ひずみ 83
(d)　製品のコーナー部の外曲率 84
(e)　製品のコーナー部の内曲率 84
(f)　製品の辺部の平面度 86
5・3　正方形角鋼管(製品)の断面形状に及ぼす角化予成形量の影響 87
5・3・1　実験および計算方法 87
5・3・2　結果および考察 89
(a)　予成形素管の断面形状 89
(b)　製品のコーナー部の断面輪郭および内・外曲率 92
(c)　製品のコーナー部の増肉率 93
(d)　製品の辺部の平面度 96
5・4　結　　言 96
第6章　結　　論 98
参　考　文　献 102
謝　辞 104

第1章　緒　　論

角管および異形管は，土木，建築および機械などの構造用部材として広く使用されている．特に近年大型角鋼管については，従来のH型鋼に比較して強度・経済性および施工性の面に優れていることから，低・中層建築から高層建築の柱材として多く利用されている．また各種構造物に用いられる角管および異形管は，強度メンバーとしての役割だけでなく，装飾用の部材として美観上・意匠上の機能も要求されている．

一般に角管の成形加工方法は，大別すると(1)帯板をタンデムに配置された数組の駆動穴型成形ロール(通常2ロールタイプ)群に連続して通板し，順次曲げ加工を行う通常のロール成形(ロールフォーミング)加工方式(直接方式)および(2)円管素管を用いた2次加工方式(再成形方式)の2種類となっている．実績では(2)の2次加工方式が圧倒的に多い．さらに(2)の2次加工方式には円管素管の送り方式に対応して，(a)円管素管をタンデムに配置された数組の駆動穴型成形ロール(通常2ロールタイプ)群に通し，順次再成形加工を施す通常のロール成形(ロールフォーミング)加工方式，(b)油圧シリンダーのラムにより円管素管をタンデムに配置された数組の無駆動穴型成形ロール(4ロールタイプ)群に押し込み，順次再成形加工を施すエクストロールフォーミング方式および(c)ドローベンチにより円管素管をタンデムに配置された数組の無駆動穴型成形ロール(通常4ロールタイプ)群に通し引き抜くドローベンチ方式の3種類の再成形方式が存在している．

円管素管の肉厚が6mmを越えた場合には，(a)の通常のロールフォーミング方式および(c)のドローベンチ方式では円管素管の送り力が弱いため，これらの方式による角管の製造は通常不可能である．したがって油圧シリンダーのラムにより円管素管を押し込む(b)のエクストロールフォーミング方式は，大形・厚肉角管の製造に適した方式となっている．さらにエクストロールフォーミング方式では600サイズ程度の製品の製造が可能となっており，多品種少量生産の観点からも汎用性の高い再成形方式となっている．

我が国における角管および異形管の成形加工に関する研究ではこれまでに，木内ら[1)～4)]は円弧形ロール，溝形ロールおよびボックス形ロールを用いた2・ロール(上・下ロール)成形法による異形管のロール成形に関する広範囲にわたる一連の

実験的研究を行っている．被加工材の外表面曲率分布，辺部のくぼみ，肉厚分布および長手方向の伸縮などを詳細に調査・検討するとともに，成形荷重の評価式およびパススケジュールの決定法を示している．また，咲尾ら[5)～18)]は4・ロール(上・下およびサイドロール)を用いたエクストロールフォーミングによる角管の実製品について，肉厚分布，内・外表面の曲率分布および長手方向の伸縮などを詳細に調査している．さらに北脇ら[19)～29)]は施工性および装飾性に優れた辺部の領域が大きくシャープなコーナー部を有する角管を得るための方策として，製品のコーナー部に相当する円管の内面にあらかじめ切削加工を施す方法，またコーナー部を局部加熱しながら再成形を行う方法を提案している．

しかし，木内らの研究はいずれも2・ロール成形法による研究であり，現在主流となっている4．ロール成形法の場合と素管の変形過程が異なる．また通常のロール成形およびエクストロールフォーミングのいずれの成形方式においても角管の変形過程はかなり複雑なため，コーナー部における偏肉挙動，内表面の曲率半径の形成機構および割れなどの問題は必ずしも十分に解明されていない．特に絞り成形と同時に辺部の曲げ戻しおよびコーナー部の曲げ成形が行われる素管の変形挙動には，不明な点が多い．さらにコーナー部のシャープ化について北脇らが提案した方法は，いずれの方法においてもコーナー部の肉厚が急激に増大することにより内面側のコーナー部領域の大きさおよびコーナー部の内表面曲率半径は改善されず，内・外面ともにシャープなコーナー部を有する角管の成形法として有効な方法とは言えない．また無駆動ロール(4ロールタイプ)を用いるエクストロールフォーミングの場合の円管素管押し込み荷重および成形ロールに作用する成形荷重の各荷重特性について報告した例は，これまでに見当たらない．

一方海外における研究では，最近10年間に2・ロール成形法におけるロール穴型を検討した報告例[30)]が見られる程度であり，この分野の海外における研究例は極めて少ないのが現状である．

そこで本研究はこれらの問題点を踏まえ，円管素管の機械的性質，肉厚，リダクションおよび角管の縦横比(幅／高さ)の各成形条件と素管の変形挙動ならびに成形荷重との関係を的確に把握するため，エクストロールフォーミングの実機規模の実験機による一連の成形実験を行った．そして再成形中のコーナー部のひずみおよび応力状態を明確にするため，正方形角鋼管のエクストロールフォーミングプロセス

の剛塑性有限要素シミュレーションを行った．以上の基礎研究を踏まえた上で，コーナー部の肉厚の増加を極力抑制しかつ曲率半径の小さい角管を得るための成形法の確立を目指す．

本論文は本文4章より構成されており，各章の概要は以下のとおりである．

第2章「角鋼管の断面形状に及ぼす成形条件の影響」では，エクストロールフォーミングの実験機による正方形および長方形角鋼管の一連の成形実験を行うことにより，円管素管の機械的性質，肉厚，リダクションおよび角管の縦横比(幅／高さ)の各成形条件と製品のコーナー部の増肉率，内・外面の曲率半径および辺部の平面度との関係について，通常のロールフォーミングの場合を含め明らかにしている[31)～35)]．

第3章「正方形角鋼管のコーナー部における増肉挙動の有限要素シミュレーション」では，正方形角鋼管のエクストロールフォーミングプロセスの剛塑性ＦＥＭによるシミュレーションを行うことにより，再成形中の素管のコーナー部における増肉挙動ならびに円管素管のn値とコーナー部の増肉率との関係について，再成形中の素管に発生する各ひずみ成分および各応力成分の挙動を踏まえ明らかにしている[36)，37)]．

第4章「素管押し込み荷重および成形荷重」では，円管素管の肉厚，リダクションおよび角管の縦横比(幅／高さ)の各成形条件と素管押し込み荷重および成形荷重との関係を実験的に明らかにするとともに，両荷重を評価する実用的な実験式を提示している[38)]．

第5章「予成形プロセスの導入による正方形角鋼管の断面形状の改善」では，素管のコーナー部における肉厚の増加を極力抑制し，かつ曲率半径の減少を図るための方策として，製品のコーナー部に相当する円管素管の円周部分(4箇所)を同時に拡管するエキスパンド方式の予成形工程の導入を試み，その成形実験を行うことにより正方形角鋼管(製品)の断面形状に及ぼす予成形の影響について明らかにしている[39)，40)]．さらに予成形における拡管量と正方形角鋼管(製品)の断面形状との関係について，剛塑性ＦＥＭによるひずみ解析の結果を踏まえ明らかにしている[41)，42)]．

第２章　角鋼管の断面形状に及ぼす成形条件の影響

２・１　緒　　言

角管の成形方法には，駆動ロールを用いた通常のロール成形(ロールフォーミング)方式，無駆動ロールを用いた押出し(エクストロールフォーミング)方式および引抜き(ドローベンチ)方式などの方法が主として採用されている．この分野の研究ではこれまでに，木内ら[1)～4)]は円弧形ロール，溝形ロールおよびボックス形ロールを用いた２・ロール(上・下ロール)成形法による異形管のロール成形に関する広範囲にわたる一連の実験的研究を行っている．また，咲尾ら[5)～18)]はエクストロールフォーミングによる角管の実製品について，肉厚分布，内・外表面の曲率分布および長手方向の伸縮などを詳細に調査している．

しかし，いずれの成形方法においても角管の変形過程はかなり複雑なため，コーナー部のおける偏肉挙動，内表面の曲率半径の形成機構および素管の変形過程におけるエクストロールフォーミングと通常のロールフォーミングとの差異などの重要な問題が，十分に解明されずに残されている．

そこで本研究では，これらの問題を踏まえ，円管素管の機械的性質，肉厚，リダクションおよび角管の縦横比(幅／高さ)の各成形条件と素管の変形挙動との関係を的確に把握するため，実機規模の実験機による一連の成形実験を行っている．

本章では，上記各成形条件と製品のコーナー部の増肉率，内・外面の曲率半径および辺部の平面度との関係について，通常のロールフォーミングの場合と比較しつつ実験的に検討した結果を述べる．

２・２　実験条件

Fig. 2.1に本研究におけるエクストロールフォーミングおよび通常のロール成形(以後ロールフォーミングと略記)の各プロセスを模式的に示す．実験機は上・下およびサイドの４個の成形ロールを用いた３スタンドタンデム構成となっている．本研究のエクストロールフォーミングでは，油圧シリンダーのラムにより円管素管をNo.1～No.3の無駆動ロールに押し込むことにより角管の再成形を行う．またロールフォーミングでは，上・下成形ロールを駆動し，素管と上・下成形ロールとの間に働く摩擦力によって素管をNo.1～No.3成形ロールに呼び込み，角管の再成形を行

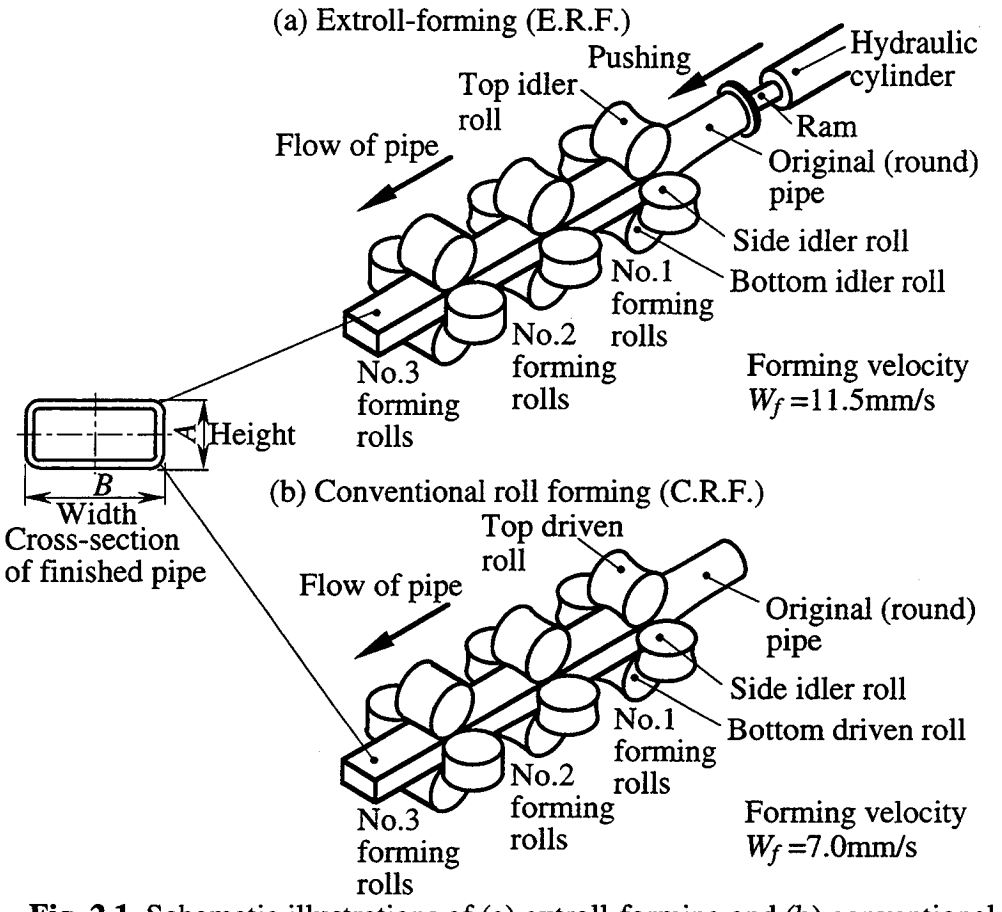


Fig. 2.1 Schematic illustrations of (a) extroll-forming and (b) conventional roll forming for the experiment.

う．ロールフォーミングではエクストロールフォーミングに用いる実験機を兼用している．

Table 2.1に円管素管の断面寸法および主な機械的性質を示す．エクストロールフォーミングでは５条件，ロールフォーミングでは☆印の素管(t_0/D_0=3.4%，STK400) １条件である．

Fig. 2.2に成形ロールの各部の主な記号を示す．**Table 2.2**に角管(製品)の断面寸法(高さ(A)，幅(B))，成形ロールの主な寸法，リダクションスケジュールおよび成形ロールの設定幅(H_{iS})と設定高さ(H_{iT})との比(β_i)を一括して示す．No.1およびNo.2成形ロールはひとつの曲率半径の穴型をもつ穴型ロールである．No.3(仕上)成形ロールは曲率半径が無限大の穴型をもつ平ロールである．No.3成形ロール(i=3)におけるβ_3は，角管(製品)の縦横比(幅(B)／高さ(A))を意味する．

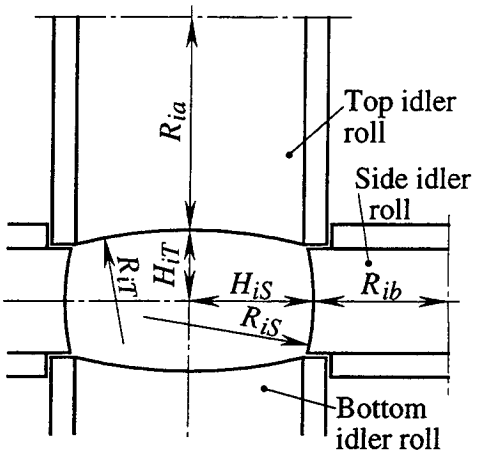
本研究のいずれの成形実験の場合も潤滑剤は用いていない．

角管の断面形状の測定には，３次元座標測定機((株)東京精密製ＸＹＺＡＸ

Table 2.1 Cross-sectional dimensions and mechanical properties of tested original pipes.

Material of original pipe	Symbol	Initial wall thickness t_0/mm	Initial outer diameter D_0/mm	$\frac{t_0}{D_0}$ /%	Yield stress σ_e /MPa	n value
STKM11A	○	2.0	89.2	2.2	231.1	0.229
STK400	△	3.0	89.3	3.4	362.2	0.221
	☆ *					
SUS304	□				373.0	0.535
STK400	▽	3.9		4.4	348.8	0.121
	◇	5.3	89.4	5.9	342.7	0.145
	⬡	7.4		8.3	392.2	0.036

* ☆ : Symbol for conventional roll forming (C.R.F).
Others are used for extroll-forming (E.R.F).



No.i forming rolls

Fig. 2.2 Notations of forming rolls.

Table 2.2 Dimensions of forming rolls and reduction schedule.

Cross-sectional shape of finished pipe	Height A/mm	Width B/mm	Roll No. i	R_{iT} /mm	R_{iS} /mm	R_{ia} /mm	R_{ib} /mm	H_{iT} /mm	H_{iS} /mm	Reduction $r_i = \left\lvert \ln\frac{H_{iT}+H_{iS}}{D_0} \right\rvert$ /%	$\beta_i = \frac{H_{iS}}{H_{iT}}$	Forming method
Square	69	69	1	150.75	150.75	79.3	79.3	39.15	39.15	13.0~13.3	1.00	E.R.F., C.R.F.
			2	348.80	348.80	81.55	81.55	36.55	36.55	19.8~20.1		
			3	∞	∞	82.3	82.3	34.50	34.50	25.7~25.9		
	72	72	1	150.75	150.75	79.3	79.3	40.30	40.30	10.1~10.4		
			2	348.80	348.80	81.55	81.55	37.75	37.75	16.7~16.9		
			3	∞	∞	82.3	82.3	36.00	36.00	21.4~21.6		
	75	75	1	139.00	139.00	74.0	74.0	41.49	41.49	7.2~7.5		
			2	382.00	382.00	79.25	79.25	38.89	38.89	13.7~13.9		
			3	∞	∞	80.0	80.0	37.50	37.50	17.3~17.6		
	75*	75*	1	150.65	150.65	139.75	139.75	42.35	42.35	5.4		E.R.F.
			2	404.75	404.75	142.75	142.75	39.475	39.475	12.4		
			3	∞	∞	144.5	144.5	37.50	37.50	17.6		
Rectangular	60	90	1	205.00	117.80	101.1	64.0	34.19	47.52	8.8~9.0	1.39	E.R.F., C.R.F.
			2	723.90	241.20	102.15	67.75	32.52	45.47	13.4~13.7	1.40	
			3	∞	∞	102.5	67.3	30.00	45.00	17.3~17.6	1.50	
	50	100	1	205.00	100.00	101.1	62.0	29.72	51.88	8.9~9.1	1.75	
			2	723.90	237.20	102.15	64.1	26.42	50.56	14.7~15.0	1.91	
			3	∞	∞	102.5	65.0	25.00	50.00	17.3~17.6	2.00	
	50*	100*	1	158.37	60.10	134.0	135.0	32.13	53.00	4.9	1.65	E.R.F.
			2	386.20	145.0	139.25	138.0	28.25	52.00	10.8	1.84	
			3	∞	∞	142.5	140.0	25.00	50.00	17.6	2.00	
	42.85	107.15	1	220.00	52.50	97.5	63.75	27.91	53.50	9.1~9.4	1.92	
			2	628.50	127.50	97.5	66.0	22.95	54.84	13.7~13.9	2.39	
			3	∞	∞	97.5	67.5	21.43	53.57	17.3~17.6	2.50	
	37.5	112.5	1	316.00	53.00	97.5	64.4	25.33	55.72	9.6~9.8	2.20	
			2	628.50	147.80	97.5	66.45	21.03	56.41	14.1~14.4	2.68	
			3	∞	∞	97.5	65.5	18.75	56.25	17.3~17.6	3.00	
	40	100	1	205.00	52.20	101.1	63.6	25.26	53.00	13.1~13.3	2.10	
			2	723.90	118.40	102.15	65.65	21.50	51.28	20.3~20.6	2.39	
			3	∞	∞	102.5	66.5	20.00	50.00	24.2~24.5	2.50	

* Dimensions of forming rolls and reduction schedule for t_0/D_0=8.3%. Others are used for t_0/D_0=2.2%~5.9%.

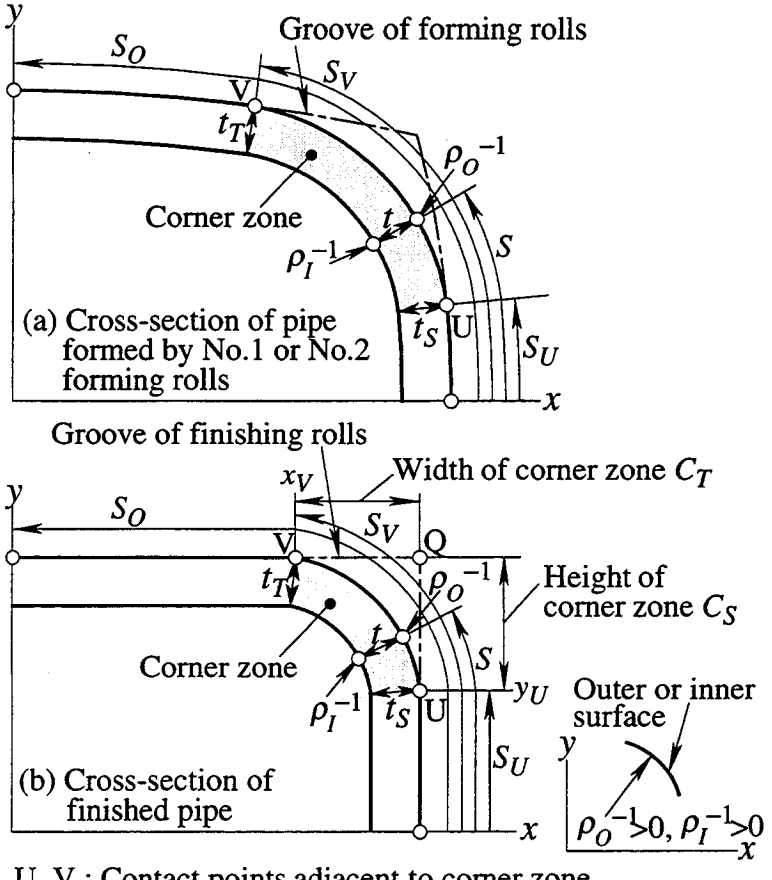
GC800D)を使用している．

2・3　実験結果および考察

2・3・1　各成形ロールにより成形された素管および製品の断面輪郭

Fig. 2.3に各成形ロールにより成形された素管の断面形状を表す幾何学的因子の記号を示す．点Uおよび点Vはコーナー部に隣接するロールとの接触点であり，本研究では木内ら[2), 3)]と同様に肩部と呼ぶことにする．C_SおよびC_Tは製品のコーナー部の高さおよび幅をそれぞれ表す．

Fig. 2.4に各成形ロールにより成形された素管の断面輪郭を示す．例としてt_0/D_0=3.4%と8.3%の場合を示す．Fig. 2.4(a)～(c)の正方形角管への再成形の場合，素



U, V : Contact points adjacent to corner zone.
Q : Intersection of vertical and horizontal lines passing through point U and V
t_S, t_T : Wall thickness at point U and V, respectively.
t, ρ_O^{-1}, ρ_I^{-1} : Wall thickness, outer curvature and inner curvature at peripheral distance S, respectively.

Fig. 2.3 Notation of geometrical factors representing cross-sectional shape of corner zone of formed pipe.

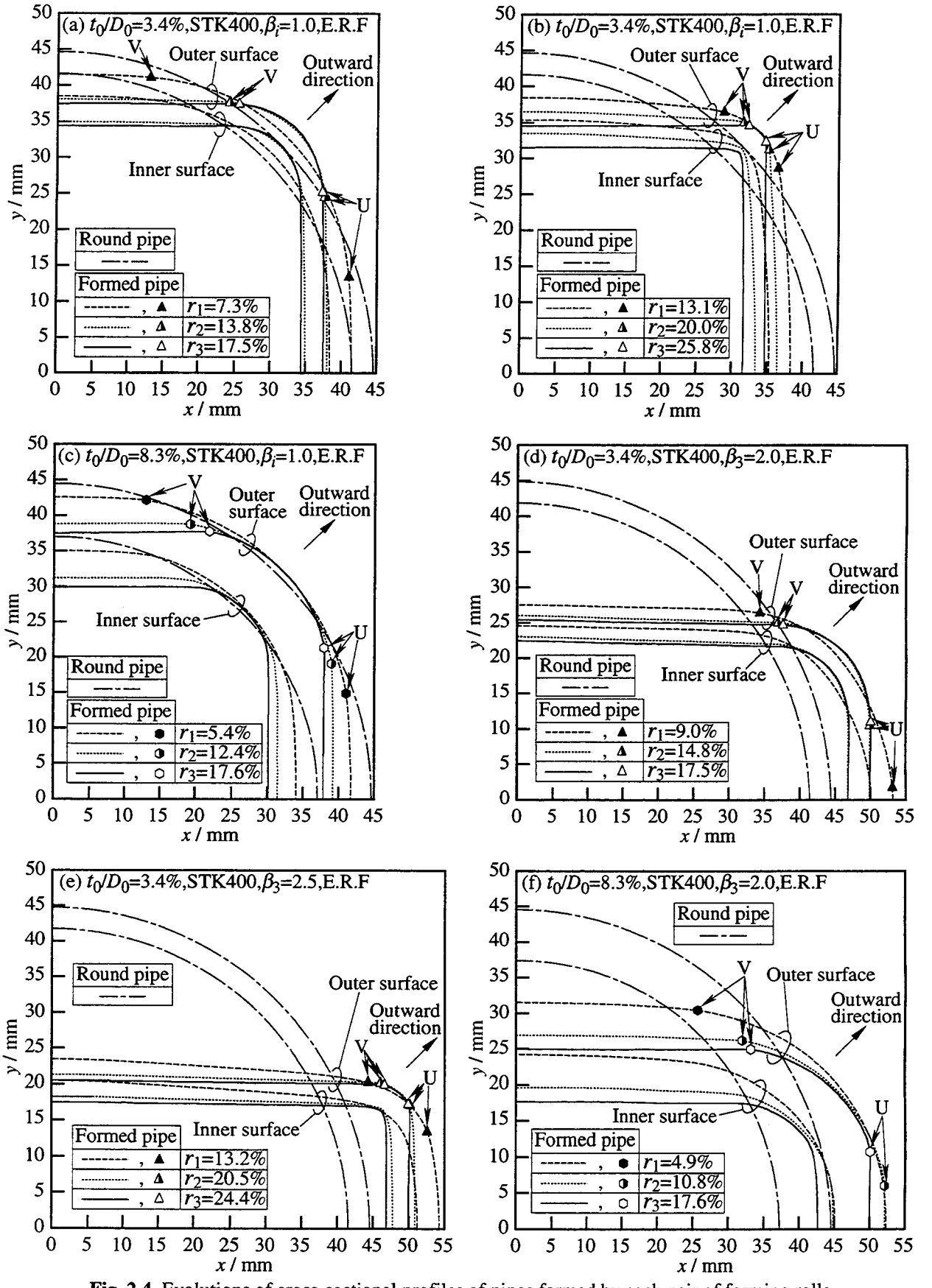


Fig. 2.4 Evolutions of cross-sectional profiles of pipes formed by each pair of forming rolls.

管はNo.1～No.3ロールにより各辺部が曲げ戻されるとともにコーナー部は曲げ変形が行われ，コーナー部中央付近の外表面は外側へ移動する．特にFig. 2.4(b)のr_1=13.1%のコーナー部中央付近の外側への移動はかなり大きい．しかしFig. 2.4(b)のr_2=20.0%およびr_3=25.8%ならびにFig. 2.4(c)の厚肉素管の場合では，その移動はかなり小さく，ほぼこの付近を中心にして素管の角化が行われており，外周長は次第に短くなることがわかる．またその場合，肩部の位置でコーナー部の曲げ変形が急激に行われていることがわかる．Fig. 2.4(d)～(f)の長方形角管への再成形の場合，素管はまずNo.1上・下ロールにより素管全体が偏平化され，No.2およびNo.3ロールにより角化の成形が行われる．正方形角管の場合と同様に，Fig. 2.4(e)のr_2=20.5%およびr_3=24.4%のコーナー部中央付近の外表面の移動はかなり少ない．またFig. 2.4(f)の厚肉素管の場合では，逆に内側への移動が見られる．厚肉素管の場合およびすでに大きいリダクションにより成形が行われている素管の場合では，さらに大きいリダクションによる成形が行われてもコーナー部中央付近は外側へ移動しないことがわかる．

Fig. 2.5に製品の断面輪郭に及ぼす縦横比(β_3)の影響を示す．例としてt_0/D_0=3.4%の場合を示す．β_3の増大とともに点Vのx座標(x_V)は増加し，点Uのy座標(y_U)は減少する．β_3が最大のβ_3=3.0の長辺部の形状は大きく内面側に凸となっており，大きなくぼみが発生している．辺部の平面度については２・３・６節で述べる．

Fig. 2.6に製品の断面輪郭に及ぼす初期肉厚(t_0)の影響を示す．例としてβ_3=1.0でr_3=17.5%およびr_3=25.8%，β_3=2.0でr_3=17.5%の場合を示す．いずれのリダクションの正方形および長方形角管の場合もt_0/D_0の減少とともにサイド側およびトップ側の肩部の位置(点Uおよび点V)はそれぞれのコーナー部の中央寄りに移動し，コーナー部の高さおよび幅は減少することがわかる．Fig. 2.6(c)の長方形角管の場合，点Vはt_0/D_0の減少とともに大きくコーナー部の中央寄りに移動するのに対し，点Uの移動はかなり小さい．すなわちコーナー部の高さはほぼ一定であるのに対しコーナー部の幅は大きく減少する．本研究ではコーナー部の幅＞コーナー部の高さの場合をコーナー部の長辺側へのだれと呼ぶことにする．逆にコーナー部の高さ＞コーナー部の幅の場合を短辺側へのだれと呼ぶ．

Fig. 2.7に製品の断面輪郭に及ぼすリダクション(r_3)の影響を示す．例として

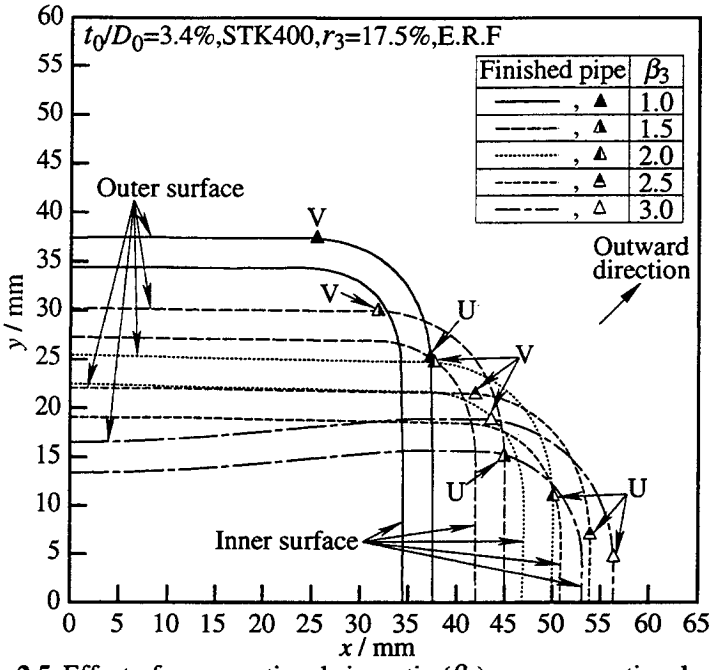


Fig. 2.5 Effect of cross-sectional size ratio (β_3) on cross-sectional profiles of finished pipes.

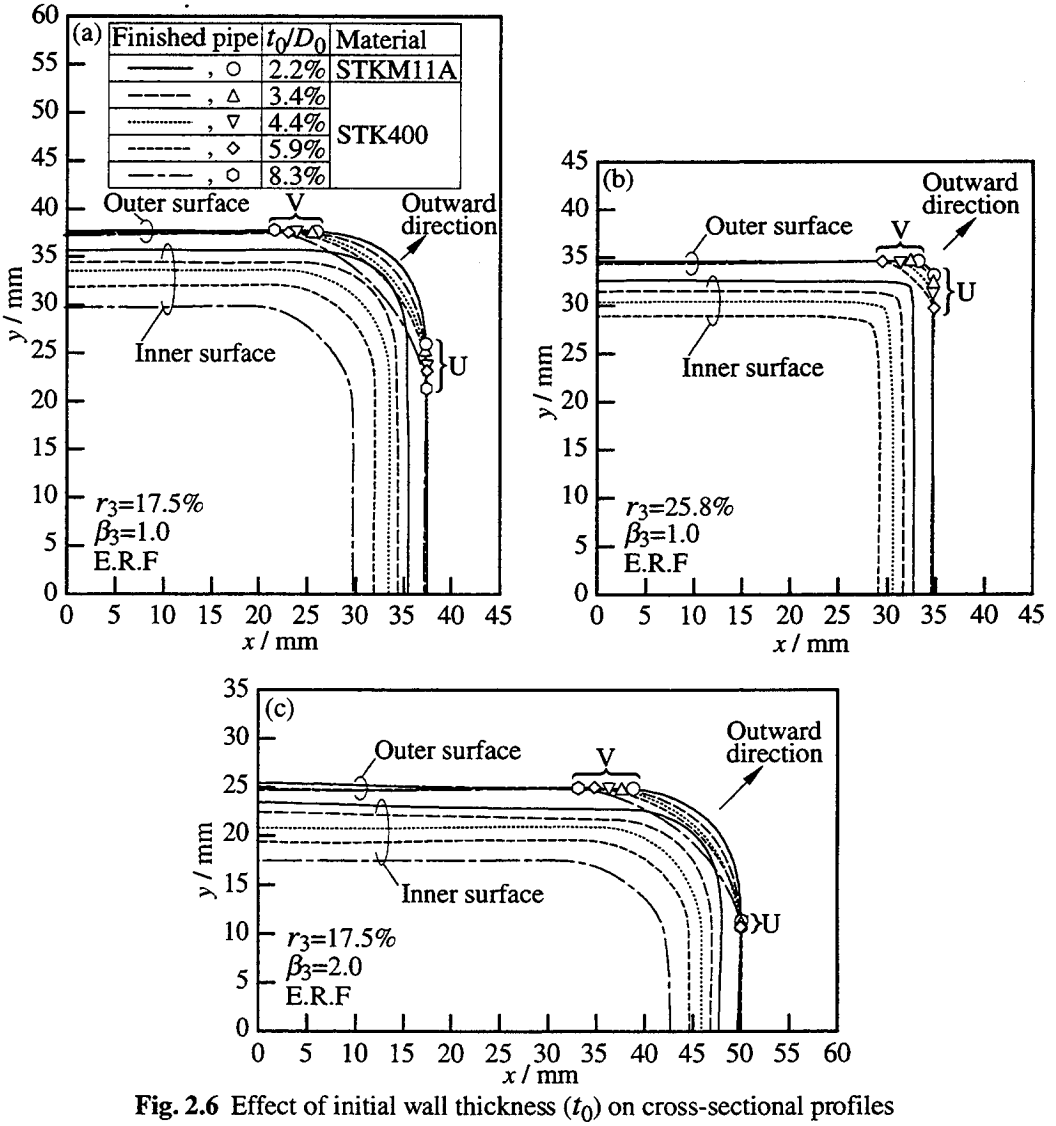


Fig. 2.6 Effect of initial wall thickness (t_0) on cross-sectional profiles of finished pipes.

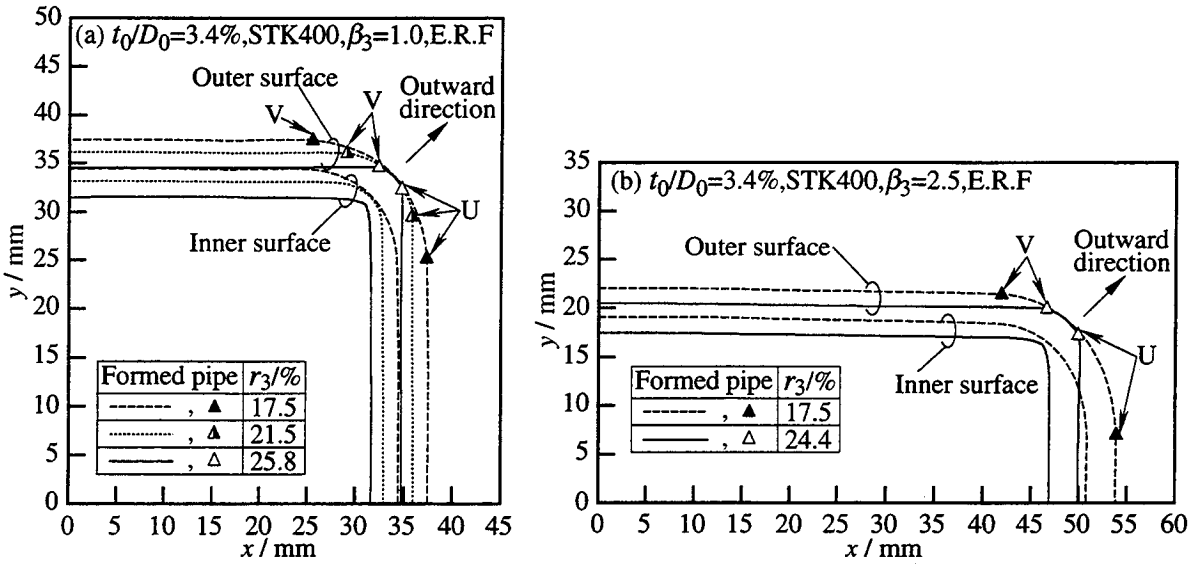


Fig. 2.7 Effect of peripheral reduction (r_3) on cross-sectional profile of finished pipe.

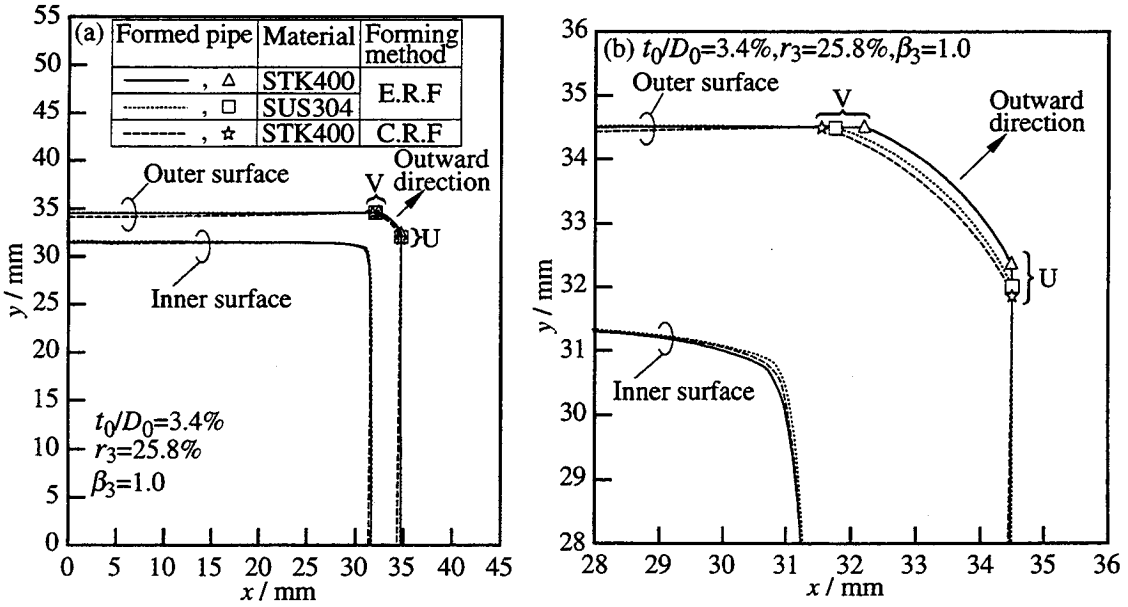


Fig. 2.8 Effects of mechanical property of original round pipe and forming method on cross-sectional profile of finished pipe.

t_0/D_0=3.4%でβ_3=1.0およびβ_3=2.5の場合を示す．いずれの場合もリダクションの増大とともに各肩部の位置(点Uおよび点V)はそれぞれのコーナー部の中央寄りに移動し，コーナー部の高さおよび幅は減少する．しかしコーナー部中央付近の外表面はリダクションが増大してもほぼ同様な位置にあり，コーナー部の外側への張り出しは見られない．それに対しコーナー部中央付近の内表面はリダクションの増大とともに内側へ移動しており，コーナー部の肉厚は急激に増加することがわかる．Fig. 2.7(b)のβ_3=2.5のコーナー部は，r_3=17.5%では短辺側へのだれ，r_3=24.4%では長辺側へのだれとなっており，だれの方向が異なっている．

Fig. 2.8に製品の断面輪郭に及ぼす機械的性質および成形方式の影響を示す．例としてr_3=25.8%の場合を示す．Fig. 2.8(b)にコーナー部の拡大図を示す．エクストロールフォーミング方式でSTK400の場合，各肩部の位置はSUS304の場合およびロールフォーミング方式の場合のそれらの位置よりそれぞれコーナー部の中央へ寄り，コーナー部中央の外表面は他の場合より外側に張り出す．またコーナー部中央の内表面はエクストロールフォーミング方式でSTK400の場合が最も内側に位置しており，この場合のコーナー部の肉厚増加は顕著であることがわかる．一方ロールフォーミングにより再成形された製品の辺部にはくぼみの発生が見られる．

２・３・２　製品のコーナー部の高さ(幅)

Fig. 2.9に正方形角管(製品)のリダクション(r_3)とコーナー部の相対高さ(C_S/t_0, C_SはFig. 2.3参照)の関係を示す．**Fig. 2.10**に製品断面の縦横比(β_3)とコーナー部の相対高さ(C_S/t_0)，相対幅(C_T/t_0, C_TはFig. 2.3参照)，相対平均高さ($(C_S+C_T)/(2t_0)$)

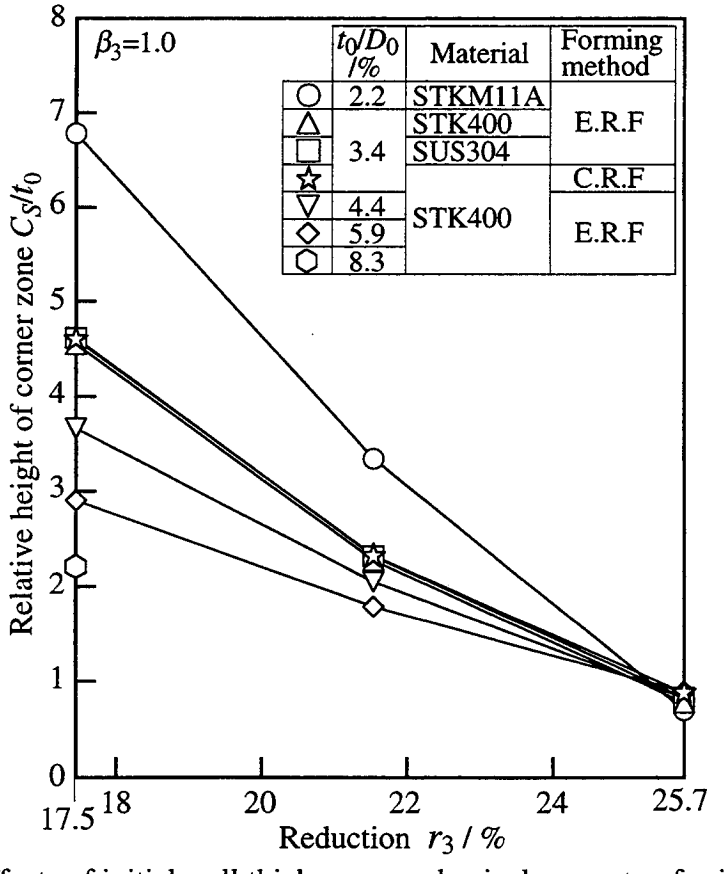


Fig. 2.9 Effects of initial wall thickness, mechanical property of original round pipe and forming method on relative height of corner zone (C_S/t_0) - reduction (r_3) relation of finished square pipe.

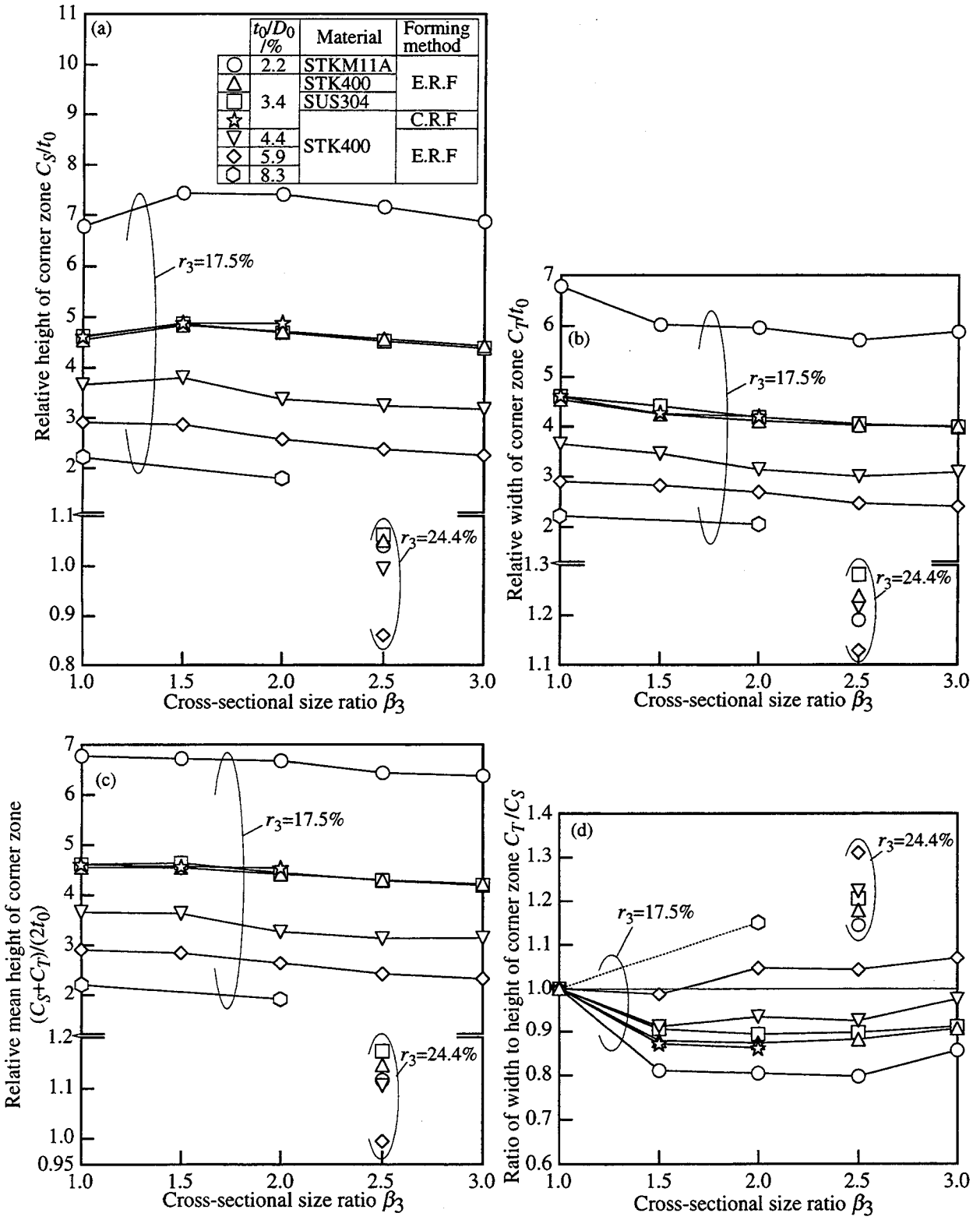


Fig. 2.10 Effects of initial wall thickness, mechanical property of original round pipe and forming method on height and width of corner zone – cross-sectional size ratio (β_3) relation of finished pipe.

