

①

短繊維強化熱可塑性樹脂の射出成形における
樹脂流動に基づく繊維配向およびそり変形に関する研究

1994年4月

ひら い み とも
平 井 三 友

目次

第1章 緒論	1
参考文献	7
第2章 樹脂流動と強化繊維の配向	8
2.1 緒言	8
2.2 解析対象	8
2.3 材料流動解析	10
2.3.1 材料流動の理想化	10
2.3.2 基礎方程式および解析手法	12
2.3.3 要素分割および境界条件	14
2.4 繊維配向の数値解析	16
2.4.1 単純な流れにおける繊維の運動原理	16
2.4.2 材料流動に基づく繊維配向のモデル化	17
2.4.3 数値解析手法	20
2.4.4 初期配向状態の設定	21
2.5 実験解析	23
2.5.1 実験方法	23
2.5.2 実験結果	26
2.6 解析結果および考察	28
2.6.1 流動解析結果	28
2.6.2 繊維配向解析結果	33
2.7 結言	36

参考文献	38
第3章 離型後の成形品の変形	40
3.1 緒言	40
3.2 増分法による変形解析	40
3.2.1 扁平シェル要素によるモデル化	41
3.2.2 基礎方程式	42
3.2.3 不安定点における固有値解析	46
3.3 繊維配向状態と材料定数	48
3.3.1 繊維配向状態	48
3.3.2 繊維配向率と材料定数	49
3.3.3 ガラス繊維含有率と材料定数	54
3.4 実験による数値解析結果の検討	57
3.4.1 試験片の作製	57
3.4.2 変形モード	58
3.4.3 そり量	61
3.5 結言	63
参考文献	65
第4章 スキン層の生成とその影響	66
4.1 緒言	66
4.2 射出成形時におけるスキン層の生成	66
4.2.1 熱伝導解析	67

4.2.2 解析結果および考察	70
4.3 スキン層に対する実験	72
4.3.1 成形品内の繊維配向状態	72
4.3.2 スキン層の繊維配向の可視化実験	74
4.4 スキン層を考慮した変形解析の検討	79
4.4.1 解析対象および成形条件	79
4.4.2 単一配向層を対象とした実験	79
4.4.3 材料定数の決定	82
4.4.4 変形解析	84
4.5 結言	88
参考文献	90
第5章 薄肉三次元成形品の樹脂流動と強化繊維の配向	92
5.1 緒言	92
5.2 箱形成形品の繊維配向の数値解析	92
5.2.1 解析対象	93
5.2.2 材料流動解析	93
5.2.3 繊維配向解析	97
5.3 実験解析	101
5.3.1 実験条件	101
5.3.2 実験方法	101
5.4 解析結果および考察	103
5.4.1 材料流動過程	104

5. 4. 2 繊維配向状態	107
5. 5 結言	109
参考文献	111
第6章 薄肉三次元成形品の変形	112
6. 1 緒言	112
6. 2 解析対象	112
6. 3 厚さ方向の速度分布を考慮した材料流動解析	113
6. 3. 1 基礎方程式	114
6. 3. 2 流動解析	116
6. 4 繊維配向解析	117
6. 5 そり変形解析	118
6. 5. 1 解析対象のモデル化	118
6. 5. 2 変形解析	119
6. 6 実験解析	120
6. 6. 1 実験条件	120
6. 6. 2 実験方法	121
6. 7 数値解析と実験解析の比較および検討	121
6. 7. 1 流動解析結果	121
6. 7. 2 繊維配向解析結果	123
6. 7. 3 そり変形解析結果	126
6. 8 結言	130
参考文献	131

第7章 不安定流動を考慮した流動解析	132
7. 1 緒言	132
7. 2 流動の不安定現象の観察	132
7. 2. 1 実験方法	133
7. 2. 2 実験結果	136
7. 3 不安定流動を考慮した数値解析	139
7. 3. 1 不安定現象の数値解析	139
7. 3. 2 流動解析	141
7. 3. 3 繊維配向解析	143
7. 4 数値解析結果とその検討	144
7. 4. 1 固有値解析結果	144
7. 4. 2 流動解析結果および繊維配向解析結果	145
7. 5 結言	149
参考文献	150
第8章 結論	151
主な使用記号	156
本研究に関する著者の公表論文	158
謝辞	161

第1章 緒論

射出成形法は熱可塑性樹脂の成形法の代表的な加工法として挙げられるものであろう。その成形プロセスは、樹脂材料を加熱溶解して流動できる可塑化状態とし、これに押出しに必要な高圧力をかけて金型内に射出し、次に冷却固化と金型からの取り出し過程を経て所望の成形品を得るものである。この成形法は、高生産性と自動化の容易さ、さらに複雑な形状の選択の自由度と優れた特性の製品が容易に加工できるなどの利点を有することから、電化製品、自動車部品、精密機械部品、電子機器部品などにおいて広範囲にわたり利用がなされている¹⁾²⁾。それに応じて射出成形用樹脂の開発も多く、なかでも強化材としてガラス繊維や炭素繊維の短繊維を用いた繊維強化熱可塑性樹脂(FRTP)への発展は比強度、比剛性、耐熱性、寸法安定性などの機械的性質の大きな改善をもたらし、その使用量も年々増加の傾向にある³⁾。しかし、FRTPは以上のような特徴をもつ反面、射出成形挙動に対する強化材の存在が流動性の悪化に伴う充填不良やウェルドライン生成による強度低下、また強化繊維の配向に基づく力学特性の異方性の考慮と、それに因る欠陥としてのそりの発生などの問題がある³⁾⁴⁾。

これらの複合成形の難点は、従来、経験や勘による試行錯誤の繰り返しにより解決されてきた。しかし、近年においては、コンピュータの発達によりMOLD FLOW、SIMUFLOW等⁵⁾の溶融樹脂流動解析を対象としたプログラムが商用化され、材料流動に起因した成形不良を防止する金型設計に対して十分実用性のあるものとなっている。さらに、それに続く保圧解析、冷却解析、変形解析システムの研究開発も

行われつつある⁶⁾⁷⁾⁸⁾⁹⁾。しかしながら、これらの流動解析プログラムの多くは、上記のように強化材を含まない熱可塑性樹脂の流動を対象に開発されたもので、FRTPに存在する強化繊維の配向などを考慮したものは数少なく、また流動開始にともなう不安定な流動状態を十分に考慮した研究は殆ど見られなかった。

FRTP成形過程に生ずる強化繊維配向は、弾性率・引張強さ・熱膨張率などの力学的性質の異方性をともない、そりや変形などの欠陥として成形品に現れることも多い¹⁰⁾¹¹⁾。また、FRTPの優れた特性も強化繊維の配向方向に強く依存することが知られている³⁾。先端材料としての未来目標に向かって、FRTP成形品における繊維配向の状態を解析し、その異方性を十分に考慮することは、FRTP成形品のそりや変形などの不良をおさえ、比強度、比剛性の向上とコスト低減などをさらに改善することを可能にするであろう。このような繊維配向を十分に考慮した金型設計システムの確立が強く望まれている。

本研究は短繊維を強化材としたFRTP射出成形用の金型設計システムや成形条件の決定の支援を行うための数値解析、すなわち流動解析、繊維配向解析、変形解析の三分野の解析を統合した一連のシステムの開発を目的として行われた。

多くの数値解析システムによる数値実験では実際の成形品ならびにその成形過程の挙動と比較して食い違いが生じることがしばしば認められている。例えば対称なキャビティ形状においても実際の成形時には流動の不安定現象のために非対称流動挙動を示すことがある。しかし、従来のシステムは巨視的な仮定に基づく解析であるために、この

ような不安定な流動挙動を予測することができない。そこで、より現実の流動状態に近づけるために、本研究ではその不安定流動挙動の表現として固有値解析によるモデル化を行った流動解析法を提案し、不安定現象を表現することを試みた。

本論文の構成は次の通りである。

第1章ではFRTPの射出成形法の現状と問題点を示し、本研究の目的と本論文の構成を示す。

第2章では、FRTPの射出成形品に生ずる材料特性の異方性の問題を解明することを目的とし、その原因となる強化繊維の配向を予測する簡便な数値解析手法の開発を試みた。まず、繊維の配向挙動を考慮した二次元平面等温流れとしての取り扱いのため、有限要素法を用いた非定常流動解析を行った。つぎに、繊維配向のシミュレーションに際しては、繊維が材料流れのトラジェクトリーに完全に支配されるものと理想化し、流動解析結果により得られた速度勾配テンソルにより繊維の配向を求めた。これらの解析法の有効性を検証するために、ショートショットによる実験解析を行い、流動解析に関しては金型キャビティの充填過程より流動状態を推測し、繊維配向については軟X線写真により繊維の配向を測定して、それぞれの結果の比較検討を行った。

第3章では、FRTPの離型後の変形の推定とその除去に一指針を与えることを目的とし、成形品内の強化繊維の配向分布状態の不均一性により生じる変形の解析を試みた。すなわち、FRTP射出成形品に特有な欠陥であるそりに着目し、そりが成形品内の強化繊維の配向に起