およびC_T/C_Sの関係を示す．製品のコーナー部の相対高さ(幅)(C_S/t_0，C_T/t_0，$(C_S+C_T)/(2t_0)$)と成形条件との関係はつぎのようである．

まずリダクションr_3との関係では，正方形角管のコーナー部の相対高さはFig. 2.9に示すようにいずれのt_0/D_0の場合もr_3の増大とともに急激に減少する．またβ_3=2.5の長方形角管についてもFig. 2.10(a)～(c)に示すようにr_3=24.4%のコーナー部の相対高さ(幅)の値はいずれのt_0/D_0の場合もr_3=17.5%のそれらの値よりかなり小さくなっている．

つぎにt_0/D_0の関係では，正方形角管のコーナー部の相対高さはFig. 2.9に示すようにr_3=17.5%および21.5%の場合にはt_0/D_0の増大とともに減少する．しかしリダクションのかなり大きいr_3=25.8%の場合にはt_0/D_0の増大とともにやや増大する傾向が見られる．また長方形角管の場合についてはFig. 2.10(a)～(c)に示すようにr_3=17.5%の場合およびt_0/D_0≧3.4%におけるr_3=24.4%(β_3=2.5)の場合のコーナー部の相対高さ(幅)の値はt_0/D_0の増大とともに減少するが，r_3=24.4%(β_3=2.5)のt_0/D_0=2.2%のそれらの値はt_0/D_0=3.4%のそれらの値よりも小さい．

さらに素管材質との関係では，STK400の正方形角管のC_S/t_0および長方形角管の$(C_S+C_T)/(2t_0)$は，Fig. 2.9およびFig. 2.10(c)に示すようにいずれのr_3およびβ_3場合もSUS304のそれらの値よりやや小さい．これらの値と円管素管のn値(Table 1参照)との関係を示すと**Fig. 2.11**のようである．n値の小さい素管の方がコーナー部の外表面が外側に張り出す(Fig. 2.8参照)とともにコーナー部は小さく形成されることがわかる．

また成形方式との関係では，エクストロールフォーミング方式の正方形角管のC_S/t_0および長方形角管の$(C_S+C_T)/(2t_0)$は，Fig. 2.9およびFig. 2.10(c)に示すようにいずれのr_3およびβ_3場合もロールフォーミング方式のそれらの値よりやや小さい．エクストロールフォーミングの製品の長手方向ひずみ(ε_z)は，正方形角管の場合では**Fig. 2.12**に示すようにロールフォーミング方式のそれらの値より小さい値となる．また長方形角管(β_3≧1.5)の場合では**Fig. 2.13**に示すようにロールフォーミング方式では長手方向ひずみが伸びひずみ(ε_z>0)であるのに対しエクストロールフォーミング方式では縮みひずみ(ε_z<0)となっている．したがってエクストロールフォーミング方式では長手方向の拘束が強く，ロールフォーミング方式の場合よりコーナー部の外表面がより外側に張り出し(Fig. 2.8参照)，コーナー部は小さく

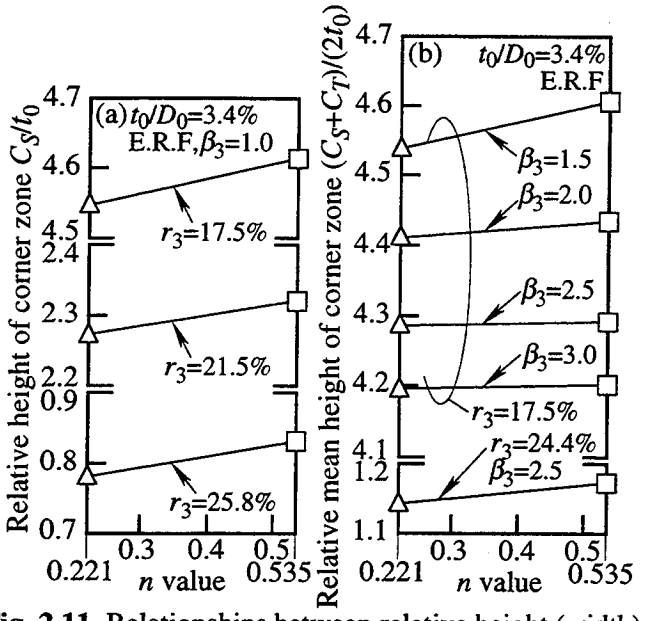


Fig. 2.11 Relationships between relative height (width) of corner zone (C_S/t_0, $(C_S+C_T)/(2t_0)$) of finished pipe and n value of original round pipe.

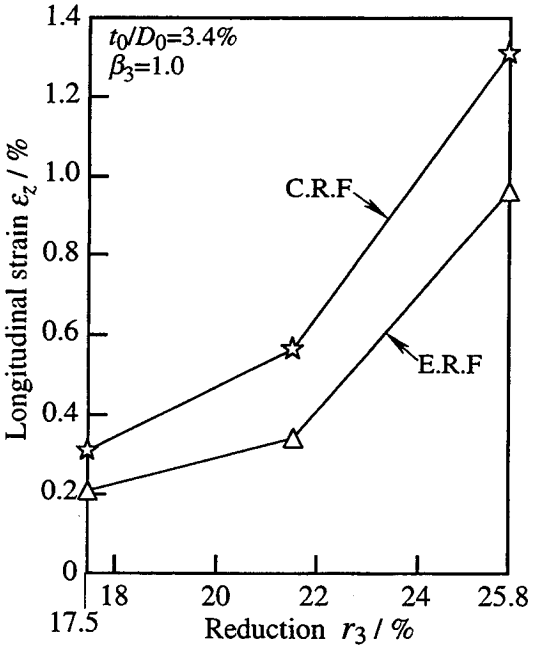


Fig. 2.12 Effect of forming method on longitudinal strain (ε_z) – reduction (r_3) relation of finished square pipe.

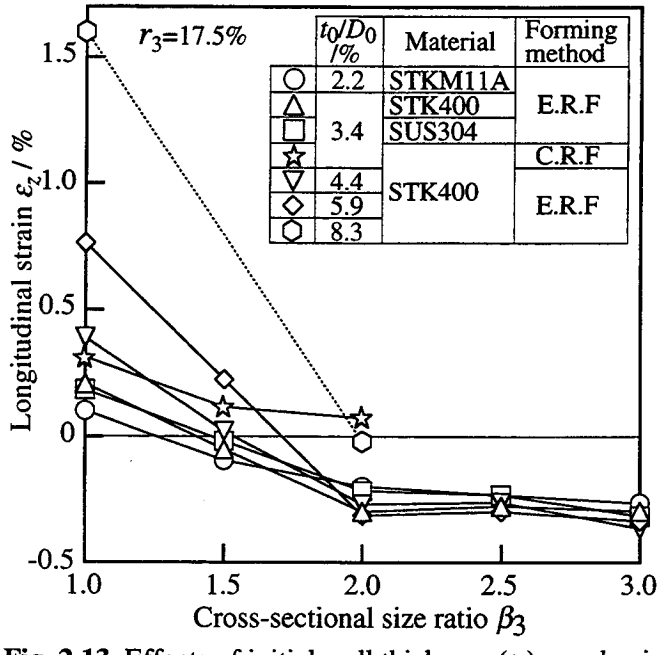


Fig. 2.13 Effects of initial wall thickness (t_0), mechanical property (n value) of original round pipe and forming method on longitudinal strain (ε_z) – cross-sectional size ratio (β_3) relation of finished pipe.

形成されると考えられる．

製品断面の縦横比β_3との関係ではつぎのような結果を得ている．r_3=17.5%におけるC_T/t_0および$(C_S+C_T)/(2t_0)$の値はFig. 2.10(b)および(c)に示すようにいずれのt_0/D_0の場合もβ_3の増大とともにやや減少する．C_S/t_0の値はFig. 2.10(a)に示すように

β_3=1.5ではいずれのt_0/D_0の場合もβ_3=1.0の場合よりもわずかに増大し，$\beta_3 \geqq 2.0$ではいずれのt_0/D_0の場合もβ_3の増大とともにやや減少する．$(C_S+C_T)/(2t_0)$の値がβ_3の増大とともに減少する理由は，Fig. 2.13に示すようにβ_3の増大とともに長手方向の伸び率が減少し長手方向の拘束が増大するためと考えられる．それによりβ_3の増大とともにコーナー部はやや小さく形成されると考えられる．r_3=17.5%の長方形角管($\beta_3 \geqq 1.5$)のC_T/C_Sの値はFig. 2.10(d)に示すようにt_0/D_0の増大とともに増大し，$t_0/D_0 \leqq 4.4$%のβ_3=1.5～3.0およびt_0/D_0=5.9%のβ_3=1.5の製品では$C_T < C_S$，t_0/D_0=8.3%のβ_3=2.0およびt_0/D_0=5.9%のβ_3=2.0～3.0の製品では$C_T > C_S$となる．またリダクションの大きいr_3=24.4%ではいずれのt_0/D_0の場合も$C_T > C_S$となっている．$C_T < C_S$および$C_T > C_S$はそれぞれコーナー部の短辺側および長辺側へのだれを意味しており，長方形角管のコーナー部はt_0/D_0およびリダクションの増大とともに短辺側へのだれから長辺側へのだれへと変化することがわかる．言い換えると**Fig. 2.14**に示すようにコーナー部の相対平均高さ$(C_S+C_T)/(2t_0)$の減少とともに短辺側へのだれか

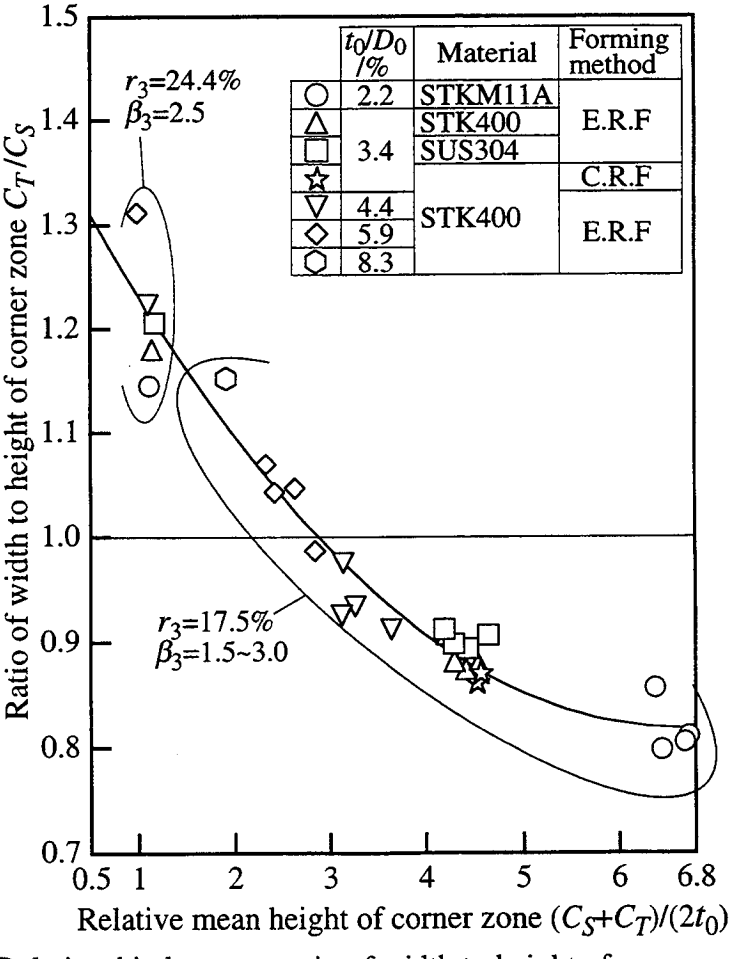


Fig. 2.14 Relationship between ratio of width to height of corner zone (C_T/C_S) and relative mean height of corner zone ($(C_S+C_T)/(2t_0)$) of finished rectangular pipe.

ら長辺側へのだれへと変化する．本研究範囲では$(C_S+C_T)/(2t_0)\geqq 2.84$の領域では$C_T<C_S$，$(C_S+C_T)/(2t_0)\leqq 2.64$の領域では$C_T>C_S$となっている．

2・3・3　製品のコーナー部の増肉率

Fig. 2.15に製品の増肉率($\ln(t/t_0)$)の周方向分布を示す．例としてβ_3=1.0および2.5の場合を示す．製品の肉厚は周方向の全領域で増肉となる．リダクションが大きいr_3=25.8%および24.4%の場合コーナー部(S_U/S_0～S_V/S_0の領域)の増肉はかなり顕著となる．本研究の製品ではFig. 2.15に示すように三山および二山の二種類の分布形態が観察されている．いずれの分布形態の場合も両肩部(S_U/S_0，S_V/S_0)で極大を示し，S_U/S_0における値をT_S，S_V/S_0における値をT_Tとする．またコーナー部中央で極大または極小となる値をT_Cとする．Fig. 2.15(a)の正方形角管では$T_S\fallingdotseq T_T$となっているが，Fig. 2.15(b)の長方形角管ではコーナー部のだれの影響により$T_S\neq T_T$となっている．

Fig. 2.16に正方形角管(製品)のリダクション(r_3)とT_CおよびT_Sの関係を示す．**Fig. 2.17**に製品の縦横比(β_3)とT_C，T_S，T_T，$(T_S+T_T)/2$およびT_T/T_Sの関係を示す．製品の増肉率(T_C，T_S，T_T，$(T_S+T_T)/2$)と成形条件との関係はつぎのようである．

まずリダクションとの関係では，正方形角管の増肉率はFig. 2.16に示すようにいずれのt_0/D_0の場合もr_3の増大とともに急激に増大する．またβ_3=2.5の長方形角管の場合についてもFig. 2.17(a)～(d)に示すようにr_3=24.4%の増肉率の値はいずれのt_0/D_0の場合もr_3=17.5%のそれらの値よりかなり大きい．

つぎにt_0/D_0の関係では，正方形角管の増肉率はFig. 2.16に示すようにr_3=17.5%および21.5%の場合にはt_0/D_0の増大とともに増大する．しかしリダクションのかなり大きいr_3=25.8%の場合にはt_0/D_0の増大とともに減少する傾向が見られる．また長方形角管の場合についてはFig. 2.17(a)～(d)に示すようにr_3=17.5%の場合および$t_0/D_0\geqq 3.4$%におけるr_3=24.4%(β_3=2.5)の場合の増肉率の値はt_0/D_0の増大とともに増大するが，r_3=24.4%(β_3=2.5)のt_0/D_0=2.2%のそれらの値はt_0/D_0=3.4%のそれらの値よりも大きい．これらの増肉率とt_0/D_0との関係は先に述べたコーナー部の相対高さ(幅)とt_0/D_0との関係に対して増減が全く逆の傾向となっており，コーナー部の相対高さ(幅)の減少とともに増肉率の値は増大する傾向となる．

さらに素管材質との関係では，STK400の正方形角管の増肉率および長方形角管

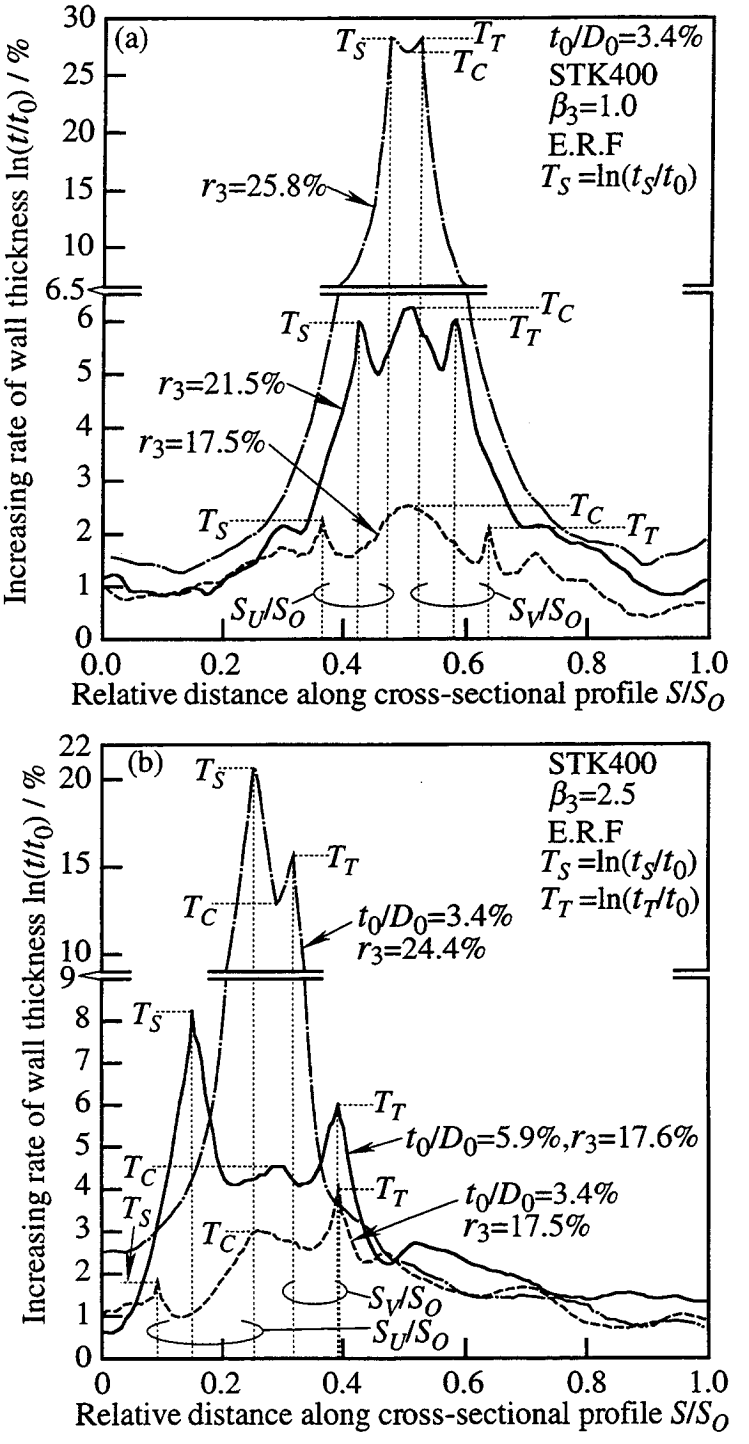


Fig. 2.15 Examples of peripheral distributions of increasing rate of wall thickness of finished square and rectangular pipes.

のT_C，(T_S+T_T)/2は，Fig. 2.16およびFig. 2.17(a)，(d)に示すようにいずれのr_3およびβ_3場合もSUS304のそれらの値よりやや大きい．この関係はr_3=24.4%および25.7%のリダクション大の場合に明瞭である．それらの値と円管素管のn値との関係を示すと**Fig. 2.18**のようである．n値の小さい素管の方がコーナー部は小さく形成

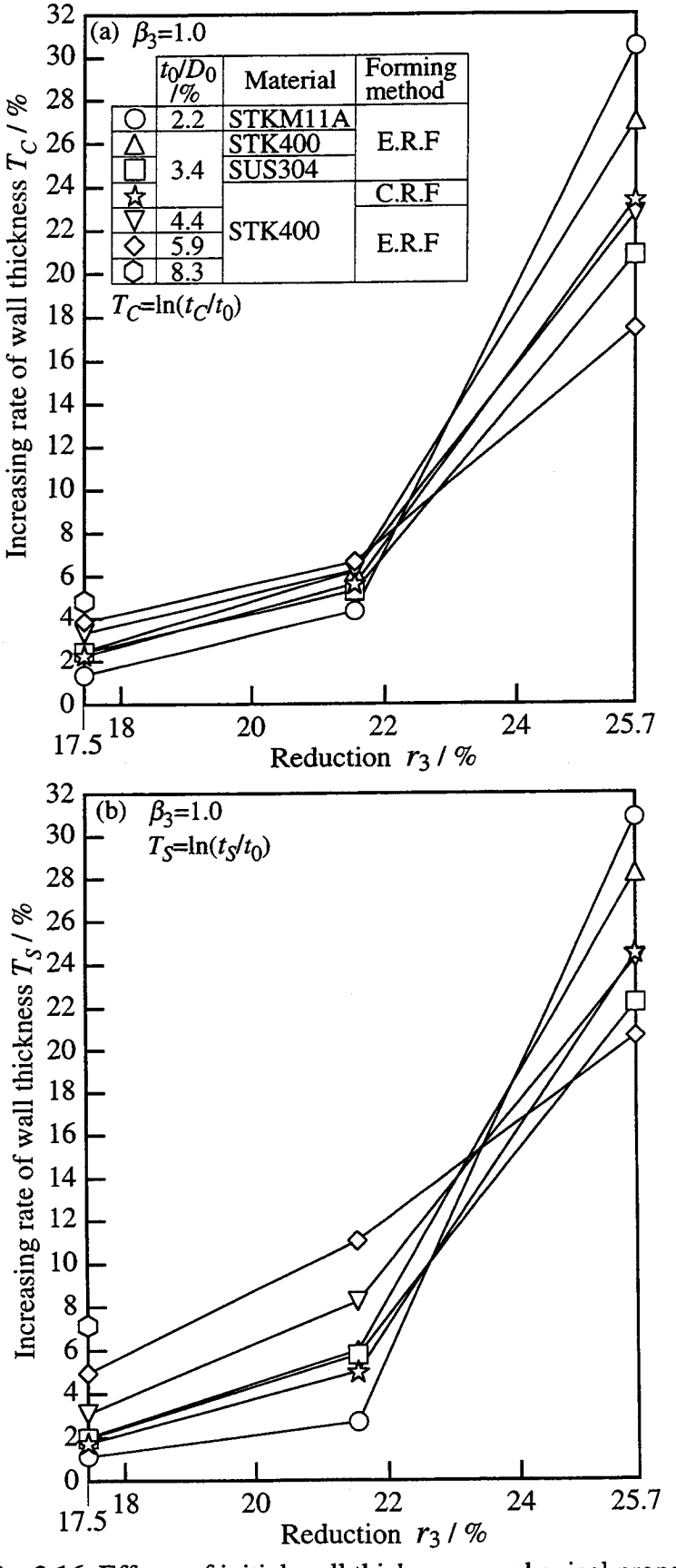


Fig. 2.16 Effects of initial wall thickness, mechanical property (n value) of original round pipe and forming method on increasing rate of wall thickness (T_C, T_S) – reduction (r_3) relation of finished square pipe.

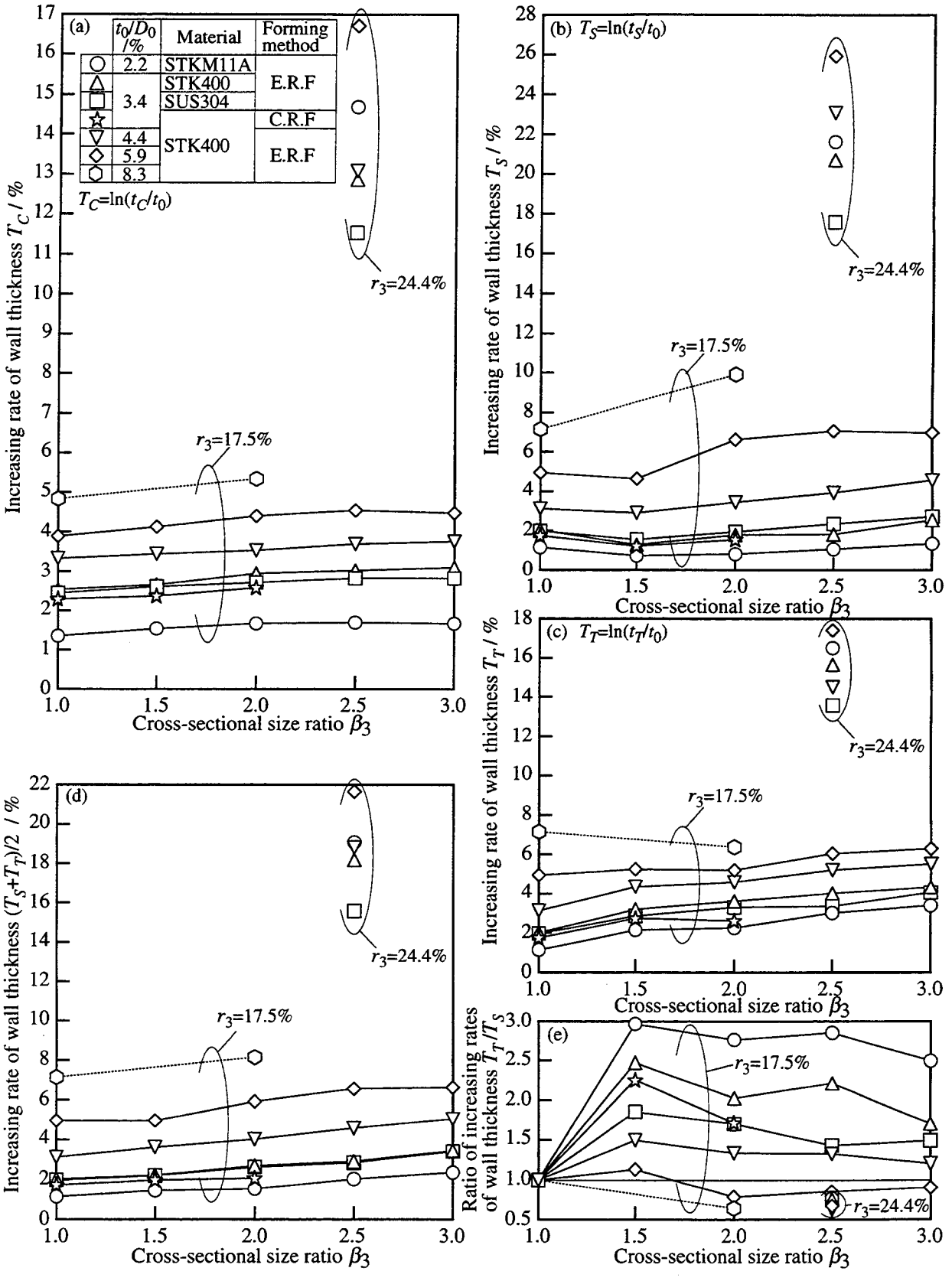


Fig. 2.17 Effects of initial wall thickness, mechanical property (n value) of original round pipe and forming method on increasing rates of wall thickness of corner zone – cross-sectional size ratio (β_3) relation of finished pipe.

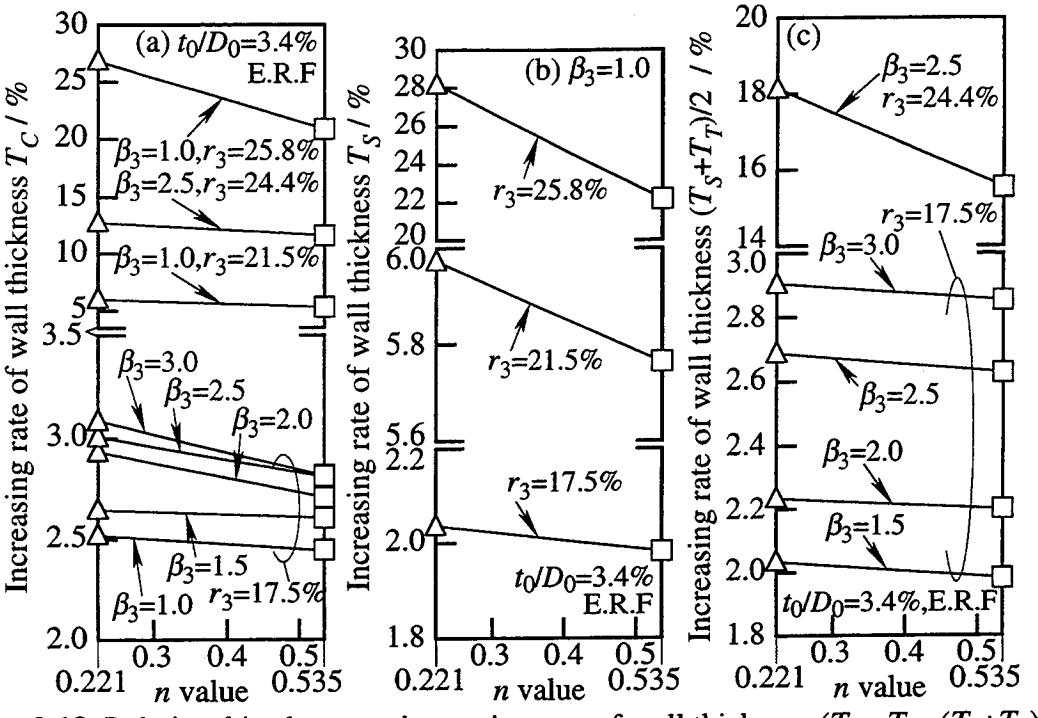


Fig. 2.18 Relationships between increasing rate of wall thickness (T_C, T_S, $(T_S+T_T)/2$) of corner zone of finished pipe and n value of original round pipe.

される(Fig. 2.11参照)とともにコーナー部は増肉することがわかる．小野田[43]は電縫管のフィンパス成形において素板の応力比σ_e(降伏応力)／$\bar{\sigma}_{0.2}$(相当ひずみ$\bar{\varepsilon}$=0.2における変形抵抗)(降伏比と略記)の増大とともに板縁近傍の増肉率の最大値は増大することを示しているが，この場合も降伏比の増大とともには，n値の減少とともに，と言い換えることができる．

また成形方式との関係では，エクストロールフォーミング方式の製品の増肉率は，Fig. 2.16およびFig. 2.17(a)～(d)に示すようにいずれのr_3およびβ_3場合もロールフォーミング方式のそれらの値よりやや大きい．これはエクストロールフォーミングでは長手方向の伸び率が小さく(Fig. 2.12参照)，長手方向の拘束が強いためである．この関係はr_3=25.8%のリダクション大の場合に明瞭である．

以上の製品の増肉率と成形条件との関係は，2・3・2節で述べたコーナー部の相対高さおよび相対幅(C_S/t_0, C_T/t_0, $(C_S+C_T)/(2t_0)$, C_T/C_S)と成形条件との関係に対して増減が全く逆の傾向となっている．製品のコーナー部の相対平均高さ($(C_S+C_T)/(2t_0)$)と増肉率(T_C, T_S)との関係を**Fig. 2.19(a)**および**(b)**に示す．すなわち製品のT_CおよびT_Sは$(C_S+C_T)/(2t_0)$の減少とともに急激に増大することがわかる．それとともに増肉率の周方向の分布形態は三山から二山に変化する．本研究範囲で

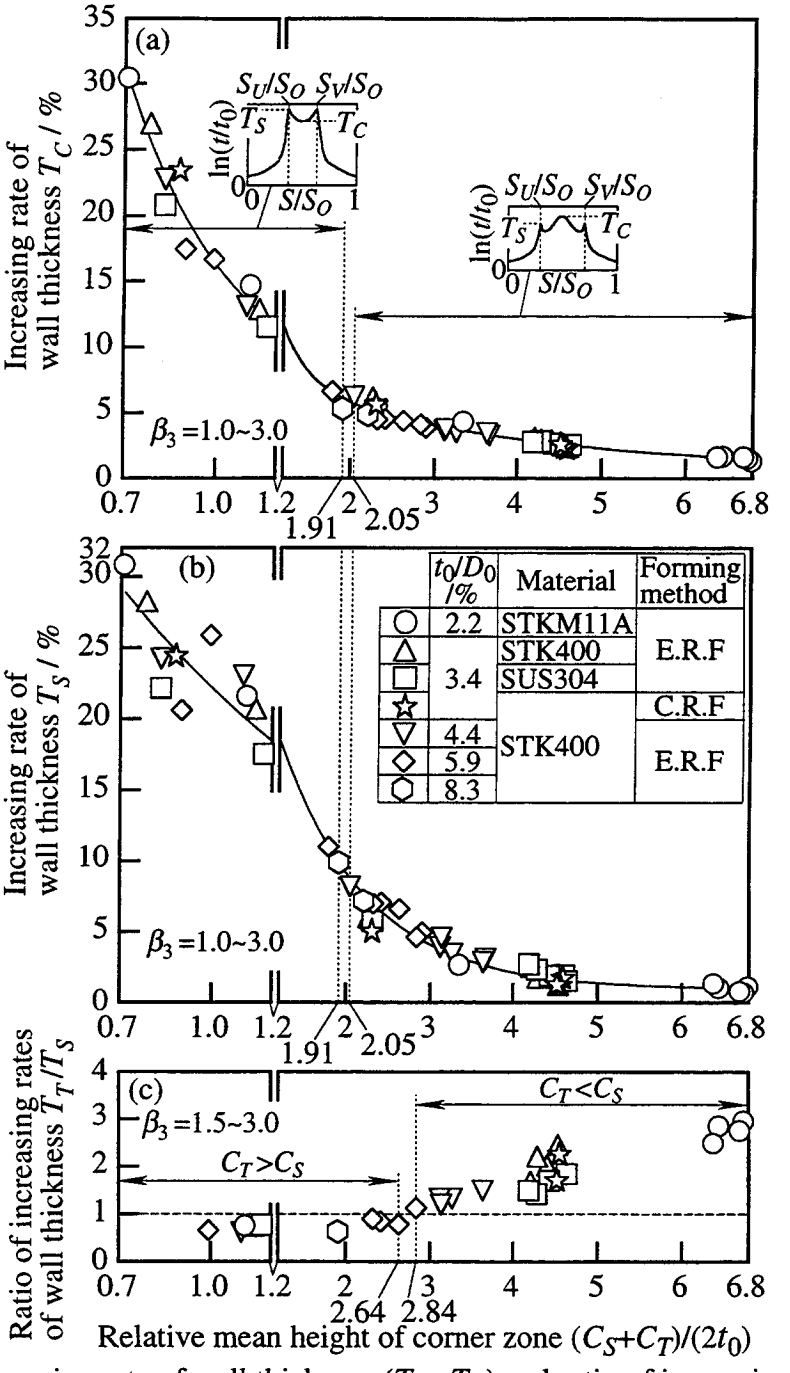


Fig. 2.19 Increasing rate of wall thickness (T_C, T_S) and ratio of increasing rates of wall thickness (T_T/T_S) versus relative mean height of corner zone ($(C_S+C_T)/(2t_0)$) for finished pipe.

は，$(C_S+C_T)/(2t_0)\geqq 2.05$の領域では三山，$(C_S+C_T)/(2t_0)\leqq 1.91$の領域では二山の分布形態となっている．

製品断面の縦横比β_3との関係ではつぎのような結果を得ている．r_3=17.5%におけるT_C，T_Tおよび$(T_S+T_T)/2$の値はFig. 2.17(a)，(c)および(d)に示すようにいずれのt_0/D_0の場合もβ_3の増大とともにやや増大する．T_Sの値は，Fig. 2.10(b)に示すように

β_3=1.5ではいずれのt_0/D_0の場合も短辺部側へのだれが発生するためβ_3=1.0の場合よりもわずかに減少し，$\beta_3 \geqq 2.0$ではだれの方向とは無関係にいずれのt_0/D_0の場合もβ_3の増大とともにやや増大する．T_Cおよび$(T_S+T_T)/2$の値がβ_3の増大とともに増大する理由は，Fig. 2.13に示すようにβ_3の増大とともに長手方向の伸び率が減少し，長手方向の拘束が増大するためである．r_3=17.5%の長方形角管($\beta_3 \geqq 1.5$)のT_T/T_Sの値はFig. 2.17(e)に示すようにt_0/D_0の増大とともに減少し，$t_0/D_0 \leqq 4.4$%のβ_3=1.5～3.0およびt_0/D_0=5.9%のβ_3=1.5の製品では$T_T > T_S$，t_0/D_0=8.3%のβ_3=2.0およびt_0/D_0=5.9%のβ_3=2.0～3.0の製品では$T_T < T_S$となる．またリダクションの大きいr_3=24.4%ではいずれのt_0/D_0の場合も$T_T < T_S$となっている．コーナー部のだれ(C_T/C_S)とT_T/T_Sとの関係を**Fig. 2.19(c)**にを示す．短辺側へのだれが発生する$(C_S+C_T)/(2t_0) \geqq 2.84$の領域では$T_T > T_S$となり，長辺側へのだれが発生する$(C_S+C_T)/(2t_0) \leqq 2.64$の領域では逆に$T_T < T_S$となることがわかる．

2・3・4　製品のコーナー部の外曲率半径・内曲率半径

Fig. 2.20に製品の外曲率(ρ_O^{-1})の周方向分布を示す．例としてβ_3=1.0および2.5の場合を示す．曲率の正負は断面輪郭が外側に凸の場合を正，その逆の場合を負とする(Fig. 2.3参照)．リダクションが大きいr_3=25.8%および24.4%の場合コーナー部(S_U/S_0～S_V/S_0の領域)の外曲率は大きくなる．特に肩部(S_U/S_0およびS_V/S_0の位置)における外曲率はかなり大きい．本研究の製品ではFig. 2.20に示すように三山および二山の二種類の分布形態が観察されており，増肉率の分布形態と同様である(Fig. 2.15参照)．いずれの分布形態の場合も両肩部で極大を示し，S_U/S_0における値をρ_{OS}^{-1}，S_V/S_0における値をρ_{OT}^{-1}とする．またコーナー部中央で極大または極小となる値をρ_{OC}^{-1}とする．Fig. 2.20(a)の正方形角管では$\rho_{OS}^{-1} \fallingdotseq \rho_{OT}^{-1}$となっているが，Fig. 2.20(b)の長方形角管ではコーナー部のだれの影響により$\rho_{OS}^{-1} \neq \rho_{OT}^{-1}$となっている．

Fig. 2.21に製品の内曲率(ρ_I^{-1})の周方向分布を示す．例としてβ_3=1.0および2.5の場合を示す．リダクションが大きいr_3=25.8%および24.4%の場合コーナー部(S_U/S_0～S_V/S_0の領域)の中央の内曲率はかなり大きくなる．本研究の製品ではFig. 2.21に示すように三山，二山および一山の三種類の分布形態が観察されている．三山および二山の内曲率分布においてS_U/S_0，S_V/S_0の各肩部の位置からややコーナー中央へ寄った位置でそれぞれ極大となる(このことについては2・3・5節で詳述する)値

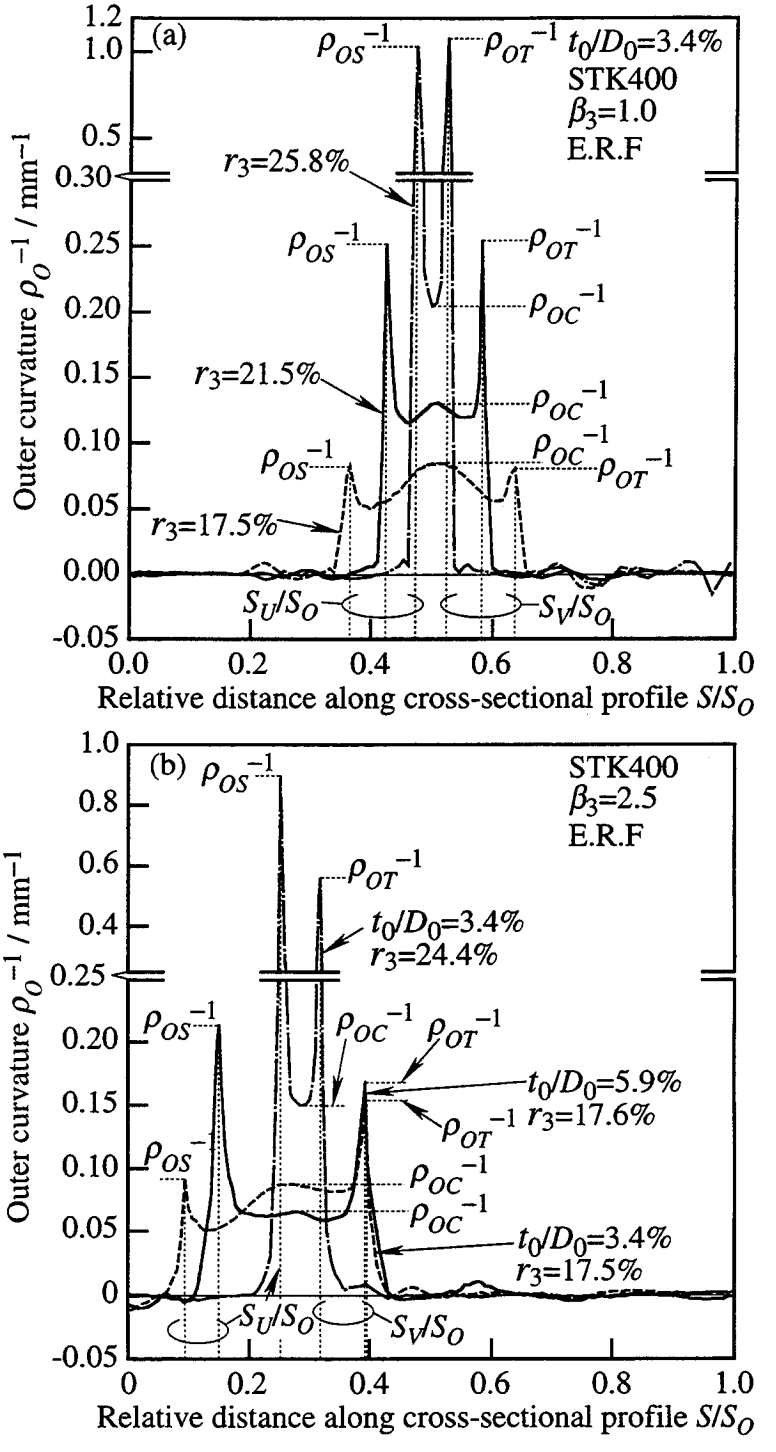


Fig. 2.20 Examples of peripheral distributions of outer curvature of finished square and rectangular pipes.

をρ_{IS}^{-1}およびρ_{IT}^{-1}とする．またコーナー部中央で極大または極小となる値をρ_{IC}^{-1}とする．三山および二山の内曲率分布においてFig. 2.21(a)の正方形角管では$\rho_{IS}^{-1} \fallingdotseq \rho_{IT}^{-1}$となっているが，Fig. 2.21(b)の長方形角管ではコーナー部のだれの影響により$\rho_{IS}^{-1} \neq \rho_{IT}^{-1}$となっている．

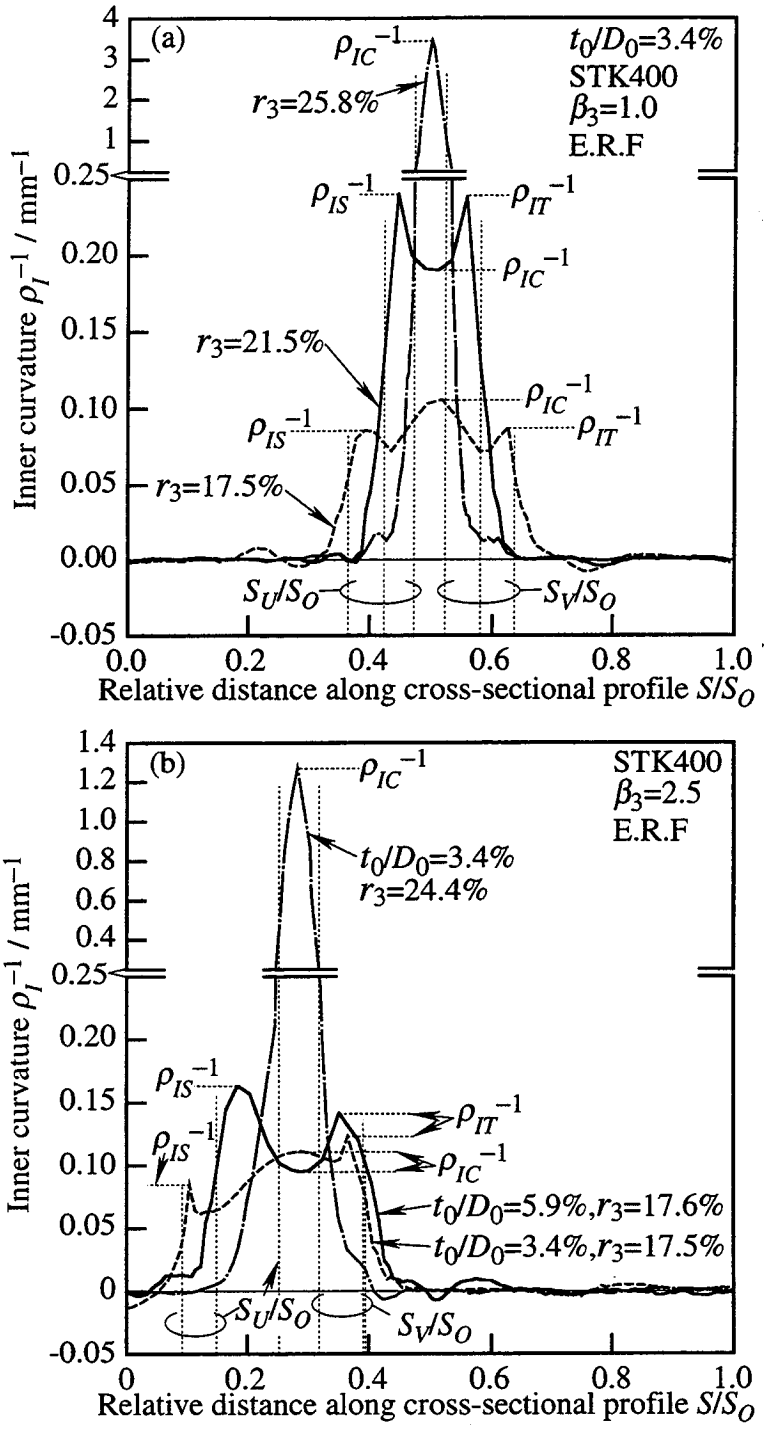


Fig. 2.21 Examples of peripheral distributions of inner curvature of finished square and rectangular pipes.

本研究ではコーナー部の外面側および内面側の曲がり具合を一般にρ_O/t_0およびρ_I/t_0の無次元量によりそれぞれ表し，これらを相対外曲率半径および相対内曲率半径とそれぞれ呼ぶことにする．**Fig. 2.22**に正方形角管(製品)のリダクション(r_3)とρ_{OC}/t_0およびρ_{OS}/t_0の関係を示す．**Fig. 2.23**に正方形角管(製品)のリダクション(r_3)

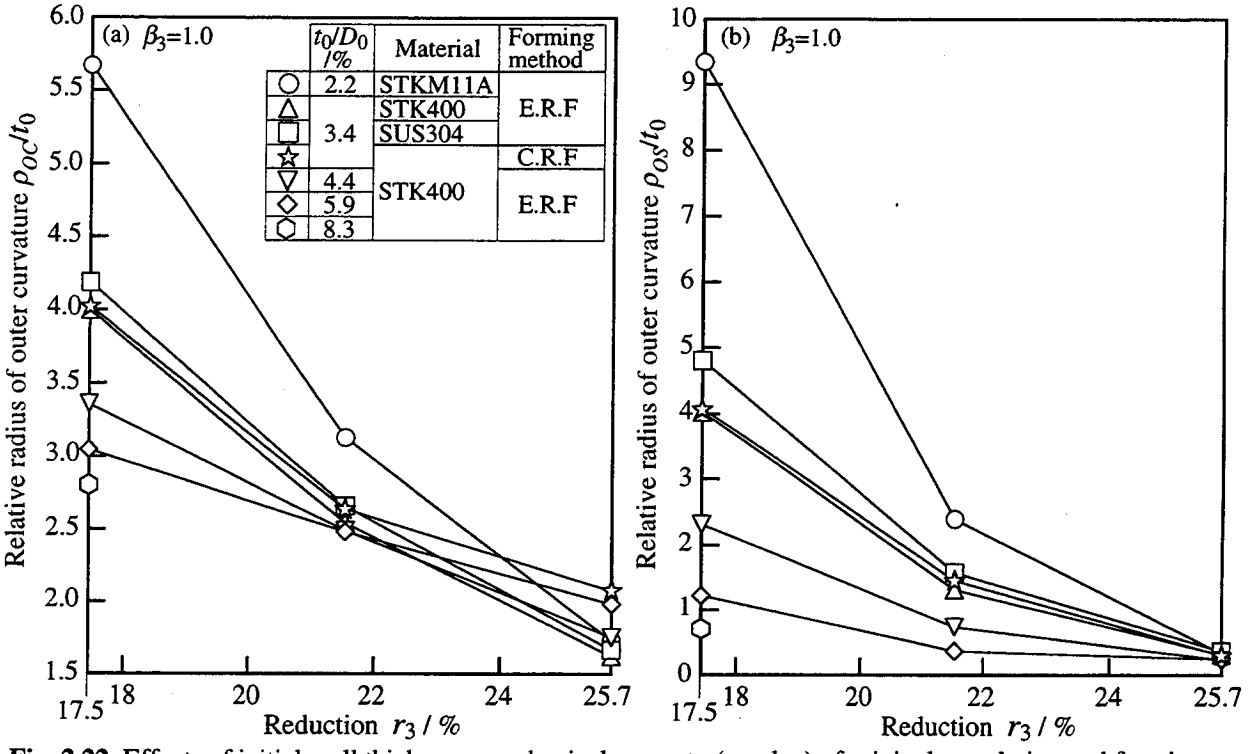


Fig. 2.22 Effects of initial wall thickness, mechanical property (n value) of original round pipe and forming method on relative radius of outer curvature (ρ_{OC}/t_0, ρ_{OS}/t_0) - reduction (r_3) relation of finished square pipe.

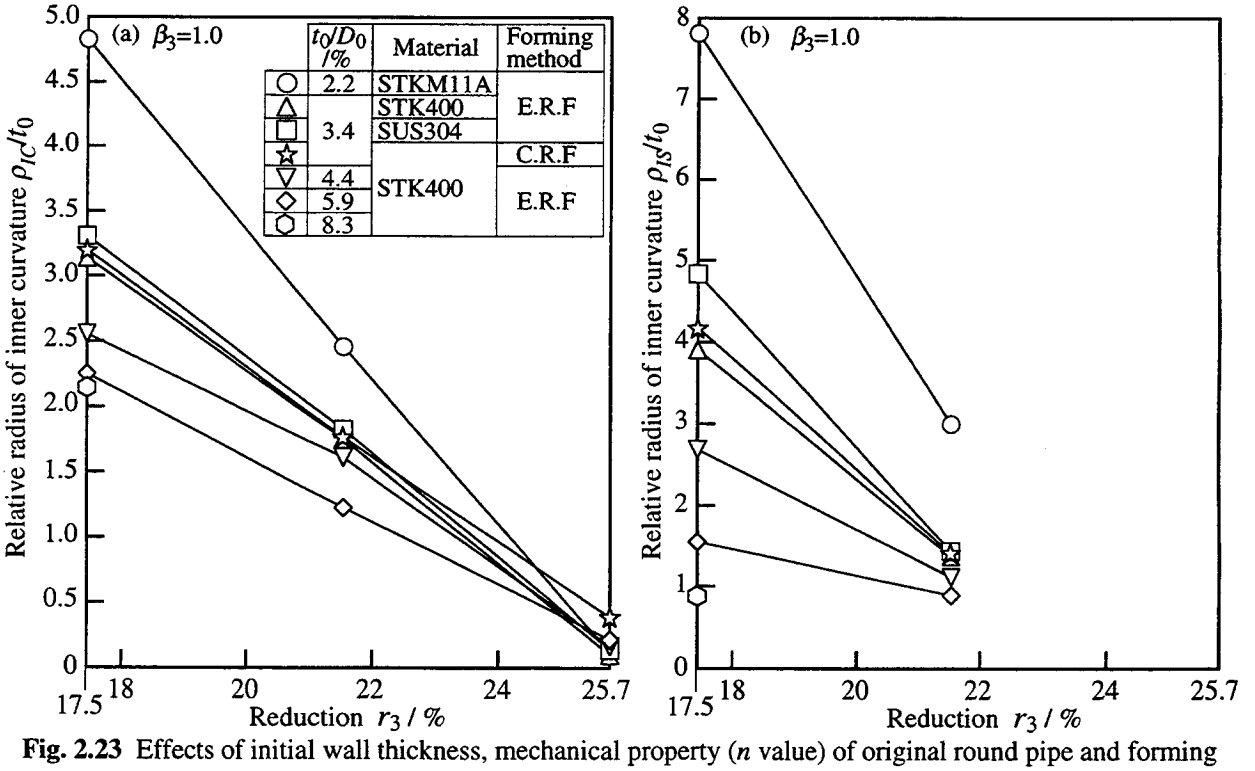


Fig. 2.23 Effects of initial wall thickness, mechanical property (n value) of original round pipe and forming method on relative radius of inner curvature (ρ_{IC}/t_0, ρ_{IS}/t_0) - reduction (r_3) relation of finished square pipe.

とρ_{IC}/t_0およびρ_{IS}/t_0の関係を示す．**Fig. 2.24**に製品の縦横比(β_3)とρ_{OC}/t_0，ρ_{OS}/t_0，ρ_{OT}/t_0，$(\rho_{OS}+\rho_{OT})/(2t_0)$および$\rho_{OT}/\rho_{OS}$の関係を示す．**Fig. 2.25**に製品の縦横比(β_3)とρ_{IC}/t_0，ρ_{IS}/t_0，ρ_{IT}/t_0，$(\rho_{IS}+\rho_{IT})/(2t_0)$および$\rho_{IT}/\rho_{IS}$の関係を示す．製品の相対外曲

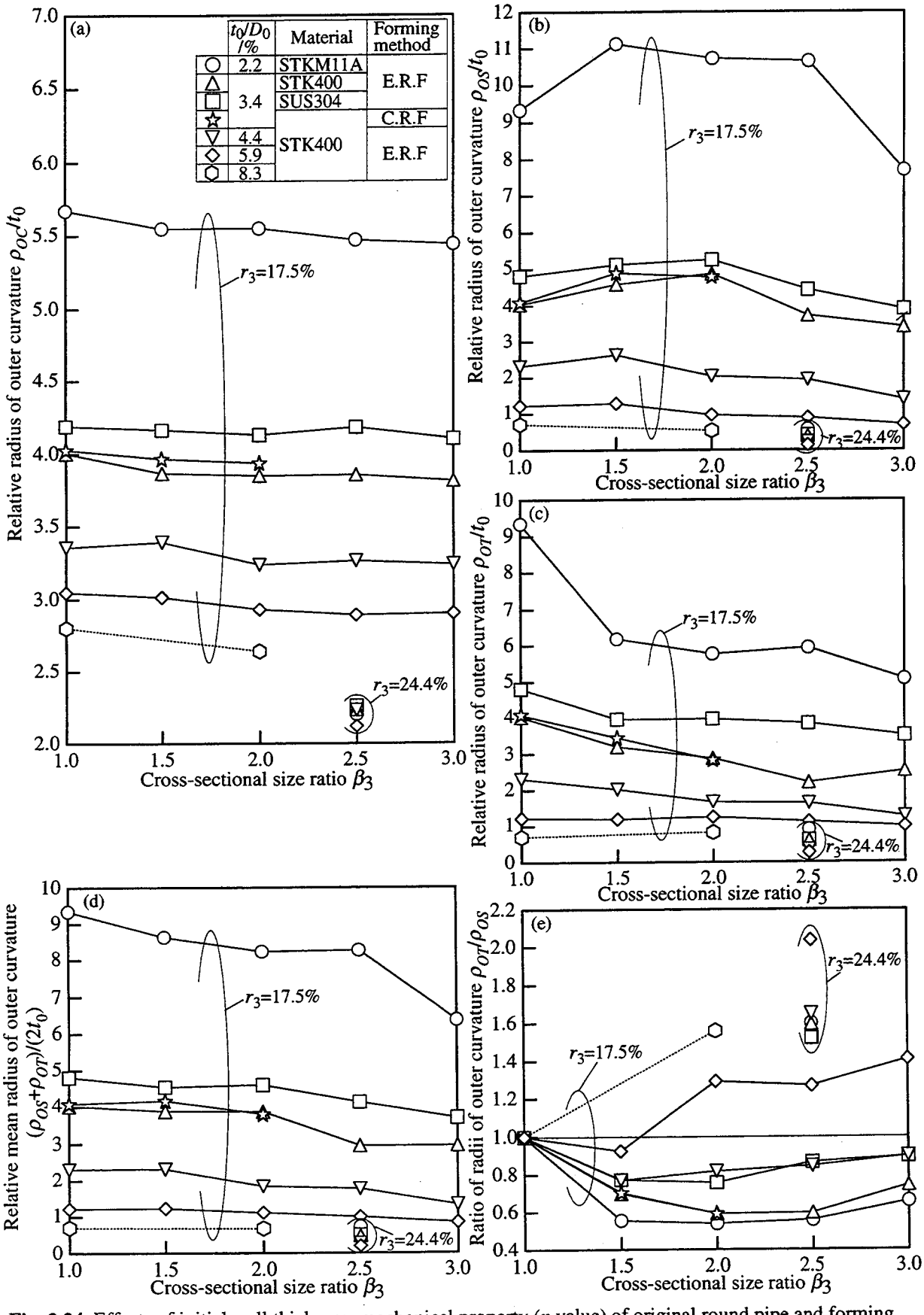


Fig. 2.24 Effects of initial wall thickness, mechanical property (n value) of original round pipe and forming method on radii of outer curvature of corner zone – cross-sectional size ratio (β_3) relation of finished pipe.

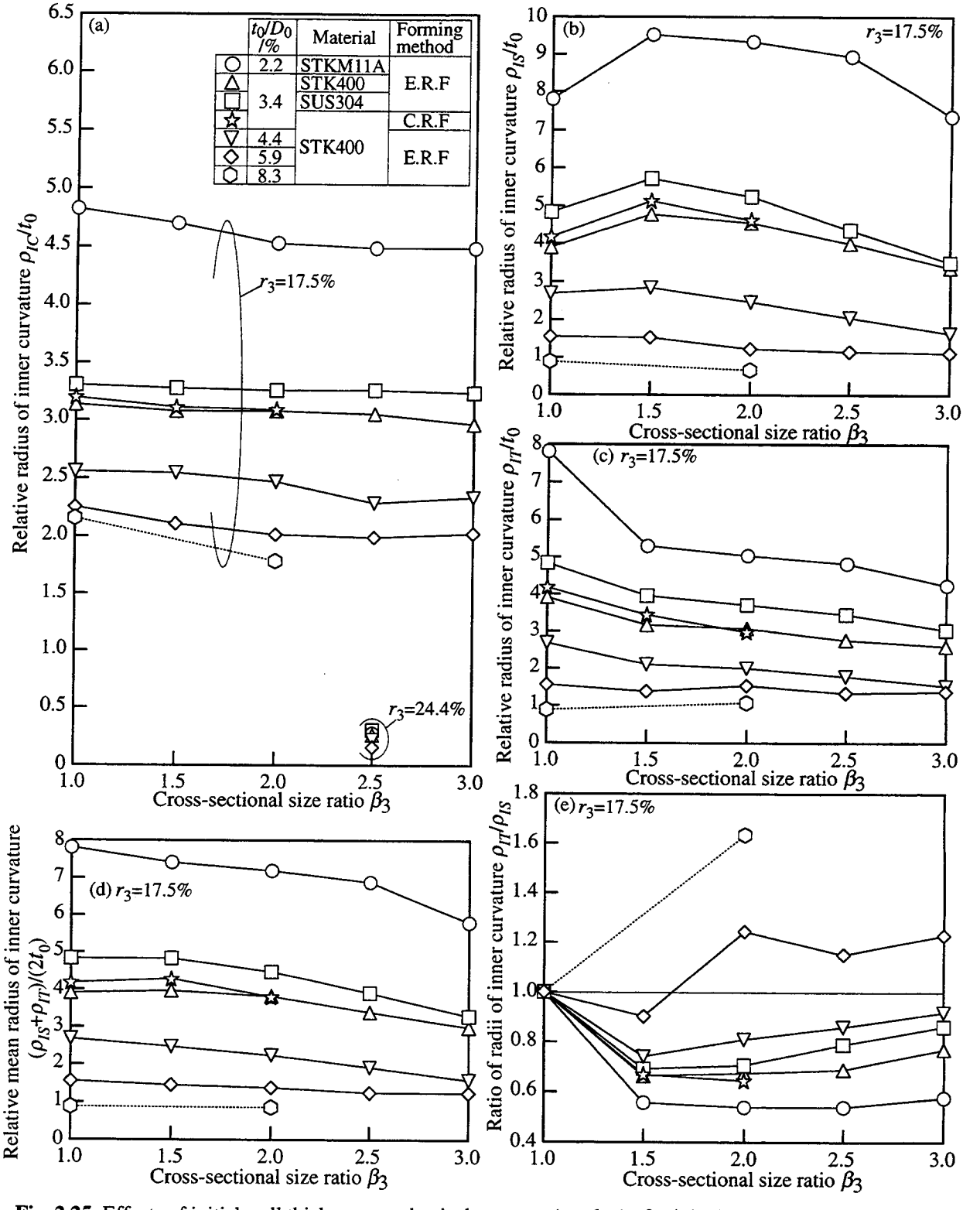


Fig. 2.25 Effects of initial wall thickness, mechanical property (n value) of original round pipe and forming method on radii of inner curvature of corner zone – cross-sectional size ratio (β_3) relation of finished pipe.

率半径(ρ_{OC}/t_0, ρ_{OS}/t_0, ρ_{OT}/t_0, $(\rho_{OS}+\rho_{OT})/(2t_0)$)および相対内曲率半径($\rho_{IC}/t_0$, ρ_{IS}/t_0, ρ_{IT}/t_0, $(\rho_{IS}+\rho_{IT})/(2t_0)$)と成形条件との関係はつぎのようである．

まずリダクションとの関係では，正方形角管の両相対曲率半径はFig. 2.22および

Fig. 2.23に示すようにいずれのt_0/D_0の場合もr_3の増大とともに急激に減少する．またβ_3=2.5の長方形角管の場合についてもFig. 2.24(a)～(d)およびFig. 2.25(a)に示すようにr_3=24.4%の相対外曲率半径およびρ_{IC}/t_0の値はいずれのt_0/D_0の場合もr_3=17.5%のそれらの値よりかなり小さい．

つぎにt_0/D_0の関係では，正方形角管の両相対曲率半径はFig. 2.22およびFig. 2.23に示すようにr_3=17.5%および21.5%の場合にはt_0/D_0の増大とともに減少する．しかしリダクションの大きいr_3=25.8%の場合には相対外曲率半径およびρ_{IC}/t_0に及ぼすt_0/D_0の影響はかなり小さくなっている．また長方形角管の場合についてもFig. 2.24(a)～(d)およびFig. 2.25(a)～(d)に示すようにr_3=17.5%の両相対曲率半径の値はt_0/D_0の増大とともに減少するが，リダクションの大きいr_3=24.4%(β_3=2.5)の場合には相対外曲率半径およびρ_{IC}/t_0に及ぼすt_0/D_0の影響はかなり小さい．

さらに素管材質との関係では，STK400の両相対曲率半径は，Fig. 2.23～Fig. 2.25に示すようにいずれのr_3およびβ_3場合もSUS304のそれらの値より小さい．この関係はr_3=17.5%リダクション小の場合に明瞭である．それらの値と素管のn値との関係を示すと**Fig. 2.26**および**Fig. 2.27**のようである．両相対曲率半径は素管のn値の増大とともに増大することがわかる．これはn値が大きな素管ではスプリングバックが大きいためである．

また成形方式との関係では，エクストロールフォーミング方式の製品の両相対曲率半径は，Fig. 2.20およびFig. 2.21(a)～(d)に示すようにいずれのr_3およびβ_3場合もロールフォーミング方式のそれらの値よりやや小さい．この関係はリダクション大のr_3=25.8%の場合のρ_{OC}/t_0およびρ_{IC}/t_0の値において明瞭である．エクストロールフォーミング方式ではコーナー部の大きさは小さく形成される(Fig. 2.8参照)とともにコーナー部中央の内・外曲率半径は小さくなることがわかる．

以上の製品の両相対曲率半径と成形条件との関係は，2・3・2節で述べたコーナー部の相対高さおよび相対幅(C_S/t_0，C_T/t_0，$(C_S+C_T)/(2t_0)$，C_T/C_S)と成形条件との関係と同様な傾向となっている．製品のコーナー部の相対平均高さ($(C_S+C_T)/(2t_0)$)と相対外曲率半径(ρ_{OC}/t_0，ρ_{OS}/t_0)との関係を**Fig. 2.28(a)**および**(b)**に示す．製品の$(C_S+C_T)/(2t_0)$の減少とともにρ_{OC}/t_0の値はほぼ単調に減少し，ρ_{OS}/t_0の値は急激に減少することがわかる．またそれとともに外曲率の周方向の分布形態は三山から二山へと変化する．本研究範囲では，$(C_S+C_T)/(2t_0)\geqq 2.05$の領域では三山，

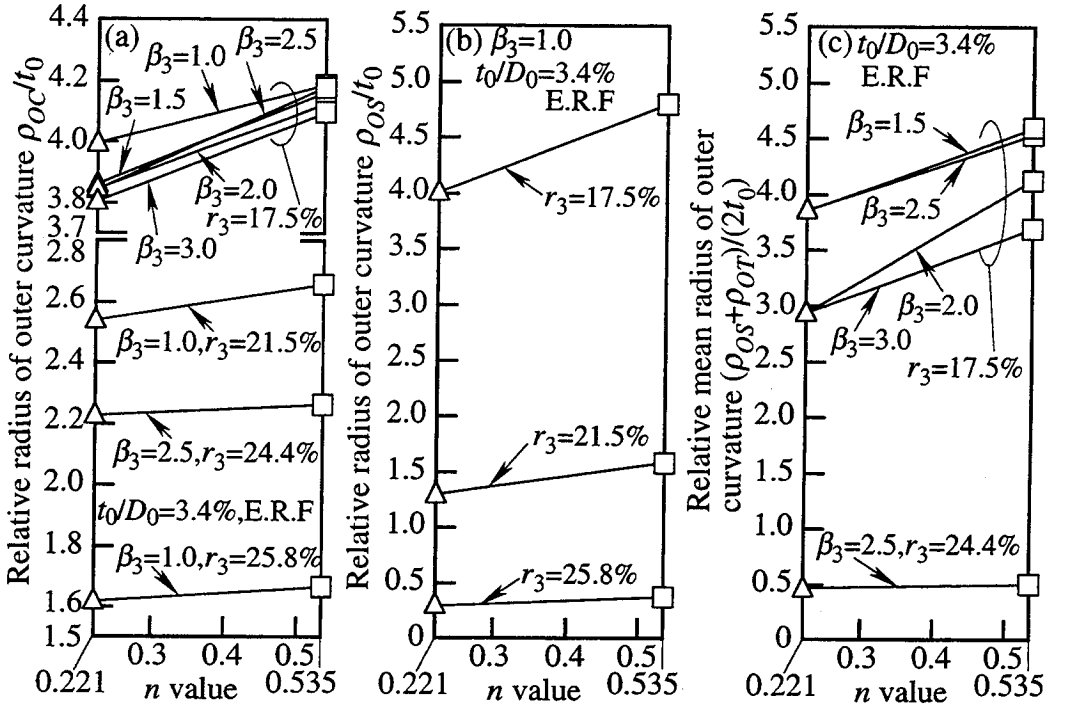


Fig. 2.26 Relationships between relative radius of outer curvature (ρ_{OC}/t_0, ρ_{OS}/t_0, $(\rho_{OS}+\rho_{OT})/(2t_0)$) of corner zone of finished pipe and n value of original round pipe.

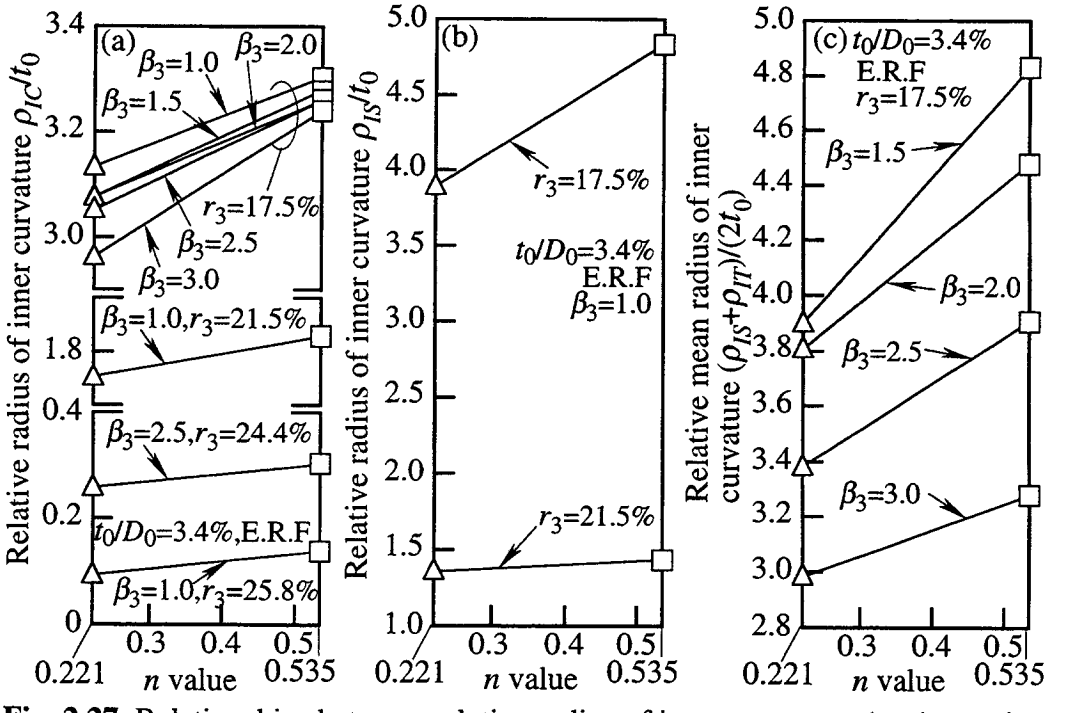


Fig. 2.27 Relationships between relative radius of inner curvature (ρ_{IC}/t_0, ρ_{IS}/t_0, $(\rho_{IS}+\rho_{IT})/(2t_0)$) of corner zone of finished pipe and n value of original round pipe.

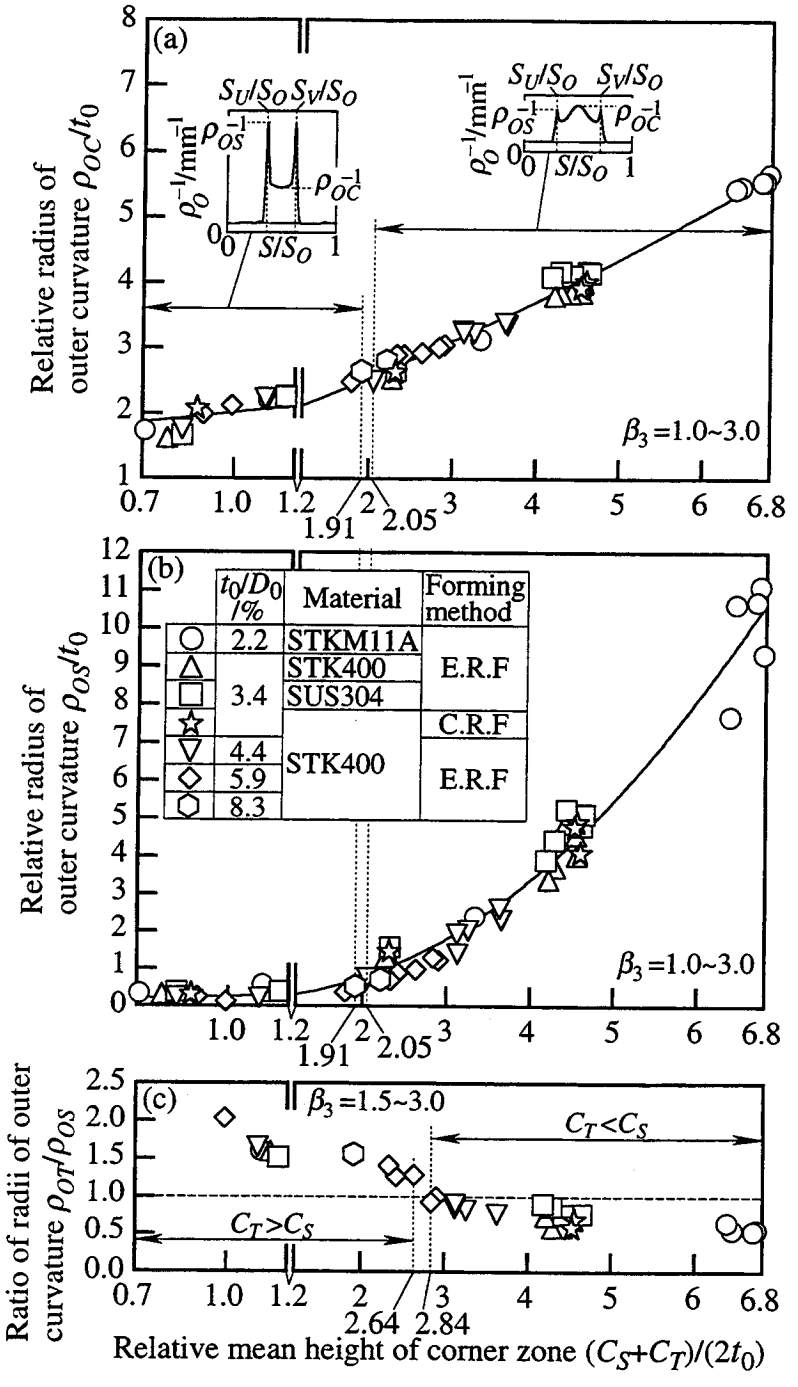


Fig. 2.28 Relative radius of outer curvature (ρ_{OC}/t_0, ρ_{OS}/t_0) and ratio of radii of outer curvature (ρ_{OT}/ρ_{OS}) versus relative mean height of corner zone ($(C_S+C_T)/(2t_0)$) for finished pipe.

$(C_S+C_T)/(2t_0)\leqq 1.91$の領域では二山の分布形態となっている．このコーナー部の相対平均高さと外曲率の分布形態の関係はコーナー部の相対平均高さと増肉率の分布形態の関係(Fig. 2.19参照)と同様である．一方，製品のコーナー部の相対平均高さ($(C_S+C_T)/(2t_0)$)と相対内曲率半径(ρ_{IC}/t_0, ρ_{IS}/t_0)との関係を**Fig. 2.29(a)**および**(b)**に

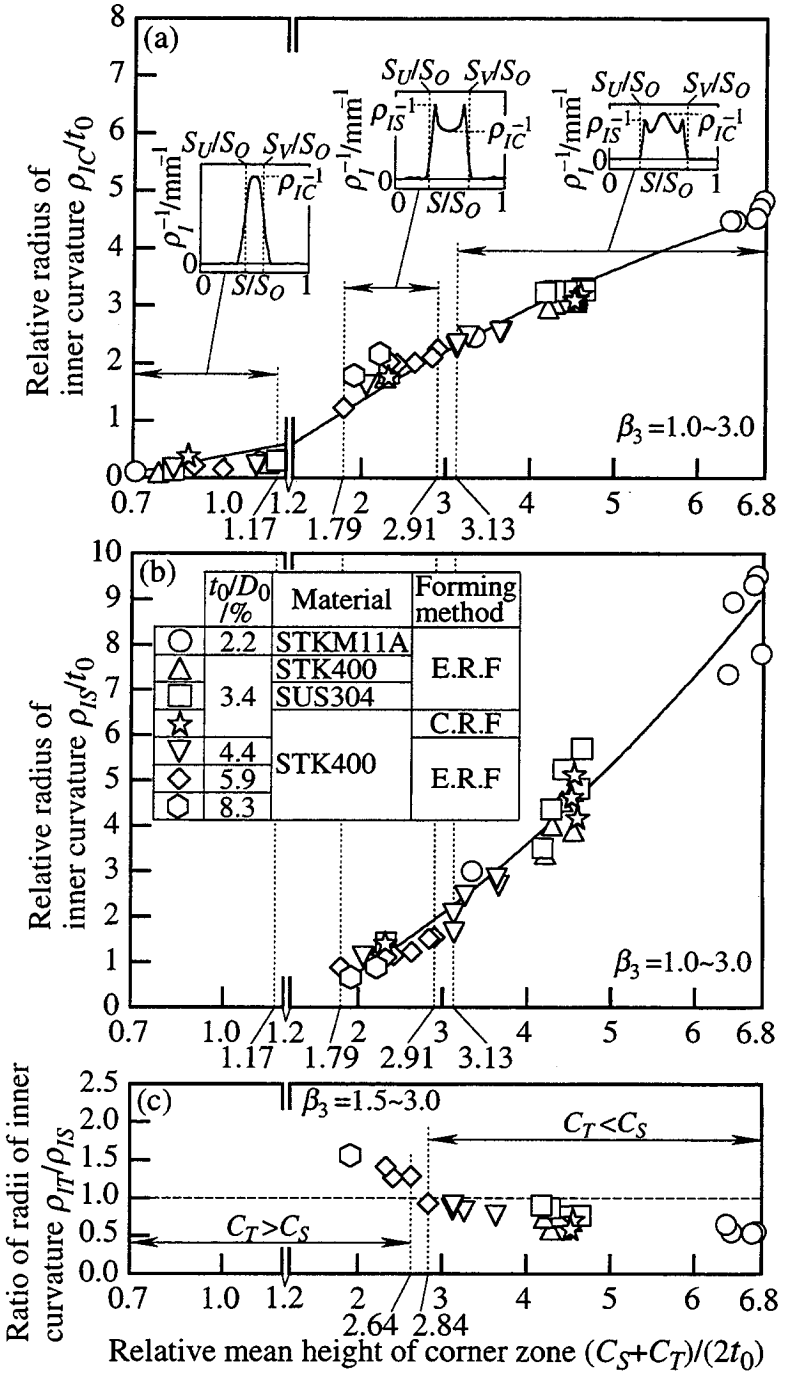


Fig. 2.29 Relative radius of inner curvature (ρ_{IC}/t_0 , ρ_{IS}/t_0) and ratio of radii of inner curvature (ρ_{IT}/ρ_{IS}) versus relative mean height of corner zone ($(C_S+C_T)/(2t_0)$) for finished pipe.

示す．相対外曲率半径と同様に製品の$(C_S+C_T)/(2t_0)$の減少とともにρ_{IC}/t_0の値はほぼ単調に減少し，ρ_{IS}/t_0の値は急激に減少することがわかる．しかし内曲率の周方向の分布形態は$(C_S+C_T)/(2t_0)$の減少とともに三山から二山へ，さらに一山へと変化し，増肉率および外曲率の分布形態の変化と異なる．本研究範囲では，$(C_S+C_T)/(2t_0)\geqq 3.13$の領域では三山，$1.79\leqq(C_S+C_T)/(2t_0)\leqq 2.91$の領域では二山，$(C_S+C_T)/$

$(2t_0)$≦1.17の領域では一山の分布形態となっている．

製品断面の縦横比β_3との関係ではつぎのような結果を得ている．r_3=17.5%におけるρ_{OC}/t_0，ρ_{OT}/t_0，$(\rho_{OS}+\rho_{OT})/(2t_0)$および$\rho_{IC}/t_0$，$\rho_{IT}/t_0$，$(\rho_{IS}+\rho_{IT})/(2t_0)$の値はFig. 2.24(a)，(c)，(d)およびFig. 2.25(a)，(c)，(d)に示すようにいずれのt_0/D_0の場合もβ_3の増大とともに減少する．ρ_{OS}/t_0およびρ_{IS}/t_0の値は，Fig. 2.24(b)およびFig. 2.25(b)に示すようにβ_3=1.5ではいずれのt_0/D_0の場合も短辺部側へのだれが発生するためβ_3=1.0の場合よりもやや増大し，β_3≧2.0ではだれの方向とは無関係にいずれのt_0/D_0の場合もβ_3の増大とともに減少する．r_3=17.5%の長方形角管(β_3≧1.5)のρ_{OT}/ρ_{OS}およびρ_{IT}/ρ_{IS}の値はFig. 2.24(e)およびFig. 2.25(e)に示すようにt_0/D_0の増大とともに増大し，t_0/D_0≦4.4%のβ_3=1.5～3.0およびt_0/D_0=5.9%のβ_3=1.5の製品では$\rho_{OT}<\rho_{OS}$，$\rho_{IT}<\rho_{IS}$，t_0/D_0=8.3%のβ_3=2.0およびt_0/D_0=5.9%のβ_3=2.0～3.0の製品では$\rho_{OT}>\rho_{OS}$，$\rho_{IT}>\rho_{IS}$となる．またリダクションの大きいr_3=24.4%のρ_{OT}/ρ_{OS}はいずれのt_0/D_0の場合も$\rho_{OT}>\rho_{OS}$，$\rho_{IT}>\rho_{IS}$となっている．コーナー部のだれがρ_{OT}/ρ_{OS}およびρ_{IT}/ρ_{IS}及ぼす影響を**Fig. 2.28(c)**および**Fig. 2.29(c)**にそれぞれ示す．短辺側へのだれが発生する$(C_S+C_T)/(2t_0)$≧2.84の領域では$\rho_{OT}<\rho_{OS}$，$\rho_{IT}<\rho_{IS}$となり，長辺側へのだれが発生する$(C_S+C_T)/(2t_0)$≦2.64の領域では逆に$\rho_{OT}>\rho_{OS}$，$\rho_{IT}>\rho_{IS}$となることがわかる．

2・3・5　製品のコーナー部における内曲率分布の予測

製品のコーナー部における内曲率分布を肉厚および外曲率の両分布を既知として微分幾何学によりもとめ，実測内曲率分布と比較検討する．

Fig. 2.30において，コーナー部の横断面(xy断面)における内面プロフィールを表す曲線Γ(曲率ρ_I^{-1})を外面プロフィールを表す与曲線C(曲率ρ_O^{-1}，径数S(弧長))の随伴曲線とする．この場合，肉厚方向を外面プロフィール(与曲線C)の法線方向と仮定する．これは，肩部近傍を除いたコーナー部では肉厚方向が外面プロフィールのほぼ法線方向となっている測定結果に基づくものである．

曲線Γの曲率ρ_I^{-1}は，微分幾何学よりつぎのように表される[44]．

$$\rho_I^{-1}=\left(\rho_O^{-1}+\frac{v_1 v_2'-v_1' v_2}{v_1^2+v_2^2}\right)\frac{1}{\sqrt{v_1^2+v_2^2}} \tag{2.1}$$

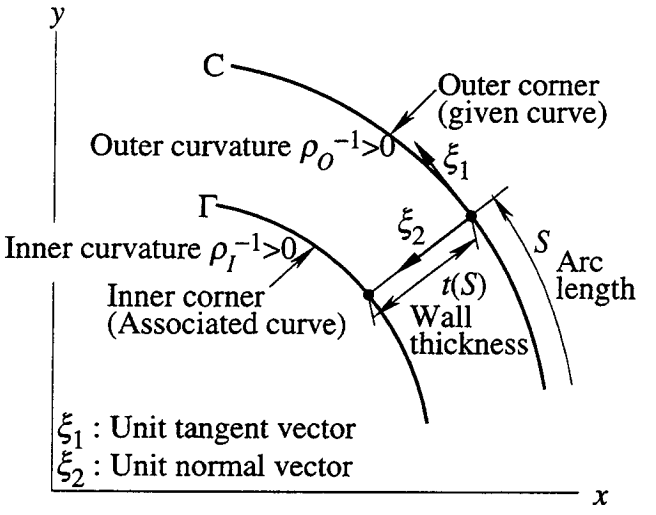


Fig. 2.30 Simplified model for estimating inner curvature distribution along corner zone of finished pipe.

ここで，v_1，v_2は共変微分係数であり，$v_1=1-\rho_O^{-1}\,t$，$v_2=dt/dS$である．また$v_1'=dv_1/dS$，$v_2'=dv_2/dS$である．

つぎに弧長Sに対する外曲率および肉厚の各実測分布から，関数$\rho_O^{-1}(S)$および$t(S)$をそれぞれ決定する．その際数学上の角点(特異点)に相当する点に注意を要する．決定した$\rho_O^{-1}(S)$および$t(S)$を用いて式(2.1)により内曲率$\rho_I^{-1}(S)$を求める．**Fig. 2.31**に算出内曲率分布の例を正方形角管の場合について示す．Fig. 2.31中の実測肉厚分布(t)に示されている●印($S=S_M$の位置)は，上述した角点(特異点)である．したがって，この点の位置($S=S_M$)では算出内曲率の値は確定しないため，○印が施されている．また，計算は，上述した肉厚方向の仮定がほぼ成立する範囲で行っている．算出内曲率はFig. 2.31(a)～(d)のいずれの分布形態においても実測の場合とほぼ同様な分布傾向を示しており，肩部近傍を除いたコーナー部では，本方法により内曲率分布をほぼ再現できることがわかる．

肉厚の分布曲線が急にその方向を変える点(角点)となっている$S=S_M$の位置では，いずれの分布形態の場合も内曲率は極大値を示す．その位置はコーナー部の相対平均高さ$(C_S+C_T)/(2t_0)$の減少とともにコーナー中央に寄ってきており，$(C_S+C_T)/(2t_0)=0.83$(Fig. 2.31(d))の例は$S_M=S_C$となる特別の場合であることがわかる．いずれにしても，$S=S_V$の位置(肩部)での増肉による影響が大きいことがわかる．

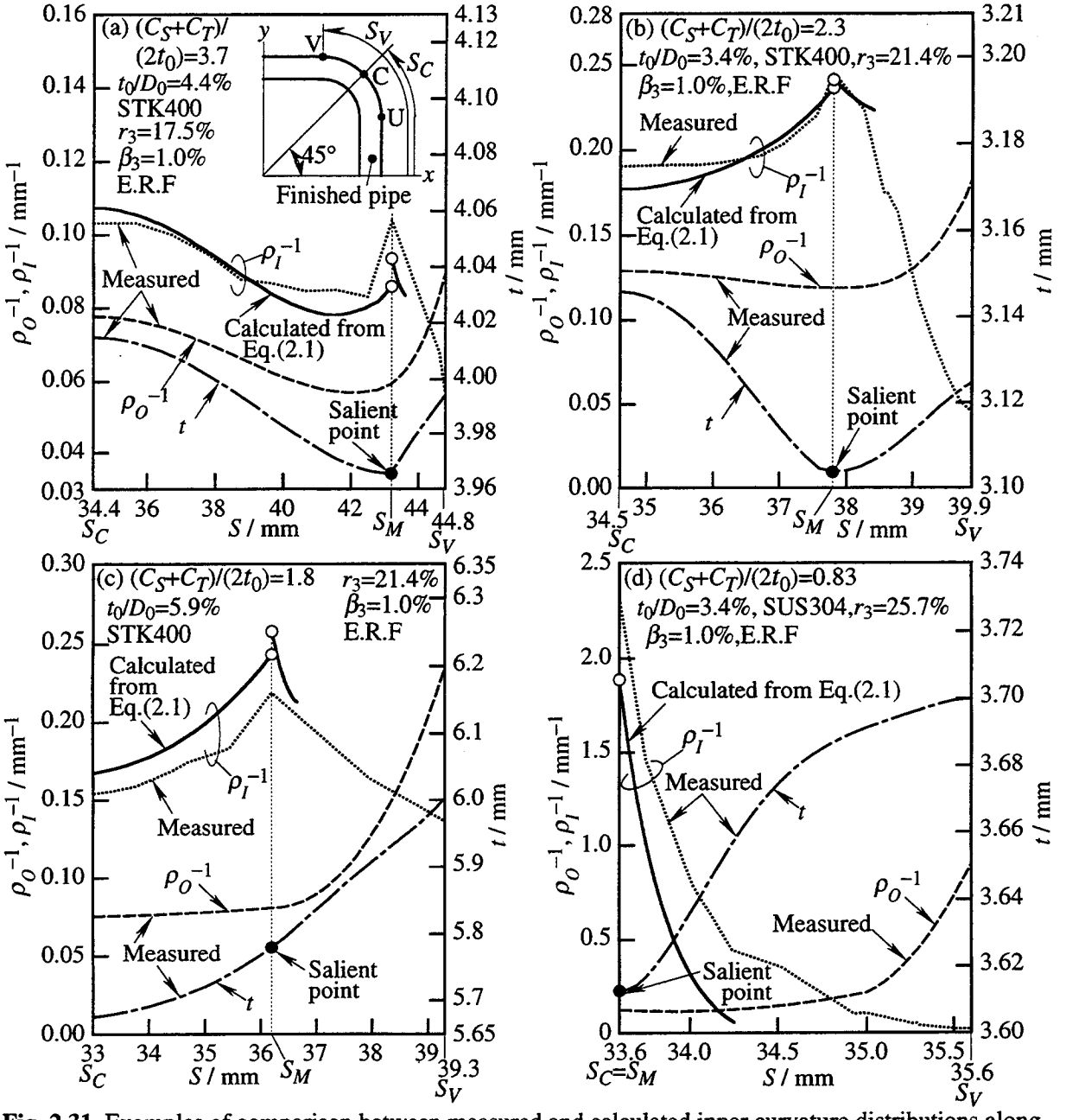


Fig. 2.31 Examples of comparison between measured and calculated inner curvature distributions along corner zone of finished square pipe under different value of $(C_S+C_T)/(2t_0)$.

2・3・6　製品の辺部の平面度

Fig. 2.32に正方形角管(製品)のリダクション(r_3)と辺部の平面度(δ_{TC})との関係を示す．**Fig. 2.33**に製品断面の縦横比(β_3)と長辺部および短辺部の平面度(δ_{TC}, δ_{SC})の関係を示す．併せて図中に外面輪郭の形態を示す．本研究では左右の肩部(正方形角管および長方形角管の長辺部では$\pm x_V$，長方形角管の短辺部では$\pm y_U$)を結んだ直線を基準線として，正方形角管および長方形角管の長辺部ではこの基準線のy座標と辺部中央の外面のy座標との差により，長方形角管の短辺部では基準線の

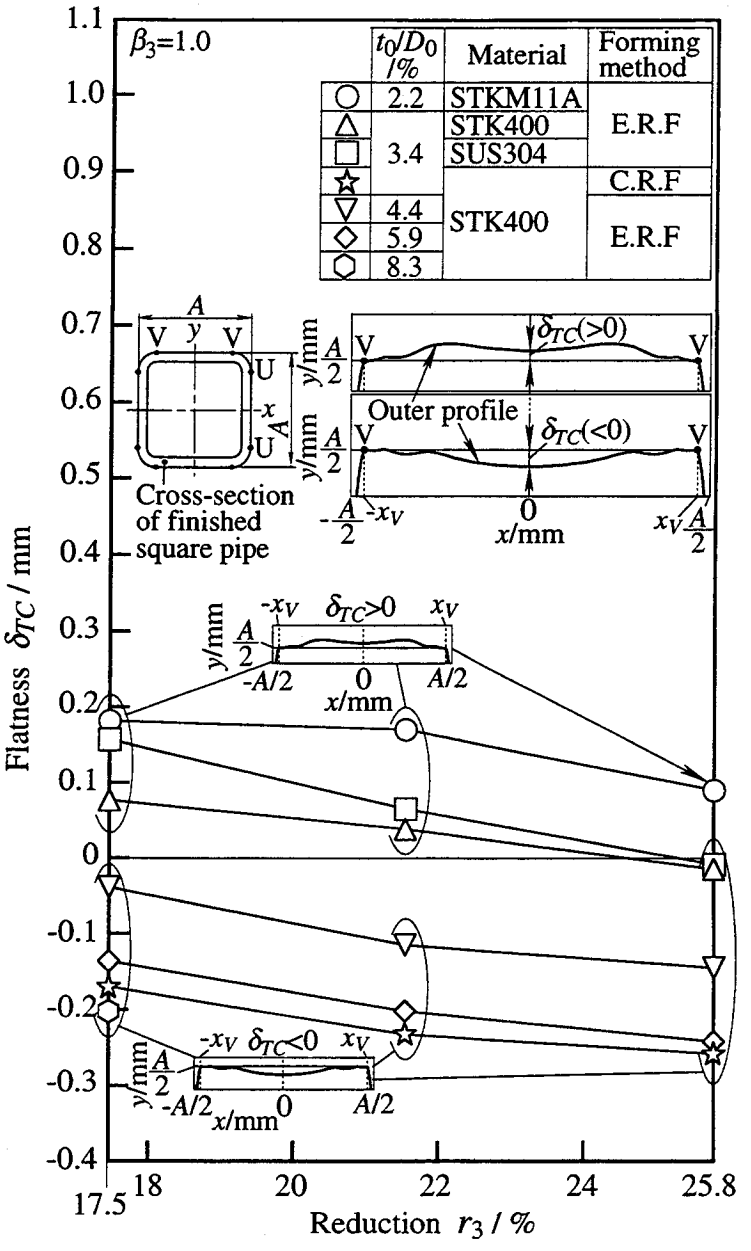


Fig. 2.32 Effects of initial wall thickness, mechanical property (n value) of original round pipe and forming method on flatness (δ_{TC}) – reduction (r_3) relation of finished square pipe.

x座標と辺部中央の外面のx座標との差により辺部の平面度を表すことにする．δ_{TC}およびδ_{SC}の正負は辺部中央の外面が基準線より外側にある場合を正，逆に内側にある場合を負とする．製品の辺部の平面度(δ_{TC}，δ_{SC})と成形条件との関係はつぎのようである．

まずt_0/D_0の関係では，正方形角管のδ_{TC}はFig. 2.32に示すようにt_0/D_0の減少とともに負の値から正の値に変化する．長方形角管の$\beta_3 \leqq 2.5$のδ_{TC}の値およびβ_3=1.5のδ_{SC}の値もFig. 2.33に示すようにt_0/D_0の減少とともに負の値から正の値に変化す

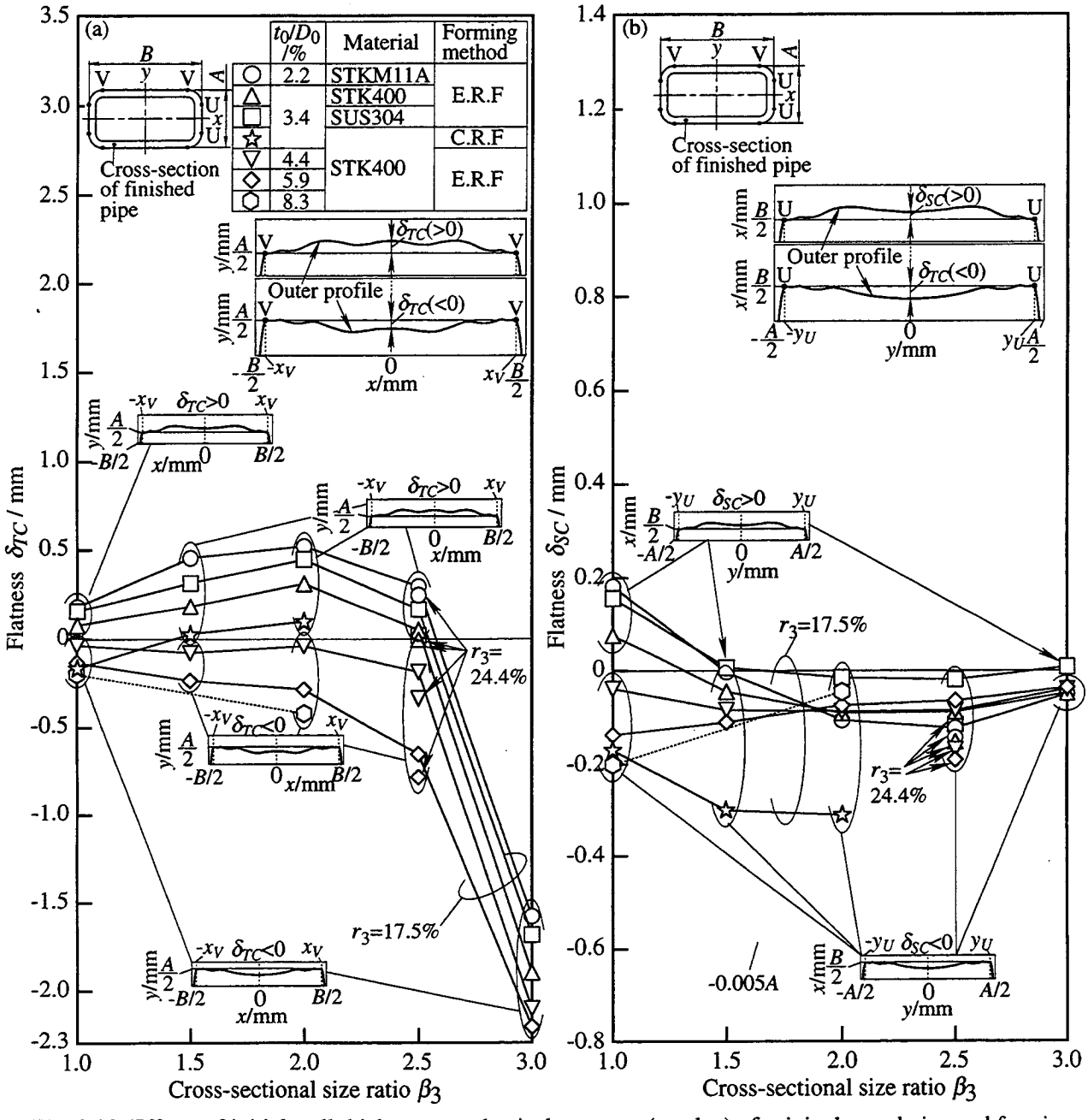


Fig. 2.33 Effects of initial wall thickness, mechanical property (n value) of original round pipe and forming method on flatness (δ_{TC}, δ_{SC}) - cross-sectional size ratio (β_3) relation of finished pipe.