因する材料物性の異方性によって生じるという観点から、強化繊維の配向が材料の力学特性に及ぼす影響を実験により明らかにし、この結果をもとに有限要素法によるそのシミュレーションを試みた。

第4章では、FRTPの離型後に発生する熱収縮の異方性によって生じる成形品のその状態をよりの確に予測する手法を提案した。その成形品内の強化繊維の配向に起因する材料物性の異方性によって生じるという観点から、スキン層およびコア層の繊維配向の不均一性を捉える試みを行った。まず、熱伝導を考慮した流動解析を行い、スキン層の厚さ決定に一指針を与えた。次に、スキン/コア構造のそれぞれの層での繊維配向を明らかにし、スキン層の繊維配向の生成状況を把握するために、可視化実験を行った。最後にこれらのデータをもとにして、スキン層の強化繊維の配向を考慮した有限要素法による変形解析を行った。

第5章では、FRTPの三次元射出成形品において形成される強化繊維配向を予測することが可能な数値解析法として、まず単純化手法の開発を試みた。この数値解析では、薄肉三次元構造成形品のモデルの一般的な例として単純な箱形成形品を解析対象とし、厚さ方向の影響および各面をつなぐ稜線部の影響を考慮した二次元平面等温流れとして取り扱い、有限要素解析を用いた非定常流動解析を行った。次に、繊維配向のシミュレーションは、第2章と同様に繊維が流れに完全に支配されるものと理想化し、速度勾配テンソルにより繊維配向を求める方法を採用したが、より解析精度を上げる試みも行った。また、充填過程についてはショートショットによる実験解析を行い、繊維配向

については軟X線写真により繊維配向を測定し、それぞれの結果の比較検討によってこれらの解析法の有用性について確認した。

第6章では、大きい汎用性を持った、一貫した数値解析システムの開発を試みた。まず、流動解析では、コア内の熔融樹脂を等方性の擬塑性流体と仮定し、さらに複雑な形状にもより良く対応できるように、粘性およびスキン層との境界における摩擦によって生ずる厚さ方向の速度分布を考慮した非定常流動解析を行った。次に、配向を考慮した繊維の動きは樹脂流動軌跡に完全に支配されるものと考え、第5章と同様に流動解析より得られる速度勾配テンソルを用いた簡便な繊維配向の予測を試みた。最後に、熱収縮時の際の繊維配向による異方性がその要因であると考え、解析結果より得られた繊維配向を用いて変形解析を行った。ここで解析対象としては、三次元構造体の非軸対称の最も単純な形として箱形を選び、流動および繊維配向解析では、成形品を展開して稜線部分の影響を考慮することにより二次元解析を適用した。これらの解析手法の有効性については、前章と同様に、実験解析と比較検討することによって確認した。

第7章では、まず材料流動の不安定現象の存在を調べるために対称流路を持つ円筒成形品のショートショットによる実験解析を行った。その金型キャビティへの充填過程時のフローフロント形状より、流動中のフローフロント形状に現れる非対称挙動を推測し、その検討を行った。繊維配向については軟X線写真により繊維配向を測定した。そして、この材料の不均一充填は材料流動の不安定性に因ると考え、この現象を表現する方法として固有値解析法を用いるモデルを提案した。

その固有値解析手法を流動の数値解析の際に取り入れることにより不安定な流動挙動を予測することとした。そして不安定挙動が繊維配向におよぼす影響を予測するために繊維配向解析も行った。

第8章においては本研究で行った実験解析と数値解析の結果および検討をまとめた。

参考文献

- 1) 伊藤忠, 洲崎均, 曾根忠利, 中川曠共編, "射出成形", pp.15~20, (1990) プラスチック・エージ社.
- 2) 高分子学会編, "プラスチック加工の基礎", p.28, (1982) 工学調査会.
- 3) 精機学会編, "精密機器用プラスチック複合材料", pp.153~168, (1984) 日刊工業新聞社.
- 4) 森隆, "射出成形の設計", p.62, (1974) 工業調査会.
- 5) 永井芳治, 型技術, 3, 2, pp.93~99, (1988).
- 6) 有吉秀穂, 成形加工, 1, 1, pp.34~39, (1981).
- 7) 高橋秀郎, 松岡孝明, プラスチックス, 33, 12, pp.24~28, (1982).
- 8) 高橋秀郎, 塑性と加工, 32, 371, pp.1439~1445, (1991).
- 9) 西村敬一, 塑性と加工, 32, 371, pp.1452~1457, (1991).
- 10) 高分子学会, "プラスチック加工の基礎", p.180, (1982) 工業調査会.
- 11) 平井恒夫, 片山傳生, 平井三友, 米田慎, 松本直樹, 第28回FRP総合講演会講演要旨集, pp.61~65, (1983).

2.1 緒言

射出成形において金型設計は非常に重要であり、コンピュータを用いた流動解析を応用し、経験による試行錯誤を軽減させる努力がなされている¹⁾。しかし、FRTPを成形した場合、強化繊維に配向が生じるために機械的性質に異方性を生じ、その異方性はそりや変形などの欠陥として成形品に現れることが多い²⁾³⁾⁴⁾。そのため繊維配向の流動機構より起こる変化を十分に考慮した金型設計システムの確立が強く望まれている。そこでFRTPの射出成形品に生じる異方性問題を解明することを目的とし、その原因となる強化繊維の配向を予測する簡便な数値解析手法の開発を試みた。まず有限要素法を用いた非定常流動解析を行い、その結果を用いて繊維配向のシミュレーションを行った。繊維が流れに完全に支配されるものと理想化し、流動解析結果により得られた速度勾配テンソルにより繊維の配向を求めた。また、実験解析において軟X線写真より繊維の配向を測定し、数値解析結果との比較検討を行った。

2.2 解析対象

射出成形の対象となる製品は一般に薄肉で複雑な形状のものが多く、数値解析には多くの困難が伴う。また、比強度・比剛性が高く、寸法安定性に優れたFRTPも、その一般的な成形法である射出成形によって成形された場合、充填不良、ウェルド、そりなどの欠陥を生ずる³⁾⁵⁾。そこで本章ではFRTPの射出成形品に生じる強化繊維の配向を予測す

るための数値解析手法の開発を試み、同時に実験解析を行い数値解析結果との比較検討を行うこととした。

解析においては単純な形状として円形平板を、また、実際の成形品を考慮して、角を持った単純な形として正方形平板を解析の対象とした。さらに、そりが最も顕著に現れることが知られているダイレクトゲート方式⁶⁾を用いる場合を解析の対象とした。Fig.2-1およびFig.2-2に解析対象とする試験片形状を示す。ゲートの位置を移動させ、非対称充填とすることにより、材料流動の様相が非定常に変化する種々の流れが得られることを予想し、材料流動の変化がもたらす強化繊維の配向への影響を検討することとした。ゲートの位置はFig.2-1およびFig.2-2に示すように、重心の位置と平板の端およびそれらの中間の三ヶ所とした。以下では、ゲート位置を重心、重心より25mm、46.5mm偏心させたものを、それぞれ、偏心0mm、偏心25mm、偏心50mmと呼ぶことにする。