る．これらのδ_{TC}およびδ_{SC}の値がt_0/D_0の減少とともに負の値から正の値へと変化する理由は，主としてスプリングバックにより辺部が外側へ凸の形状に膨らむためと考えられる．これを辺部の戻りと呼ぶことにする．この辺部の戻りの影響により，β_3=3.0のδ_{TC}(いずれのt_0/D_0の場合も$\delta_{TC}<0$)の絶対値$|\delta_{TC}|$およびr_3=24.4%でβ_3=2.5のδ_{SC}(いずれのt_0/D_0の場合も$\delta_{SC}<0$)の絶対値$|\delta_{SC}|$はt_0/D_0の減少とともに減少する．一方辺の長さが短くスプリングバックの影響が少ないr_3=17.5%の$\beta_3\geqq$

2.0のδ_{SC}(いずれのt_0/D_0の場合も$\delta_{SC}<0$)の絶対値$|\delta_{SC}|$は，t_0/D_0の減少とともに増大している．

つぎにリダクションr_3との関係では，正方形角管のt_0/D_0=2.2%のδ_{TC}(>0)はFig. 2.32に示すようにr_3の増大とともに減少し，t_0/D_0=3.4%のδ_{TC}は正の値から負の値へと変化し，また$t_0/D_0\geqq$4.4%のδ_{TC}(いずれも$\delta_{TC}<0$)の絶対値$|\delta_{TC}|$は増大する．またβ_3=2.5でr_3=17.5%およびr_3=24.4%の長方形角管のδ_{TC}についてもFig. 2.33に示すように正方形角管の場合と同様の傾向となっており，δ_{SC}(いずれのt_0/D_0の場合も$\delta_{SC}<0$)の絶対値$|\delta_{SC}|$はr_3の増大とともに増大している．つまりリダクションが大きいほど辺部にくぼみが発生しやすくなることがわかる．木内ら[3)]はボックス型２・ロールによる通常のロール成形の実験において周方向の圧縮力が強まると，長辺部は塑性的な座屈を起こしやすくなると指摘している．

さらに素管材質との関係では，n値が大きいSUS304では，いずれのr_3およびβ_3場合もSTK400よりも辺部のくぼみが発生しにくい傾向となっている．これはn値が大きいSUS304の場合，スプリングバックが大きく辺部の戻りが大きいためである．

また成形方式との関係では，エクストロールフォーミング方式の場合では，いずれのr_3およびβ_3場合もロールフォーミング方式の場合よりも辺部のくぼみが発生しにくい傾向となっている．特にロールフォーミング方式の場合の正方形角管のδ_{TC}(<0)および長方形角管($\beta_3\geqq$1.5)のδ_{SC}(<0)の絶対値は大きく，辺部に大きなくぼみが発生していることがわかる．エクストロールフォーミング方式では長手方向の拘束が強いため素管がロール穴型に充満する度合いが大きく，辺部のくぼみが発生しにくいと考えられる．

r_3=17.5%における製品断面の縦横比β_3との関係ではつぎのような結果を得ている．$t_0/D_0\leqq$3.4%の$\beta_3\leqq$2.0の場合のδ_{TC}(>0)の値はFig. 2.33(a)に示すようにβ_3の増大とともにやや増加する．またそれらの場合のδ_{SC}の値はFig. 2.33(b)に示すようにβ_3の増大とともに正の値から負の値へと変化する．これは辺部の長さが大きいほどスプリンバックの影響が大きく辺部の戻りが大きくなるためである．しかし$\beta_3>$2.0の場合のδ_{TC}の値はβ_3の増大とともに正の値から負の値へと急激に変化する．また$t_0/D_0\geqq$5.9%の場合のδ_{TC}(いずれも$\delta_{TC}<0$)の絶対値$|\delta_{TC}|$はβ_3の増大とともに増大する．特にβ_3=3.0の$|\delta_{TC}|$の値はいずれのt_0/D_0の場合もかなり大きい値となっており，辺部に大きなくぼみが発生している．これは辺部の長さがかなり大きい場

合，座屈が発生しやすくなるためと考えられる．$|\delta_{SC}|$の値は$t_0/D_0 \leqq 4.4\%$の$\beta_3 \geqq 2.5$の場合および$t_0/D_0 \geqq 5.9\%$の場合ではβ_3の増大とともにやや減少しており，辺部の長さが短いほど辺部のくぼみは小さくなっている．これらのことから辺部の長さと辺部の平面度との関係は，スプリングバックによる辺部の戻りと座屈の発生という相反する要因がからみ合い，複雑な関係となることがわかる．

2・4 結　言

(1)角管(製品)の初期肉厚に対するコーナー部の相対平均高さは，リダクションr_3および製品断面の縦横比β_3の増大とともに減少し，円管素管のn値の減少とともに減少する．$r_3 \leqq 21.4\%$ではt_0/D_0の増大とともに減少し，$r_3 = 25.7\%$では逆にt_0/D_0の増大とともにやや増大する．また長方形角管のコーナー部のだれは，コーナー部の相対平均高さの減少とともに短辺側へのだれから長辺側へのだれへと変化する．

(2)製品のコーナー部の増肉率は，r_3およびβ_3の増大とともに増大し，円管素管のn値の減少とともに増大する．$r_3 \leqq 21.4\%$ではt_0/D_0の増大とともに増大し，$r_3 = 25.7\%$では逆にt_0/D_0の減少とともに増大する．また製品のコーナー部の増肉率はコーナー部の相対平均高さの減少とともに急激に増大し，製品のコーナー部の増肉率の分布形態はコーナー部中央および両肩部の位置で極大を示す三山の分布形態からコーナー部中央で極小を示す二山の分布形態に変化する．長方形角管の肩部における増肉率の値は，コーナー部のだれと密接な関係がある．

(3)製品のコーナー部の初期肉厚に対する相対外曲率半径および相対内曲率半径は，r_3およびβ_3の増大とともに減少し，円管素管のn値の増大とともに増大する．$r_3 \leqq 21.4\%$ではt_0/D_0の増大とともに減少し，$r_3 = 25.7\%$ではt_0/D_0の影響はかなり小さい．またそれらの値はコーナー部の相対平均高さの減少とともに減少し，外曲率の分布形態はコーナー部中央および両肩部の位置で極大を示す三山の分布形態からコーナー部中央で極小を示す二山の分布形態に変化する．一方内曲率の分布形態はコーナー部の相対平均高さの減少とともに両肩部おける急激な増肉の影響を受け，三山から二山に，さらにコーナー部中央で極大を示す一山の分布形態へと変化する．三山および二山の内・外曲率分布形態を示す場合の長方形角管の肩部における両相対曲率半径の値は，コーナー部のだれと密接な関係がある．

(4)r_3が大きい場合の製品の各辺部および縦横比β_3が大きく長辺の大きさがかなり

大きい場合の製品の長辺にはいずれもくぼみが発生しやすい．しかしt_0/D_0が小さい場合およびn値が大きい場合にはスプリングバックの影響により製品の辺部のくぼみは発生しにくい傾向となる．

(５)エクストロールフォーミング方式では素管の長手方向の拘束が強いため，再成形された製品のコーナー部の相対平均高さおよびコーナー部中央の両相対曲率半径は，ロールフォーミング方式の場合のそれらの値より小さく，製品のコーナー部の増肉率は大きい．また製品の辺部のくぼみも発生しにくい．

第３章　正方形角鋼管のコーナー部における増肉挙動の有限要素シミュレーション

３・１　緒　　言

エクストロールフォーミングにより円管素管から所要の断面形状の角管を再成形する場合，通常各組の成形ロールに適当なリダクションを配分し，いわゆる絞り成形が行われる．この絞り成形により再成形後の角管(製品)のコーナー部における肉厚の増加は顕著となる．しかし，この増肉挙動について再成形中の素管に発生する各ひずみ成分および各応力成分の挙動を踏まえ詳細に検討したものは見られないようである．

そこで本研究では，前章の成形条件の中からリダクション大でかつコーナー部にいわゆるだれが発生しない正方形角管(リダクションr_3=25.7%)への再成形プロセスを選択し，この再成形プロセスの剛塑性ＦＥＭ解析を行った．この場合，円管素管の変形抵抗を仮定する場合も追加し，併せてＦＥＭ解析を行った．

本章では，ＦＥＭによる解析結果と一部の実験結果とを踏まえ，各組の成形ロールにより再成形中の素管のコーナー部における増肉挙動について検討した結果を述べる．

３・２　計算方法

Fig. 3.1に本研究のエクストロールフォーミングプロセスの模式説明図を示す．

Table 3.1に使用した円管素管の断面寸法および機械的性質を示す．Specimen-1およびSpecimen-2は，前章の成形実験に用いたものと同一である．一方Specimen-3およびSpecimen-4は，円管素管の変形抵抗を仮定したものである．

Fig. 3.2に成形ロールの各部の主な記号を示す．**Table 3.2**に角管(製品)の断面寸法，成形ロールの主な寸法，リダクションスケジュールおよび液圧シリンダーのラムの押し込み速度を示す．

本研究で使用した剛塑性有限要素法および初期速度場の算出方法は，基本的には森ら[45]により開発されたそれらと同様である．**Fig. 3.3**に本研究の計算手順および境界条件を示す．準備段階として，Table 3.1に示したSpecimen-1(STK400)の円管素管を用いて**Fig. 3.4**に示すNo.1およびNo.2成形ロールによる２スタンドタンデ

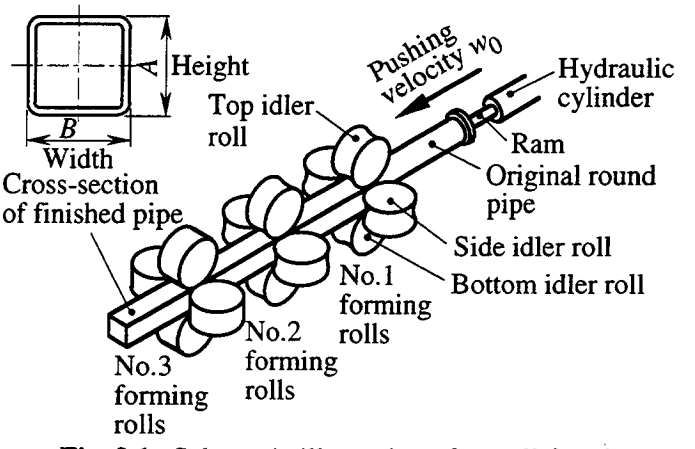


Fig. 3.1 Schematic illustration of extroll-forming.

Table 3.1 Cross-sectional dimensions and mechanical properties of tested original round pipes.

Original round pipe	Initial wall thickness t_0/mm	Initial outer diameter D_0/mm	$\frac{t_0}{D_0}$ /%	Flow stress $\bar{\sigma}$/MPa $\bar{\sigma}=a(\bar{\varepsilon}+b)^n$			Yield stress σ_e/MPa
				a /MPa	b	n	
Specimen-1 (STK400)	3.0	89.3	3.4	728.3	0.0424	0.221	362.2
Specimen-2 (SUS304)				1714	0.0578	0.535	373.0
Specimen-3 (Assumed)				372.7	0.0578	0.010	362.2
Specimen-4 (Assumed)				402.1	0.0424	0.221	200.0

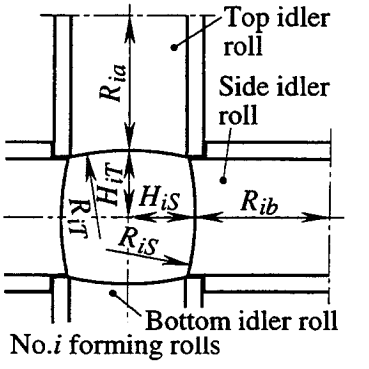


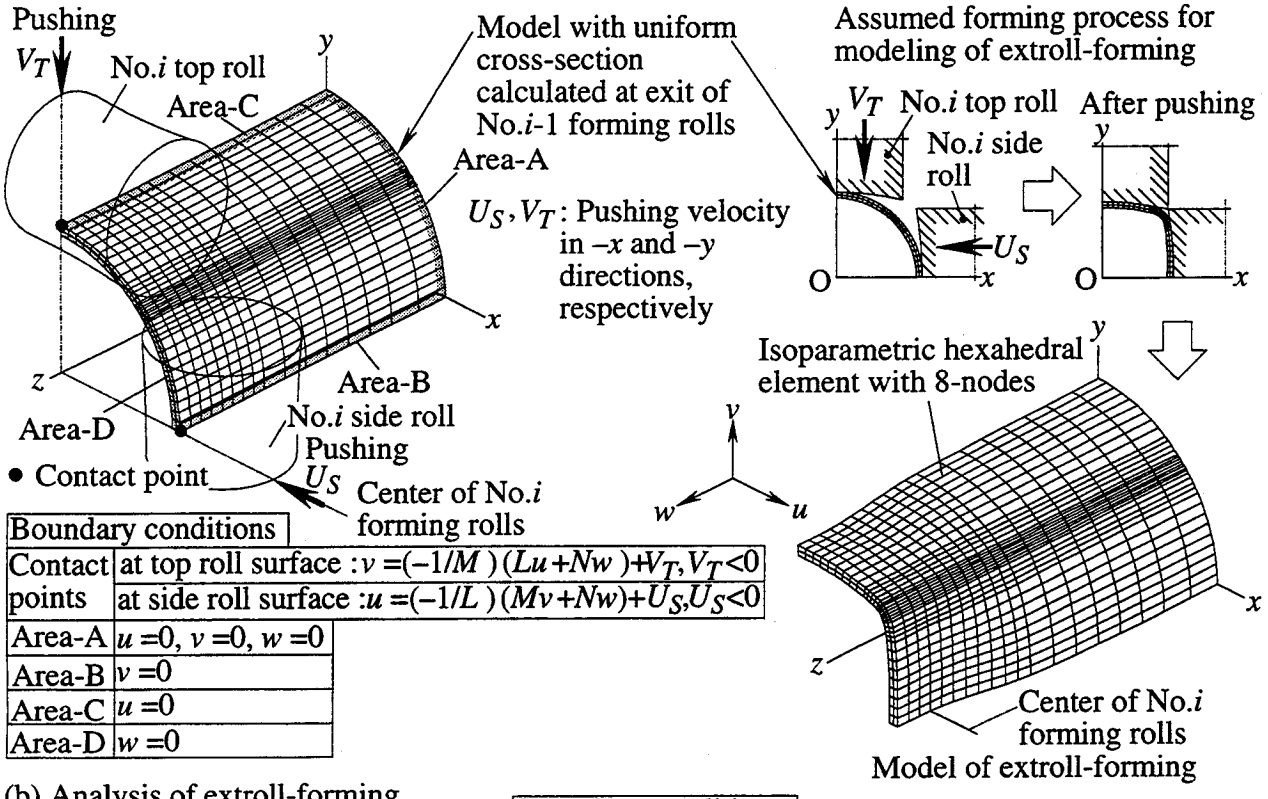
Fig. 3.2 Notations of forming rolls.

Table 3.2 Dimensions of forming rolls and reduction schedule.

Cross-sectional shape of finished pipe	Height A/mm	Width B/mm	Roll No. i	R_{iT} /mm	R_{iS} /mm	R_{ia} /mm	R_{ib} /mm	H_{iT} /mm	H_{iS} /mm	Reduction $r_i=\left\lvert\ln\frac{H_{iT}+H_{iS}}{D_0}\right\rvert$ /%	$\beta_i=\frac{H_{iS}}{H_{iT}}$	Pushing velocity w_0 /mm·s^{-1}	Tested original round pipe
Square	69	69	1	150.75	150.75	79.3	79.3	39.15	39.15	13.1	1.00	11.50	Specimen-1 ~ Specimen-4
			2	348.80	348.80	81.55	81.55	36.55	36.55	20.0			
			3	∞	∞	82.3	82.3	34.50	34.50	25.7			

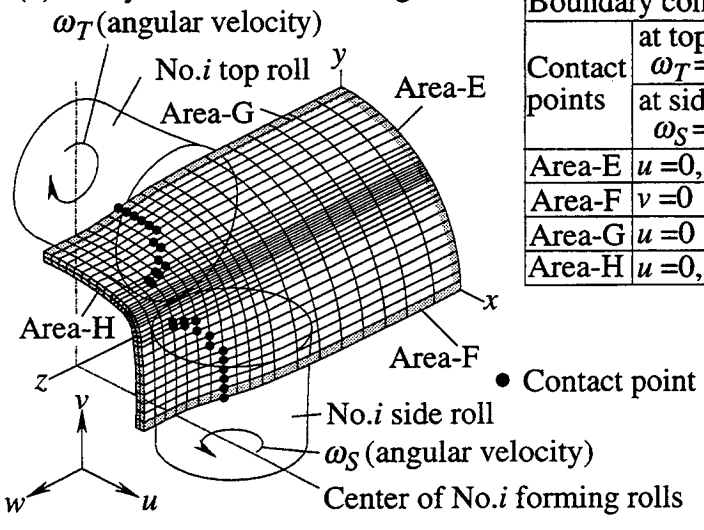
ム再成形プロセス(Case-2)のＦＥＭ解析を**Fig. 3.5**に示すような境界条件下で行った結果，**Fig. 3.6**～**Fig. 3.9**に示すようにCase-2のNo.1成形ロールにおいて算出された素管の断面形状(断面輪郭，増肉率，外・内曲率)および長手方向節点速度は，No.1成形ロールによる単スタンド再成形プロセス(Fig. 3.4のCase-1)において算出されたそれらと大差ないことがわかった．そこで本研究では計算時間の短縮を図るため１組の成形ロールによる成形プロセスごとに解析を行うこととしたものである．使用している要素は８節点６面体アイソパラメトリック要素である．エクスト

(a) Calculation for determining shape of model of extroll-forming



Boundary conditions	
Contact points	at top roll surface : $v=(-1/M)(Lu+Nw)+V_T, V_T<0$
	at side roll surface : $u=(-1/L)(Mv+Nw)+U_S, U_S<0$
Area-A	$u=0$, $v=0$, $w=0$
Area-B	$v=0$
Area-C	$u=0$
Area-D	$w=0$

(b) Analysis of extroll-forming



Boundary conditions	
Contact points	at top roll surface : $v=(-1/M)(Lu+Nw)$ ω_T=constant (unknown)
	at side roll surface : $u=(-1/L)(Mv+Nw)$ ω_S=constant (unknown)
Area-E	$u=0$, $v=0$, $w=w_{i-1}$=constant (known)
Area-F	$v=0$
Area-G	$u=0$
Area-H	$u=0$, $v=0$, $w=w_i$=constant (unknown)

u,v,w : Velocity components
L,M,N : Direction cosines of normal to each roll surface
Coefficient of friction : μ=0.25

Fig. 3.3 Procedure of calculation and boundary conditions.

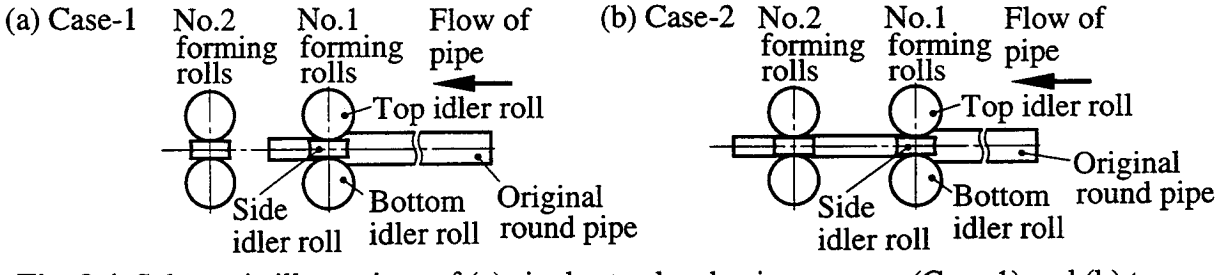
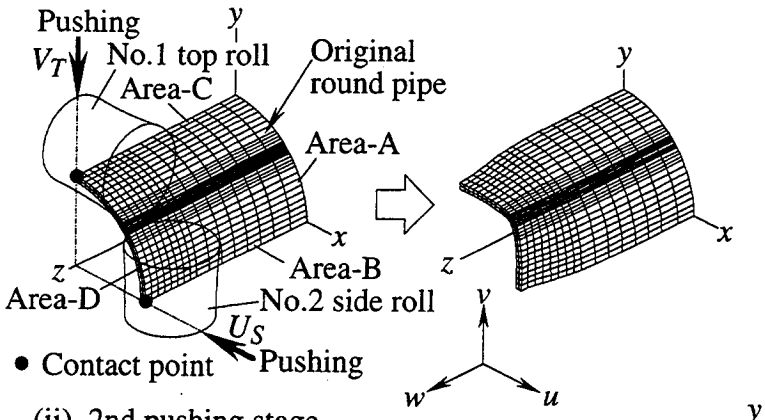


Fig. 3.4 Schematic illustrations of (a) single stand reshaping process (Case-1) and (b) two stands tandem reshaping process (Case-2) employed for investigating magnitude of interaction between two pairs of forming rolls.

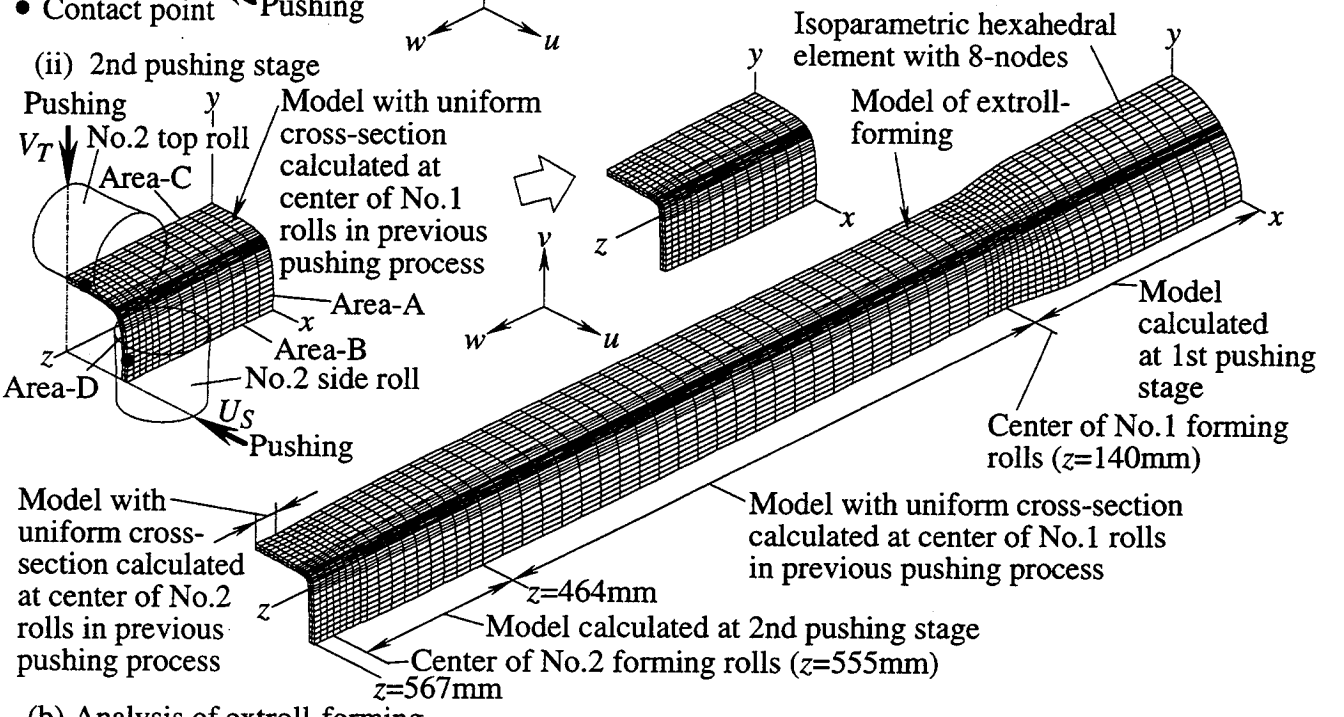
(a) Calculation for determining shape of model of extroll-forming

(i) 1st pushing stage



Boundary conditions	
Contact points	at top roll surface : $v=(-1/M)(Lu+Nw)+V_T, V_T<0$
	at side roll surface : $u=(-1/L)(Mv+Nw)+U_S, U_S<0$
Area-A	$u=0,\ v=0,\ w=0$
Area-B	$v=0$
Area-C	$u=0$
Area-D	$w=0$

(ii) 2nd pushing stage



(b) Analysis of extroll-forming

Boundary conditions	
Contact points	at top roll surface : $v=(-1/M)(Lu+Nw)$ ω_{iT}=constant (unknown)
	at side roll surface : $u=(-1/L)(Mv+Nw)$ ω_{iS}=constant (unknown)
Area-E	$u=0,\ v=0,$ $w=w_0$=constant (known)
Area-F	$v=0$
Area-G	$u=0$
Area-H	$u=0,\ v=0,$ w=constant (unknown)

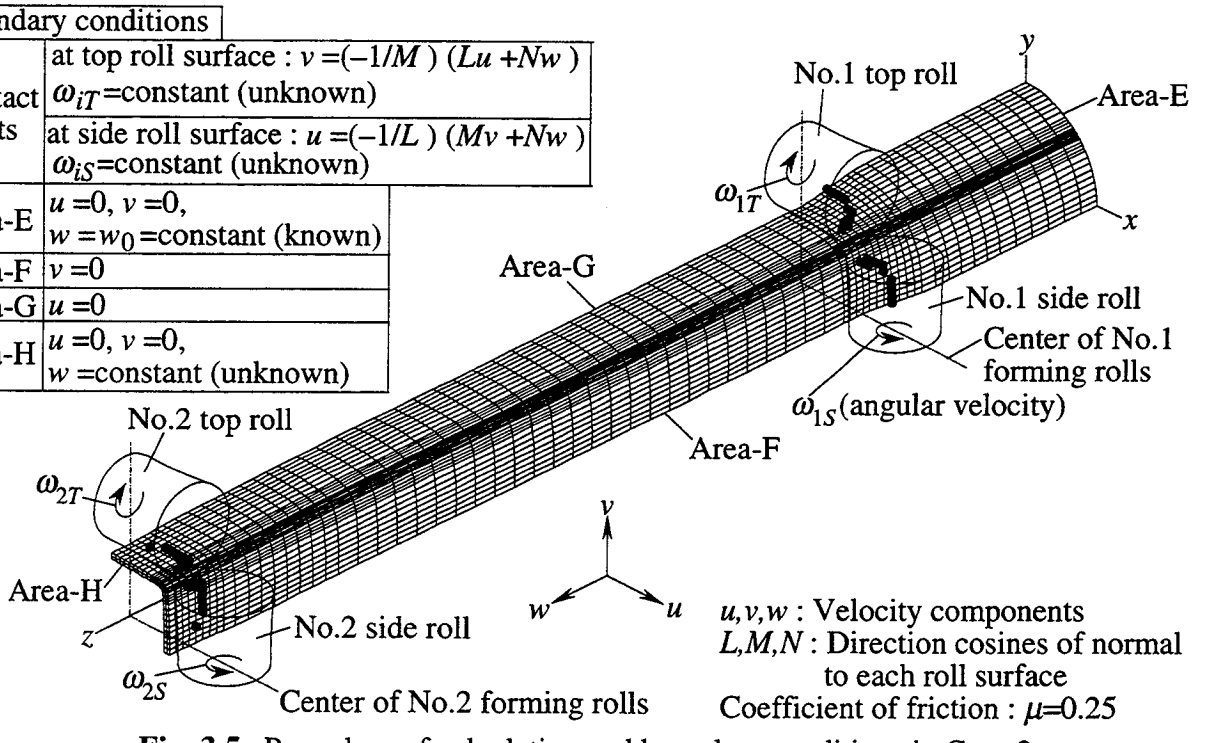


Fig. 3.5 Procedure of calculation and boundary conditions in Case-2.

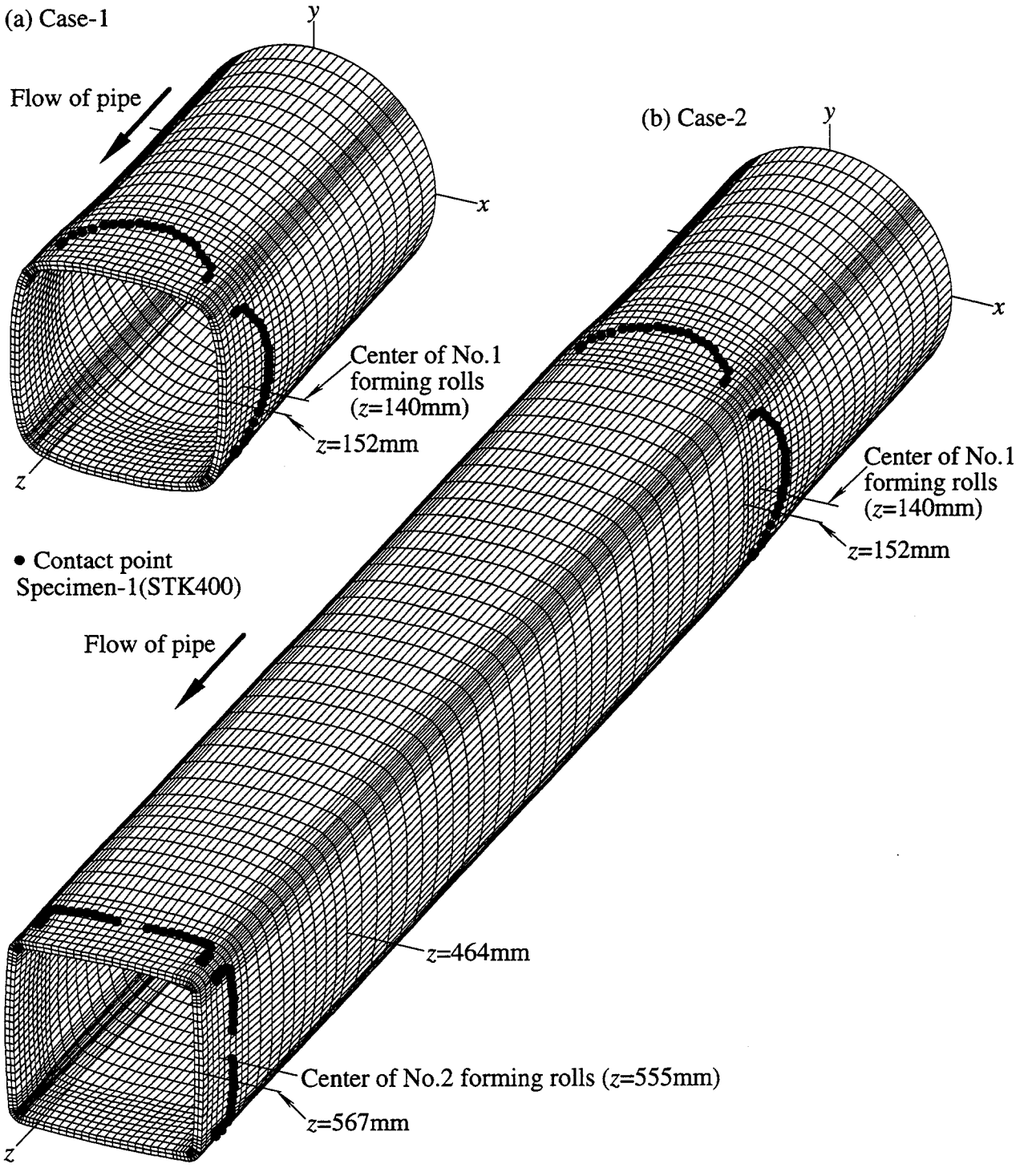


Fig. 3.6 Calculated 3-dimensional shapes of pipes during (a) single stand reshaping (Case-1) and (b) two stands tandem reshaping (Case-2).

ロールフォーミングの解析では定常変形の解析法を採用している．この場合の無駆動成形ロールの角速度は，未知として取り扱っている．素管と成形ロールとの接触開始点は，節点の速度ベクトルが成形ロール外表面をよぎる点として算出している．成形ロール面上の節点の離脱判定は，面で接している場合には法線方向節点力

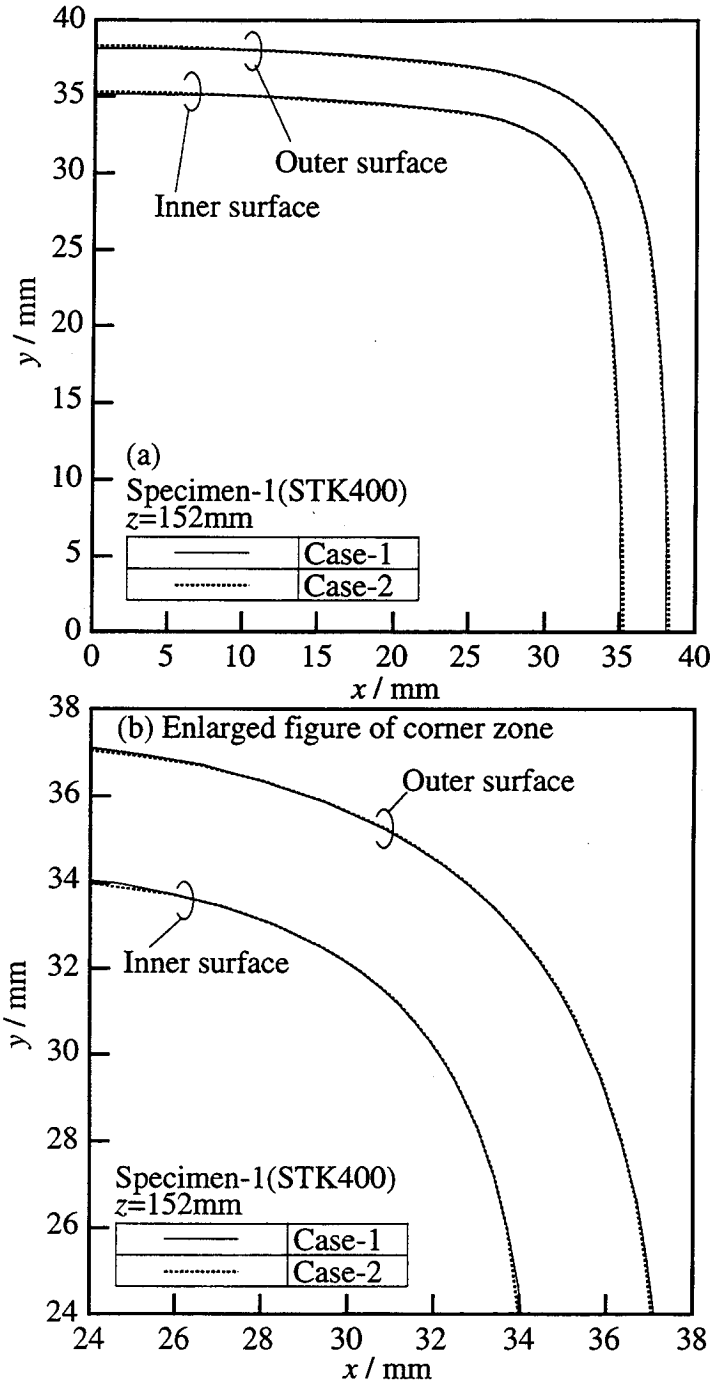


Fig. 3.7 Comparison of calculated cross-sectional profiles of pipes formed by No.1 forming rolls in Case-1 and Case-2.

および法線方向応力がともに引張りのとき，そうでない場合には法線方向節点力が引張のときそれぞれ成形ロール面上から離脱するものとしている．

３・３　計算結果および考察

３・３・１　成形ロールとの接触状態および製品の断面形状

Fig. 3.10に算出された３次元変形形状を示す．一例としてSpecimen-1の場合を示

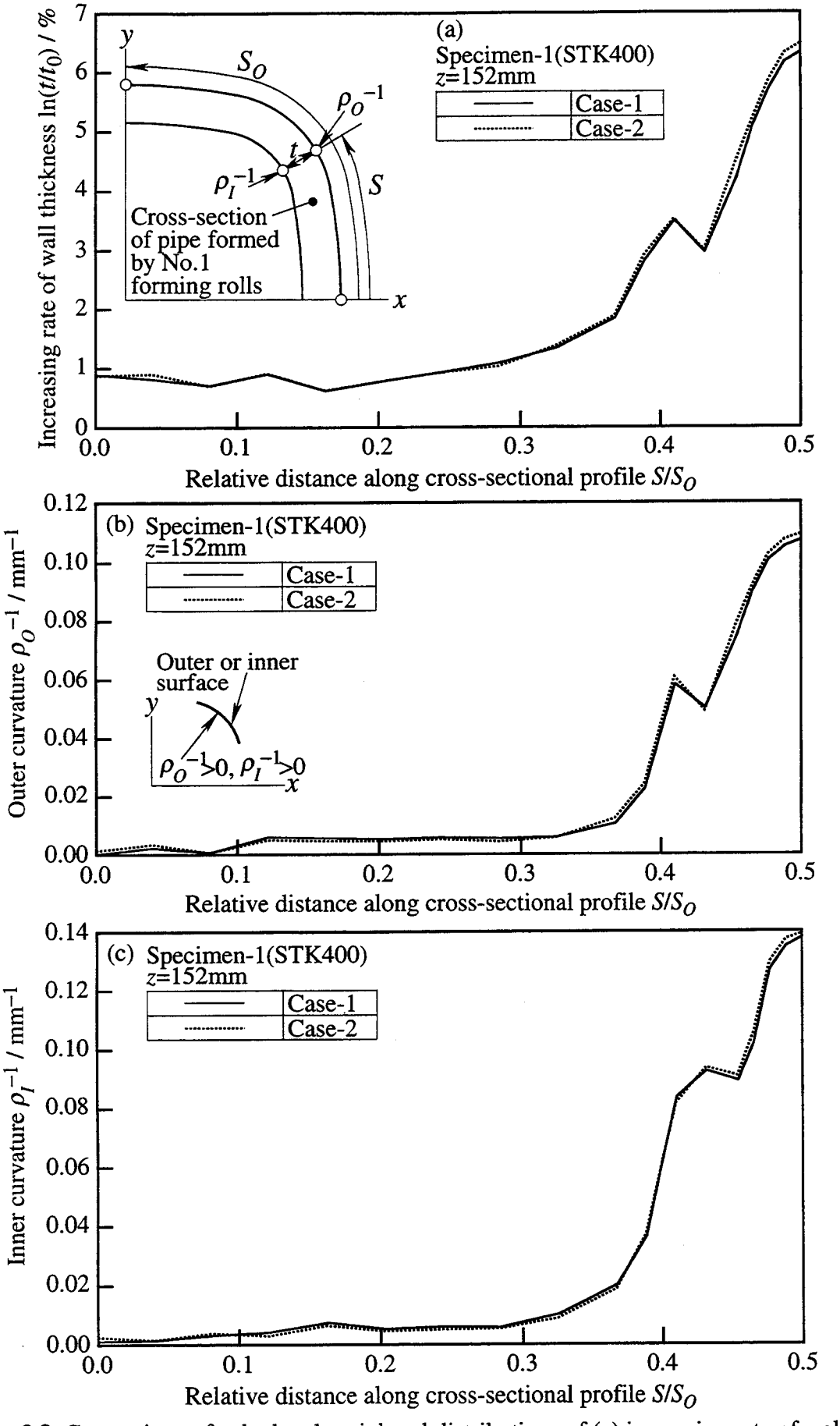


Fig. 3.8 Comparison of calculated peripheral distributions of (a) increasing rate of wall thickness ($\ln(t/t_0)$), (b) outer curvature (ρ_O^{-1}) and (c) inner curvature (ρ_I^{-1}) of pipes formed by No.1 forming rolls in Case-1 and Case-2.

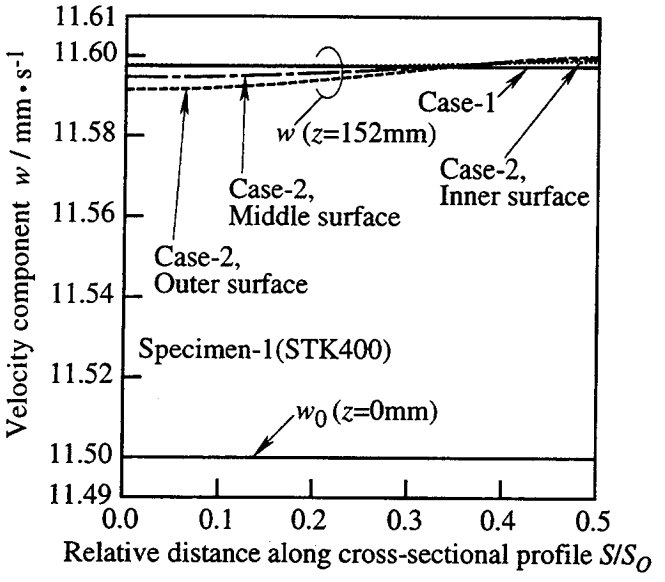


Fig. 3.9 Comparison of calculated peripheral distributions of nodal velocity component (w) in z-direction of pipes formed by No.1 forming rolls in Case-1 and Case-2.

す．●印は素管と各成形ロールとの算出接触点を示す．素管はまず辺部中央(x=0およびy=0)部でNo.1の上下およびサイドロールと接触を開始し，各接触領域は辺部の成形の進行とともにコーナー部の方向へ広がる．辺部の中央付近では辺部の過度の曲げ戻しにより，素管は各成形ロールと接触を開始した後非接触となっており，成形ロール中心位置の素管外面はロール穴型になじまないことがわかる．No.2およびNo.3の各成形ロールによる辺部の成形の進行とともに，接触領域はさらにコーナー

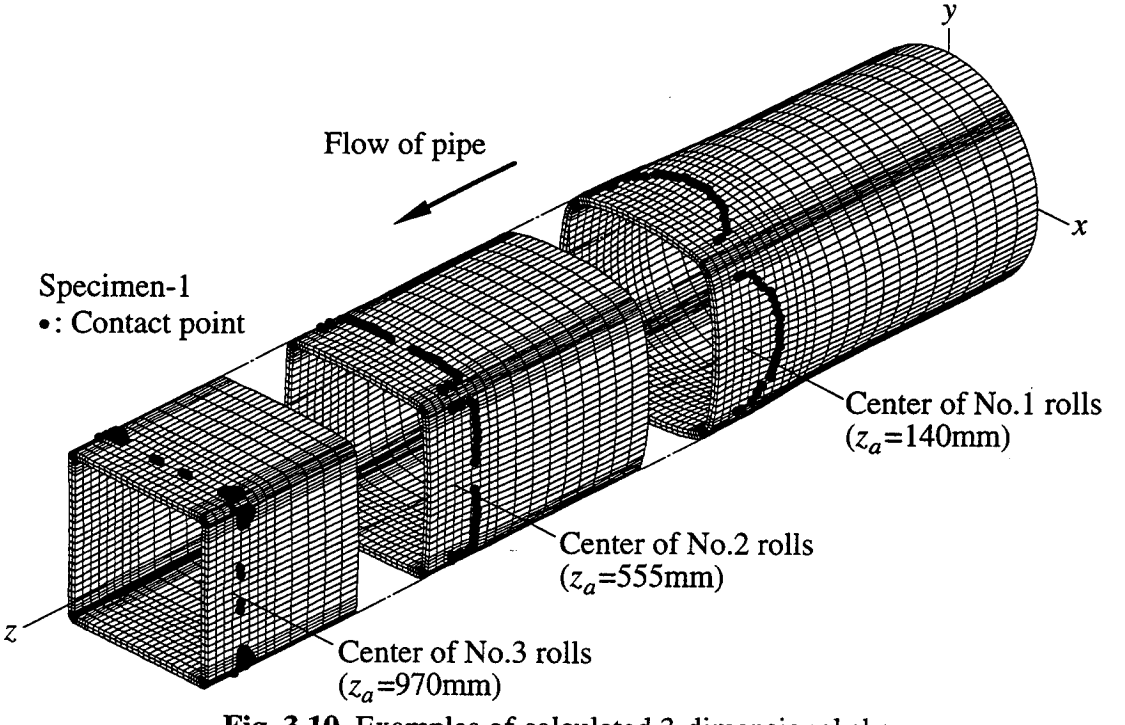


Fig. 3.10 Examples of calculated 3-dimensional shapes.