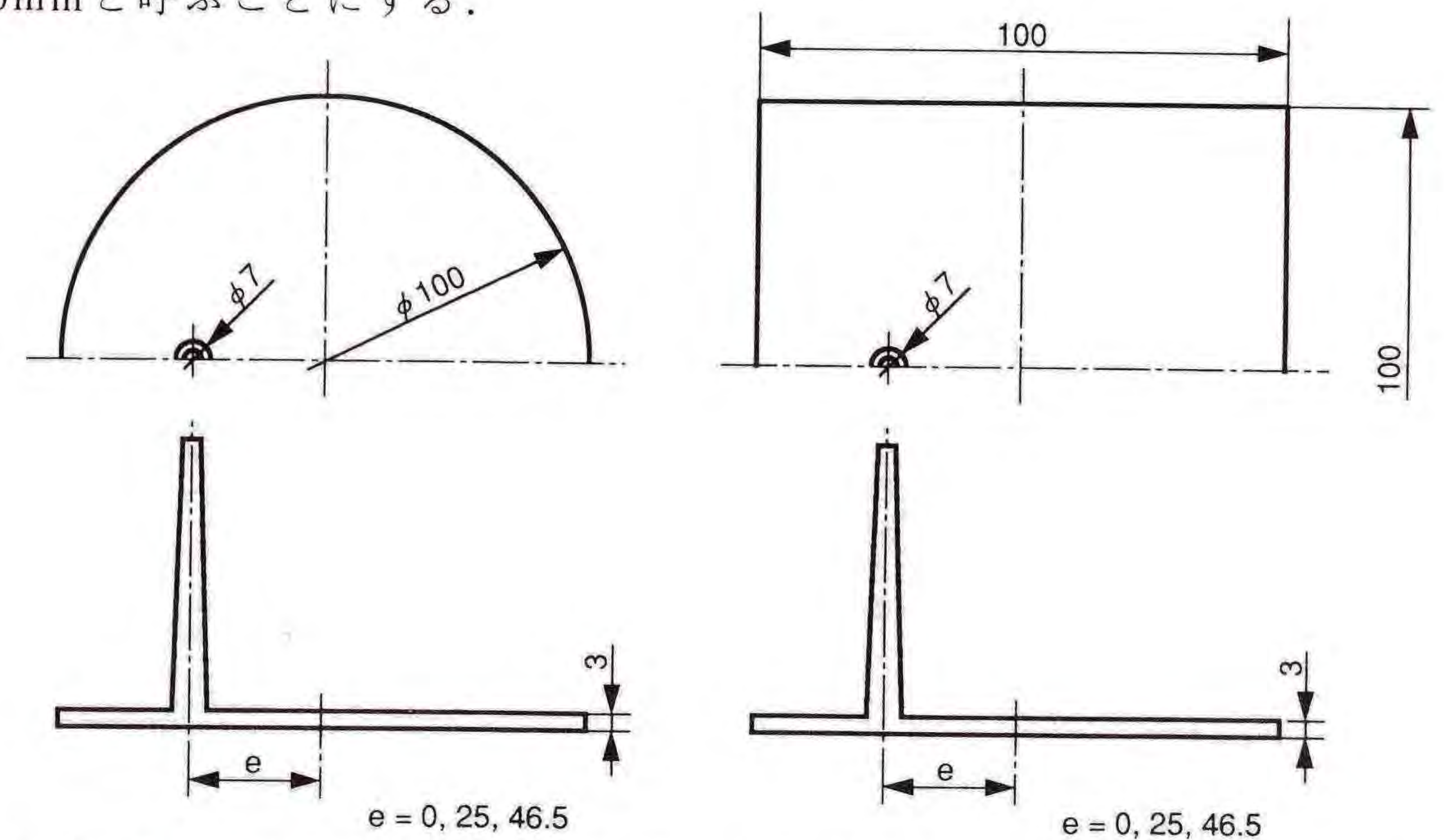


Fig.2-1 Shape and dimension of the specimen. (Circular plate) Fig.2-2 Shape and dimension of the specimen. (Square plate)

2. 3 材料流動解析

射出成形品中の強化繊維の配向は材料流動によって引き起こされるものと考えられる。そこで本節では、材料流動の理想化を行い、有限要素法を用いた数値解析による射出成形に対する材料流動解析法およびその境界条件について述べる。

2. 3. 1 材料流動の理想化

射出成形によって成形された熱可塑性樹脂の製品には同一材料でありながら流動様相により機械的性質等の物性の異なる層が存在し⁶⁾、一般にこれらの層はスキン層とコア層とに大別される。このスキン/コア構造は金型キャビティ内の流動中に生じるもので、材料流動の数値解析においてこれをいかに理想化するかが問題となる。このように熱可塑性樹脂を用いた射出成形における金型内の材料流動は、非定常で冷却固化を伴う複雑な流れである。Fig.2-3に金型キャビティ内の材料流動概念図を示す。金型壁面に接した熔融樹脂は即座に固化を始めるため、金型壁面に沿って硬化層を生じ、これがスキン層と呼ばれる。これに対して内部の熔融樹脂はコア層と呼ばれ、金型内が充満された後に流動を停止し、徐々に冷却される。このスキン/コア構造を実際の成形品から知る方法としては偏光写真が用いられている⁶⁾。Fig.2-4は、本章において解析対象としている射出成形品のうち偏心25mmの円形平板における厚み方向断面をマイクロームで0.1mm厚さの薄片に切り取り、万能投影器（ニコン製）により撮影した偏光写真である。この写真により、白く写っているスキン層部の厚みはコア層

に比べて薄く、また成形品の全域にわたってほぼ一定であることがわかる。この傾向は他の形状および偏心量の場合においても同様であった。

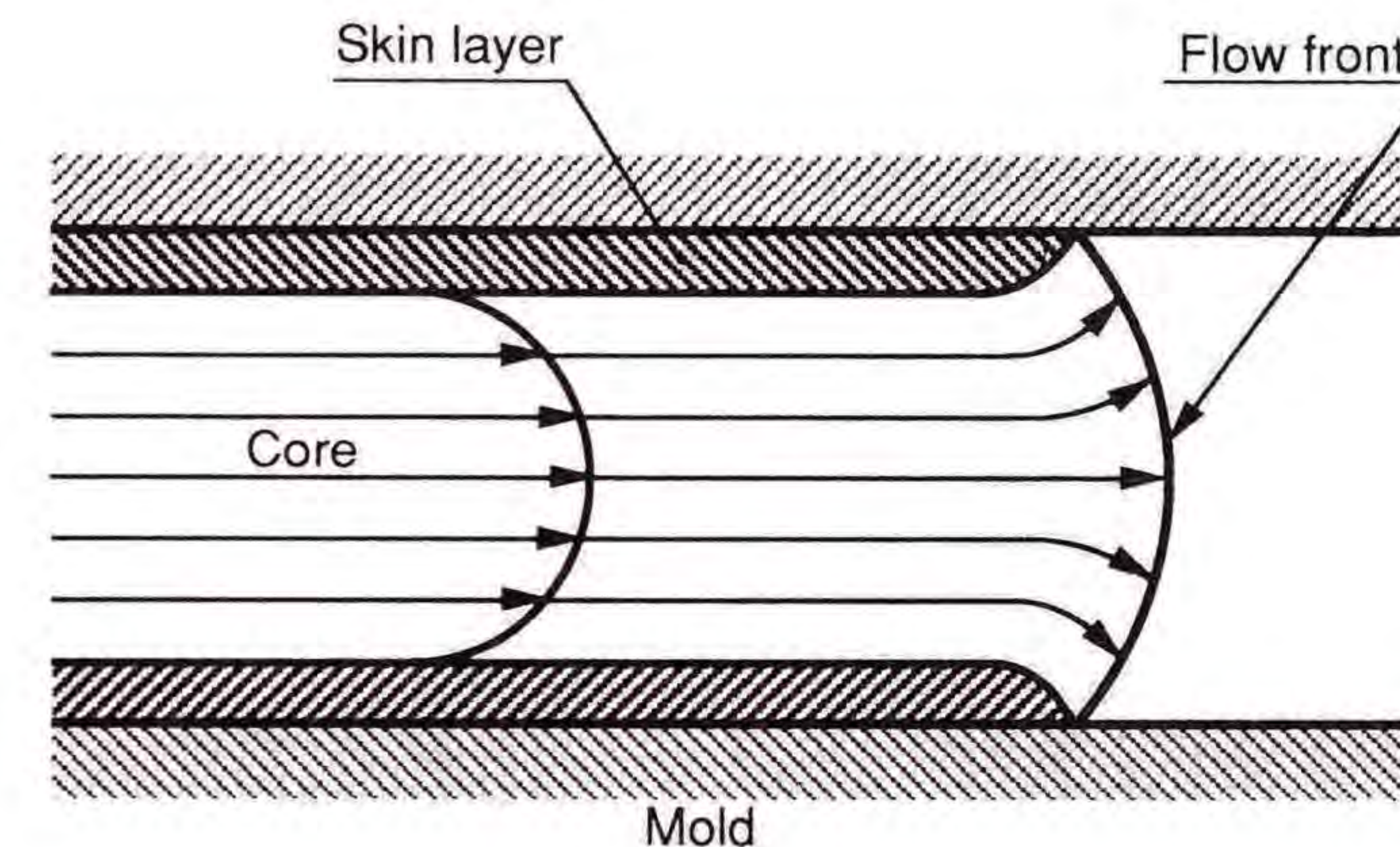


Fig.2-3 Schematic diagram of filling flow.