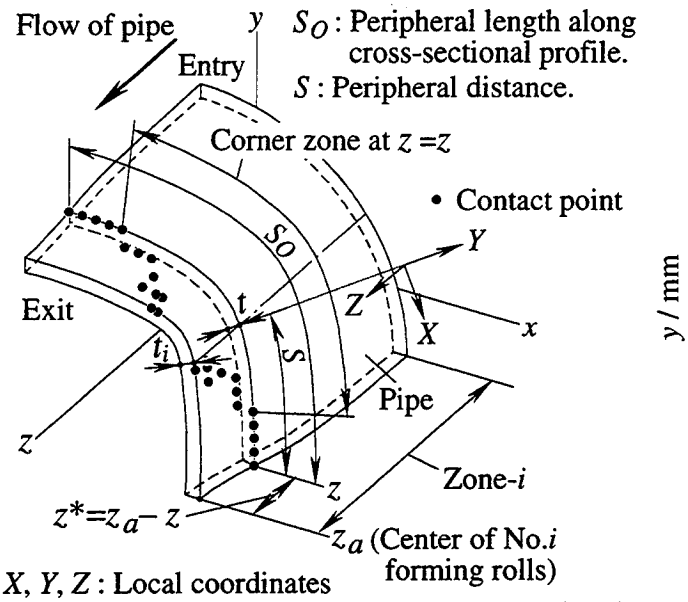


Fig. 3.11 Notations (t, t_i) of wall thickness of pipe being formed by No.i forming rolls and definition of local coordinate system (X, Y, Z) .

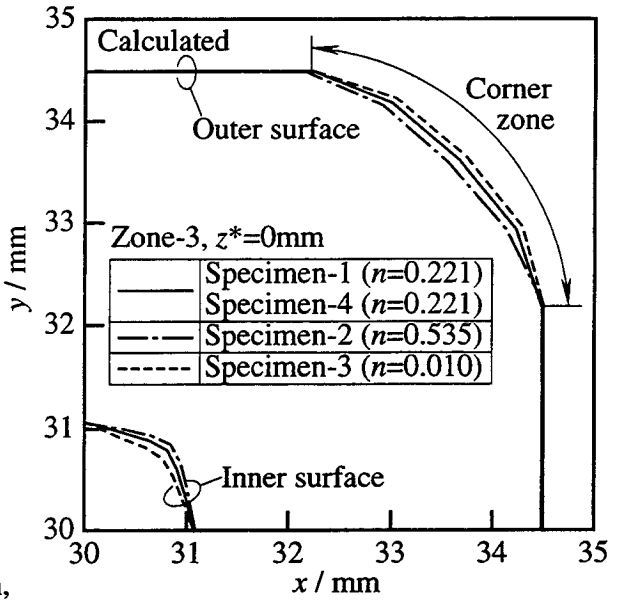


Fig. 3.12 Effect of mechanical property (n value) of original round pipe on calculated cross-sectional profiles of finished square pipes.

部の方向へ広がる．しかしNo.2成形ロールでは辺部中央の位置およびNo.3成形ロールでは辺部のかなり広い領域で素管は各成形ロールと非接触となっており，素管外面はロール穴型になじまないことがわかる．これらの傾向は他のSpecimenの場合も同様となっている．

Fig. 3.11に本研究で使用する再成形中の素管の肉厚に関する記号および局所座標系(X, Y, Z)の定義を示す．No. i 成形ロールにより再成形中の素管の長手方向解析領域をZone-i とする．Zone-i においてロール中心位置からの長手方向(上流方向)距離がz^*，外周長がS の節点における素管の増肉率(円管素管の初期肉厚t_0に対する)を$\ln(t/t_0)$とし，z^*=0mmのロール直下におけるそれを$\ln(t_i/t_0)$とする．

Fig. 3.12に各SpecimenのZone-3のz^*=0mm(ロール直下)における算出された断面輪郭を示す．Specimen-1とn値が等しいSpecimen-4の場合の断面輪郭は，Specimen-1の場合のそれと同一である．n値が小さい素管ほどコーナー部中央付近の外表面は外側に張り出すとともに，コーナー部中央付近の内表面はそれぞれ内側に寄った位置となり，コーナー部の肉厚は増加することがわかる．この算出傾向は，第2章で示した実測傾向と同様である(Fig. 2.8参照)．また各肩部の位置は実測値ではn値が小さい素管の方がコーナー部の中央側へ寄る傾向を示した(Fig. 2.8参照)が，算出

値ではいずれのSpecimenの場合もほぼ同様な位置となっている．肩部近傍により細かい要素を用意すればより実測値に近い傾向を示すものと考えられる．

３・３・２　増肉率の周方向分布とその推移

Fig. 3.13に各Zoneにおける素管の算出増肉率($\ln(t/t_0)$)の周方向分布とその推移を

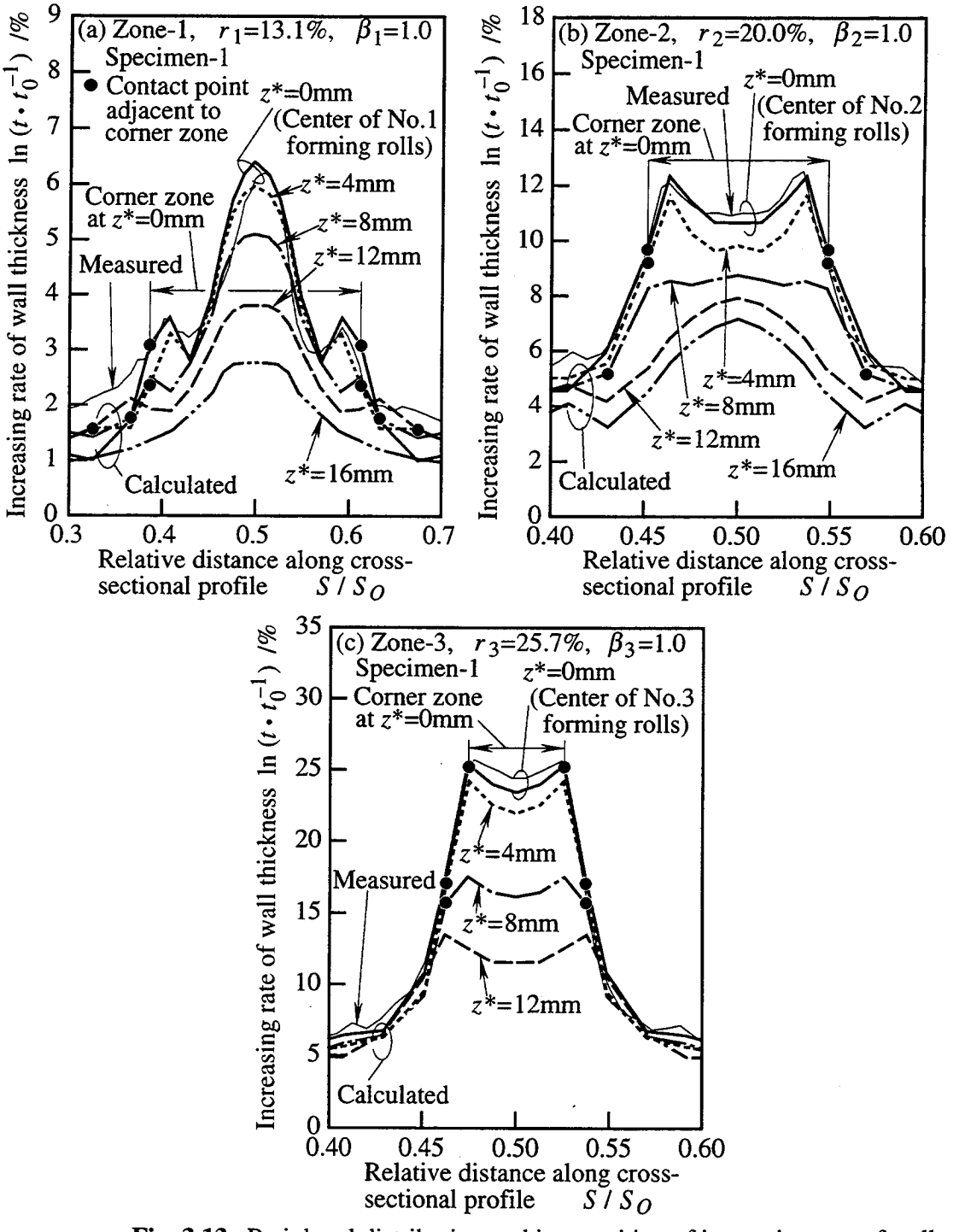


Fig. 3.13 Peripheral distribution and its transition of increasing rate of wall thickness ($\ln(t/t_0)$) of pipe being formed by No.i forming rolls.

示す．一例としてSpecimen-1の場合を示す．各Zoneのz^*=0mmの位置(ロール直下)では，実測増肉率の周方向分布も併せて示す．Fig. 3.13中の●印は，コーナー部に隣接する成形ロールとの接触点(肩部)を表す．

Fig. 3.13 (a) のZone-1では，円管素管がNo.1成形ロールと接触を開始すると同時に(z^*=12mmの位置において)肩部より1節点コーナー部の中央(S/S_O=0.5)に寄った位置で小さな極大値を，コーナー部の中央で最大値をそれぞれ示す3山の分布形態が形成される．成形の進行とともに(左右一対の肩部間の周方向距離が短くなるにつれて)この分布形態を保持しながらコーナー部の増肉率は，上昇していく．

一方Fig. 3.13 (b) のZone-2では，素管がNo.2成形ロールと接触を開始すると同時に(z^*=8mmの位置において)肩部より1節点コーナー部の中央に寄った位置の増肉率が，急激に上昇する．成形の進行とともに新たに形成される肩部より1節点コーナー部の中央に寄った位置の増肉率の上昇はさらに大きくなり，ロール直下では肩部より1節点コーナー部の中央に寄った位置で最大値を示す2山の分布形態となる．

Fig. 3.13 (c) のZone-3では，z^*=4mmの位置までにおける増肉率の増加傾向は上述のZone-2の場合と同様である．しかし，ロール直下(z^*=0mmの位置)ではロール直下近傍(z^*=4mmの位置)の増肉率の分布において増肉率の値が最大となる周方向の位置(肩部より1節点コーナー部の中央に寄った位置)に肩部が形成されることおよびz^*=4mmの位置からの増肉率の増加量がかなり小さいことから，肩部で最大値を示す2山の分布形態となる．

以上から，成形中の素管のコーナー部の領域が広いZone-1ではコーナー部の中央部における増肉が肩部より1節点コーナー部の中央に寄った位置のそれを上回って進行し，成形中の素管のコーナー部の領域が狭いZone-2およびZone-3では逆の傾向となることがわかる．

Fig. 3.14に円管素管のn値が各Zoneのロール直下(z^*=0mmの位置)における素管の増肉率($\ln(t_i/t_0)$)の周方向分布に及ぼす影響を示す．ただしβ_i(素管断面の縦横比)=1.0より，S/S_O=0.5を中心に対称形の分布形態となることから$S/S_O \leqq 0.5$の範囲で示したものである．Specimen-1(STK41)およびSpecimen-2(SUS304)の場合には，実測増肉率の周方向分布も併せて示す．Fig. 3.14中の●印は，肩部を表す．Specimen-1とn値が等しいSpecimen-4の場合の増肉率の値は，いずれのZoneにおいても

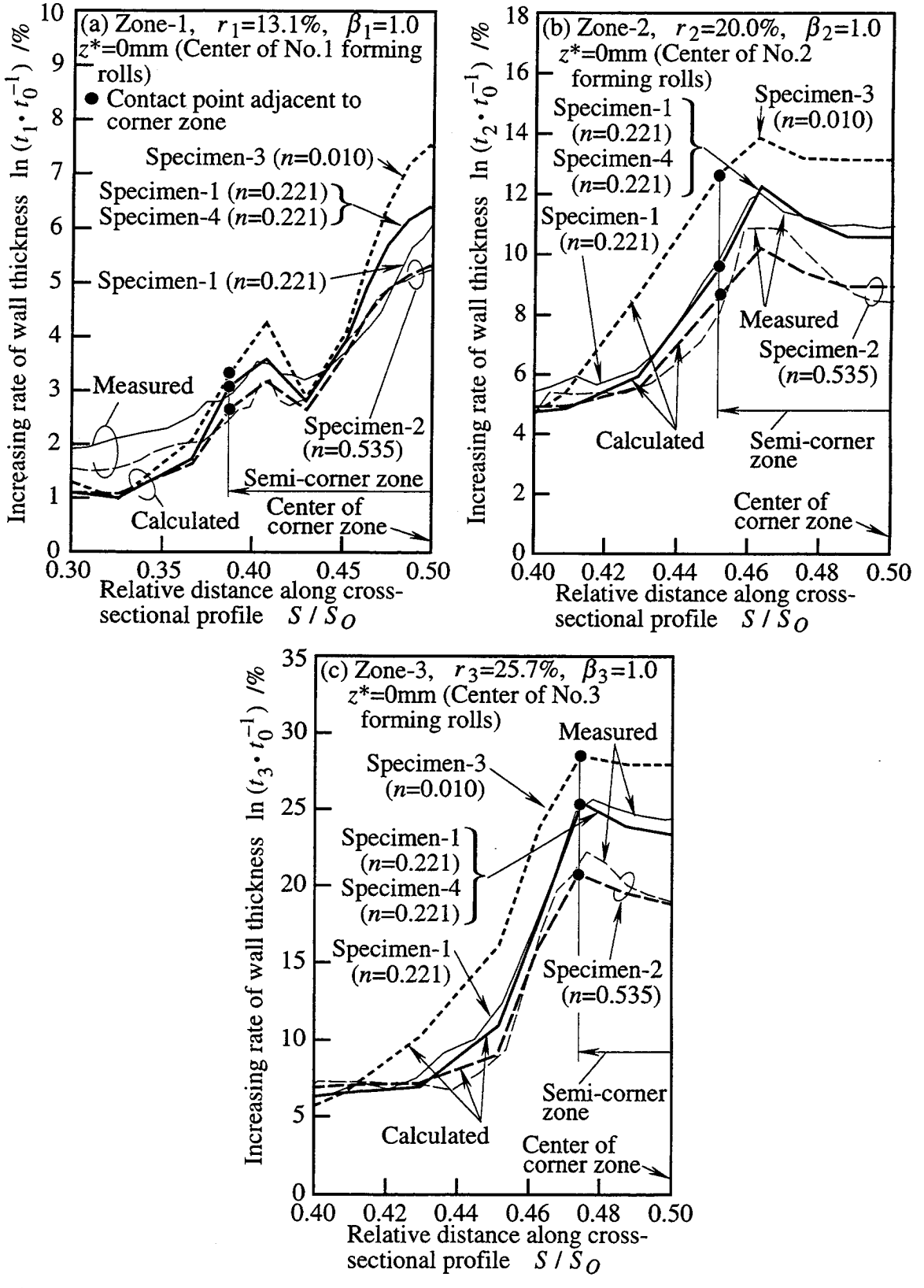


Fig. 3.14 Effect of n value of original round pipe on peripheral distribution of increasing rate of wall thickness ($\ln(t_i / t_0)$) of pipe formed by No.i forming rolls.

Specimen-1の場合のそれと同一である．

Fig. 3.14より，Zone-1～3の各コーナー部の全域における算出および実測の増肉率の値は，円管素管のt_0(肉厚)/D_0(外径)が一定の条件下では，いずれも円管素管のn値の減少とともに逆に増大することがわかる．既に第2章では成形後の正方形角管(製品)のコーナー部における増肉率($\ln(t_3/t_0)$)の値が円管素管のn値と密接な関係にあることを実験的に示した(Fig. 2.18参照)が，本研究により，成形途中の各Zoneのロール直下におけるコーナー部の増肉率の大きさに及ぼす円管素管のn値の影響が，より一層明確になったものと思われる．

3・3・3　各ひずみ成分および相当ひずみ

Fig. 3.15に各Zoneのロール直下近傍(z^*=4mmの位置)における素管の内・外面に発生する周方向ひずみ(ε_X)，肉厚方向ひずみ(ε_Y)および長手方向ひずみ(ε_Z)の周方向分布を示す．ただし$S/S_O \leqq 0.5$の範囲で示したものである．ε_X，ε_Yおよびε_Zは，Fig. 3.11で定義した局所座標系(X, Y, Z)に変換した各ひずみ成分である．ε_Xについては肉厚中央面における膜ひずみ(ε_{mX})の周方向分布も併せて示す．例としてSpecimen-1およびSpecimen-4の場合を示す(ただし両者の対応する各ひずみ成分の値はそれぞれ同一である)．Fig. 3.15中の ↕ 印および●印は，周方向曲げひずみ(ε_{bX})の大きさおよび肩部を表す．

まずFig. 3.13に示した各Zoneのz^*=4mmの位置におけるコーナー部の増肉率の周方向分布において，小さな極大値(Zone-1)および最大値(Zone-2，Zone-3)を示す各Zoneの肩部より1節点コーナー部の中央に寄った位置における素管のひずみ状態について述べる．いずれのZoneの場合もこの位置では$|\varepsilon_{mX}| > |\varepsilon_{bX}|$となることから，内面および外面の$\varepsilon_X$はいずれも圧縮ひずみ($\varepsilon_X<0$，内面の$|\varepsilon_X|$>外面の$|\varepsilon_X|$)となる．内面および外面の$\varepsilon_Z$はいずれも引張ひずみ($\varepsilon_Z>0$)となるが，値はかなり小さい．したがって内面および外面のε_Yは主として対応する内面および外面のε_Xの影響を受け，いずれも引張ひずみ($\varepsilon_Y>0$，内面のε_Y>外面のε_Y)となる．各Zoneのε_{mX}の周方向分布において，各Zoneのこの位置の$|\varepsilon_{mX}|$は，リダクション小のZone-1の場合には極大となり，リダクション中のZone-2およびリダクション大のZone-3の場合にはそれぞれ最大となる．

つぎにFig. 3.13に示した各Zoneのz^*=4mmの位置におけるコーナー部の増肉率の

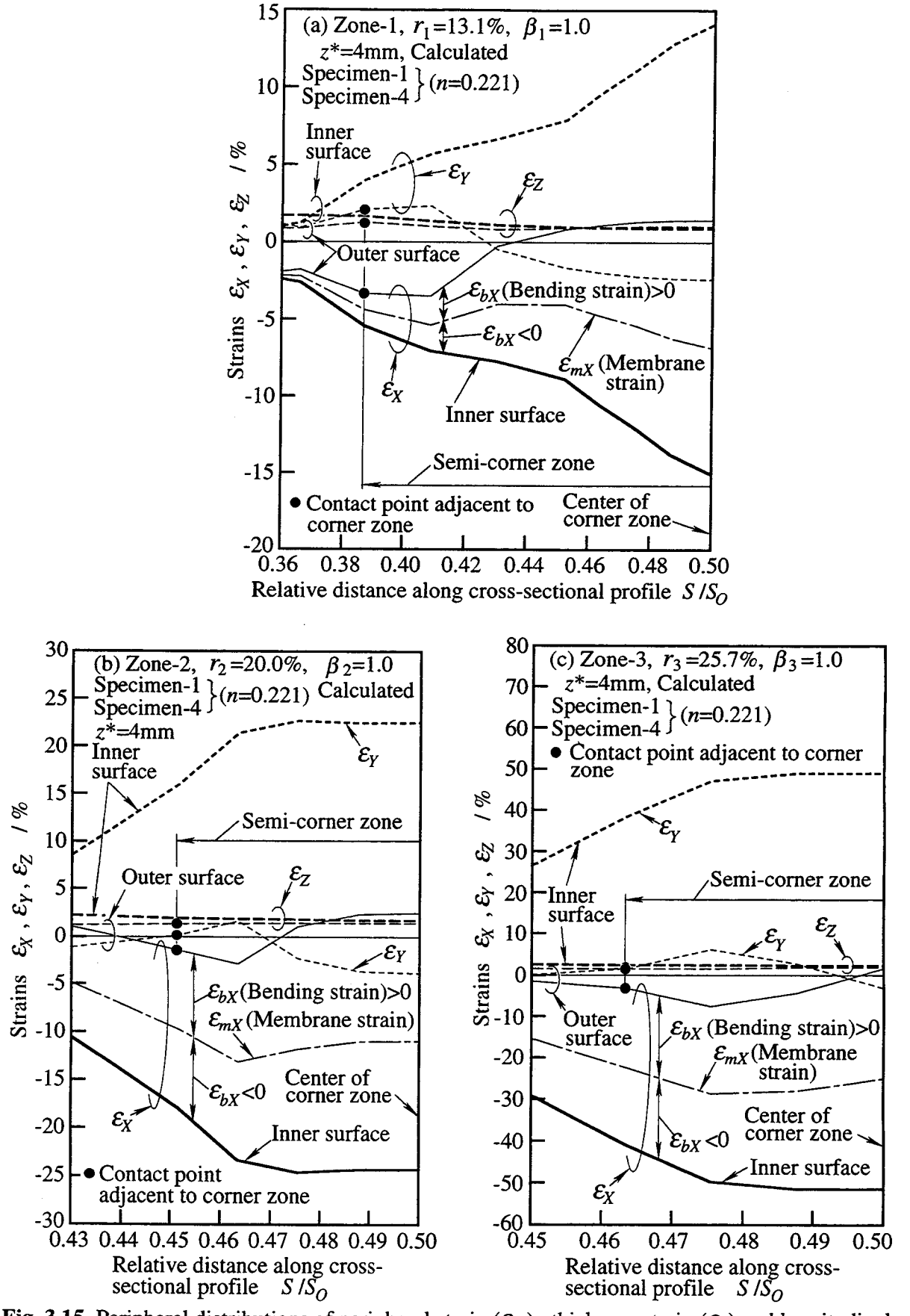


Fig. 3.15 Peripheral distributions of peripheral strain (ε_X), thickness strain (ε_Y) and longitudinal strain (ε_Z) of pipe being formed by No.*i* forming rolls.

周方向分布において，最大値(Zone-1)および極小値(Zone-2，Zone-3)を示す各Zoneのコーナー部の中央(S/S_O=0.5)における素管のひずみ状態について述べる．いずれのZoneの場合もこの位置では上述の位置の場合とは逆の$|\varepsilon_{mX}|<|\varepsilon_{bX}|$となることから，$\varepsilon_X$は内面では圧縮ひずみ($\varepsilon_X<0$)となり，外面では逆に引張ひずみ($\varepsilon_X>0$)となる(内面の$|\varepsilon_X|$>外面の$\varepsilon_X(>0)$)．内面および外面の$\varepsilon_Z$の値は，上述の位置の場合とほぼ同程度の小さい値($\varepsilon_Z>0$)である．したがって$\varepsilon_Y$は主として内面および外面の$\varepsilon_X$の影響を受け，内面では引張ひずみ($\varepsilon_Y>0$)となり，外面では逆に圧縮ひずみ($\varepsilon_Y<0$)となる(内面の$\varepsilon_Y(>0)$>外面の$|\varepsilon_Y|$)．各Zoneの$\varepsilon_{mX}$の周方向分布において，各Zoneのこの位置の$|\varepsilon_{mX}|$は，リダクション小のZone-1の場合には最大となり，リダクション中のZone-2およびリダクション大のZone-3の場合にはそれぞれ極小となる．

以上から各Zoneのコーナー部の内面および外面に発生するε_Yは，いずれのZoneの場合も対応する内面および外面に発生するε_Xによりそれぞれ大きな影響を受けることがわかる．ε_Xを構成するε_{mX}およびε_{bX}については以下のようである．各Zoneのコーナー部における$|\varepsilon_{mX}|$の周方向分布は，各Zoneのコーナー部における増肉率の周方向分布(Fig. 3.13 参照)と同様な分布傾向となる．$|\varepsilon_{mX}|$と$|\varepsilon_{bX}|$との大小関係は，いずれのZoneの場合も肩部より1節点コーナー部の中央に寄った位置では$|\varepsilon_{mX}|>|\varepsilon_{bX}|$，コーナー部の中央では逆に$|\varepsilon_{mX}|<|\varepsilon_{bX}|$となる．

Fig. 3.16に各Zoneのロール直下近傍(z^*=4mmの位置)における素管の内・外面に発生するせん断ひずみ(γ_{XY}，γ_{YZ}，γ_{ZX})の周方向分布を示す．ただし$S/S_O\leqq0.5$の範囲で示したものである．γ_{XY}，γ_{YZ}およびγ_{ZX}は，Fig. 3.11で定義した局所座標系(X, Y, Z)に変換した各せん断ひずみ成分である．例としてSpecimen-1およびSpecimen-4の場合を示す(ただし両者の対応する各ひずみ成分の値はそれぞれ同一である)．Fig. 3.16中の●印は肩部を表す．

各Zoneのz^*=4mmの位置における素管の内・外面のγ_{XY}は，$S/S_O\leqq0.5$の範囲では各サイドロールの水平方向($-x$方向)の押し込みによりいずれも負の値となり，各Zoneの肩部の位置付近においてそれらの絶対値$|\gamma_{XY}|$はかなり大きな値となる．これらの値は，リダクションの増加(成形の進行)とともに増大する．一方γ_{YZ}およびγ_{ZX}の両者の絶対値は，いずれのZoneにおいてもかなり小さい．

Fig. 3.17に円管素管のn値がZone-3のロール直下(z^*=0mmの位置)における素管の

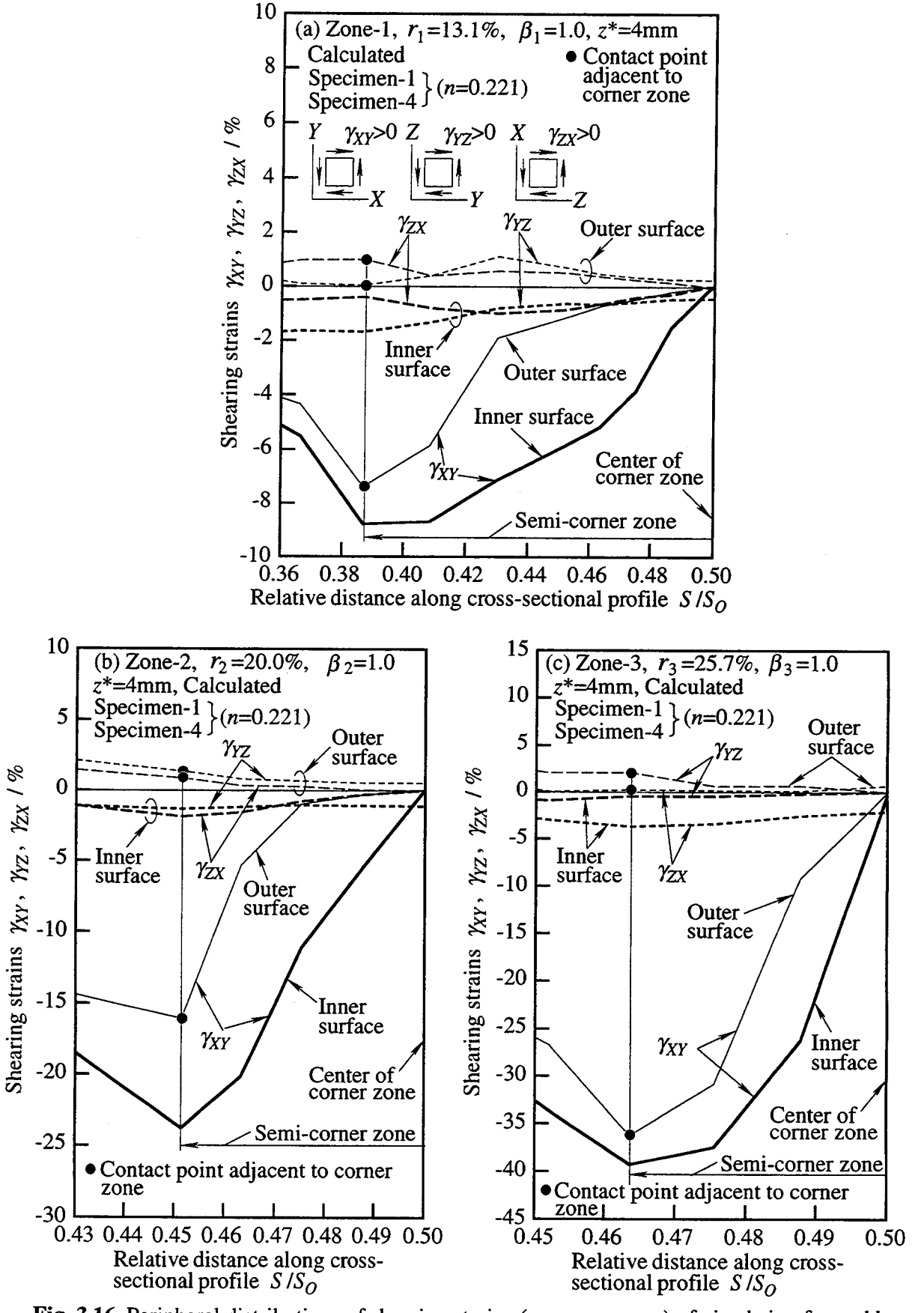


Fig. 3.16 Peripheral distributions of shearing strains (γ_{XY}, γ_{YZ}, γ_{ZX}) of pipe being formed by No.i forming rolls.

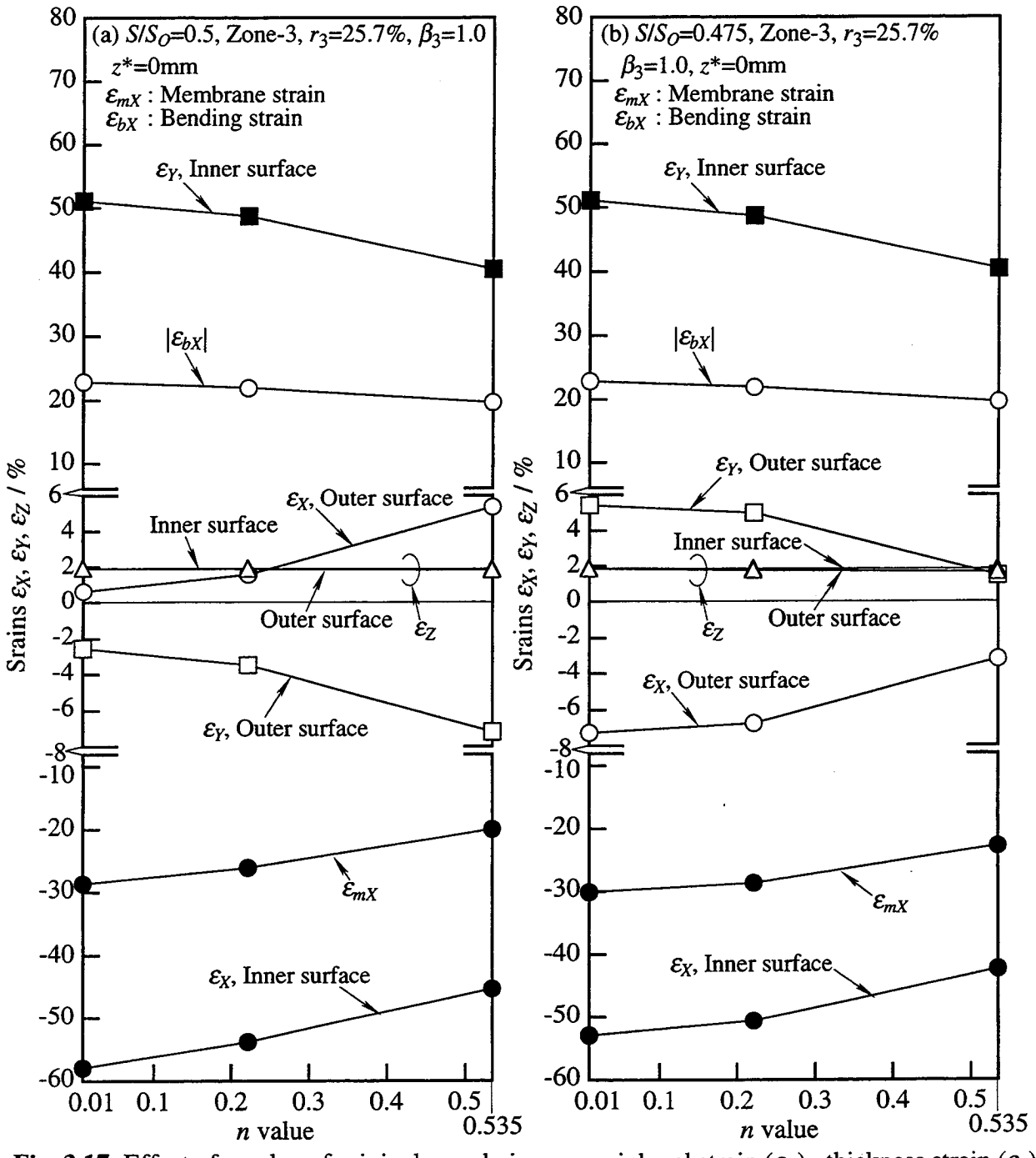


Fig. 3.17 Effect of n value of original round pipe on peripheral strain (ε_X), thickness strain (ε_Y) and longitudinal strain (ε_Z) at corner zone of finished square pipe.

内・外面に発生する周方向ひずみ(ε_X)，肉厚方向ひずみ(ε_Y)および長手方向ひずみ(ε_Z)に及ぼす影響を示す．Fig. 3.17(a)および(b)にコーナー部の中央(S/S_O=0.5)および肩部(S/S_O=0.475)における値をそれぞれ示す．

コーナー部の中央および肩部における内・外面のε_Zは円管素管のいずれのn値の場合もほぼ一定であり，n値による影響は小さい．これに対しコーナー部の中央お

よび肩部における肉厚中央面の周方向膜ひずみ(圧縮ひずみ)の絶対値$|\varepsilon_{mX}|$は，n値の減少とともに増大する．これはFig. 3.14に示したようにコーナー部の増肉率は素管のn値の減少とともに増大することと対応している．$|\varepsilon_{mX}|$の増大にともないコーナー部の中央における内面の$|\varepsilon_X|$および肩部における内・外面の$|\varepsilon_X|$(いずれも圧縮ひずみ)の値はn値の減少とともに増大し，コーナー部の中央における外面のε_X(引張ひずみ)はn値の減少とともに減少する．またコーナー部の中央および肩部における周方向曲げひずみ$|\varepsilon_{bX}|$はn値の減少とともにやや増大し，n値の小さい円管素管ほどコーナー部の曲げ変形が有効に行われることがわかる．一方コーナー部の中央および肩部における内・外面のε_Yはそれぞれ対応するε_Xの影響を受け，コーナー部の中央における内面のε_Yおよび肩部における内・外面のε_Y(いずれも引張ひずみ)の値はn値の減少とともに増大し，コーナー部の中央における外面の$|\varepsilon_Y|$(圧縮ひずみ)はn値の減少とともに減少する．

Fig. 3.18に円管素管のn値がZone-3のロール直下(z^*=0mmの位置)における素管の内・外面に発生する相当ひずみ($\bar{\varepsilon}$)の周方向分布に及ぼす影響を示す．Specimen-1

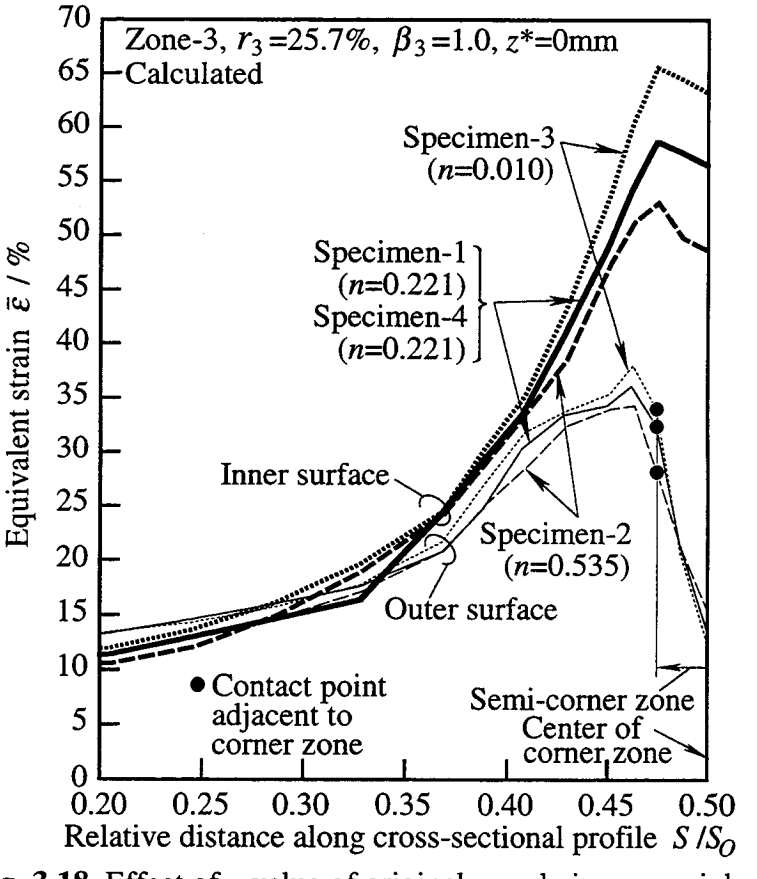


Fig. 3.18 Effect of n value of original round pipe on peripheral distribution of equivalent strain ($\bar{\varepsilon}$) of finished square pipes.

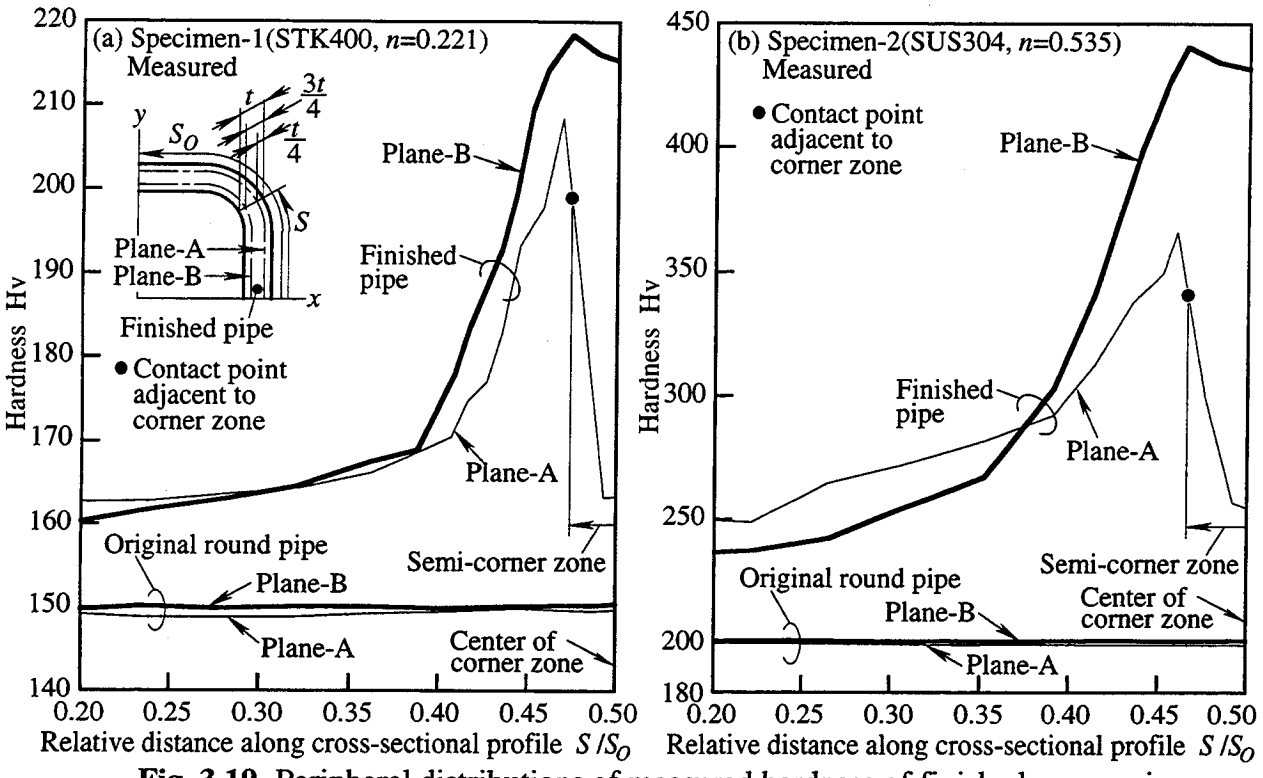


Fig. 3.19 Peripheral distributions of measured hardness of finished square pipes.

とn値が等しいSpecimen-4の場合の相当ひずみの値はSpecimen-1の場合のそれと同一である．

いずれのSpecimenの場合も，コーナー部中央の位置(S/S_O=0.5)の内面においてかなり大きな$|\varepsilon_X|$およびε_Yが発生する(Fig. 3.15(c))ことに対応して，その位置の$\bar{\varepsilon}$の値はかなり大きい．肩部に対応する内面の位置(S/S_O=0.475)の$\bar{\varepsilon}$の値はコーナー部中央の値よりもさらに大きな値となっており，内面の$\bar{\varepsilon}$の値はこの位置で最大値を示す．これはこの位置において大きな$|\varepsilon_X|$およびε_Yが発生することに加えてかなり大きな$|\gamma_{XY}|$が発生する(Fig. 3.16(c)参照)ためである．一方，コーナー部中央の位置の外面ではε_Xおよび$|\varepsilon_Y|$がかなり小さい(Fig. 3.15(c)参照)ことに対応して$\bar{\varepsilon}$の値はかなり小さい．肩部よりやや辺部側に寄った位置(S/S_O=0.463)の外面の$\bar{\varepsilon}$の値は，主としてこの位置においてかなり大きな$|\gamma_{XY}|$が発生する(Fig. 3.16(c)参照)ことによりかなり大きな値となり，外面の$\bar{\varepsilon}$の値はこの位置で最大値を示す．これらの$\bar{\varepsilon}$の分布形態は，**Fig. 3.19**に示すようにSpecimen-1(STK400)およびSpecimen-2(SUS304)の製品の実測されたビッカース硬さの周方向分布形態とほぼ同様である．

３・３・４　コーナー部における応力分布

Fig. 3.20に各Zoneのロール直下近傍(z^*=4mmの位置)における素管のコーナー部に発生する偏差応力の主成分の分布を示す．例としてSpecimen-1およびSpecimen-4の場合を示す(ただし両者の対応する偏差応力の主成分はそれぞれ同一である)．Fig. 3.20では偏差応力の主成分のうち方向が長手方向(z方向)に近いもの(大きさは比較的小さい)を除き，他の２主成分をxy断面に投影して示している．以下ではこれらの偏差応力(主成分σ')を単に応力と略記することにする．Fig. 3.20中の●印お

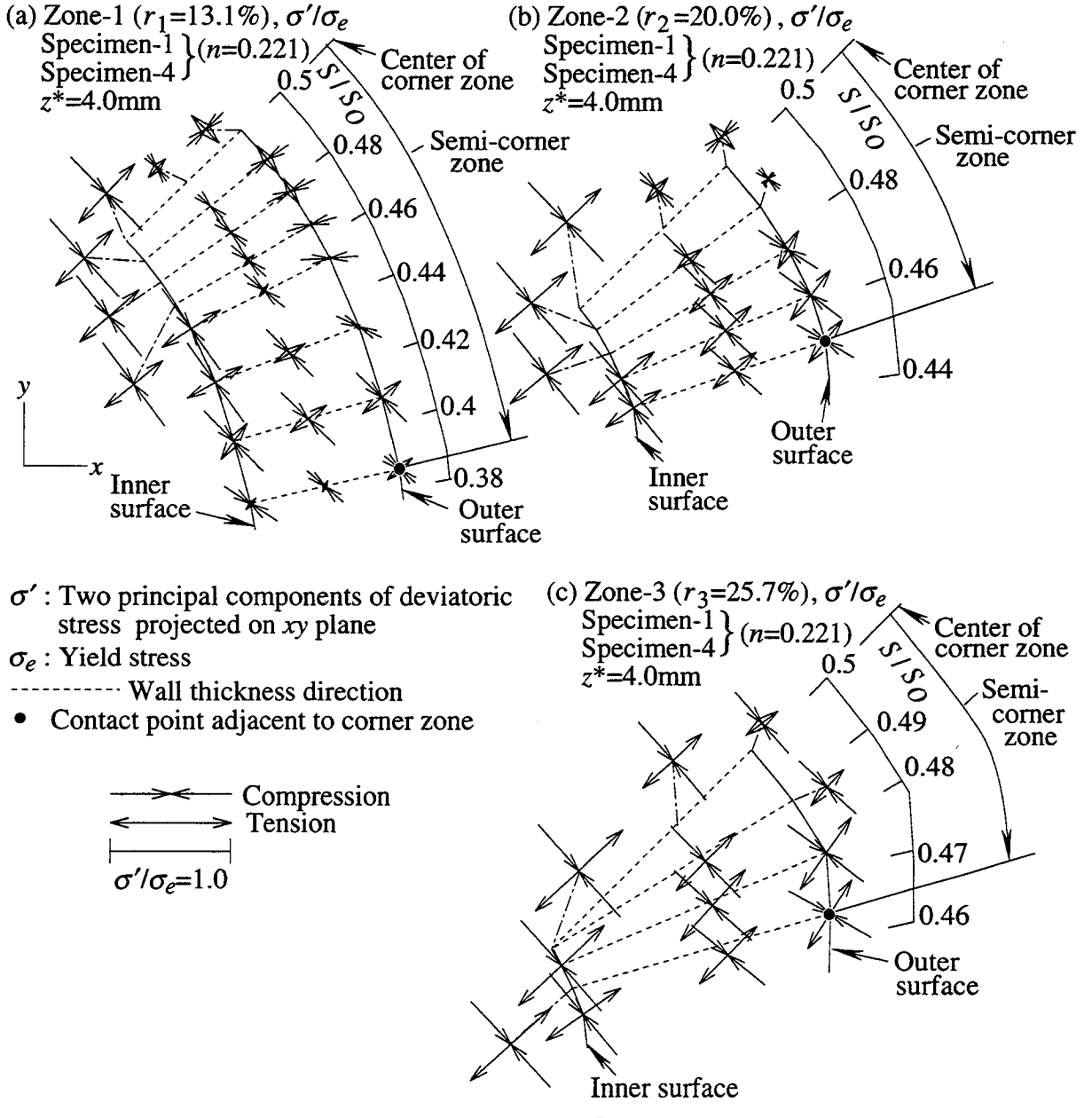


Fig. 3.20 Distribution of principal components (σ') of deviatoric stress at corner zone of pipe being formed by No.i forming rolls.