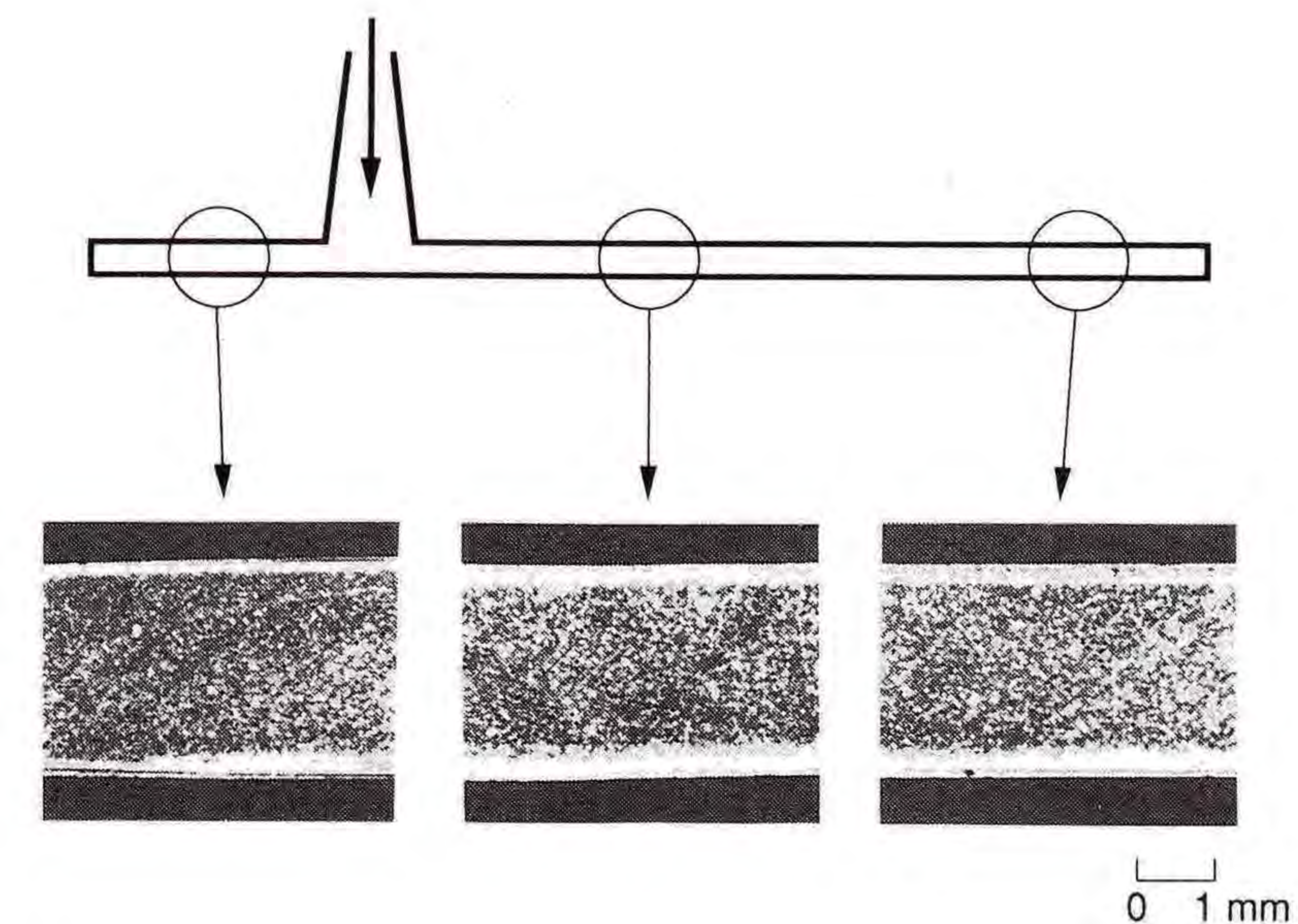


Fig.2-4 Photographs of the cross section of an injection molded polypropylen obtained by a polarized microscope.

そこで本章では射出成形過程における金型キャビティ内の材料流動を取り扱う際、スキン層の厚みを一定と考え、コア層内の材料流動をすきま一定の平板間流れに理想化し、このときコア層内の流動はスキン層の断熱効果により等温流れとして取り扱えるものと考えた¹⁾。ただし、境界条件として流動先端部においてスキン層を埋めるための材料の損失を考慮した。

2. 3. 2 基礎方程式および解析手法

前節で述べたようにコア層の流動を厚さ一定の等温流れに理想化して考え、コア層内樹脂の流動を等方性の擬塑性流体としてモデル化し、二次元非圧縮性の仮定を導入すると構成方程式は次のようになる²⁾。

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + 2\cdot\mu(\Pi_e)\cdot e_{ij} \quad (2-1)$$

$$\mu(\Pi_e) = K[4|\Pi_e|]^{(n-1)/2} \quad (2-2)$$

$$\Pi_e = -\left\{\frac{1}{2}(e_{11}^2 + e_{22}^2) + e_{12}^2\right\} \quad (2-3)$$

$$e_{ij} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i}) \quad (2-4)$$

ここで、 σ_{ij} は応力テンソル、 μ は粘性係数、 e_{ij} は変形速度テンソル、 Π_e は変形速度テンソルの二次の不変量、 v_i は速度、 p は圧力、 K は擬塑性粘度、 n は構造粘度指数、 δ_{ij} はKroneckerのデルタである。

上式を非圧縮性流体の仮定のもとにCauchyの運動方程式に代入すると以下のようなになる。

$$\rho \frac{Dv_i}{Dt} = \rho F_i + \frac{\partial \sigma_{ji}}{\partial x_j} = \rho F_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu(\Pi_e) \frac{\partial^2 v_i}{\partial x_k \partial x_k} \quad (2-5)$$

ここで、 F_i は単位質量当りの物体力、 ρ は流体の密度、 D/Dt は実質導関数を示す。

さらに解析対象としているコア層はスキン層との間に大きな摩擦を生じているものと考えられる。そこで三次元的解析を行うため、コア層の厚さ方向で平均化した速度 v_i を用い、式(2-5)が v_i に対して成立するものと仮定して、次式で示される流体への摩擦抵抗を上式の物体力項に代入することとした³⁾。

$$F_i = -2\beta v_i \sqrt{v_k \cdot v_k} / T_{ck} \quad (2-6)$$

ここで、 T_{ck} はコア層の厚み、 β は摩擦係数である。

したがって、式(2-5)は次のようになる。

$$\rho \frac{Dv_i}{Dt} = -\frac{2p\beta}{T_{ck}} v_i \sqrt{v_k \cdot v_k} - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu(\Pi_e) \frac{\partial^2 v_i}{\partial x_k \partial x_k} \quad (2-7)$$

また、次式で示される二次元非圧縮性流れにおける連続の式を式(2-7)と連立させることとした。

$$\frac{\partial v_k}{\partial x_k} = 0 \quad (2-8)$$

偏微分方程式(2-7), (2-8)を v_i , p を未知関数とし, Galerkin法⁹⁾を用いた有限要素法で定式化を行い, 時間積分の定式化としては陰解法¹⁰⁾を用いて数値解析を行った. 用いた形状関数は v_i に対して二次, p に対して一次とした.

また, 本論文において式(2-7)の右辺第一項および第三項に存在する速度の非線形項に対しては繰り返し代入法¹⁰⁾を適用することとした. また, 式(2-7)の左辺の物質微分中の非線形項は微小であると考え無視した.

ただし, 初期解析領域における速度場および圧力場は定常流動解析によって決定した.

2. 3. 3 要素分割および境界条件

数値解析に用いた要素分割および各境界条件の一例をFig.2-5に示す. 金型壁面部境界では $u = v = 0$, 対称軸境界では対称軸に垂直方向の速度成分を零, すなわち $v = 0$, 流動先端部の自由境界では $p = 0$ とし¹¹⁾¹²⁾, ゲート領域との境界では実際の射出成形過程と同一のゲート圧力を用いることとした.

材料流動先端部の進行については, 厳密には本章で用いたEuler系の支配方程式ではなくLagrange系の支配方程式を用いて解析する必要がある. しかしLagrange系の解析では, 解析に用いるメッシュが自由にゆがむため, ゆがみが大きくなる時には不都合が生じる¹³⁾.

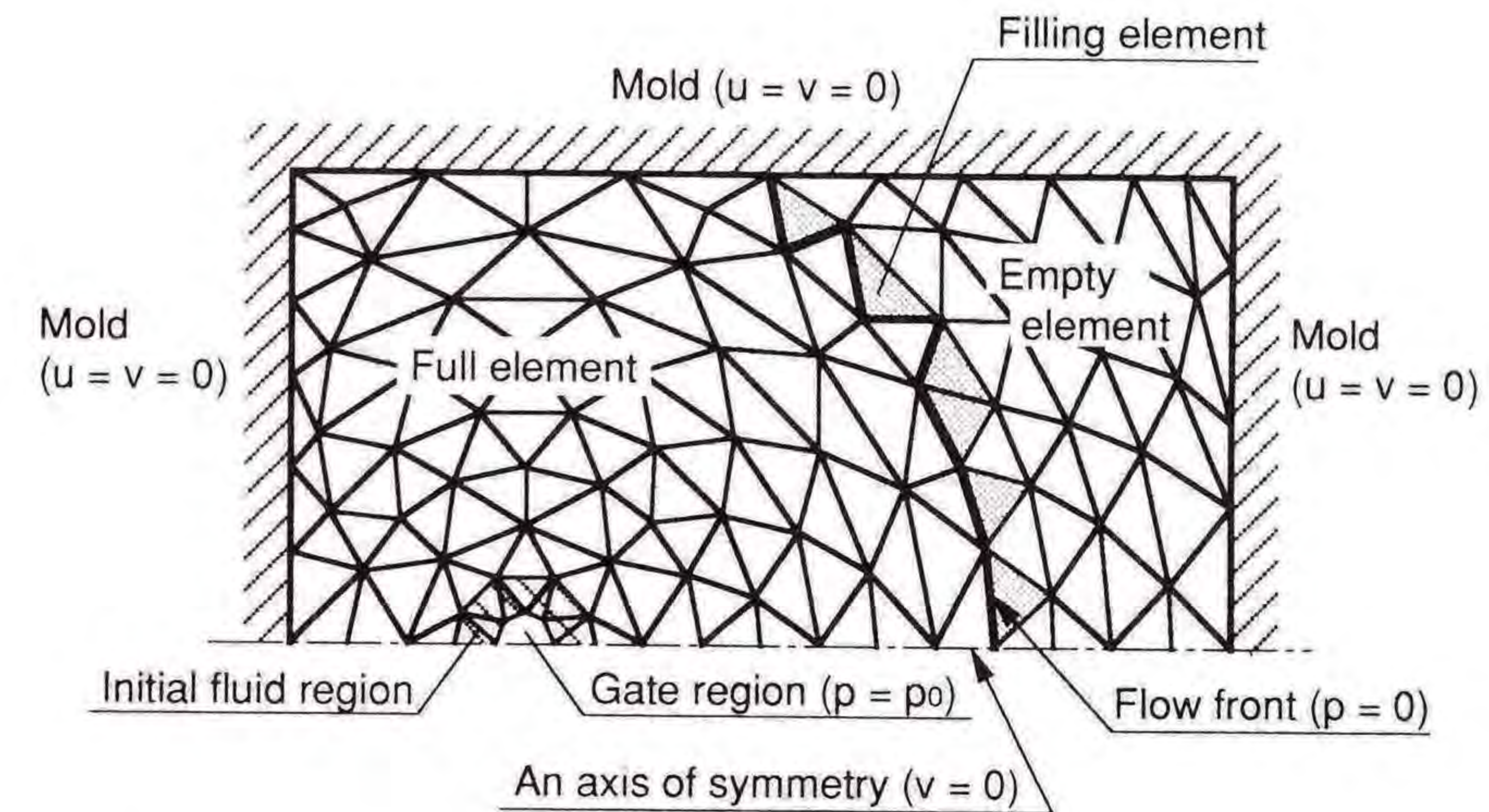


Fig.2-5 Finite element division and boundary condition for flow analysis.

すなわち, 射出成形のような変形量の大きな場合はあまり有効ではない. したがって本章ではBroyerらが行っている流量計算により流動先端部移動を求める手法¹⁴⁾を応用した. すなわち, 流動解析に用いた各有限要素単位で充填を考えることを基本とする方法で, 流動先端部境界上に一辺あるいはそれ以上の辺を共有する有限要素において, それらの辺を境とする流量の計算を行い, 未充填側の有限要素の大きさに見合う流量が流れ込んだ時点で, この境界をさらに次の未充填要素との境に移動させ, 解析領域を広げていくものである. なお, 流量 Δq の算出には次式を用いた.

$$\Delta q = (v_{n1}L/4 + v_{n2}L/2 + v_{n3}L/4)T_{ck}\Delta t \quad (2-9)$$

ここで, v_{ni} は境界の辺に分布する速度の法線方向成分 (v_{n2} は中間

節点の速度), L は境界の辺の長さ, T_{ck} はコア層の厚み, Δt は時間刻みである。

また, 2.3.1節で述べたように, スキン層は生成されてから充填が終了するまでその厚さがあまり変化しないものと考えられる。また流動先端部においてはスキン層生成のために流動材料が失われるものと考えられる。そこで本解析手法では流動先端部にある未充填要素に流れ込む流量を評価する際には, その流動材料の損失分を考慮に入れて要素の充填を判定した。

2.4 繊維配向の数値解析

射出成形品中の強化繊維の配向は材料流動により引き起こされるものと考えられる。そこで流動解析により得られた結果を用いて繊維配向のシミュレーションを行った。ただし, 本章で扱う繊維配向は二次元平面に限られるものとする。

2.4.1 単純な流れにおける繊維の運動原理

単純な流れとして, 単純せん断流れ, 拡大流れおよび縮小流れを挙げ, これらの流れの中に存在する繊維状物体の運動について考察を行う。Fig.2-6~Fig.2-8はそれぞれ単純せん断流れ, 拡大流れ, 縮小流れにおける繊維状物体の運動を示す概念図である。繊維状物体の太さは無視して考えることとした。

単純せん断流れ中においては繊維の長手方向に分布する速度の大きさは壁面から遠いほど大きいので繊維はこの図において右回りに回転し, 流れに平行な状態で最も安定するものと考えられる。このような

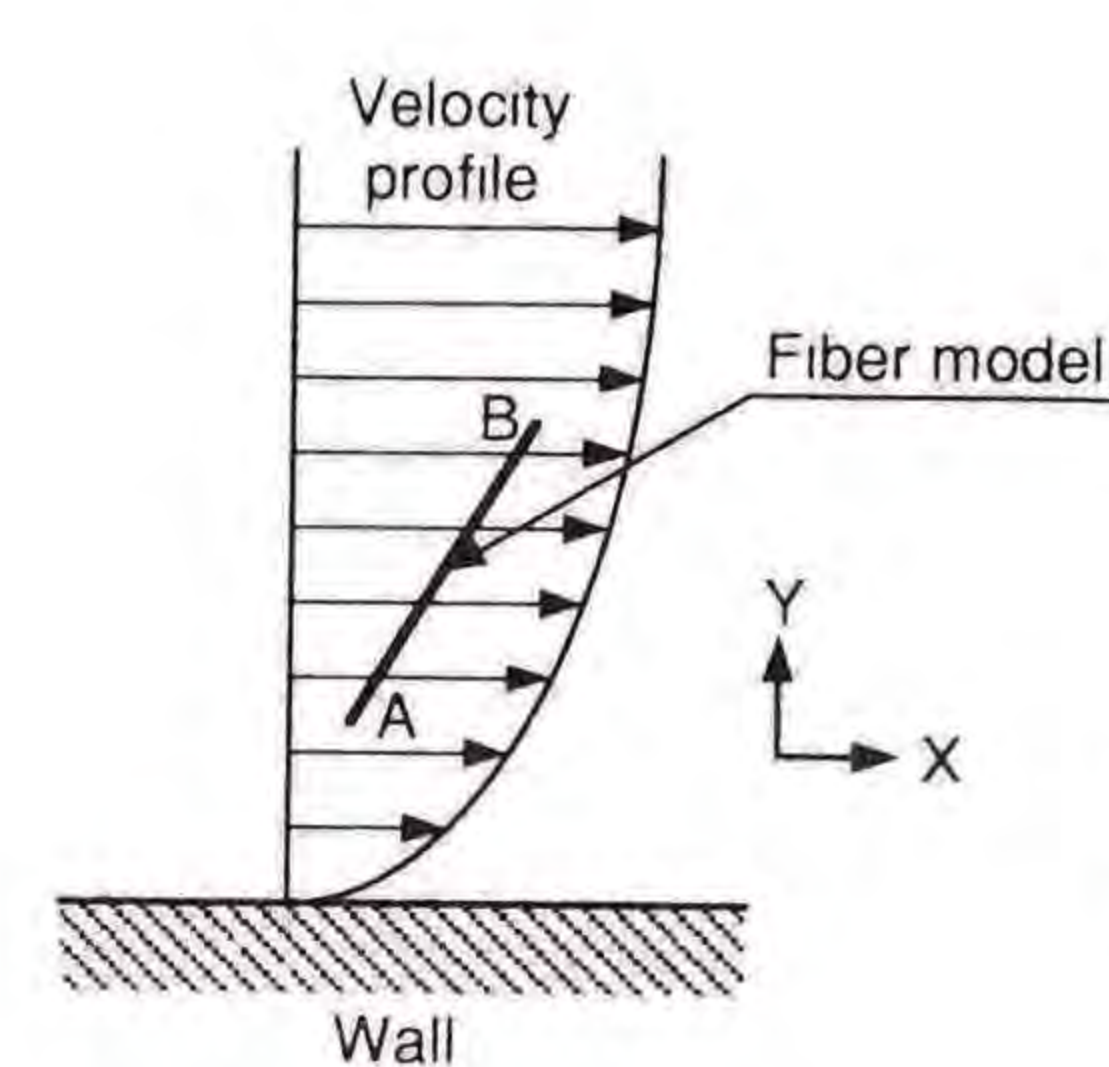


Fig.2-6 Orientation mechanism in shear flow.