よび破線は，肩部および肉厚方向をそれぞれ表す．

まず，各Zoneの肩部より１節点コーナー部の中央に寄った位置における素管の応力状態について述べる．いずれのZoneの場合もこの位置では，外面から肉厚方向に見て対応する内面にかけて絶対値が比較的大きい引張応力および圧縮応力がそれぞれ肉厚方向および周方向から左まわり(時計の針のまわり方とは逆)にやや回転した方向に発生している．これは，各Zoneの肩部近傍では成形ロールによる押し込み力(Fig. 3.20の場合にはサイドロールによる水平方向($-x$方向)の押し込み力)とリダクションによる周方向の圧縮力との合力(圧縮力)の影響を強く受けるためである．いずれにしても各Zoneの肩部より１節点コーナー部の中央によった位置における肉厚の増加は，外面から肉厚方向に見て対応する内面にかけて分布するこれらの引張応力(肉厚方向から左まわりにやや回転した方向に作用する)によることがわかる．またこの肉厚増加に伴い，**Fig. 3.21**のせん断応力τ_{XY}(Fig. 3.11で定義した局所座標系に変換したもの)の分布に見られるように外面から肉厚方向に見て対応する内面に

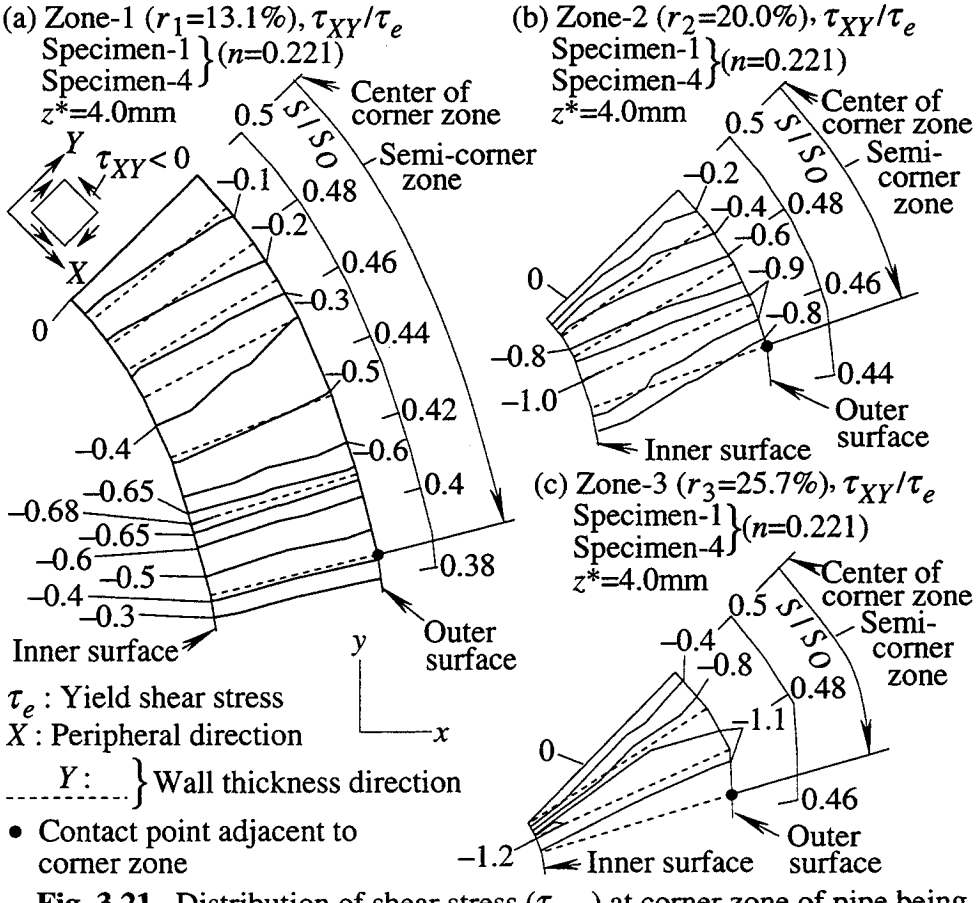


Fig. 3.21 Distribution of shear stress (τ_{XY}) at corner zone of pipe being formed by No.i forming rolls.

かけて絶対値の大きな負のせん断応力が発生することがわかる．

つぎに，各Zoneのコーナー部の中央(S/S_O=0.5)における応力状態について述べる．いずれのZoneの場合も，リダクションによる周方向の圧縮応力が作用する肉厚中央面および曲げによる周方向の圧縮応力とリダクションによる周方向の圧縮応力とが重なって作用する内面では，いずれも肉厚方向に引張応力が発生している．特に内面では，この引張応力の値は大きい．つまり各Zoneのコーナー部の中央における肉厚の増加は，主としてこの内面における肉厚方向の大きな引張応力によることがわかる．

３・４　結　　言

(１)再成形中(タンデム成形中)の素管のコーナー部における増肉率の分布とその推移は，肩部の形成過程と密接な関係がある．

(２)円管素管のt_0/D_0が一定の条件下では，各成形ロールにより成形された素管および製品のコーナー部の肉厚中央面における周方向膜ひずみ(圧縮ひずみ)の絶対値は，円管素管のn値の減少とともに増大する．それに対応してコーナー部の増肉率は増大する．

(３)各組の成形ロールのロール直下近傍における素管のコーナー部の肩部近傍は，成形ロールによる押し込み力とリダクションによる周方向の圧縮力との合力(圧縮力)の影響を強く受ける．このためコーナー部のこの位置では，外面から肉厚方向に見て対応する内面にかけて比較的大きな引張偏差応力(主成分)が肉厚方向から左まわりにやや回転した方向に発生し，これにより肉厚が増加する．この肉厚増加に伴い大きなせん断変形が発生する．一方コーナー部の中央では曲げモーメントが有効に作用するため，曲げによる周方向圧縮偏差応力(主成分)とリダクションによる周方向圧縮偏差応力(主成分)とが重なって作用する内面では，大きな肉厚方向の引張偏差応力(主成分)が発生し，主としてこれにより肉厚が増加する．

第４章　素管押し込み荷重および成形荷重

４・１　緒　　言

エクストロールフォーミングは，液圧シリンダーのラムにより円管素管をタンデムに配置された数組(通常３組)の無駆動ロール(４ロールタイプ)に押し込み，角管を再成形する成形法である．このエクストロールフォーミングにおける円管素管押し込み荷重および成形ロールに作用する成形荷重の各荷重特性を的確に把握することは，成形機の機械設計上ならびに素管の変形状態を知るうえで重要なことと思われる．

通常のロールフォーミングにより円管素管から角管を再成形する場合には，これまでに溝型およびボックス型の２ロール成形法における成形荷重の特性について実験的に検討した例[4)]が見られる．しかし，本研究の無駆動ロール(４ロールタイプ)を用いるエクストロールフォーミングの場合には，上記の各荷重特性について報告した例は，見当たらない．

本章で示す荷重データは，第２章の角鋼管のコーナー部の断面形状に及ぼす成形条件の影響を調査するために行った実機規模の実験機(３スタンドタンデム)による一連の成形実験[32)，35)]において測定したものである．したがって本研究における荷重データは，円管素管の肉厚／外径が2.2～5.9%，角管(製品)の縦横比が1.0～3.0，角管(製品)のリダクションが17.5～25.8%の範囲におけるものである．

本章では，まず円管素管押し込み荷重と成形条件との関係ついて実験的に検討した結果を述べるとともに，円管素管押し込み荷重を評価する実験式を示す．つぎに各成形ロールに作用する成形荷重および各組の成形ロールに作用する押し込み荷重の両者間の関係について実験的に検討した結果を述べるとともに，両者間の関係から各成形ロールに作用する成形荷重を評価する実験式を示す．

４・２　実験方法

Fig. 4.1に本研究のエクストロールフォーミングミルの概略を示す．円管素管押し込み荷重の測定は，液圧シリンダーのラムのヘッド部に設置したロードセルにより行った．成形荷重の測定は，下ロールおよびサイドロールの各チョックに設置したロードセルにより行った．いずれの荷重も，円管素管をNo.1成形ロールに押し込

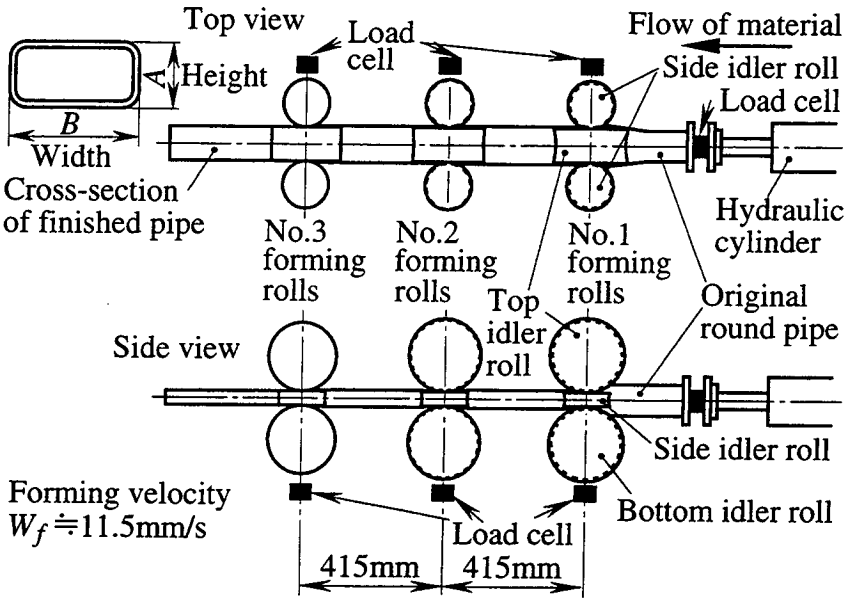


Fig. 4.1 Schematic illustration of experimental extroll-forming mill.

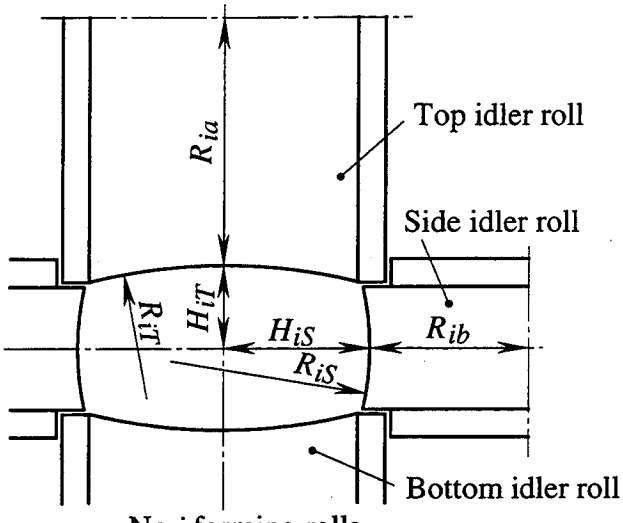
Table 4.1 Cross-sectional dimensions and mechanical properties of tested original round pipe.

Material of original round pipe	Symbol	Initial wall thickness t_0/mm	Initial outer diameter D_0/mm	$\frac{t_0}{D_0}$ /%	Cross-sectional area A_0 /10^2mm^2	Yield stress σ_e /MPa	n value
STKM11A	●,◑,○	2.0	89.2	2.2	5.4	231.1	0.229
STK41	▲,◭,△	3.0	89.3	3.4	8.2	362.2	0.221
SUS304	■,◨,□					373.0	0.535
STK41	▼,▽,▽	3.9		4.4	10.5	348.8	0.121
	◆,◩,◇	5.3	89.4	5.9	13.9	342.7	0.145

む時点からFig. 4.1に示すように全成形ロールに十分押し込むまで，連続して測定した．

Table 4.1に使用した円管素管の断面寸法および主な機械的性質を示す．**Fig. 4.2**に使用した成形ロールの各部の主な記号を示す．**Table 4.2**に本研究の角管(製品)の断面寸法(高さ(A)，幅(B))，成形ロールの主な寸法，リダクションスケジュールおよび成形ロールの設定幅(H_{iS})と設定高さ(H_{iT})との比(β_i)を一括して示す．No.3成形ロール(i=3)におけるβ_3は，角管(製品)の縦横比(幅(B)／高さ(A))を意味する．

本研究のいずれの成形実験の場合も潤滑剤は用いなかった．



No.i forming rolls

Fig. 4.2 Notations of forming rolls.

Table 4.2 Dimensions of forming rolls and reduction schedule.

Cross-sectional shape of finished pipe	Height A/mm	Width B/mm	Roll No. i	R_{iT} /mm	R_{iS} /mm	R_{ia} /mm	R_{ib} /mm	H_{iT} /mm	H_{iS} /mm	Reduction $r_i = \ln\left\|\frac{H_{iT}+H_{iS}}{D_0}\right\|$ /%	$\beta_i = \frac{H_{iS}}{H_{iT}}$
Square	69	69	1	150.75	150.75	79.3	79.3	39.15	39.15	13.0~13.3	1.00
			2	348.80	348.80	81.55	81.55	36.55	36.55	19.8~20.1	
			3	∞	∞	82.3	82.3	34.50	34.50	25.7~25.9	
	72	72	1	150.75	150.75	79.3	79.3	40.30	40.30	10.1~10.4	
			2	348.80	348.80	81.55	81.55	37.75	37.75	16.7~16.9	
			3	∞	∞	82.3	82.3	36.00	36.00	21.4~21.6	
	75	75	1	139.00	139.00	74.0	74.0	41.49	41.49	7.2~7.5	
			2	382.00	382.00	79.25	79.25	38.89	38.89	13.7~13.9	
			3	∞	∞	80.0	80.0	37.50	37.50	17.3~17.6	
Rectangular	60	90	1	205.00	117.80	101.1	64.0	34.19	47.52	8.8~9.0	1.39
			2	723.90	241.20	102.15	67.75	32.52	45.47	13.4~13.7	1.40
			3	∞	∞	102.5	67.3	30.00	45.00	17.3~17.6	1.50
	50	100	1	205.00	100.00	101.1	62.0	29.72	51.88	8.9~9.1	1.75
			2	723.90	237.20	102.15	64.1	26.42	50.56	14.7~15.0	1.91
			3	∞	∞	102.5	65.0	25.00	50.00	17.3~17.6	2.00
	42.85	107.15	1	220.00	52.50	97.5	63.75	27.91	53.50	9.1~9.4	1.92
			2	628.50	127.50	97.5	66.0	22.95	54.84	13.7~13.9	2.39
			3	∞	∞	97.5	67.5	21.43	53.57	17.3~17.6	2.50
	37.5	112.5	1	316.00	53.00	97.5	64.4	25.33	55.72	9.6~9.8	2.20
			2	628.50	147.80	97.5	66.45	21.03	56.41	14.1~14.4	2.68
			3	∞	∞	97.5	65.5	18.75	56.25	17.3~17.6	3.00
	40	100	1	205.00	52.20	101.1	63.6	25.26	53.00	13.1~13.3	2.10
			2	723.90	118.40	102.15	65.65	21.50	51.28	20.3~20.6	2.39
			3	∞	∞	102.5	66.5	20.00	50.00	24.2~24.5	2.50

４・３　実験結果および考察

４・３・１　円管素管押し込み荷重の評価式

Fig. 4.3に本研究で取り扱う円管素管押し込み荷重の模式説明を示す．円管素管をNo.i成形ロールまで押し込み定常変形をしている場合を第i再成形段階とし，対応する円管素管押し込み荷重をF_iとする．本節では，F_iを円管素管の断面積A_0および降伏応力σ_eで除した相対押し込み圧力$F_i/(A_0\sigma_e)$により実験結果を整理して示すことにする．

まず**Fig. 4.4**(a)，(b)に円管素管のt_0(肉厚)/D_0(外径)が相対押し込み圧力$F_i/(A_0\sigma_e)$とリダクションr_iとの関係に及ぼす影響を示す．Fig. 4.4(a)は，正方形角管への再成形プロセスの場合を示す．一方Fig. 4.4(b)は，長方形角管への再成形プロセスの場合を示す．$F_i/(A_0\sigma_e)$と成形条件との関係は，いずれの角管への再成形プロセスの場合もつぎのようである．

t_0/D_0との関係では，$F_i/(A_0\sigma_e)$の値は，いずれの再成形段階の場合もt_0/D_0の増加とともに増加する．

r_iとの関係では，$F_i/(A_0\sigma_e)$の値は，いずれのt_0/D_0の場合も再成形の各段階におけるr_iの増加とともに増加し，またr_3=一定の再成形において第１(r_1)→第２(r_2)→第３(r_3)と再成形段階の進展に伴い増加する．さらに，再成形段階のいかんにかかわ

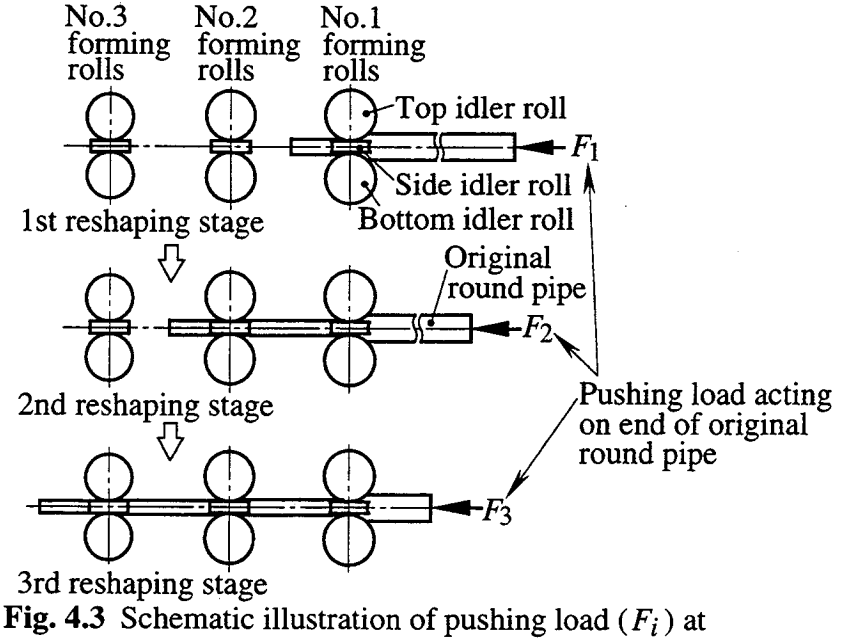
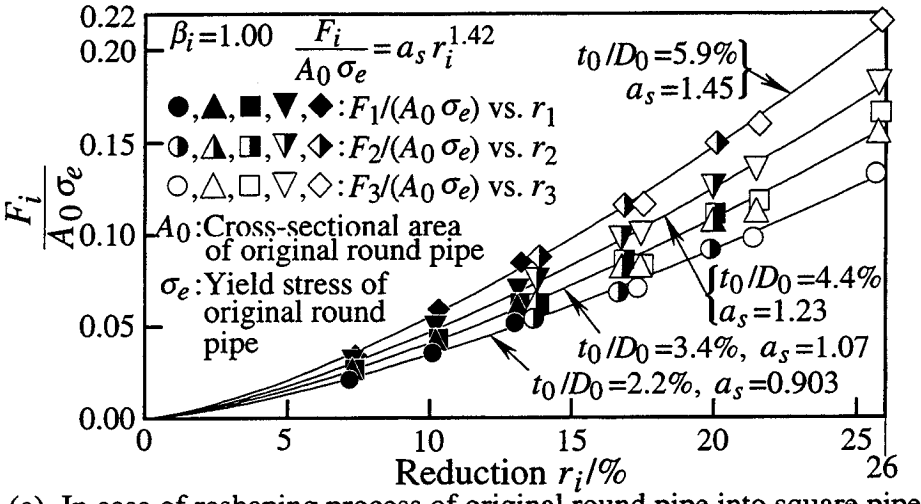
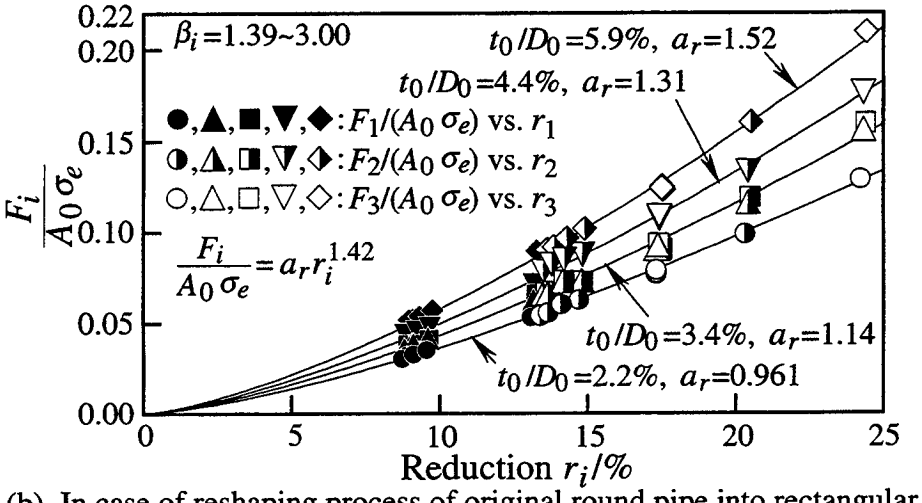


Fig. 4.3 Schematic illustration of pushing load (F_i) at each reshaping stage in reshaping process of original round pipe into square or rectangular pipe.



(a) In case of reshaping process of original round pipe into square pipe.



(b) In case of reshaping process of original round pipe into rectangular pipe.

Fig. 4.4 Relationship between relative pushing pressure $F_i/(A_0\sigma_e)$ and reduction r_i at each reshaping stage shown in Fig. 3 (showing effect of t_0 (wall thickness)/D_0 (outer diameter) of original round pipe).

らずr_iの値の大きさのみに着目してr_iとの関係を見た場合，$F_i/(A_0\sigma_e)$の値は，いずれのt_0/D_0の場合もr_iの増加とともに本研究のr_iの全域にわたり，かなりなめらかに増加することがわかる．つまり，本研究の場合ロール穴型の曲率半径およびロール径の影響はかなり小さく，リダクションr_iの大きさに強く依存することがわかる．

Fig. 4.4(a)およびFig. 4.4(b)における$F_i/(A_0\sigma_e)$とr_iとの関係を各t_0/D_0について原点を通る曲線でそれぞれ近似すると，つぎの関係式が得られる．

$$\frac{F_i}{A_0\sigma_e}=a_s r_i^{1.42} \qquad (\beta_i=1.00) \tag{4.1}$$

$$\frac{F_i}{A_0\sigma_e}=a_r r_i^{1.42} \qquad (1.39\leqq\beta_i\leqq3.00) \tag{4.2}$$

ここでa_sは正方形角管への再成形プロセスに対する係数であり，Fig. 4.4(a)中に記入されているような値である．一方a_rは長方形角管への再成形プロセスに対する係数であり，Fig. 4.4(b)中に記入されているような値である．いずれのt_0/D_0の場合も，$a_s<a_r$となっている．したがって，t_0/D_0およびr_iが一定の条件下では，長方形角管への再成形プロセスにおける$F_i/(A_0\sigma_e)$の値は，正方形角管への再成形プロセスにおけるそれより大きいことがわかる．

つぎに**Fig. 4.5**にリダクションr_3の値が同一となる角管(製品)の縦横比β_3と第３再成形段階における$F_3/(A_0\sigma_e)$との関係を示す．いずれのt_0/D_0の場合もリダクションr_3=一定の条件下では，長方形角管への再成形プロセスにおける$F_3/(A_0\sigma_e)$の値は，正方形角管への再成形プロセスにおけるそれより増加する．しかし，本研究の$1.5\leqq\beta_3\leqq3.0$の範囲では，β_3による影響は小さいことがわかる．

さて，Fig. 4.4(a)およびFig. 4.4(b)にそれぞれ示した係数a_sおよびa_rの値とt_0/D_0との関係を**Fig. 4.6**に示す．a_sおよびa_rの値は，t_0/D_0の増加とともにいずれもほぼ直線的に増加する．そこで両係数とt_0/D_0との関係をそれぞれ直線で近似すると，つぎの関係式が得られる．

$$a_s=15.1\frac{t_0}{D_0}+0.564 \qquad (\beta_i=1.00) \tag{4.3}$$

$$a_r=15.1\frac{t_0}{D_0}+0.632 \qquad (1.39\leqq\beta_i\leqq3.00) \tag{4.4}$$

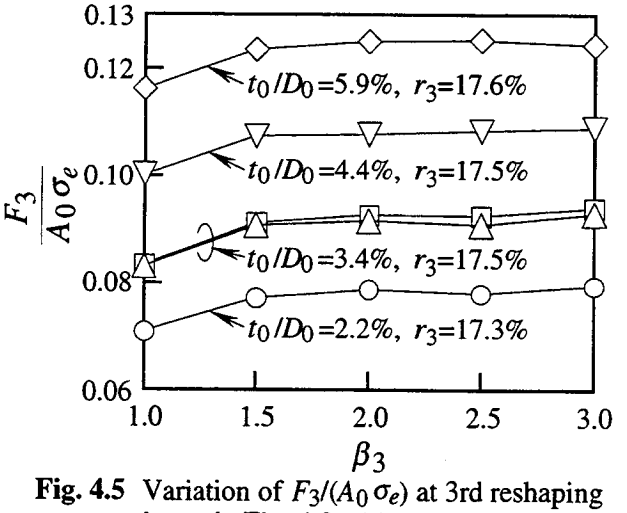


Fig. 4.5 Variation of $F_3/(A_0\sigma_e)$ at 3rd reshaping stageshown in Fig. 4.3 with cross-sectional size ratio β_3 (width / height) of finished pipe.

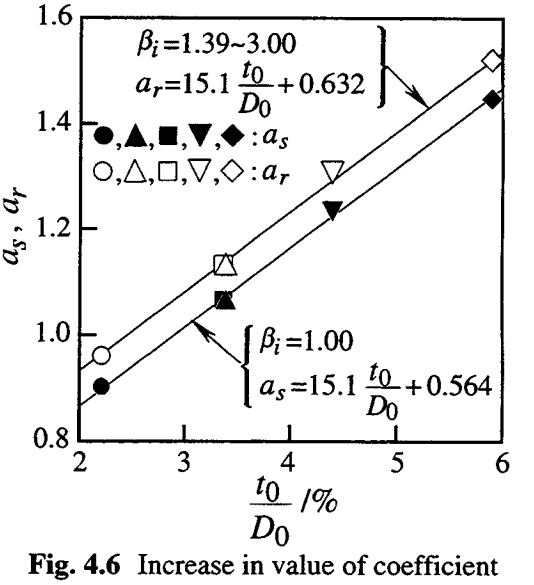


Fig. 4.6 Increase in value of coefficient (a_s, a_r) shown in Fig. 4.4 with t_0/D_0 of original round pipe.

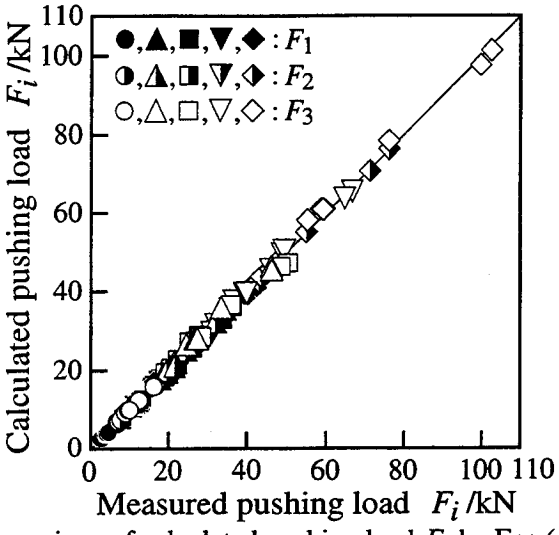


Fig. 4.7 Comparison of calculated pushing load F_i by Eqs.(4.5) and (4.6) with measured results.

以上から本研究の各再成形段階における円管素管押し込み荷重F_iを評価する実験式は，つぎのようになる．

$$F_i=\left(15.1\frac{t_0}{D_0}+0.564\right)A_0\,\sigma_e\,r_i^{1.42} \qquad (\beta_i=1.00) \tag{4.5}$$

$$F_i=\left(15.1\frac{t_0}{D_0}+0.632\right)A_0\,\sigma_e\,r_i^{1.42} \qquad (1.39\leqq\beta_i\leqq3.00) \tag{4.6}$$

ここでσ_eおよびF_iの単位は，それぞれMPaおよびNである．t_0およびD_0の単位は，いずれもmmである．A_0の単位は，mm^{2}である．

Fig. 4.7に式(4.5)および式(4.6)による算出押し込み荷重の値と実測押し込み荷重の値との比較を示す．Fig. 4.7より本研究範囲(t_0/D_0=2.2～5.9%，r_i=7.3～25.8%)では，いずれの再成形段階においても式(4.5)および式(4.6)の実験式は，実測押し込み荷重の値に対しほぼ良い近似値を得ることがわかる．

4・3・2　成形荷重の評価式

まず**Fig. 4.8**に正方形角管への再成形プロセスにおける下ロールの成形荷重P_i(=サイドロールの成形荷重)とNo.i成形ロールに作用する押し込み荷重F_i–F_{i-1}(ただしF_0=0)との関係を示す．No.i成形ロールに作用する押し込み荷重をF_i–F_{i-1}とした理由は，例えば第2再成形段階(2スタンドタンデム再成形)におけるNo.1成形ロールによる素管の変形状態と第1再成形段階(単スタンド再成形)におけるNo.1成形ロー

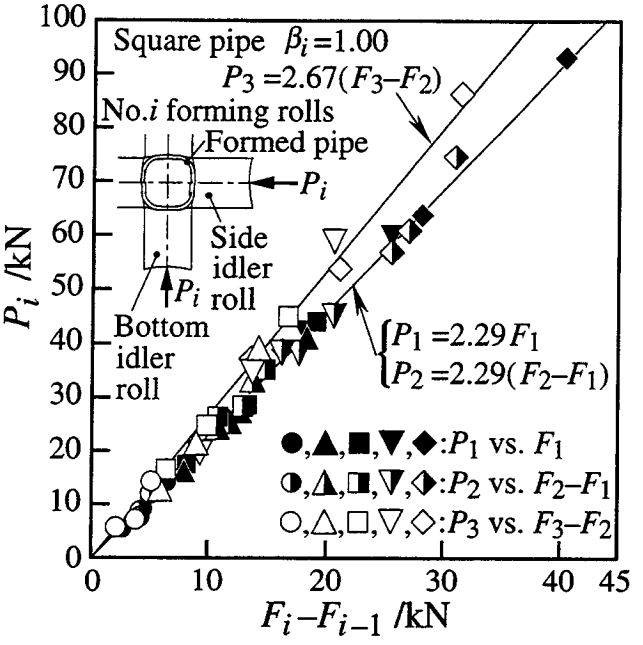


Fig. 4.8 Relationship between forming load P_i and pushing load (F_i –F_{i-1}, where F_0=0) acting on each pair of forming rolls for reshaping original round pipe into square pipe.

ルによるそれとの差異は極めて小さいことを第３章のＦＥＭ解析時に確認していることによる(Fig.3.6～Fig.3.9参照).

各下ロールの成形荷重P_iは，No.i成形ロールの押し込み荷重F_i–F_{i-1}の増加とともにほぼ直線的に増加する．またF_i–F_{i-1}一定の条件下では，$P_1 \fallingdotseq P_2$，$P_2 < P_3$となっており，平ロールのNo.3成形ロールでは成形荷重の値は高くなることがわかる．P_iとF_i–F_{i-1}との関係を原点を通る直線でそれぞれ近似すると，つぎの関係式が得られる．

$$P_1=2.29F_1 \qquad (\beta_1=1.00) \tag{4.7}$$

$$P_2=2.29(F_2-F_1) \qquad (\beta_2=1.00) \tag{4.8}$$

$$P_3=2.67(F_3-F_2) \qquad (\beta_3=1.00) \tag{4.9}$$

つぎに長方形角管への再成形プロセスにおける下ロールおよびサイドロールの成形荷重とNo.i成形ロールに作用する押し込み荷重との関係を，正方形角管への再成形プロセスにおける関係と比較して示すと，**Fig. 4.9**(a)～(c)のようである．

まずFig. 4.9(a)のNo.1成形ロールによる再成形では，下ロールの成形荷重P_{1b}およびサイドロールの成形荷重P_{1s}は，押し込み荷重F_1の増加とともにいずれもほぼ直線的に増加する．F_1=一定の条件下では，いずれの場合も$P_{1b} > P_1 > P_{1s}$となることがわかる．これは長方形角管へのNo.1成形ロールによる再成形では，円管素管に対

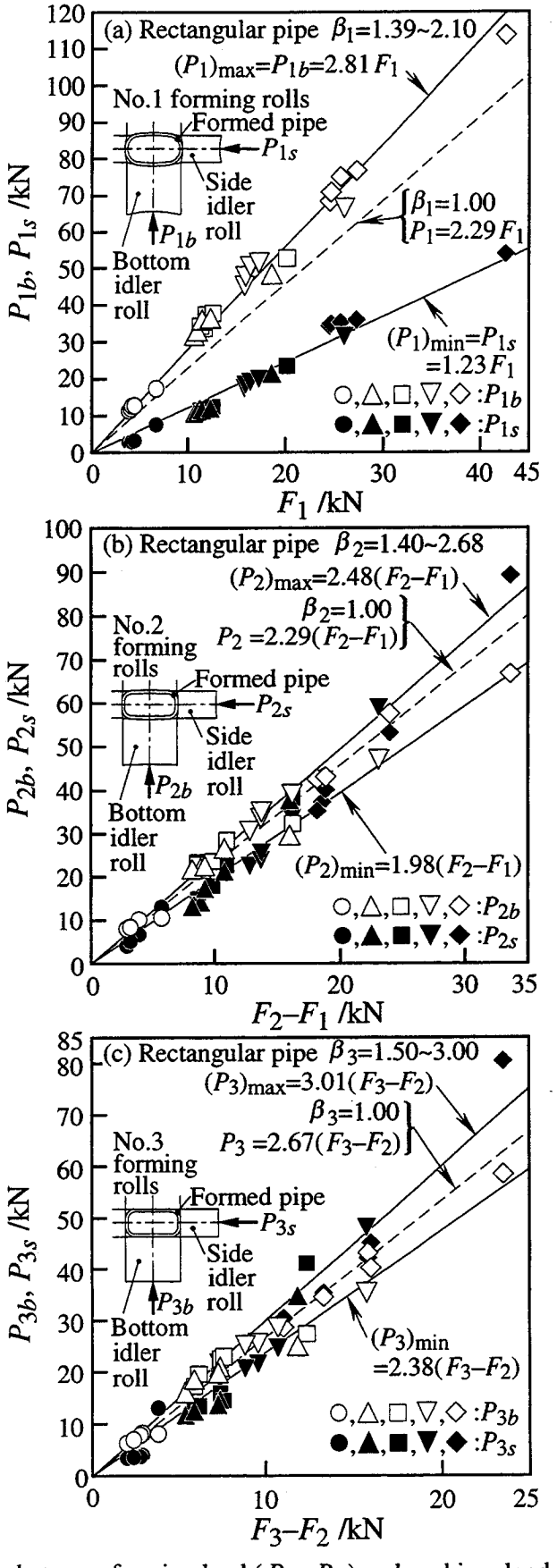


Fig. 4.9 Relationship between forming load (P_{ib}, P_{is}) and pushing load ($F_i - F_{i-1}$, where F_0=0) acting on each pair of forming rolls for reshaping original round pipe into rectangular pipe (Solid lines : For ($P_i)_{max}$=max(P_{ib}, P_{is}) and for $(P_i)_{min}$=min(P_{ib}, P_{is}) , Dotted line : For P_i shown in Fig. 4.8).

する上下ロールによる押し込み量がサイドロールによるそれよりかなり大きいためである．P_{1b}およびP_{1s}とF_1との関係を原点を通る直線でそれぞれ近似すると，つぎの関係式が得られる．

$$(P_1)_{\max}=P_{1b}=2.81F_1 \qquad (\beta_1=1.39\sim2.10) \tag{4.10}$$

$$(P_1)_{\min}=P_{1s}=1.23F_1 \qquad (\beta_1=1.39\sim2.10) \tag{4.11}$$

ただし，P_{1b}とP_{1s}とを比較して値が大きい方を$(P_1)_{\max}$,小さい方を$(P_1)_{\min}$とおいている．

つぎにFig. 4.9(b)のNo.2成形ロールおよびFig. 4.9(c)のNo.3成形ロールによる再成形では，下ロールの成形荷重とサイドロールのそれとの大小関係が逆転する場合が見られる．このため，押し込み荷重との関係は，Fig. 4.9(a)のNo.1成形ロールの場合のような単純な関係とは異なる．本研究では$P_{2b}>P_{2s}$，$P_{3b}>P_{3s}$となる場合が多いが，一部逆となる場合がある．$P_{2b}<P_{2s}$となるものは，いずれのt_0/D_0のβ_2=2.39でr_2=20.5%の場合(Table 4.2参照)である．$P_{3b}<P_{3s}$となるものは，いずれのt_0/D_0のβ_3=2.5でr_3=24.4%およびt_0/D_0=5.9%のβ_3=2.0～3.0でr_3=17.5%の場合(Table 4.2参照)である．これらはいずれも着目している成形ロールより１つ上流の成形ロールによって再成形された素管に対し，上下ロールの押し込み量<サイドロールの押し込み量となる場合である．またNo.2成形ロールにより再成形された素管およびNo.3成形ロールにより再成形された角管(製品)の各コーナー部の断面形状に着目すると，いずれも長辺部側へのだれが発生している場合(第２章Fig. 2.10(d)参照)である．本研究では成形荷重を評価する場合実用性に重点を置き，No.i成形ロール(i=2，3)のP_{ib}とP_{is}とを比較して値が大きい方を$(P_i)_{\max}$，小さい方を$(P_i)_{\min}$とし，これらとF_i-F_{i-1}との関係をそれぞれ求めることにする．この場合$(P_i)_{\max}$および$(P_i)_{\min}$とF_i-F_{i-1}との関係をNo.1成形ロールの場合と同様にそれぞれ原点を通る直線で近似すると，つぎの関係式が得られる．

$$(P_2)_{\max}=2.48(F_2-F_1) \qquad (\beta_2=1.40\sim2.68) \tag{4.12}$$

$$(P_2)_{\min}=1.98(F_2-F_1) \qquad (\beta_2=1.40\sim2.68) \tag{4.13}$$

$$(P_3)_{\max}=3.01(F_3-F_2) \qquad (\beta_3=1.50\sim3.00) \tag{4.14}$$

$$(P_3)_{\min}=2.38(F_3-F_2) \qquad (\beta_3=1.50\sim3.00) \tag{4.15}$$

正方形角管への再成形プロセスにおける関係と比較すると，$(P_2)_{\max}>P_2>(P_2)_{\min}$，$(P_3)_{\max}>P_3>(P_3)_{\min}$となることがわかる．

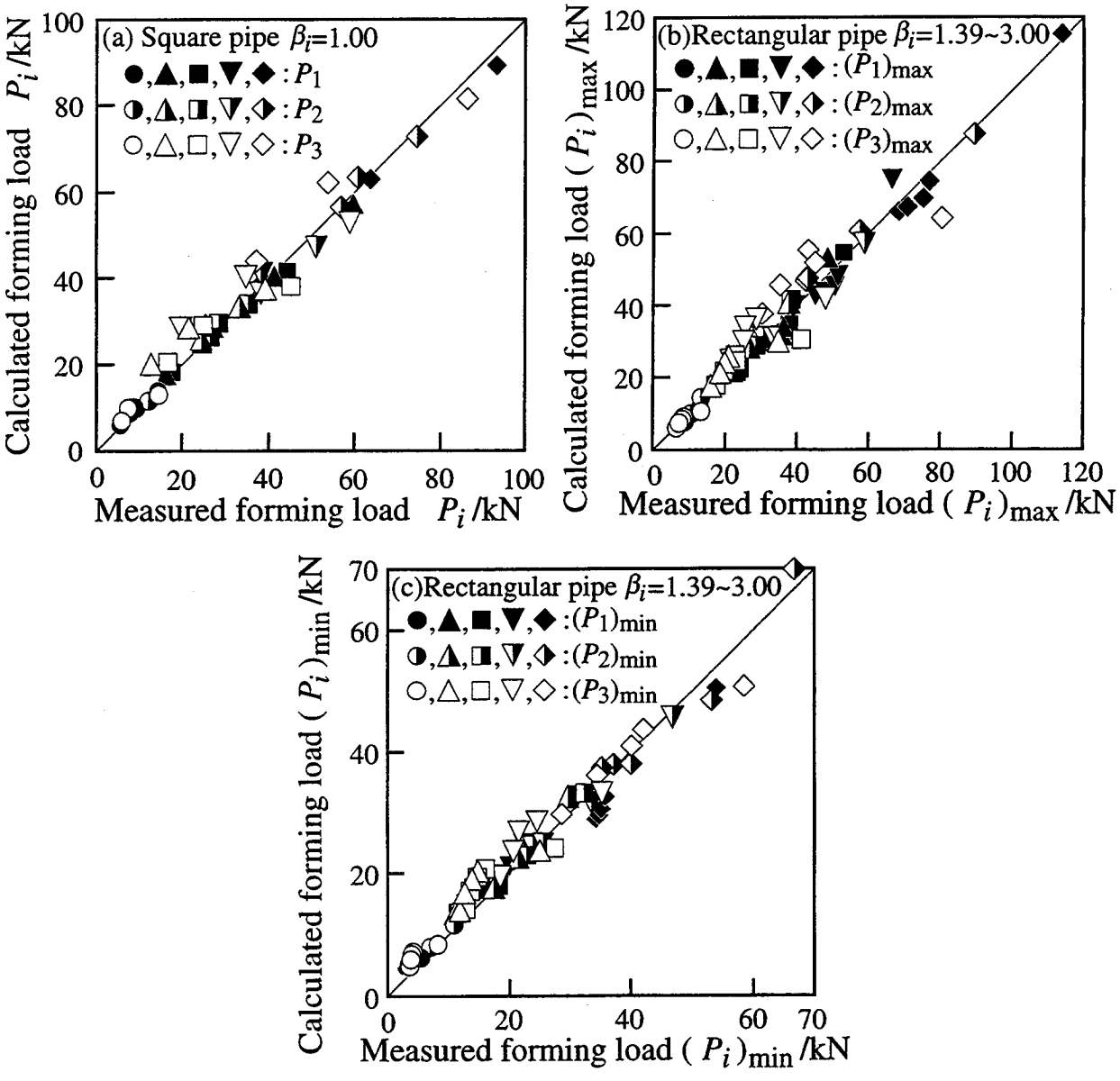


Fig. 4.10 Comparison of calculated forming load (P_i, $(P_i)_{max}$, $(P_i)_{min}$) by Eqs. (4.5)~(4.15) with measured results ((a) : P_i for square pipe, (b) : $(P_i)_{max}$ for rectangular pipe and (c) : $(P_i)_{min}$ for rectangular pipe).