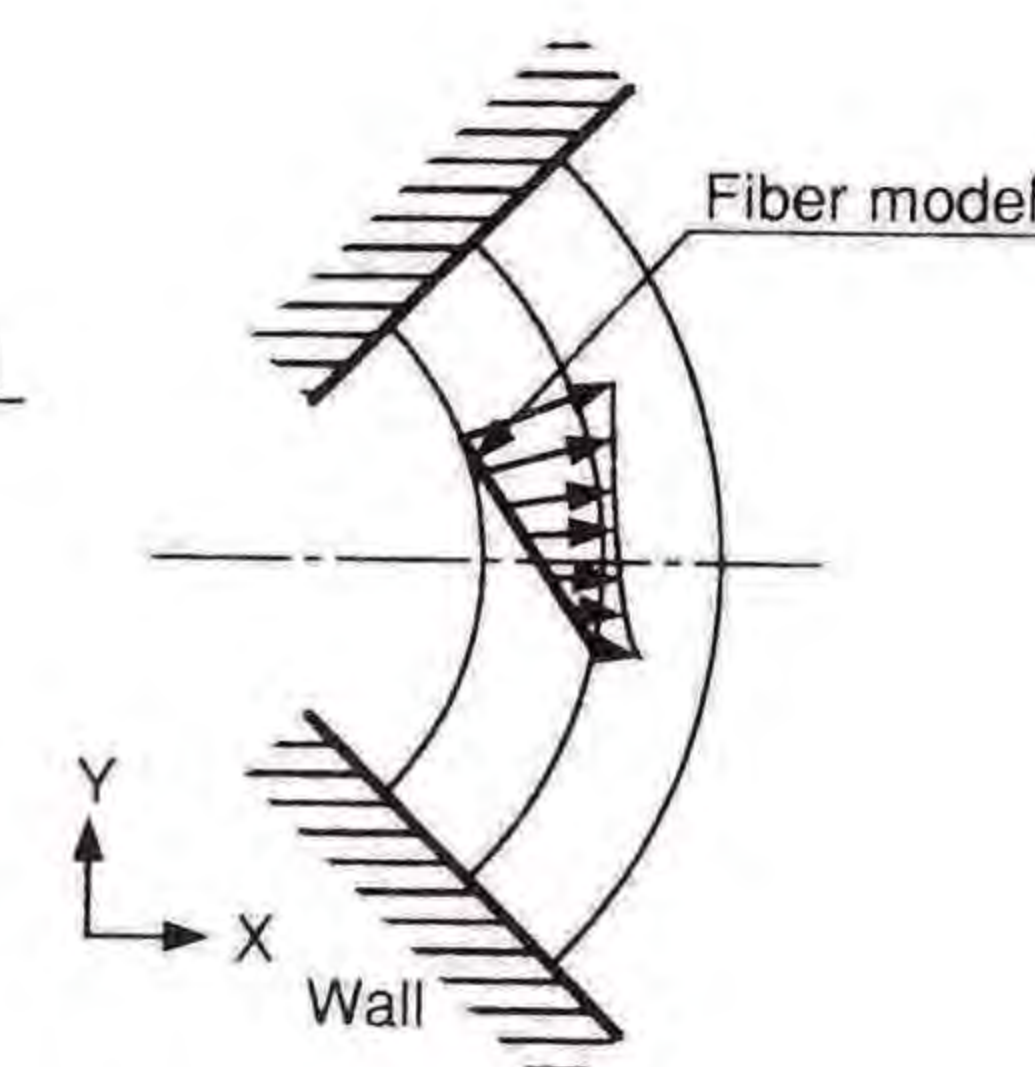


Fig.2-7 Orientation mechanism in radial flow.

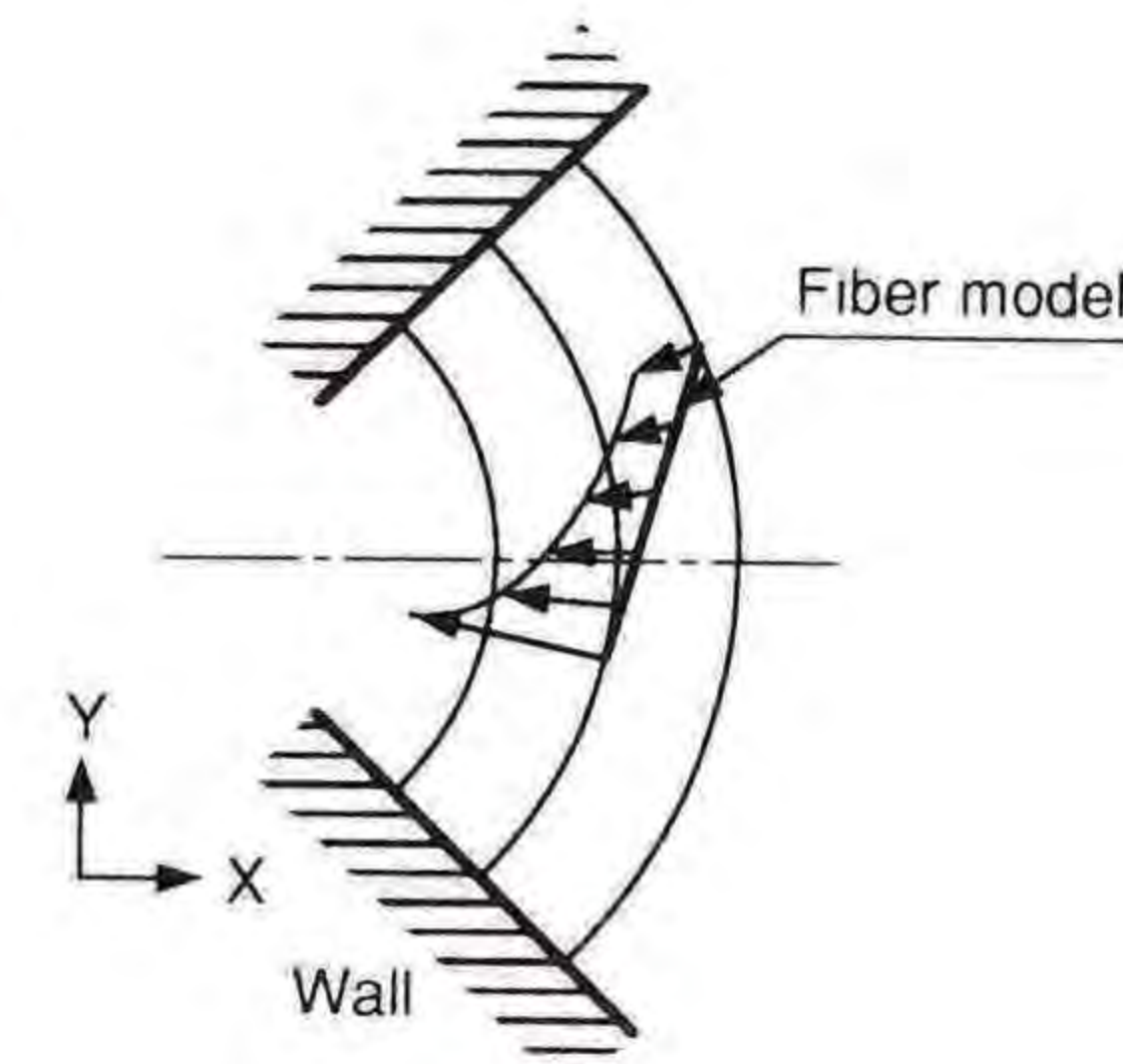


Fig.2-8 Orientation mechanism in contraction flow.

原理による繊維配向は金型壁面近傍において生ずるものと考えられる。また, 拡大流れ中に存在する繊維の長手方向に分布する速度の大きさは流れの源から遠いほど小さいので, 流れ方向に垂直な状態が最も安定であると考えられる。これに対して縮小流れ中においては同様の原理で流れ方向を向いているときに最も安定となるものと考えられる。

実際の樹脂中に存在する強化繊維は直径 $8\mu\text{m}$, 長さ約 0.5mm で, アスペクト比が約60となり, 繊維の太さ方向の速度成分の影響は長手方向の影響に比べて十分無視できるものと考えられる¹⁵⁾。したがって, ここで述べた長手方向に分布する速度のみで繊維の回転運動を論ずることが十分可能であると思われる。

2.4.2 材料流動に基づく繊維配向のモデル化

繊維配向のシミュレーションを行うために前節で述べた繊維の回転運動原理の数値解析モデル化が必要とされる。ここではFig.2-9の繊維運動の概念図をもとに繊維配向の数値解析モデルについて説明する。

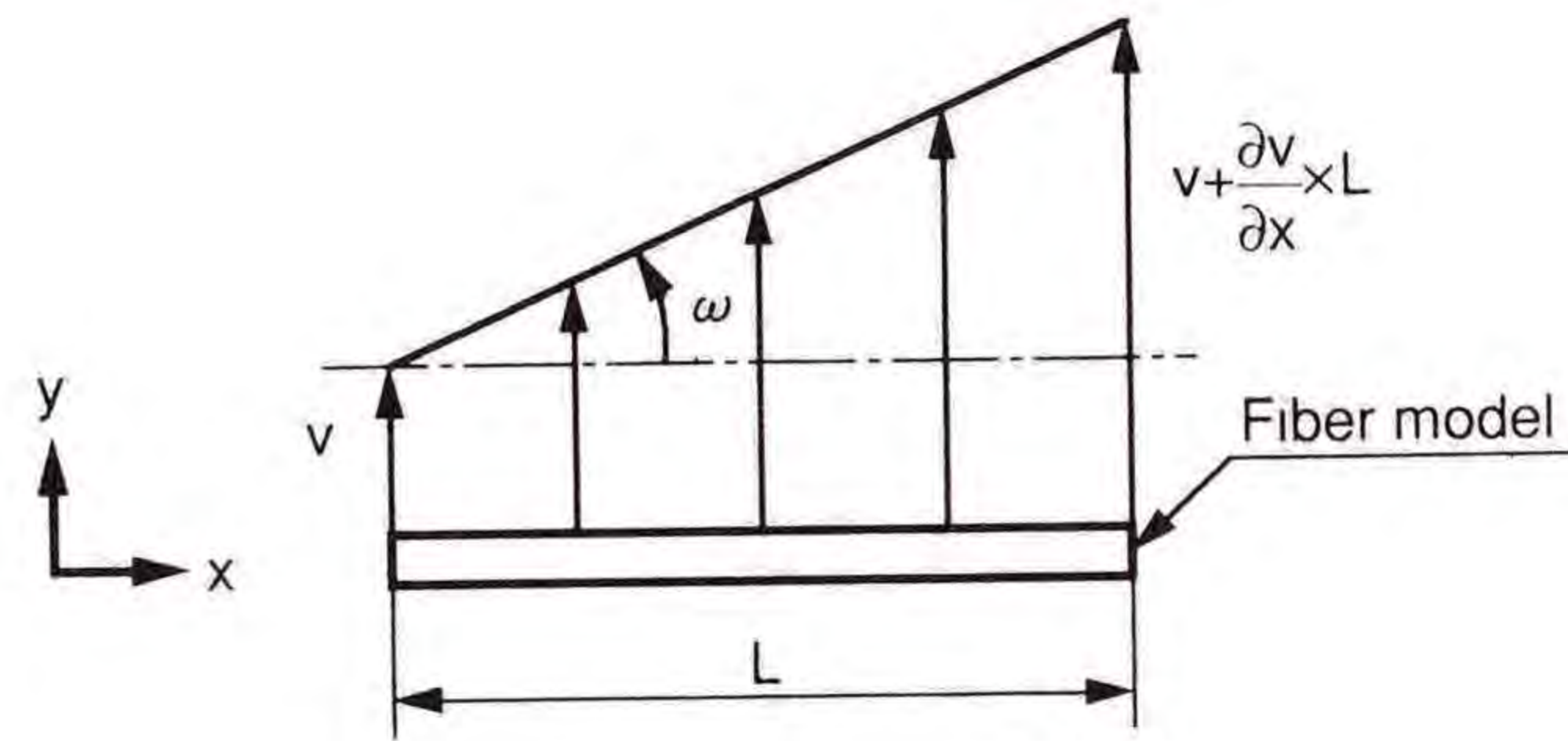


Fig.2-9 Schematic diagram of fiber rotation rate.

流体中の繊維状物体の軸方向に分布する速度の内、軸方向に垂直な速度成分が繊維状物体の回転運動を支配しているものと仮定すると、繊維状物体が回転運動するのはこの速度成分が軸方向に勾配をもつときであると考えられる。そこで次式で表される二次元速度勾配テンソル $[D]$ ¹⁶⁾ を用いて数値解析を行った。

$$[D] = \begin{vmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} \\ \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial v}{\partial y} \end{vmatrix} \quad (2-10)$$

ここで、 u および v はそれぞれ x および y 方向の速度成分である。

今、繊維状物体の軸方向を x 軸とする繊維軸座標系をとると、軸方向に分布する垂直方向速度成分の分布勾配は繊維状物体を含む流体要素の $[D]$ の成分 $\partial v / \partial x$ によって表される。また、速度勾配テンソル $[D]$ を用いた本数値解析手法では以下のような仮定をおくこととした。

(1) 繊維状物体はそのまわりの流体と完全に同一の運動をする。すな

わち流体の粘性が高く、繊維状物体の慣性力が無視できる。

(2) 繊維状物体間における相互作用は充分小さく無視できる。

(3) 繊維状物体の配向は二次元配向のみとする。

以上の仮定のもとに繊維状物体を含む流体要素の速度勾配 $\partial v / \partial x$ は回転する繊維状物体の単位時間当りの傾きであると考えられる。したがって、次式を用いて繊維状物体の回転角速度 ω を算出することとした。ただし、 $\partial v / \partial x$ は繊維の長手方向にほぼ一定であるものと考えた。

$$\omega = \tan^{-1}\left(\frac{\partial v}{\partial x}\right) \quad (2-11)$$

しかし、上式を用いると、 $|\tan^{-1}(\partial v / \partial x)| \leq 90(\text{deg.})$ であるので速度勾配が大きいとき流速の速い流れの中の繊維に対して単位時間当りの回転角が90度を越えないという制約のために繊維配向が十分にシミュレーションできない¹⁷⁾。そこで、微小時間における変形速度勾配を考え、次に示す微小変形テンソル $[D']$ を用いることとした。

$$[D'] = \begin{vmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \cdot \Delta t & \frac{\partial u}{\partial y} \cdot \Delta t \\ \frac{\partial v}{\partial x} \cdot \Delta t & \frac{\partial v}{\partial y} \cdot \Delta t \end{vmatrix} \quad (2-12)$$

上式において $[D']$ の方向成分 $\partial v / \partial x \cdot \Delta t$ は回転する繊維状物体の微小時間 Δt における傾きを表すと考えられるので、次式によって繊維状物体の微小時間における回転角度 $\Delta \theta$ を算出することとした。

$$\Delta\theta = \tan^{-1}\left(\frac{\partial v}{\partial x} \cdot \Delta t\right) \quad (2-13)$$

次に繊維配向の数値計算解析において取り扱う仮想繊維について述べる。すでに各要素に一本の繊維を仮想する解析手法を用いてシミュレーションを行ったが、この解析方法では要素間での繊維の引き継ぎを十分に行えず、隣接する要素間において繊維の配向状態が平均化されてしまうという欠点を生じた¹⁷⁾。そこで本章では現実により近いモデル化を考案した。すなわち、仮想する繊維の本数を流体の単位体積に対して設定することとし、要素間での仮想繊維の引き継ぎは要素間での流量計算からその流量に見合った本数をその要素間で授受することとした。

2. 4. 3 数値解析手法

前節に示した繊維配向の数値解析モデルを用いた数値解析手法について述べる。なお、要素分割は流動解析と同じものを用いた。

(1)まず、初期解析領域に配向角のみを表す繊維を仮想する。そのとき金型キャビティの充填と共にこの領域から仮想繊維が流出するため、絶えずこの領域に仮想繊維を補う必要がある。この初期解析領域における初期配向の設定については2. 4. 4節で述べる。(2)次に時刻 t において時間刻みを Δt とする有限要素法を用いた非定常流動解析により速度場を求める。(3)これにより時刻 t における速度勾配テンソル $[D]$ を各要素ごとに求める。(4)この $[D]$ は各要素内に存在す

る各仮想繊維の繊維軸座標系に変換した後、 Δt を乗じて $[D']$ を求める。(5) $[D']$ より仮想繊維の回転角変位 $\Delta \theta$ を求め、時刻 t における配向角 θ に加え、 $\theta + \Delta \theta$ が時刻 $t + \Delta t$ における仮想繊維の配向角とする。(6)(1)~(5)の操作の後、材料流動に伴う繊維の移動を考慮するため各有限要素間の境界において時刻 t から $t + \Delta t$ 間における流量を計算し、この流量に見合う本数の仮想繊維が有限要素間で引き継がれることとした。ただし、流量は式(2-9)で求めた。また、2. 3. 3節で述べたように流動先端部の充填中の要素ではスキン層の厚み分だけ流動材料の損失が考慮されているので、このスキン層への流量に見合う本数の仮想繊維をこの要素からさきに到達した順に取り去るものとした。

以上の(2)~(6)を繰り返し行い、材料が金型キャビティに充填したとき計算を終了するものとした。

2. 4. 4 初期配向状態の設定

本論文において解析対象としているゲート形式はダイレクトゲートであるため溶融樹脂はゲート反対面に衝突させられるような流れを生ずる。このため、この部分における繊維配向は複雑であると予測される。そこで初期解析領域における繊維配向状態を実験解析により測定することとした。その実験結果の一例をFig.2-10に示す。偏心25mmの円形平板コア層における初期解析領域およびその近傍の要素における繊維配向図である。金型キャビティの充填初期から充填終了までの配向を数値解析に用いた要素分割と同一の区分で測定した。配向図内の線分の長さが配向の強さを示し、角度が平均配向方向を示す。配向