本研究では，正方形角管への再成形プロセスにおける成形荷重P_iの算出には，式(4.7)～式(4.9)のF_iに4・3・1節で求めた式(4.5)を適用する．一方長方形角管への再成形プロセスにおける成形荷重$(P_i)_{max}$および$(P_i)_{min}$の算出には，式(4.10)～式(4.15)のF_iに4・3・1節で求めた式(4.6)を適用する．**Fig. 4.10**(a)～(c)にP_i, $(P_i)_{max}$および$(P_i)_{min}$の各成形荷重における算出値と実測値との比較をそれぞれ示す．Fig. 4.10(a)～(c)より本研究範囲では，上記の算出方法によりP_i, $(P_i)_{max}$および$(P_i)_{min}$の各成形荷重をほぼ予測できることがわかる．

４・４　結　　言

本研究では，円管素管から角管(縦横比1.0～3.0)を再成形するエクストロールフォーミングの再成形プロセスにおける円管素管押し込み荷重および成形ロールに作用する成形荷重の各荷重特性を実験的に検討した．この場合，円管素管の押し込みの進展に伴い，No.1ロールによる成形，No.1およびNo.2ロールによる成形およびNo.1～No.3ロールによる成形の３再成形段階を通して検討した．その結果，まず第i再成形段階(i=1～3)に対応する円管素管押し込み荷重F_iを評価する実験式を，正方形および長方形角管への各再成形プロセスに対してそれぞれ得た．すなわち，円管素管の断面寸法(肉厚，外径，断面積)，円管素管の降伏応力およびNo.iロールの円管素管に対するリダクションの各因子を含む実験式をそれぞれ得た．つぎにNo.i成形ロールの下ロールおよびサイドロールの各成形荷重の評価式として，No.i成形ロールに作用する押し込み荷重F_i-F_{i-1}(ただしF_0=0)に依存する実験式(F_i，F_{i-1}には上記実験式を適用する)をそれぞれ得た．この場合，長方形角管への再成形プロセスに対しては，下ロールの成形荷重とサイドロールのそれとを比較して値が大きい方の成形荷重$(P_i)_{\max}$と小さい方のそれ$(P_i)_{\min}$とを評価する実験式をそれぞれ得た．

以上実用的観点から検討結果を示したが，これらの荷重特性をより解析的に取り扱う場合には素管の変形過程を考慮する必要がある．しかし，本研究のエクストロールフォーミングにおける素管の変形過程はかなり複雑である(第２章および第３章参照)[31)～37)]．このため，コーナー部に隣接するロールとの接触点(肩部)の位置(第２章および第３章参照)[31)～37)]および各成形ロールにより再成形された素管の外周長(または肉厚中央面の周長)などの予測は，かなり難しい．したがって，これらの荷重特性を解析的に取り扱うことは，現在のところかなり難しいと思われる．

第５章　予成形プロセスの導入による正方形角鋼管の断面形状の改善

５・１　緒　　言

円管素管からエクストロールフォーミングにより再成形される角管(製品)のコーナー部の外曲率半径は，リダクションの増加とともに急激に減少する．しかし，コーナー部の肉厚ひずみは逆に急激に増加することを，第２章において実験的に明らかにした[35]．つまり，現状のエクストロールフォーミングでは，外曲率半径の小さいいわゆるシャープなコーナー部を得る場合には，リダクション大の成形条件を選択する必要がある．しかし，コーナー部の肉厚の増加は顕著となり，場合によってはコーナー部に割れが発生するなど成形限界が存在することが実生産の場では観察されている．

北脇ら[19)～29)]はシャープなコーナー部を有する角管を得るための方策として，製品のコーナー部に相当する円管の内面にあらかじめ切削加工を施す方法，またコーナー部を局部加熱しながら再成形を行う方法を提案している．いずれの方法においても通常の場合と比較してコーナー部の外面ではコーナー部領域の大きさおよび外曲率半径は小さくなるが，コーナー部の急激な増肉により，内面側のコーナー部領域および内曲率半径はあまり小さくならず，内面形状は改善されないと報告している．

コーナー部における肉厚の増加を極力抑制し，かつ外曲率半径の減少を図るための方策の一つとして，角管(製品)のコーナー部に相当する円管素管の円周部分(４箇所)を同時に拡管することにより，コーナー曲げの予成形を施すことが考えられる．この場合コーナー部に相当する部分は，引張力を付加した曲げと類似の状態となるため，肉厚は一旦減少する．この予成形素管をエクストロールフォーミングに供すれば，再成形後の角管(製品)のコーナー部における肉厚の増加はかなり抑制され，かつ外曲率半径および内曲率半径ともにかなり減少するものと予想される．

本研究では基本となる正方形角管のエクストロールフォーミングプロセスを対象として，テーパー付マンドレルの軸方向押し込みにより円管素管に内接する４個(円周方向４等分割線(90°)上に配置)の工具(ポンチ)が同時に半径方向に張り出すエキスパンド方式の予成形機(実験機)を製作した．そしてこの予成形機により予成

形を施された素管を使用する場合と円管素管を使用する通常の場合とについて，一連の正方形角鋼管の成形実験を行った．成形実験は，まず予成形における工具(ポンチ)先端半径と正方形角鋼管(製品)の断面形状との関係を明確にするため，工具(ポンチ)先端半径が異なる予成形素管(ただし拡管量は一定)を用いた正方形角鋼管(高さ(幅)150mm，152mm，154mm，材質SUS304)の成形実験を行った．つぎに予成形における重要因子である拡管量と正方形角鋼管(製品)の断面形状との関係を明確にするため，拡管量が異なる予成形素管(ただし工具(ポンチ)先端半径は一定)を用いた正方形角鋼管(高さ(幅)150mm，材質STK400)の成形実験を行った．後者の場合，同時に素管の変形挙動を明確にするため，剛塑性ＦＥＭ解析を行った．

本章では，エキスパンド方式のコーナー曲げの予成形が正方形角鋼管(製品)の断面形状に及ぼす影響について，まず予成形における工具(ポンチ)先端半径と正方形角鋼管(製品)の断面形状との関係ついて実験的に検討した結果を述べる．つぎに予成形における拡管量と正方形角鋼管(製品)の断面形状との関係について，実験結果とＦＥＭによるひずみ解析の結果を踏まえ検討した結果を述べる．

５・２　正方形角鋼管(製品)の断面形状に及ぼすエキスパンド方式の角化予成形の影響

５・２・１　実験方法

Fig. 5.1に円管素管にコーナー曲げの予成形を行うエキスパンド方式の予成形機(実験機)および予成形プロセスを模式的に示す．本研究の予成形機はエキスパンダーの原理を応用したものであり，Fig. 5.1(a)に示すように，テーパー付マンドレルの押し込みにより，円周方向４等分割線(90°)上に配置された４個のポンチが同時に半径方向に張り出す構造となっている．これらのポンチの張り出しにより，円管素管に対し内面側からコーナー曲げの予成形を施す方式である．本研究ではポンチ幅が64mmと狭いため，Fig. 5.1(b)に示すように，円管素管の先端部から後端部に至るまで順次予成形を行うことにより，予成形素管を得ている．

Fig. 5.2に予成形条件を示す．本研究ではポンチストローク(Fig. 5.2中のS_p)はS_p=6.25mmの一定条件とし，ポンチ先端半径がR_p=5，10，15mmの３種類のポンチにより予成形を行っている．

Fig. 5.3に本研究のエクストロールフォーミングプロセスを模式的に示す．コー

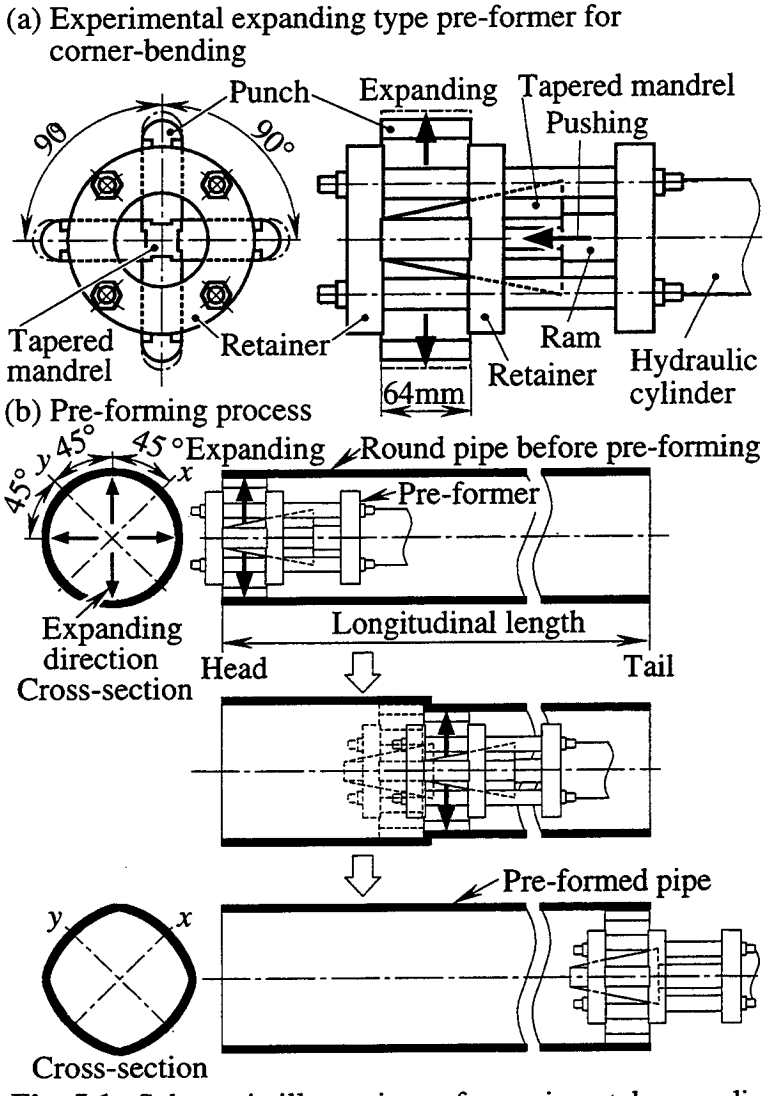


Fig. 5.1 Schematic illustrations of experimental expanding type pre-former for corner-bending and pre-forming process.

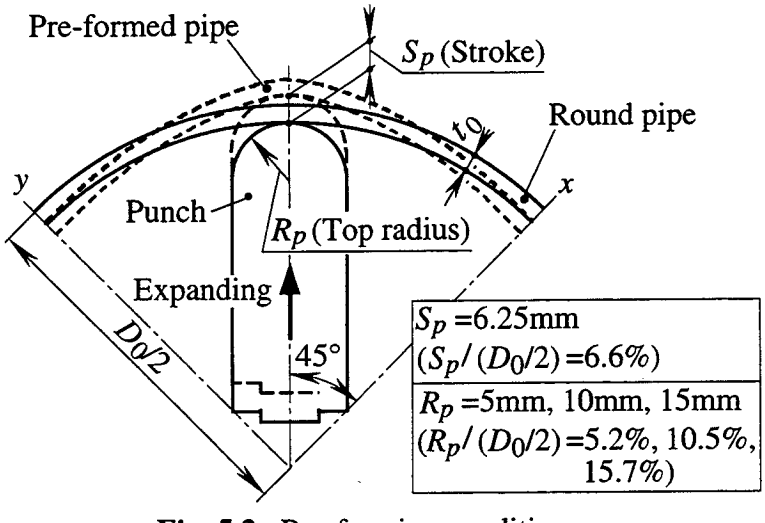
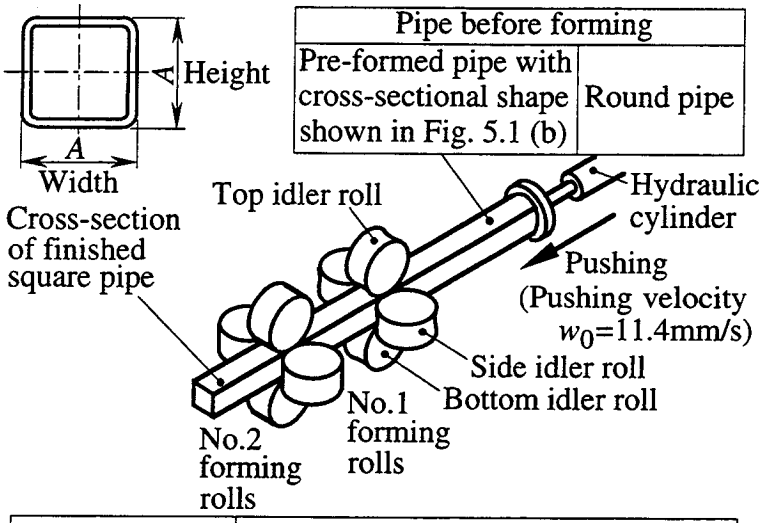


Fig. 5.2 Pre-forming conditions.



Case-1	Round pipe ⇨ Pre-forming for corner-bending ⇨ Extroll-forming
Case-2 (Conventional extroll-forming)	Round pipe ⇨ Extroll-forming

Fig. 5.3 Schematic illustration of extroll-forming employed for the experiment.

Table 5.1 Cross-sectional dimensions and mechanical properties of tested round pipe.

Material of round pipe	Initial wall thickness t_0/mm	Initial outer diameter D_0/mm	$\frac{t_0}{D_0}$ /%	Yield stress σ_e /MPa	n-value
SUS304	3.9	190.7	2.0	290.7	0.685

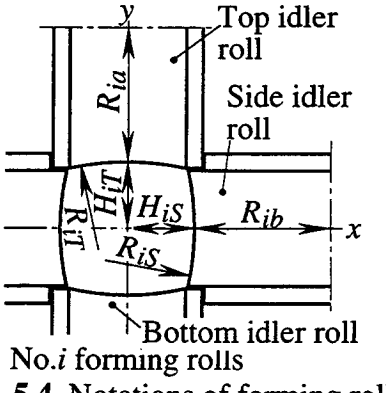


Fig. 5.4 Notations of forming rolls.

Table 5.2 Dimensions of forming rolls and reduction schedule.

Cross-sectional shape of finished square pipe / Height or width A/mm	Roll No. i	R_{iT} /mm	R_{iS} /mm	R_{ia} /mm	R_{ib} /mm	H_{iT} /mm	H_{iS} /mm	Reduction $r_i = \left\lvert \ln\frac{H_{iT}+H_{iS}}{D_0} \right\rvert$ /%
150	1	1118.5	1118.5	73.75	73.75	77.48	77.48	20.8
	2	∞	∞	76.25	76.25	75.00	75.00	24.0
152	1	1118.5	1118.5	73.75	73.75	78.69	78.69	19.2
	2	∞	∞	76.25	76.25	76.00	76.00	22.7
154	1	1118.5	1118.5	73.75	73.75	79.78	79.78	17.8
	2	∞	∞	76.25	76.25	77.00	77.00	21.4

ナー曲げの予成形素管を使用した場合をCase-1とし，円管素管を使用した通常の場合をCase-2とする．本研究の成形ロールの組数はCase-1およびの両者ともに２組であり，第２～４章のこれまでの研究における３組より１組少ない．これはCase-1では予成形素管の使用により２組の成形ロールで十分な成形が行えるようになったので，Case-2の場合も条件を揃えて２組としたことによる．

Table 5.1にCase-1およびCase-2に共通して使用した円管素管(材質SUS304)の断面寸法および主な機械的性質を示す．

Fig. 5.4にCase-1およびCase-2に共通して使用した成形ロールの各部の主な記号を示す．

Table 5.2に本研究の正方形角管(製品)の断面寸法(高さまたは幅(A))，成形ロールの主な寸法，成形ロール穴型のその図心からの最大高さ(H_{iT})と最大幅(H_{iS})およびリダクションスケジュールを一括して示す．

５・２・２　実験結果および考察

(ａ)　予成形素管の断面形状

Fig. 5.5に予成形素管の断面輪郭を示す．ポンチの拡管により製品のコーナー部に相当する部分は外側(Fig. 5.5中の太い矢印の方向)に張り出すとともに曲げが行

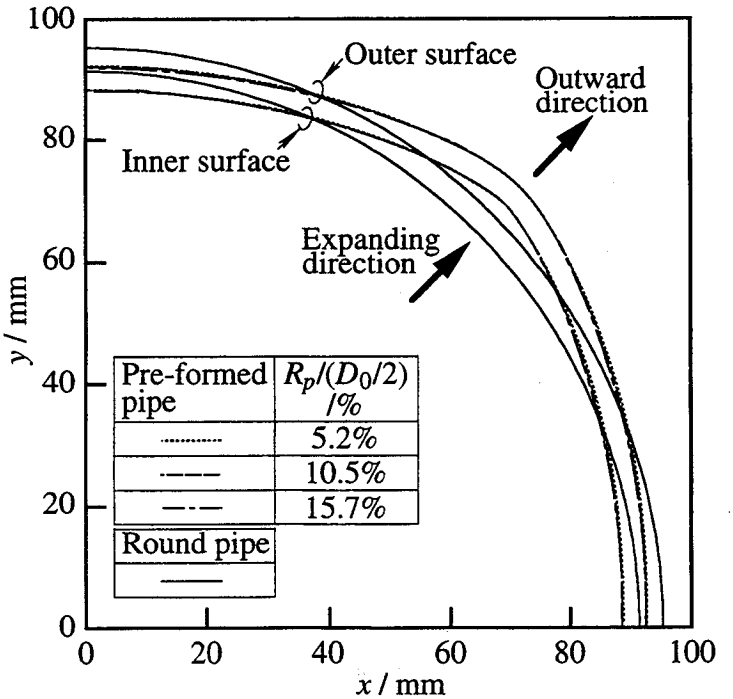


Fig. 5.5 Cross-sectional profiles of pre-formed pipes.

われる．また辺部に相当する部分は曲げ戻しが行われ，素管の角化が行われる．円管素管の外半径に対する相対ポンチ先端半径$R_p/(D_0/2)$の違いによる角化の度合の差異はほとんど見られない．

Fig. 5.6に予成形素管の肉厚ひずみ($\ln(t/t_0)$)，外曲率(ρ_O^{-1})および内曲率(ρ_I^{-1})の

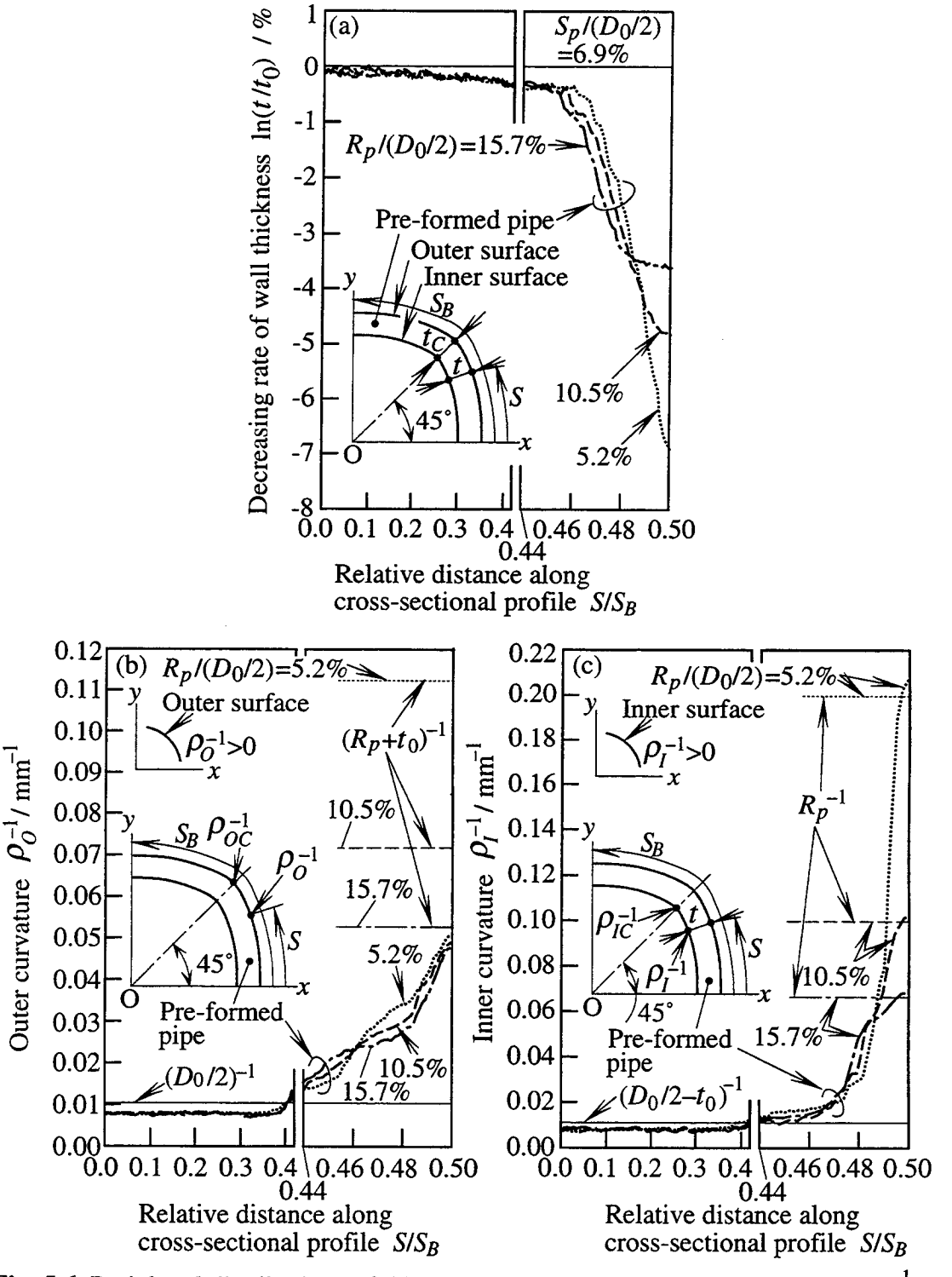


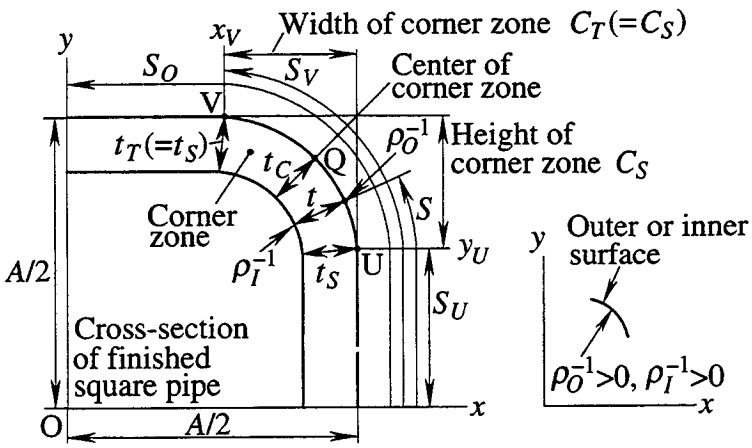
Fig. 5.6 Peripheral distributions of thickness strain ($\ln(t/t_0)$), outer curvature (ρ_O^{-1}) and inner curvature (ρ_I^{-1}) of pre-formed pipes.

各周方向分布を示す．Fig. 5.6 (a)，(c)より，拡管方向(x軸と45°をなす方向)に対応する周方向相対距離S/S_B=0.5の位置では，$R_p/(D_0/2)$が小さいほど予成形素管の肉厚は減少し，内曲率ρ_{IC}^{-1}はより増大することがわかる．いずれの$R_p/(D_0/2)$の場合もρ_{IC}^{-1}はポンチのR_p^{-1}よりやや大きく，つまりややオーバーベンドの状態となっていることがわかる．一方Fig. 5.5 (b) より，S/S_B=0.5における外曲率ρ_{OC}^{-1}に及ぼす$R_p/(D_0/2)$の影響は，かなり小さいことがわかる．いずれの$R_p/(D_0/2)$の場合も$\rho_{OC}^{-1}<(R_p+t_0)^{-1}$となっているが，これは減肉による影響と思われる．

(b)　製品のコーナー部の断面輪郭

Fig. 5.7に正方形角管(製品)の断面形状を表す幾何学的因子の記号を示す．点Uおよび点Vは，コーナー部に隣接する成形ロールとの接触点(肩部)を表す．C_SおよびC_Tは，コーナー部の高さおよび幅をそれぞれ表す．本研究の正方形角管の場合には，$C_S=C_T$である．本研究では，コーナー部の大きさをC_Sと初期肉厚t_0との比C_S/t_0により表し，これを第2章と同様に製品のコーナー部の相対高さと呼ぶことにする．

Fig. 5.8に製品のコーナー部の断面輪郭に及ぼす予成形の影響を示す．予成形素管を使用したCase-1における製品のコーナー部の内・外面は，いずれのリダクショ



U, V : Contact points adjacent to corner zone.
Q : Center point of corner zone.
t_S, t_C, t_T : Wall thickness at point U, Q and V, respectively.
$t, \rho_O^{-1}, \rho_I^{-1}$: Wall thickness, outer curvature and inner curvature at peripheral distance S, respectively.

Fig. 5.7 Notations of geometrical factors representing cross-sectional shape of corner zone of finished square pipe.

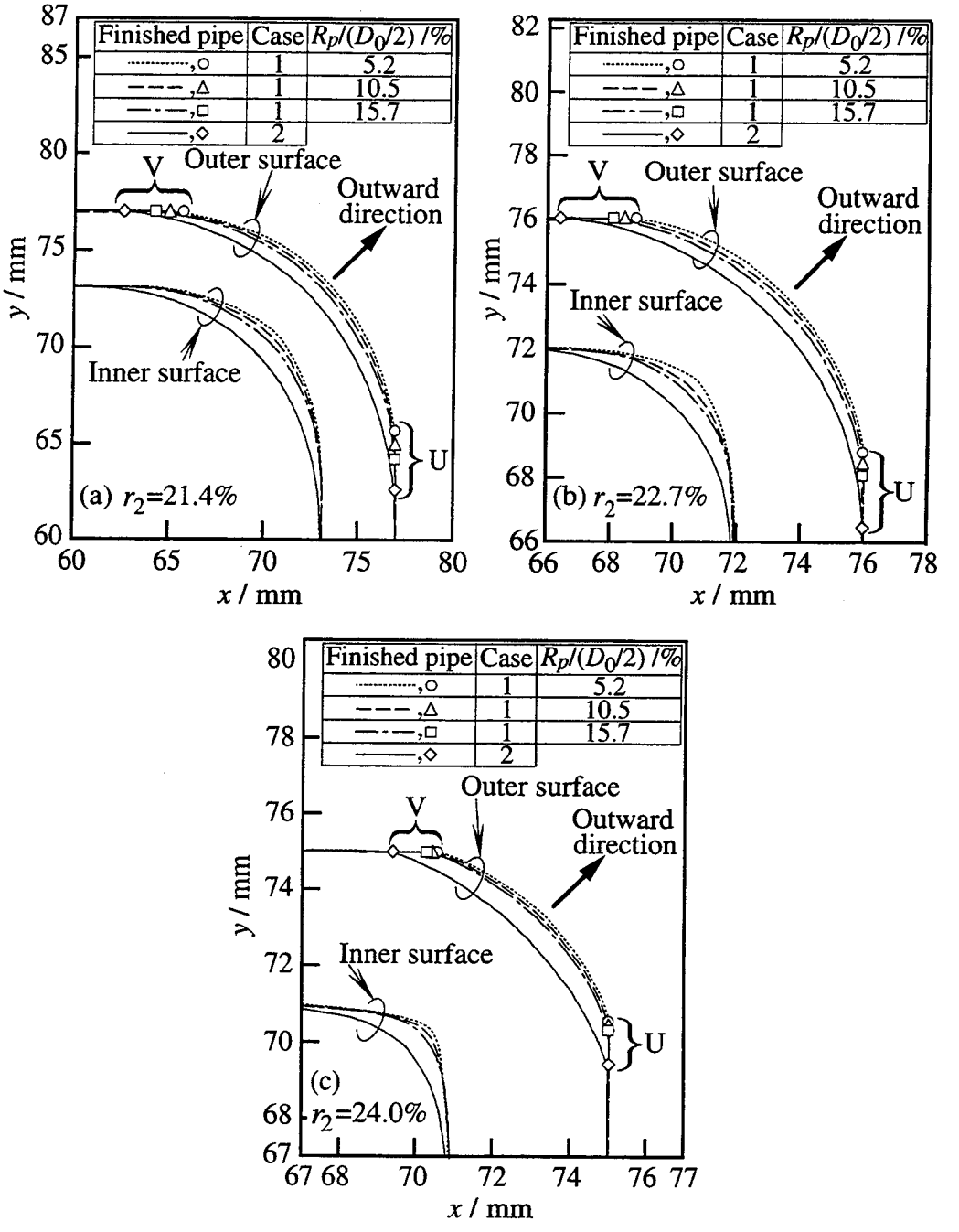


Fig. 5.8 Effect of pre-forming on cross-sectional profiles of corner zones of finished square pipes.

ン(r_2)の場合も，円管素管を使用した通常のCase-2の場合より外側(Fig. 5.8中の太い矢印の方向)に張り出していることがわかる．Case-1では予成形における相対ポンチ先端半径$R_p/(D_0/2)$の値が小さいほど，製品のコーナー部(内・外面)の張り出しは大きくなる傾向が見られる．コーナー部の肉厚ひずみ，外曲率および内曲率の各大きさについては，５・２・２(ｃ)～(ｄ)節で述べる．

Fig. 5.9に製品のコーナー部の相対高さ(C_S/t_0)とリダクション(r_2)との関係に及ぼ

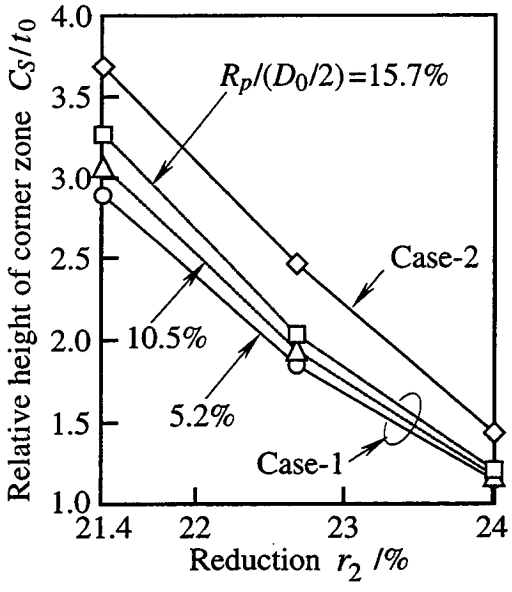


Fig. 5.9 Effect of pre-forming on relative height of corner zone (C_S/t_0)–reduction (r_2) relation of finished square pipe.

す予成形の影響を示す．Case-1におけるコーナー部の相対高さC_S/t_0の値は，いずれのリダクションの場合もCase-2における値より減少していることがわかる．Case-1では予成形における$R_p/(D_0/2)$の値が小さいほど製品のC_S/t_0の値は減少するが，リダクション大のr_2=24.0%の場合には$R_p/(D_0/2)$の影響は小さい．Case-1におけるC_S/t_0の値がリダクションの増加とともに減少する傾向は，通常のCase-2の場合と同様である．

（c）　製品のコーナー部の肉厚ひずみ

Fig. 5.10に製品のコーナー部の中央および肩部における肉厚ひずみ(T_C, T_S)とリダクション(r_2)との関係に及ぼす予成形の影響を示す．参考のためFig. 5.10中に製品の肉厚ひずみ($\ln(t/t_0)$)の分布形態を併せて示す．Case-1における肉厚ひずみT_CおよびT_Sの値は，いずれのリダクションの場合もCase-2における値より減少していることがわかる．Case-1では予成形における$R_p/(D_0/2)$の値が小さいほど製品のT_CおよびT_Sの値は減少し，特に$R_p/(D_0/2)$=5.2%の場合には予成形素管の減肉が大きいためT_Cに対する低減効果が大きいことがわかる．Case-1におけるT_CおよびT_Sの値がリダクションの増加とともに増加する傾向は，通常のCase-2の場合と同様である．

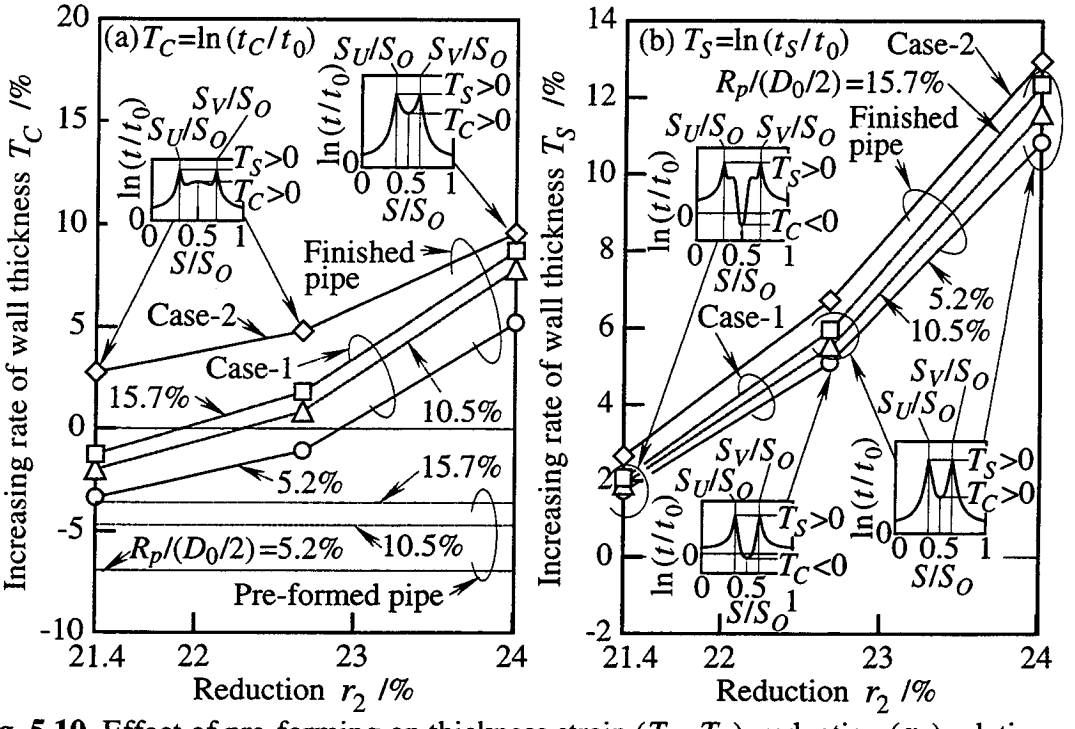


Fig. 5.10 Effect of pre-forming on thickness strain (T_C, T_S)–reduction (r_2) relation of finished square pipe.

（d）　製品のコーナー部の外曲率

Fig. 5.11に製品のコーナー部の中央および肩部における外曲率(ρ_{OC}^{-1}, ρ_{OS}^{-1})とリダクション(r_2)との関係に及ぼす予成形の影響を示す．参考のためFig. 5.11中に製品の外曲率(ρ_O^{-1})の分布形態を併せて示す．Case-1における外曲率ρ_{OC}^{-1}およびρ_{OS}^{-1}の値は，いずれのリダクションの場合もCase-2における値より増加していることがわかる．Case-1では予成形における$R_p/(D_0/2)$の値が小さいほど製品のρ_{OC}^{-1}およびρ_{OS}^{-1}の値は増加するが，ρ_{OC}^{-1}における増加幅は比較的小さい．これは，予成形素管のρ_{OC}^{-1}に及ぼす$R_p/(D_0/2)$の影響が小さいためである(Fig. 5.6 (b) 参照)．Case-1におけるρ_{OC}^{-1}およびρ_{OS}^{-1}の値がリダクションの増加とともに増加する傾向は，通常のCase-2の場合と同様である．

（e）　製品のコーナー部の内曲率

Fig. 5.12に製品のコーナー部の中央における内曲率(ρ_{IC}^{-1})および肩部近傍で極大となる内曲率(ρ_{IS}^{-1})とリダクション(r_2)との関係に及ぼす予成形の影響を示す．参考のためFig. 5.12中に製品の内曲率(ρ_I^{-1})の分布形態を併せて示す．Case-1における内曲率ρ_{IC}^{-1}およびρ_{IS}^{-1}の値は，いずれのリダクションの場合もCase-2における値

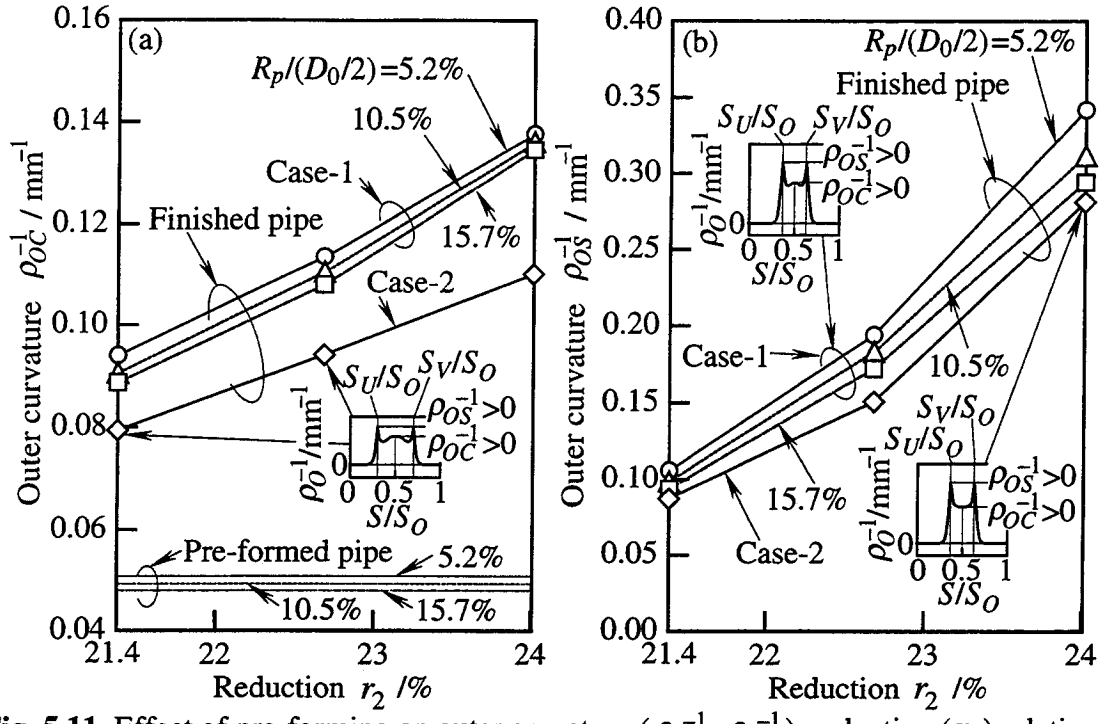


Fig. 5.11 Effect of pre-forming on outer curvature (ρ_{OC}^{-1}, ρ_{OS}^{-1})–reduction (r_2) relation of finished square pipe.

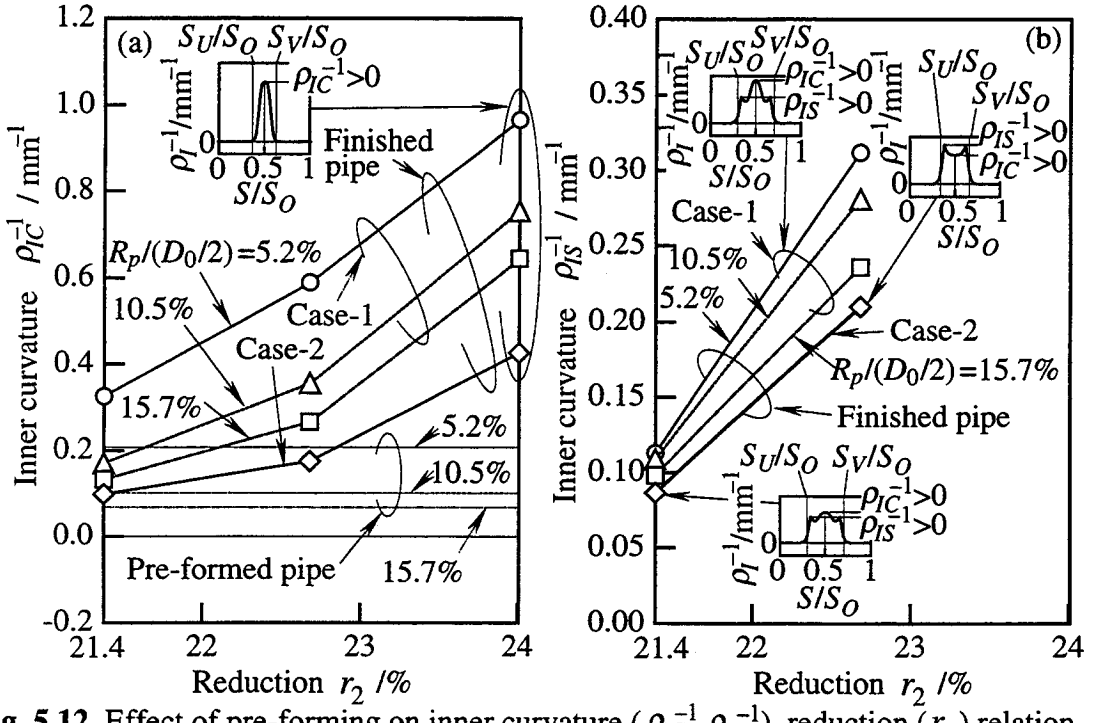


Fig. 5.12 Effect of pre-forming on inner curvature (ρ_{IC}^{-1},ρ_{IS}^{-1})–reduction (r_2) relation of finished square pipe.

より増加していることがわかる．Case-1では予成形における$R_p/(D_0/2)$ の値が小さいほど製品のρ_{IC}^{-1}およびρ_{IS}^{-1}の値は増加し，特にρ_{IC}^{-1}の値は$R_p/(D_0/2)$の影響を強く受けることがわかる．Case-1におけるρ_{IC}^{-1}およびρ_{IS}^{-1}の値がリダクションの増加と

ともに増加する傾向は，通常のCase-2の場合と同様である．

（ｆ）　製品の辺部の平面度

Fig. 5.13に製品の辺部における外面輪郭の測定例を示す．Case-1における製品の辺部の凹凸は，Case-2におけるそれよりかなり小さくなっていることがわかる．本研究では左右の肩部($\pm x_V$)を結んだ直線を基準線として，この基準線のy座標と辺部の外面のy座標との差により辺部の平面度を表すことにする．辺部の中央(x=0mm)

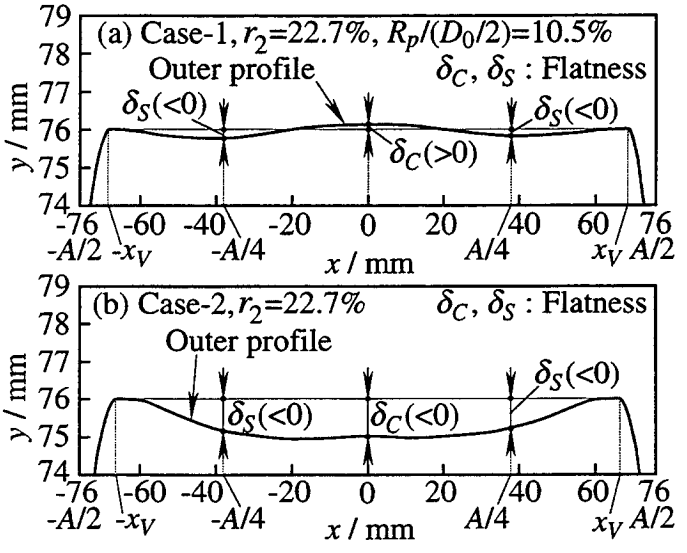


Fig. 5.13 Examples of measured outer profile of side of finished square pipe.

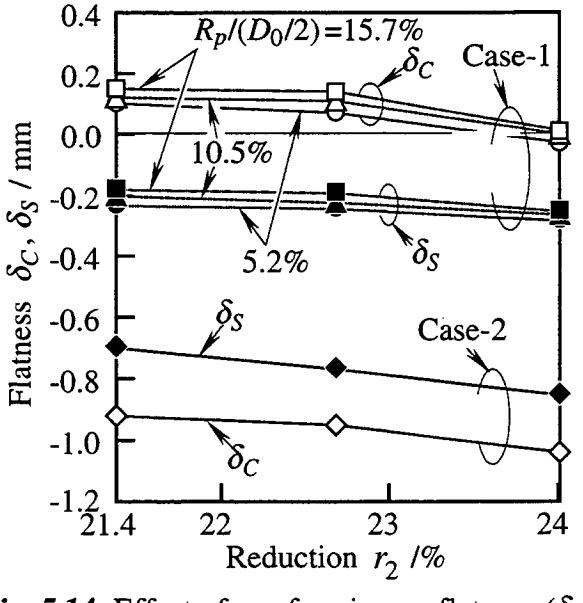


Fig. 5.14 Effect of pre-forming on flatness (δ_C, δ_S)–reduction (r_2) relation of finished square pipe.

および$x=\pm A/4$(A：製品断面の幅)における平面度をそれぞれδ_C，δ_Sとする．$x=\pm A/4$の位置を選択した理由は，Case-1の製品では$x=\pm A/4$近傍で基準線との差が最大となるためである．δ_Cおよびδ_Sの正負は，辺部の外面が基準線より高い場合を正，逆に低い場合を負とする(Fig. 5.13参照)．

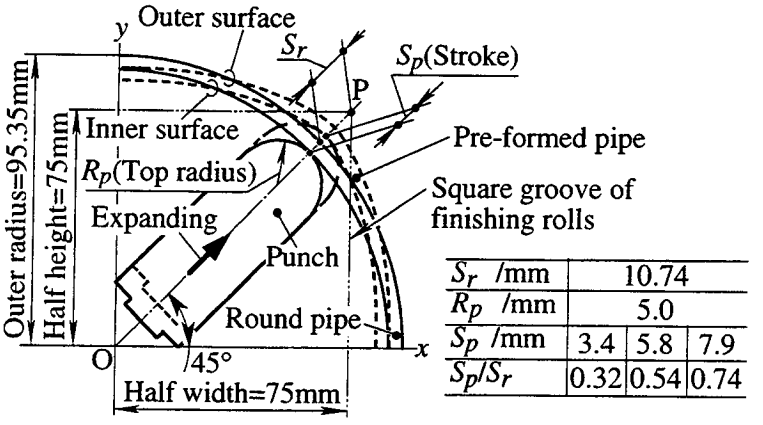
Fig. 5.14に製品の平面度(δ_C，δ_S)とリダクション(r_2)との関係に及ぼす予成形の影響を示す．Case-1におけるδ_Cおよびδ_Sの絶対値は，いずれのリダクションの場合もCase-2における絶対値($|\delta_C|$，$|\delta_S|$)よりかなり小さくなっていることがわかる．これはCase-1では予成形を行うことにより予成形素管の辺部に相当する部分は曲げ戻されており，素管の角化が行われているためである(Fig. 5.5参照)．つまりエキスパンド方式のコーナー曲げの予成形を行うことにより，辺部の平面度も大幅に改善されることがわかる．Case-1では，予成形における$R_p/(D_0/2)$の値が製品のδ_Cおよびδ_Sの値に及ぼす影響は，比較的小さい．リダクションの増加とともにCase-1におけるδ_Cの値は減少し，δ_Sの絶対値は増加する傾向が見られる．一方通常のCase-2の場合にはリダクションの増加とともにδ_Cおよびδ_Sの絶対値はいずれも増加する．

5・3　正方形角鋼管(製品)の断面形状に及ぼす角化予成形量の影響

5・3・1　実験および計算方法

5・2節では拡管量が一定の予成形素管を用いた一連の正方形角鋼管(材質SUS304)の成形実験を行い，予成形における工具(ポンチ)先端半径が小さいほど正方形角鋼管(製品)のコーナー部の内・外曲率半径は減少し，かつ増肉低減効果も大きいことを明らかにした．そこで本節では，予成形における重要因子である拡管量と正方形角鋼管(製品)の断面形状との関係を明確にするため，拡管量が異なる予成形素管(ただし工具(ポンチ)先端半径は一定)を用いた正方形角鋼管(高さ(幅)150mm，材質STK400)の成形実験を行う．同時に円管素管(外径190.7mm，肉厚4.6mm)の変形挙動を明確にするため，剛塑性ＦＥＭ解析を行う．

Fig. 5.15に予成形条件を示す．ポンチ先端半径はR_p=5mmの一定条件であり，ポンチストロークはS_p= 3.4，5.8，7.9mmの３条件である．本節ではエクストロールフォーミングの仕上げ成形ロール(平ロール)の穴型輪郭の交点Pと円管素管の外面との最短距離をS_rとし，S_p/S_rを相対ポンチストロークと呼ぶことにする．予成形機



S_r /mm	10.74		
R_p /mm	5.0		
S_p /mm	3.4	5.8	7.9
S_p/S_r	0.32	0.54	0.74

Fig. 5.15 Pre-forming conditions.

Table 5.3 Cross-sectional dimensions and mechanical properties of tested round pipe.

Material of round pipe	Initial wall thickness t_0/mm	Initial outer diameter D_0/mm	$\frac{t_0}{D_0}$ /%	Yield stress σ_e /MPa	n value
STK400	4.6	190.7	2.4	421.6	0.163

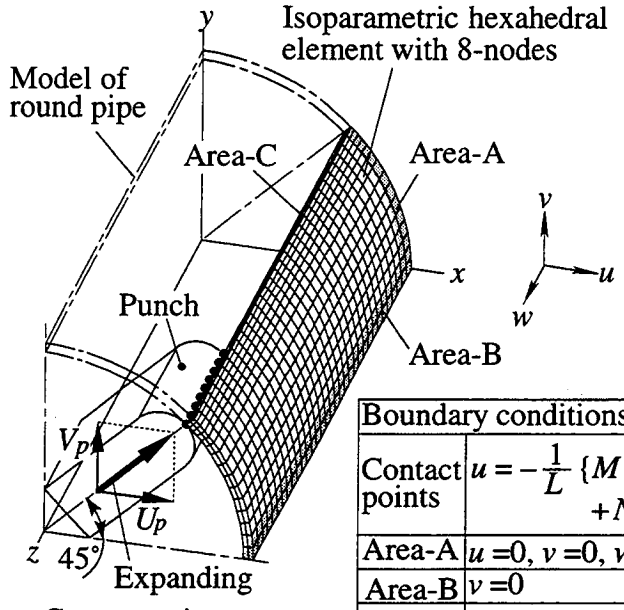
およびエクストロールフォーミングプロセスはそれぞれ５・２節のFig. 5.1およびFig. 5.3ものと同一である．５・２節と同様にエクストロールフォーミングプロセスにコーナー曲げの予成形素管を使用した場合をCase-1とし，円管素管を使用した通常の場合をCase-2とする．

本節ではCase-1およびCase-2ともに正方形角鋼管(製品)の高さ(幅)はA=150mmである．成形ロールの主な寸法およびリダクションスケジュールは５・２節のTable 5.2中のA=150mmの場合を使用する．

Table 5.3にCase-1およびCase-2に共通して使用した円管素管(材質STK400)の断面寸法および主な機械的性質を示す．

Fig. 5.16に予成形プロセスの剛塑性ＦＥＭ解析に用いた速度境界条件を示す．Case-1およびCase-2のエクストロールフォーミングプロセスの計算手順および境界条件の設定方法は，第３章の正方形角管のエクストロールフォーミングにおける増肉挙動のＦＥＭシミュレーションにおいてFig. 3.3に示した方法と同様である．

Fig. 5.17に本研究で使用する局所座標系(X, Y, Z)の定義を示す．X, YおよびZ方向は，それぞれ周方向，肉厚方向および長手方向を表す．

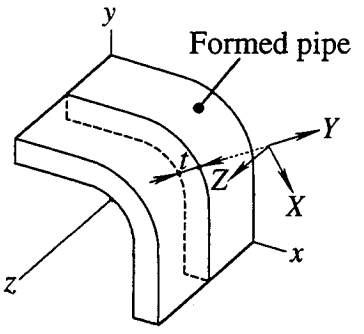


Boundary conditions	
Contact points	$u = -\frac{1}{L}\{M(v-V_p) + Nw\} + U_p$
Area-A	$u=0,\ v=0,\ w=0$
Area-B	$v=0$
Area-C	$v=u$

• Contact point

u, v, w : Velocity components
L, M, N : Direction cosines of normal to punch surface
U_p, V_p : Expanding velocity components in x and y directions, respectively
Coefficient of friction : μ=0.25

Fig. 5.16 Boundary conditions for FEM simulation of pre-forming process.



X, Y, Z : Local coordinates
(X : Peripheral direction,
Y : Wall thickness direction,
Z : Longitudinal direction) .

Fig. 5.17 Definition of local coordinate system (X, Y, Z) .

5・3・2　結果および考察

(a)　予成形素管の断面形状

Fig. 5.18に予成形素管の実測断面輪郭を示す．相対ポンチストロークS_p/S_rが大きいほどコーナー曲げと製品の辺部に相当する部分の曲げ戻しとがより進行し，角化の度合はより進行することがわかる．

Fig. 5.19に予成形素管のコーナー部の中央における外曲率(ρ_{OC}^{-1})，内曲率(ρ_{IC}^{-1})および減肉率($\tilde{T}_C$)の各実測値に及ぼす相対ポンチストローク(S_p/S_r)の影響を示す．参考のため予成形素管の実測内・外曲率(ρ_I^{-1}，ρ_O^{-1})および実測減肉率($\tilde{T}$)の分布形態も併せて示す．

Fig. 5.19(a)よりS_p/S_rが大きいほど，予成形素管のコーナー部中央の外曲率ρ_{OC}^{-1}は増大する．一方内曲率ρ_{IC}^{-1}は，いずれのS_p/S_rの場合もポンチのR_p^{-1}よりやや大きく，つまりややオーバーベンドの状態となるが，ρ_{IC}^{-1}に及ぼすS_p/S_rの影響はかなり小さい．

Fig. 5.19(b)よりS_p/S_rが大きいほど，予成形素管のコーナー部中央の肉厚は減少

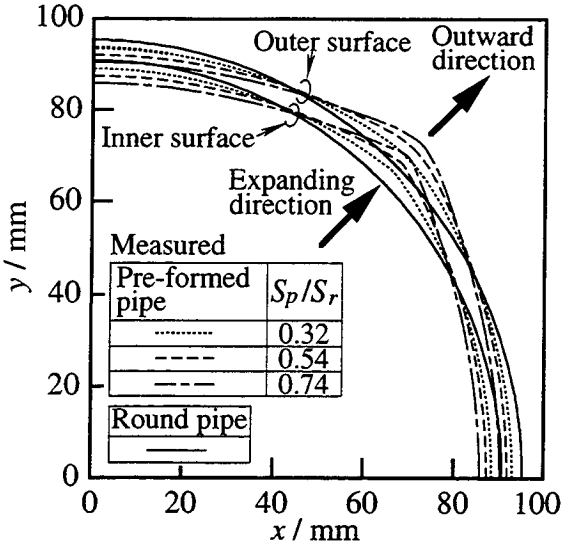


Fig. 5.18 Cross-sectional profiles of pre-formed pipes.

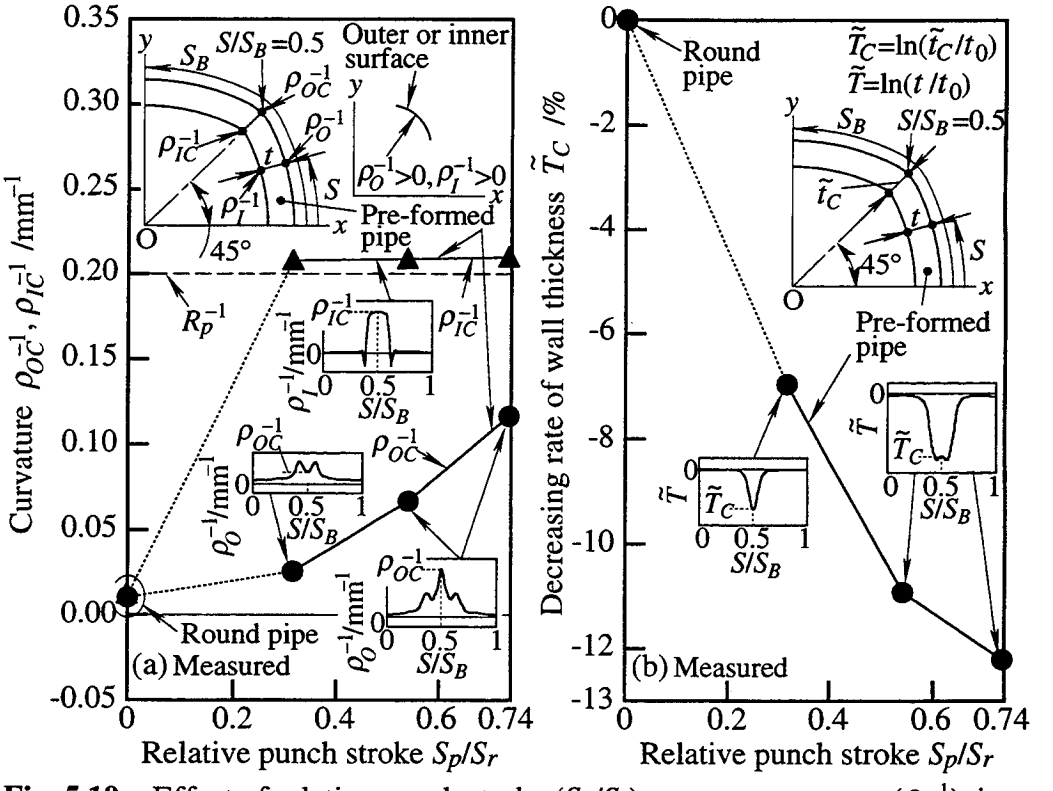


Fig. 5.19 Effect of relative punch stroke (S_p/S_r) on outer curvature (ρ_{OC}^{-1}), inner curvature (ρ_{IC}^{-1}) and decreasing rate of wall thickness ($\tilde{T}_C$) of pre-formed pipes.

する．この予成形素管のコーナー部中央における減肉挙動を，**Fig. 5.20**に示す予成形素管のコーナー部中央(S/S_B= 0.5)の算出ひずみ(ε_X (周方向ひずみ)，ε_Y (肉厚方向ひずみ)，ε_Z (長手方向ひずみ))により説明すると以下のようである．

まず各ひずみ成分の間の関係について述べる．予成形素管のコーナー部の中央では，拡管により肉厚中央面における周方向膜ひずみε_{mX}は，引張ひずみ($\varepsilon_{mX}>0$)と

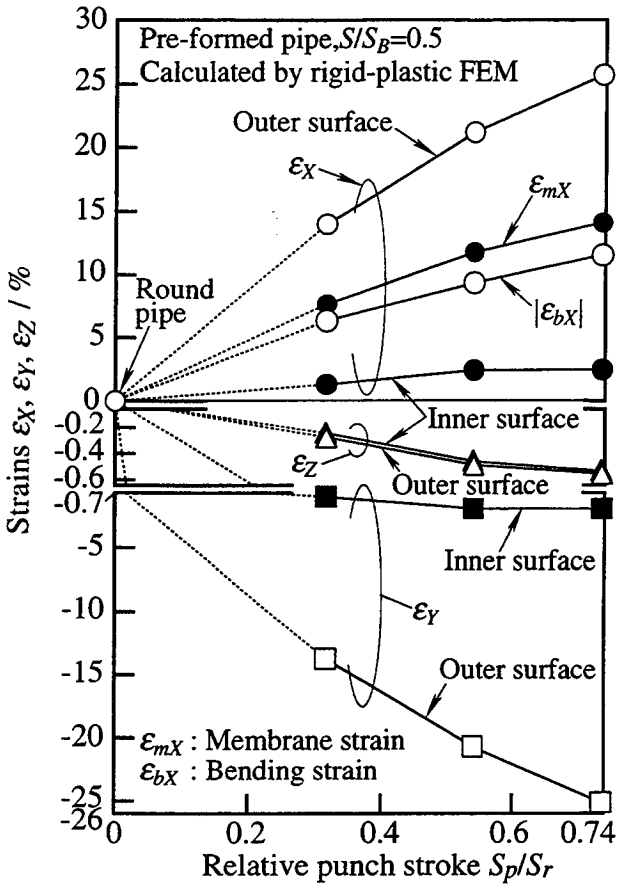


Fig. 5.20　Effect of relative punch stroke (S_p/S_r) on peripheral strain (ε_X), thickness strain (ε_Y) and longitudinal strain (ε_Z) of pre-formed pipes.

なる．ε_{mX}と周方向曲げひずみの絶対値$|\varepsilon_{bX}|$との大小関係は$\varepsilon_{mX}>|\varepsilon_{bX}|$であることから，外面の$\varepsilon_X$>内面の$\varepsilon_X$(>0，引張ひずみ)となる．一方外面および内面の$\varepsilon_Z$はいずれも圧縮ひずみ($\varepsilon_Z<0$)となるが，これらの値はかなり小さい．したがって外面および内面のε_Yは主として対応する外面および内面のε_Xの影響を受け，いずれも圧縮ひずみ　($\varepsilon_Y<0$)となり，これらの大小関係は外面の$|\varepsilon_Y|$>内面の$|\varepsilon_Y|$となる．

つぎに上述の主なひずみ成分ε_Xおよびε_YとS_p/S_rとの関係について述べる．ε_{mX}(>0)および$|\varepsilon_{bX}|$の両者は，S_p/S_rの増加とともに増加する．したがって$\varepsilon_{mX}>0$，$\varepsilon_{bX}>0$の両者が重なるコーナー部の外面のε_X (>0)は，S_p/S_rの増加とともに増加する．このため外面のε_X (>0)により強い影響を受ける外面のε_Y (<0)の絶対値$|\varepsilon_Y|$は，ε_X (>0)と同様に，S_p/S_rの増加とともに増加する．

以上から，予成形素管のコーナー部中央における肉厚の減少は，主としてその外面における肉厚方向の大きな縮みによることがわかる．この外面における肉厚方向の大きな縮みはS_p/S_rの増加とともに増加し，肉厚の減少が進行する．

（ｂ）　製品のコーナー部の断面輪郭および内・外曲率

Fig. 5.21に製品のコーナー部の実測断面輪郭に及ぼす相対ポンチストローク(S_p/S_r)の影響を示す．断面形状を表す幾何学的因子の記号は５・２・２(ｂ)節のFig. 5.7に示したものと同様である．予成形におけるS_p/S_rが大きいほど，製品のコーナー部(内・外面)の外側(Fig. 5.21中の太い矢印の方向)への張り出しは大きくなり，肩部間(点Uと点Vとの間)の距離は急激に短くなる．このため製品のコーナー部の実測相対高さC_S/t_0の値は，**Fig. 5.22**に示すように，S_p/S_rの増加とともに急激に減少する．したがって製品のコーナー部の中央および肩部における実測外曲率(ρ_{OC}^{-1}，ρ_{OS}^{-1})およびコーナー部の中央における実測内曲率(ρ_{IC}^{-1})は，**Fig. 5.23**に示すように，予成形におけるS_p/S_rの増加とともに増大する．しかしS_p/S_rがS_p/S_r=0.74と大きい場合には，Fig. 5.21に見られるように，製品のコーナー部の内面に予成形時に生じたポンチによる圧痕が残留する．したがって製品の内面における断面輪郭を重視する場合には，予成形におけるS_p/S_rの選択に注意を要する．

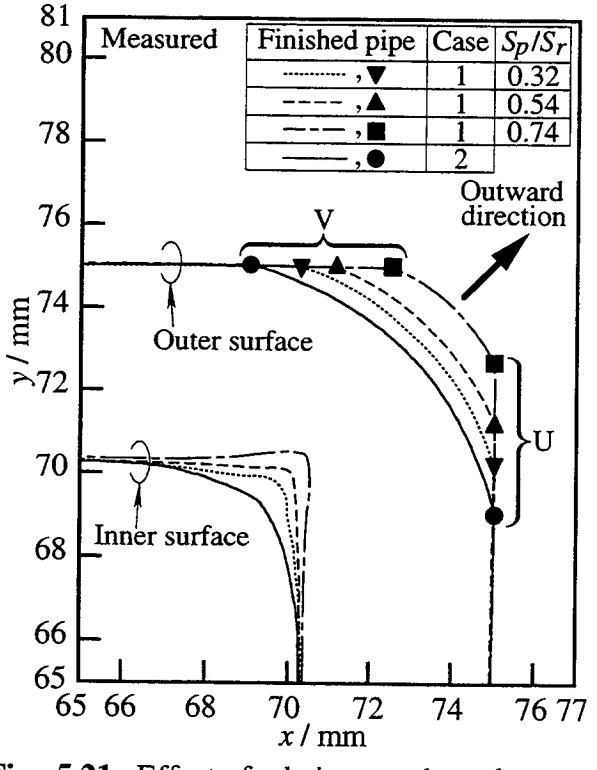


Fig. 5.21 Effect of relative punch stroke (S_p/S_r) on cross-sectional profiles of finished square pipes.

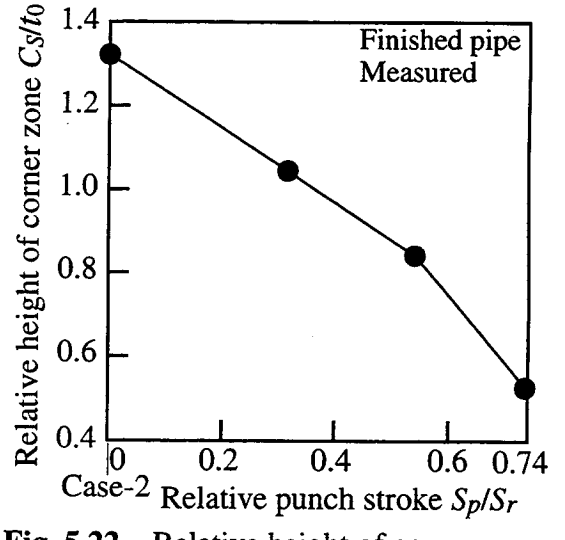


Fig. 5.22 Relative height of corner zone (C_S/t_0) of finished square pipes versus relative punch stroke (S_p/S_r).

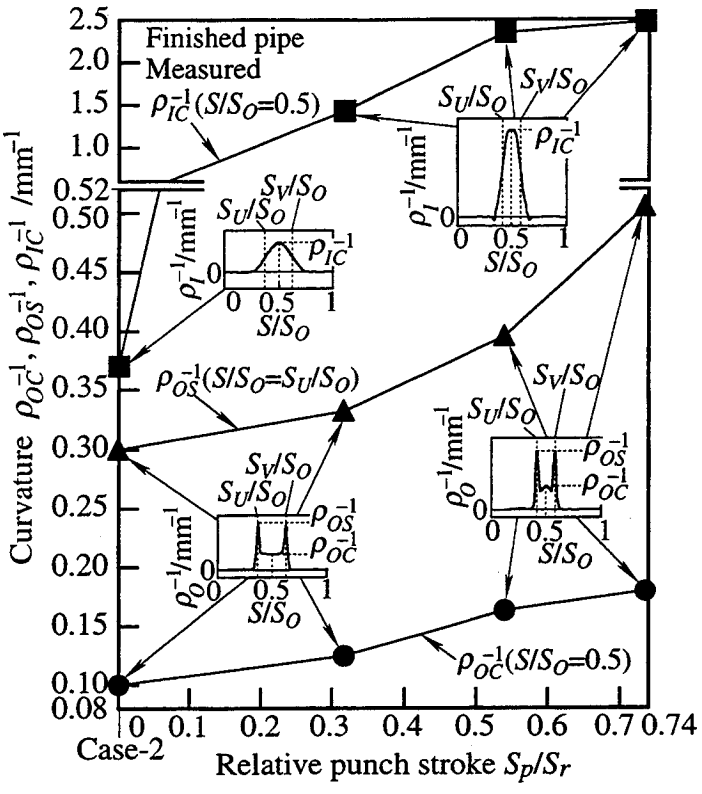


Fig. 5.23 Effect of relative punch stroke (S_p/S_r) on outer curvature (ρ_{OC}^{-1}, ρ_{OS}^{-1}) and inner curvature (ρ_{IC}^{-1}) of finished square pipes.

（c）　製品のコーナー部の増肉率

Fig. 5.24に円管素管(初期肉厚t_0)に対する製品のコーナー部中央および肩部の実測増肉率(T_C, T_S)に及ぼす相対ポンチストローク(S_p/S_r)の影響を示す．Fig. 5.24中のT_{C0}およびT_{S0}は，Case-2の製品のT_CおよびT_Sをそれぞれ表す．参考のため円管素管(初期肉厚t_0)に対する製品の実測増肉率(T)の分布形態も併せて示す．

製品のコーナー部中央および肩部の増肉率T_CおよびT_Sの値は，予成形における相対ポンチストロークが$S_p/S_r \leqq 0.54$ではFig. 5.19(b)に示した予成形素管の減肉の進行傾向と同様に，S_p/S_rの増加とともにいずれも比較的単調に減少する．一方，S_p/S_r=0.74ではFig. 5.19(b)に示したように予成形素管のコーナー部の減肉の大きさ($|\tilde{T}_C|$)は最大となるが，T_CおよびT_Sの値はそれぞれCase-2のT_{C0}およびT_{S0}の各値近くまで逆に増加する．これは，S_p/S_r=0.74の場合には製品のコーナー部の高さ(幅)が急激に小さくなる(Fig. 5.22参照)ことに対応して，予成形素管に対する製品のコーナー部中央の増肉率δT_C ($=T_C+|\tilde{T}_C|$，$\tilde{T}_C<0$：Fig. 5.19(b)参照)が，急激に増加するためである．

以上の予成形素管を使用したCase-1の製品のコーナー部中央における増肉挙動

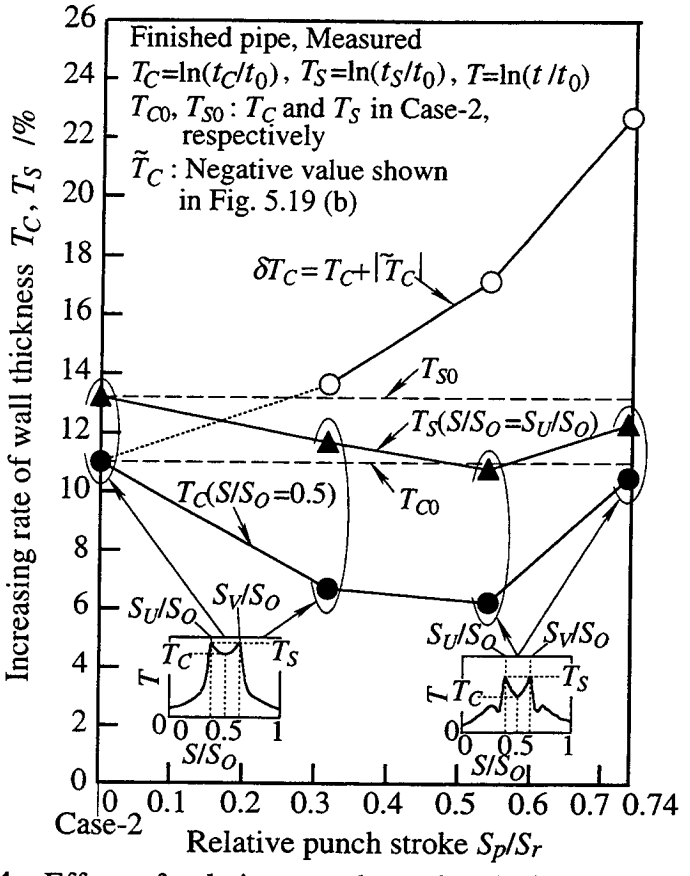


Fig. 5.24 Effect of relative punch stroke (S_p/S_r) on increasing rate of wall thickness (T_C, T_S) of finished square pipes.

を，**Fig. 5.25**に示す製品のコーナー部中央(S/S_O= 0.5)の算出ひずみとFig. 5.20に示した予成形素管のそれとにより説明すると以下のようである．

Case-1における製品のコーナー部中央の周方向膜ひずみε_{mX}は，周方向リダクションにより予成形素管の引張ひずみ($\varepsilon_{mX}>0$)から圧縮ひずみ($\varepsilon_{mX}<0$)へと変化する．$|\varepsilon_{mX}|$とS_p/S_rとの関係は，Fig. 5.24に示した増肉率T_Cの場合と同様の関係となる．一方周方向曲げひずみの絶対値$|\varepsilon_{bX}|$は，S_p/S_rの増加とともに増加する．これは，S_p/S_rの増加とともに製品のコーナー部の大きさが小さくなり，コーナー部の内・外曲率が増加するためである(Fig. 12，Fig. 13参照)．この$|\varepsilon_{bX}|$の大きさは，いずれのS_p/S_rの場合も$|\varepsilon_{mX}|$よりかなり大きい．したがって内面の周方向ひずみε_Xは，$\varepsilon_{mX}<0$と$\varepsilon_{bX}<0$とが重なることにより予成形素管の引張ひずみ($\varepsilon_X>0$)から絶対値の大きな圧縮ひずみ($\varepsilon_X<0$)へと変化する．一方外面のε_Xは，$\varepsilon_{mX}<0$と$\varepsilon_{bX}>0$とが重なることにより予成形素管の場合と同様に引張ひずみ($\varepsilon_X>0$)となり，予成形素管の値よりやや増加する(外面のε_X<内面の$|\varepsilon_X|$)．内面の$|\varepsilon_X|$および外面のε_X(>0)は，いずれも$|\varepsilon_{bX}|$と同様にS_p/S_rの増加とともに増加する．内面および外面の

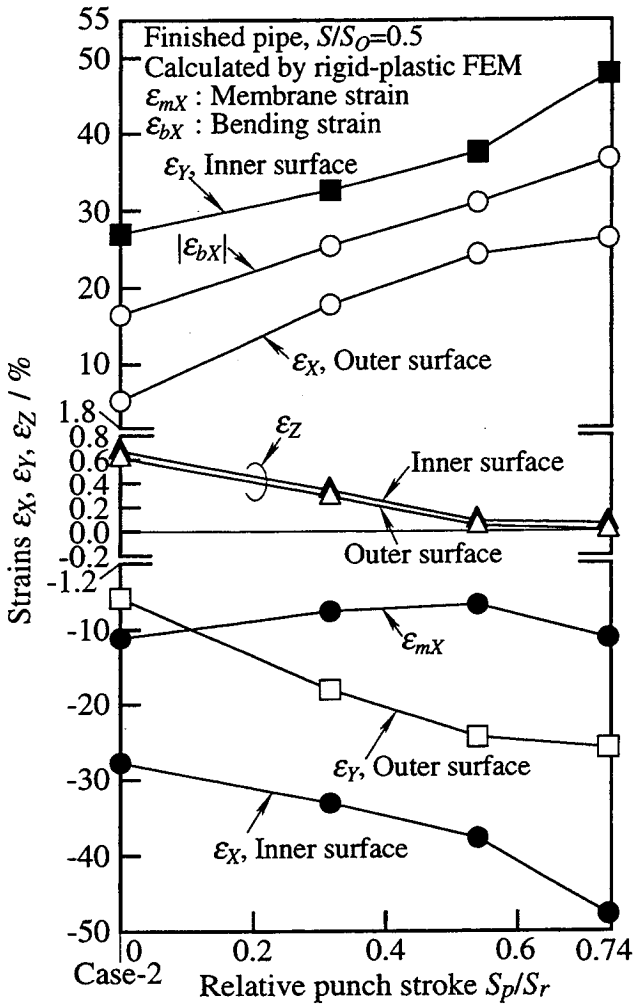


Fig. 5.25　Effect of relative punch stroke (S_p/S_r) on peripheral strain (ε_X), thickness strain (ε_Y) and longitudinal strain (ε_Z) of finished square pipes.

長手方向ひずみε_Z(>0)の値はいずれもかなり小さいことから，内面および外面の肉厚方向ひずみε_Yは主として対応する内面および外面のε_Xの影響を受ける．したがって内面では予成形素管の圧縮ひずみ(ε_Y<0)から値の大きな引張ひずみ(ε_Y>0)へと変化する．一方外面では予成形素管の場合と同様に圧縮ひずみ(ε_Y<0)となり，その絶対値$|\varepsilon_Y|$は予成形素管のそれよりやや増加する(外面の$|\varepsilon_Y|$<内面のε_Y)．内面のε_Y(>0)および外面の$|\varepsilon_Y|$は，いずれもS_p/S_rの増加とともに増加する．

以上から，予成形素管を使用したCase-1の製品のコーナー部中央における肉厚の増加は，成形ロールから受ける曲げと周方向リダクションとによりその内面に生じる肉厚方向の大きな伸びに起因することがわかる．またこの肉厚増加量(T_C)は，その外面における主として予成形時に生じた肉厚方向の比較的大きな縮みにより，Case-2の製品のそれ(T_{C0})より減少することがわかる．S_p/S_r=0.74と大きい場合に

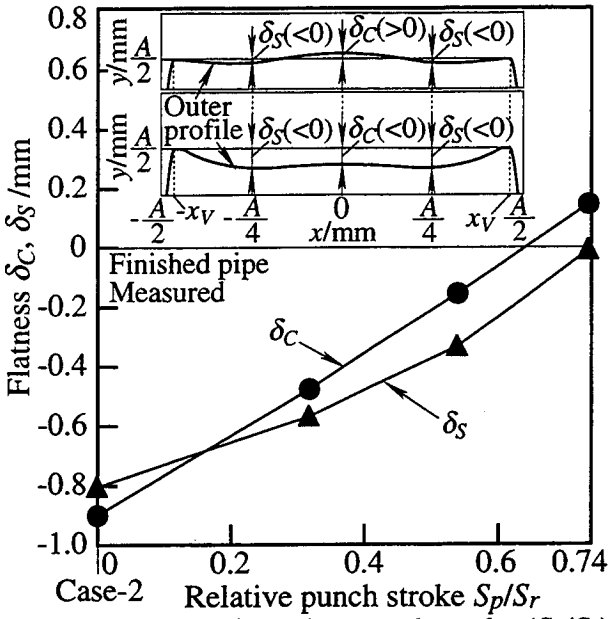


Fig. 5.26 Effect of relative punch stroke (S_p/S_r) on flatness (δ_C, δ_S) of finished square pipes.

は，成形ロールから受ける曲げと周方向リダクションの両者が急激に増加し，製品のコーナー部中央の内面における肉厚方向の伸びが急激に増加するため，その外面における肉厚方向の縮みによる増肉低減効果は小さくなることがわかる．

（ｄ）　製品の辺部の平面度

Fig. 5.26に製品の辺部の実測平面度(δ_C，δ_S)に及ぼす相対ポンチストロークS_p/S_rの影響を示す．５・２・２(ｄ)節と同様に，辺部の中央(x=0mm)および$x=\pm A/4$(A：製品断面の幅)における平面度をそれぞれδ_C，δ_Sとする．

予成形におけるS_p/S_rが大きいほど，製品の辺部の平面度は改善されることがわかる．これは，５・３・２(ａ)節で述べたように，S_p/S_rが大きいほど，予成形素管の角化の度合が進行するためである(Fig. 5.18参照)．

５・４　結　　言

(１)エキスパンド方式のコーナー曲げの予成形を行うことにより，正方形角鋼管(製品)のコーナー部の内・外面は外側に張り出し，コーナー部の初期肉厚に対する相対高さは減少する．また製品のコーナー部における内・外曲率は増加する．この効果は，予成形における円管素管の外半径に対する相対ポンチ先端半径($R_p/(D_0/2)$)の値が小さく，相対ポンチストローク(S_p/S_r)が大きいほど大きい．

(2)エキスパンド方式のコーナー曲げの予成形を行うことにより，製品のコーナー部における肉厚の増加はかなり抑制される．この効果は，予成形における$R_p/(D_0/2)$の値が小さいほど大きい．予成形におけるS_p/S_rと製品のコーナー部における増肉低減効果の大きさとの関係は，円管素管に対する製品のリダクションがr_2=24%と大きい場合では，S_p/S_r=0.54の場合に最大となり，S_p/S_r=0.74の場合には最小となる．

(3)予成形素管のコーナー相当部の周方向膜ひずみは伸びひずみとなり，周方向の膜ひずみと曲げひずみの両伸びひずみが重なる外面では肉厚方向ひずみは大きな縮みひずみとなる．それにより予成形素管を用いた製品のコーナー部の外面では肉厚方向ひずみは大きな縮みひずみとなり，円管素管を用いた場合と比較してコーナー部の増肉率は小さくなる．予成形における拡管量がかなり大きいS_p/S_r=0.74でかつ製品のリダクションかかなり大きいr_2=24%の場合では，製品のコーナー部の周方向曲げひずみはかなり大きくなり，内面の肉厚方向ひずみはかなり大きな伸びひずみとなる．それによりこの場合では予成形を行うことによる製品のコーナー部における増肉低減効果は小さくなる．

(4)エキスパンド方式のコーナー曲げの予成形を行うことにより，製品の辺部の平面度は大幅に改善される．この効果は，予成形におけるS_p/S_rが大きいほど大きい．予成形における$R_p/(D_0/2)$の大きさが製品の辺部の平面度に及ぼす影響は，比較的小さい．

エキスパンダーの原理を応用した本研究の予成形機(実験機)では工具としてとりあえずポンチを使用したが，実用化に向けては例えば小径ロールによる予成形プロセスの連続化が必要である．この点を踏まえ，さらに検討を重ねていく予定である．

第6章　結　　論

本研究では，円管素管(溶接丸鋼管)から正方形および長方形角鋼管に再成形する方法の一つであるエクストロールフォーミングにおいてこれまで不明な点が多かった成形条件と角管(製品)の断面形状および素管押し込み荷重・成形荷重との関係ならびに成形中の素管の変形挙動を明らかにするため，系統的な一連の成形実験および剛塑性有限要素シミュレーションを行い，これらの問題点を実験的ならびに解析的に調査・検討した．さらに正方形角鋼管(製品)の断面形状の改善(コーナー部のシャープ化，コーナー部の増肉抑制，辺部の平面度の向上)を図るためエキスパンド方式の角化予成形工程の導入を提案し，これによる改善効果を実験的ならびに解析的に明らかにした．

本研究結果を各章ごとに示すと以下のようである．

第2章では，エクストロールフォーミングによる正方形および長方形角鋼管の成形実験を行うことにより，成形条件と製品の断面形状との関係について，通常のロールフォーミングの場合と比較しつつ検討を行った．その結果を要約するとつぎのようである．

(1)角管(製品)の初期肉厚に対するコーナー部の相対平均高さは，リダクションr_3および製品断面の縦横比β_3の増大とともに減少し，円管素管のn値の減少とともに減少する．$r_3 \leqq 21.4\%$ではt_0/D_0の増大とともに減少し，$r_3=25.7\%$では逆にt_0/D_0の増大とともにやや増大する．また長方形角管のコーナー部のだれは，コーナー部の相対平均高さの減少とともに短辺側へのだれから長辺側へのだれへと変化する．

(2)製品のコーナー部の増肉率は，r_3およびβ_3の増大とともに増大し，円管素管のn値の減少とともに増大する．$r_3 \leqq 21.4\%$ではt_0/D_0の増大とともに増大し，$r_3=25.7\%$では逆にt_0/D_0の減少とともに増大する．また製品のコーナー部の増肉率はコーナー部の相対平均高さの減少とともに急激に増大し，製品のコーナー部の増肉率の分布形態はコーナー部中央および両肩部の位置で極大を示す三山の分布形態からコーナー部中央で極小を示す二山の分布形態に変化する．長方形角管の肩部における増肉率の値は，コーナー部のだれと密接な関係がある．

(3)製品のコーナー部の初期肉厚に対する相対外曲率半径および相対内曲率半径

は，r_3およびβ_3の増大とともに減少し，円管素管のn値の増大とともに増大する．$r_3 \leqq 21.4\%$ではt_0/D_0の増大とともに減少し，$r_3=25.7\%$ではt_0/D_0の影響はかなり小さい．またそれらの値はコーナー部の相対平均高さの減少とともに減少し，外曲率の分布形態はコーナー部中央および両肩部の位置で極大を示す三山の分布形態からコーナー部中央で極小を示す二山の分布形態に変化する．一方内曲率の分布形態はコーナー部の相対平均高さの減少とともに両肩部おける急激な増肉の影響を受け，三山から二山に，さらにコーナー部中央で極大を示す一山の分布形態へと変化する．三山および二山の内・外曲率分布形態を示す場合の長方形角管の肩部における両相対曲率半径の値は，コーナー部のだれと密接な関係がある．

(4)r_3が大きい場合の製品の各辺部および縦横比β_3が大きく長辺の大きさがかなり大きい場合の製品の長辺にはいずれもくぼみが発生しやすい．しかしt_0/D_0が小さい場合およびn値が大きい場合にはスプリングバックの影響により製品の辺部のくぼみは発生しにくい傾向となる．

(5)エクストロールフォーミング方式では素管の長手方向の拘束が強いため，再成形された製品のコーナー部の相対平均高さおよびコーナー部中央の両相対曲率半径は，ロールフォーミング方式の場合のそれらの値より小さく，製品のコーナー部の増肉率は大きい．また製品の辺部のくぼみも発生しにくい．

第3章では，正方形角鋼管のエクストロールフォーミングプロセスの剛塑性有限要素シミュレーションを行うことにより，再成形中の素管のコーナー部における増肉挙動ならびに円管素管のn値とコーナー部の増肉率との関係について，再成形中の素管に発生する各ひずみ成分および各応力成分の挙動を踏まえ検討を行った．その結果を要約するとつぎのようである．

(1)再成形中(タンデム成形中)の素管のコーナー部における増肉率の分布とその推移は，肩部の形成過程と密接な関係がある．

(2)円管素管のt_0/D_0が一定の条件下では，各成形ロールにより成形された素管および製品のコーナー部の肉厚中央面における周方向膜ひずみ(圧縮ひずみ)の絶対値は，円管素管のn値の減少とともに増大する．それに対応してコーナー部の増肉率は増大する．

(3)各組の成形ロールのロール直下近傍における素管のコーナー部の肩部近傍は，

成形ロールによる押し込み力とリダクションによる周方向の圧縮力との合力(圧縮力)の影響を強く受ける．このためコーナー部のこの位置では，外面から肉厚方向に見て対応する内面にかけて比較的大きな引張偏差応力(主成分)が肉厚方向から左まわりにやや回転した方向に発生し，これにより肉厚が増加する．この肉厚増加に伴い大きなせん断変形が発生する．一方コーナー部の中央では曲げモーメントが有効に作用するため，曲げによる周方向圧縮偏差応力(主成分)とリダクションによる周方向圧縮偏差応力(主成分)とが重なって作用する内面では，大きな肉厚方向の引張偏差応力(主成分)が発生し，主としてこれにより肉厚が増加する．

第4章では，円管素管から角管(縦横比β_3=1.0～3.0)を再成形するエクストロールフォーミングの再成形プロセスにおける円管素管押し込み荷重および成形ロールに作用する成形荷重の各荷重特性を実験的に検討した．この場合，円管素管の押し込みの進展に伴い，No.1ロールによる成形，No.1およびNo.2ロールによる成形およびNo.1～No.3ロールによる成形の3再成形段階を通して検討した．その結果，まず第i再成形段階(i=1～3)に対応する円管素管押し込み荷重F_iを評価する実験式を，正方形および長方形角管への各再成形プロセスに対してそれぞれ得た．すなわち，円管素管の断面寸法(肉厚，外径，断面積)，円管素管の降伏応力およびNo.iロールの円管素管に対するリダクションの各因子を含む実験式をそれぞれ得た．つぎにNo.i成形ロールの下ロールおよびサイドロールの各成形荷重の評価式として，No.i成形ロールに作用する押し込み荷重F_i−F_{i-1}(ただしF_0=0)に依存する実験式(F_i，F_{i-1}には上記実験式を適用する)をそれぞれ得た．この場合，長方形角管への再成形プロセスに対しては，下ロールの成形荷重とサイドロールのそれとを比較して値が大きい方の成形荷重$(P_i)_{\max}$と小さい方のそれ$(P_i)_{\min}$とを評価する実験式をそれぞれ得た．

第5章では，正方形角鋼管(製品)の断面形状の改善を図るため，製品のコーナー部に相当する円管素管の円周部分(4箇所)を同時に拡管するエキスパンド方式の予成形工程の導入を試み，その成形実験を行うことにより製品の断面形状に及ぼす予成形の影響について検討を行った．また予成形における拡管量と正方形角鋼管の断面形状との関係について，剛塑性ＦＥＭによるひずみ解析の結果を踏まえ検討を

行った．それらの結果を要約するとつぎのようである．

(1)エキスパンド方式のコーナー曲げの予成形を行うことにより，正方形角鋼管(製品)のコーナー部の内・外面は外側に張り出し，コーナー部の初期肉厚に対する相対高さは減少する．また製品のコーナー部における内・外曲率は増加する．この効果は，予成形における円管素管の外半径に対する相対ポンチ先端半径($R_p/(D_0/2)$)の値が小さく，相対ポンチストローク(S_p/S_r)が大きいほど大きい．

(2)エキスパンド方式のコーナー曲げの予成形を行うことにより，製品のコーナー部における肉厚の増加はかなり抑制される．この効果は，予成形における$R_p/(D_0/2)$の値が小さいほど大きい．予成形におけるS_p/S_rと製品のコーナー部における増肉低減効果の大きさとの関係は，円管素管に対する製品のリダクションがr_2=24%と大きい場合では，S_p/S_r=0.54の場合に最大となり，S_p/S_r=0.74の場合には最小となる．

(3)予成形素管のコーナー相当部の周方向膜ひずみは伸びひずみとなり，周方向の膜ひずみと曲げひずみの両伸びひずみが重なる外面では肉厚方向ひずみは大きな縮みひずみとなる．それにより予成形素管を用いた製品のコーナー部の外面では肉厚方向ひずみは大きな縮みひずみとなり，円管素管を用いた場合と比較してコーナー部の増肉率は小さくなる．予成形における拡管量がかなり大きいS_p/S_r=0.74でかつ製品のリダクションかかなり大きいr_2=24%の場合では，製品のコーナー部の周方向曲げひずみはかなり大きくなり，内面の肉厚方向ひずみはかなり大きな伸びひずみとなる．それによりこの場合では予成形を行うことによる製品のコーナー部における増肉低減効果は小さくなる．

(4)エキスパンド方式のコーナー曲げの予成形を行うことにより，製品の辺部の平面度は大幅に改善される．この効果は，予成形におけるS_p/S_rが大きいほど大きい．予成形における$R_p/(D_0/2)$の大きさが製品の辺部の平面度に及ぼす影響は，比較的小さい．

参 考 文 献

1） 木内　学・新谷　賢・三浦史明・岩崎利弘：塑性と加工，**20**-225 (1979)，925.

2） 木内　学・新谷　賢・岩崎利弘・戸沢正孝：同上，**21**-228(1980)，73.

3） 木内　学・新谷　賢・戸沢正孝：同上，**21**-231(1980)，339.

4） 木内　学・新谷　賢・戸沢正孝：同上，**21**-232(1980)，405.

5） 咲尾光義・北脇岳夫・小玉　進：昭58春塑加講論，(1983)，81.

6） 咲尾光義・北脇岳夫・小玉　進：34回塑加連講論，(1983)，385.

7） 北脇岳夫・咲尾光義・小玉　進：昭59春塑加講論，(1984)，589.

8） 北脇岳夫・咲尾光義：35回塑加連講論，(1984)，25.

9） 北脇岳夫・咲尾光義：昭60春塑加講論，(1985)，515.

１０） 北脇岳夫・咲尾光義：36回塑加連講論，(1985)，667.

１１） 北脇岳夫・咲尾光義：昭61春塑加講論，(1986)，271.

１２） 咲尾光義・北脇岳夫：37回塑加連講論，(1986)，155.

１３） 咲尾光義・北脇岳夫・武田　眞：昭62春塑加講論，(1987)，45.

１４） 咲尾光義・北脇岳夫・武田　眞：38回塑加連講論，(1987)，289.

１５） 咲尾光義・北脇岳夫・武田　眞：昭63春塑加講論，(1988)，217.

１６） 咲尾光義・北脇岳夫・武田　眞：39回塑加連講論，(1988)，463.

１７） 北脇岳夫・木村貞男：平1春塑加講論，(1989)，101.

１８） 北脇岳夫・武田　眞・樋口和夫・黒松良三：46回塑加連講論，(1995)，365.

１９） 北脇岳夫・武田　眞：平1春塑加講論，(1989)，99.

２０） 北脇岳夫・武田　眞・樋口和夫：40回塑加連講論，(1990)，347.

２１） 北脇岳夫・武田　眞：平2春塑加講論，(1990)，159.

２２） 北脇岳夫・武田　眞：41回塑加連講論，(1990)，399.

２３） 北脇岳夫・武田　眞：平3春塑加講論，(1991)，331.

２４） 北脇岳夫・武田　眞：42回塑加連講論，(1991)，95.

２５） 北脇岳夫・関口秀夫・武田　眞・小畠耕二：43回塑加連講論，(1992)，349.

２６）　北脇岳夫・関口秀夫・武田　眞・小畠耕二：平5春塑加講論，(1993)，857.

２７）　北脇岳夫・武田　眞・小畠耕二・関口秀夫・大矢一幸：44回塑加連講論，(1993)，61.

２８）　北脇岳夫・武田　眞・小畠耕二・関口秀夫・大矢一幸：平6春塑加講論，(1994)，173.

２９）　北脇岳夫・武田　眞・小畠耕二・関口秀夫・大矢一幸：平7春塑加講論，(1995)，407.

３０）　Olson. J.：Conf. Int. Tube Assoc.，(1989)，8914.

３１）　小野田義富・長町拓夫：39回塑加連講論，(1988)，467.

３２）　小野田義富・長町拓夫・大野　茂・北脇岳夫：40回塑加連講論，(1989)，343.

３３）　小野田義富・長町拓夫：塑性と加工，**30**-345(1989)，1441.

３４）　小野田義富・長町拓夫・大柴　茂：同上，**30**-346(1989)，1560.

３５）　小野田義富・長町拓夫・木村貞男：同上，**33**-376(1992)，573.

３６）　小野田義富・長町拓夫・杉山　努：44回塑加連講論，(1993)，65.

３７）　小野田義富・長町拓夫・杉山　努：塑性と加工，**36**-409(1995)，149.

３８）　小野田義富・長町拓夫・木村貞男・北脇岳夫：同上，**34**-388(1993)，526.

３９）　小野田義富・長町拓夫・木村貞男・北脇岳夫：平6春塑加講論，(1994)，177.

４０）　小野田義富・長町拓夫・木村貞男・北脇岳夫：塑性と加工，**36**-412(1995)，487.

４１）　小野田義富・長町拓夫・上田　拡：平7春塑加講論，(1995)，409.

４２）　小野田義富・長町拓夫・木村貞男・北脇岳夫：塑性と加工，**37**-427(1996)，877.

４３）　小野田義富：同上，**30**-346(1989)，1554.

４４）　大槻富之助：微分幾何学(1962)，36，朝倉書店.

４５）　例えば森謙一郎・小坂田宏造・三原　豊・平川智之・福田正成：塑性と加工，**28**-321(1987)，1054.

謝　辞

本研究に多くの御示唆と御懇篤な御指導を絶えず賜りました山梨大学工学部機械システム工学科・小野田義富教授に深く感謝の意を表し，厚く御礼申し上げます．

さらに，本論文を御査読いただき，有益な御教示と御助言を賜りました大阪大学基礎工学部機械工学科・小坂田宏造教授，大阪大学工学部材料物性工学科・斉藤好弘教授，大阪大学基礎工学部機械工学科・小倉敬二教授，同・平尾雅彦教授，同・森謙一郎助教授に深く感謝申し上げます．

本研究の角鋼管の成形実験を遂行するにあたり，東洋特殊鋼業株式会社・木村貞男社長ならびに北脇岳夫技術部長をはじめ東洋特殊鋼業株式会社の多くの方々に多大なる御援助と御協力を賜りました．心から感謝の意を表します．

また，本研究を遂行するにあたり協力していただいた山梨大学工学部機械システム工学科小野田研究室の歴代の修了生および卒業生諸君に厚く御礼申し上げます．