図の詳しい説明は2.5.1節に示す。

これらの図より、ゲート近傍の初期解析領域のセクションでは繊維にほとんど配向がなく、その外側のセクションに来るとわずかながら配向していることがわかる。

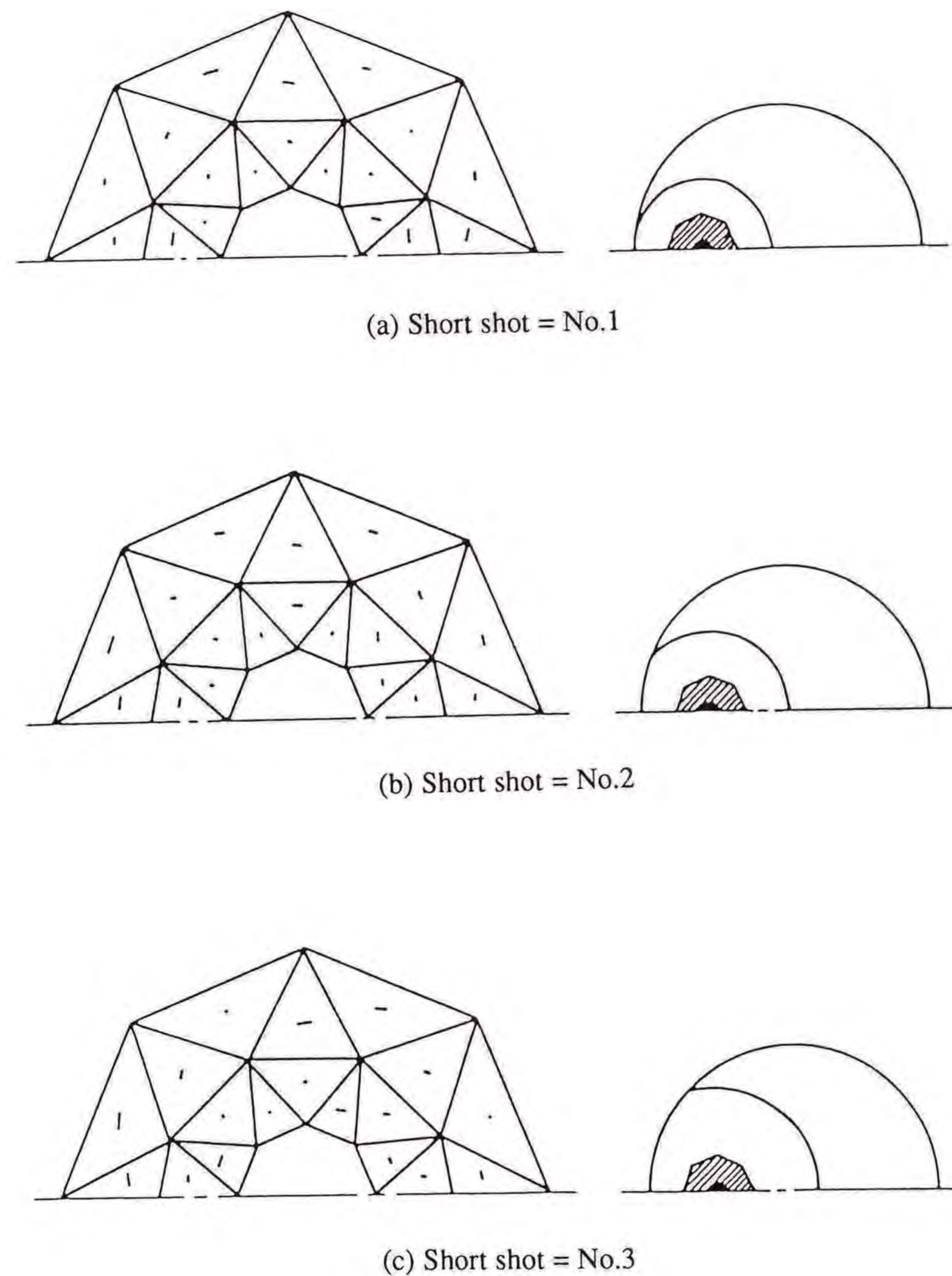


Fig.2-10 Diagram of the tracer fiber orientation near gate.

以上のことからゲート近傍の繊維配向状態は金型キャビティの充填過程を通じてランダムとなるように設定する必要がある。本章では仮想する繊維の配向角度を-45度、0度、45度、90度の四種とし、要素内でこれら四種の繊維の本数が同一になるように設定することとした。

2.5 実験解析

本章に示した解析モデルおよび解析手法の有効性、有用性を検討するため実験解析を行い、両解析結果の比較を行う。

2.5.1 実験方法

試験片の形状はFig.2-1およびFig.2-2に示される円形平板および正方形平板である。成形材料はFRTPとしてガラス繊維含有率20wt% (10vol%)のガラス繊維強化ポリプロピレン(徳山曹達株 GS255)を用いた。また、強化繊維の含有率による繊維配向への影響を調べるためガラス繊維を含まないポリプロピレン(徳山曹達株 ME150)の試験片も成形した。それぞれの材料中には繊維配向測定用のトレーサ繊維を0.01wt%混入することとした。成形条件および実験条件をTable 2-1に示す。また、実験はスクリュインライン式射出成形機(名機製作所株 DV-45)を用いた。本実験解析のために作製した金型形状をFig.2-11に示す。

なお、数値解析による流動解析結果を検討する際、実験では直接流動状態を測定するのが困難であるので、ショートショットと呼ばれる未充填の成形品を多段階にわたって成形し、流動状態の把握を行った。成形品の一例としてFig.2-12にガラス繊維含有率20wt%の成形後の試

験片の形状を示す。

Table 2-1 Experimental conditions

Used resin	Polypropylene
Injection pressure	60(MPa)
Glass fiber contents	0,20(wt%)
Shape	Square,Circle
Eccentric distance	0,25,46.5(mm)
Holding pressure	20(MPa)
Holding pressure time	5(sec)
Cooling time	10(sec)
Mold temperature	45(°C)
Melt temperature	205(°C)

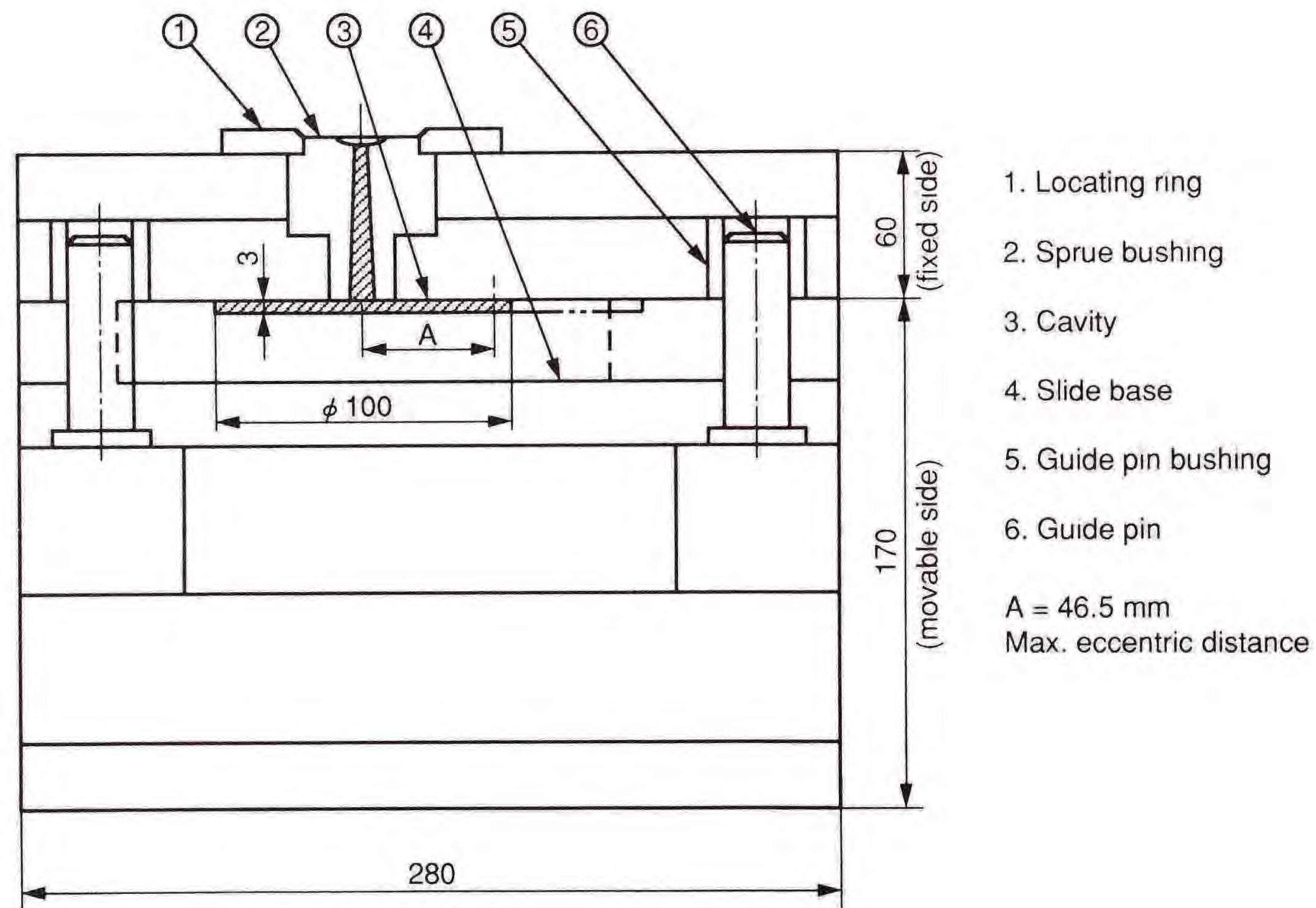


Fig.2-11 Schematic diagram of the metal mold.



Fig.2-12 Photographs of injection molded test piece.
(Circular plate ; Eccentric distance = 25 mm)

さらに試験片中の強化繊維の配向を測定するためにX線透過率の低いニッケルメッキでメッキした炭素繊維をトレーサとして約0.01wt%樹脂に混入し、軟X線写真撮影を行った。繊維配向の測定においては全て試験片の対称軸から半分のみについて行うこととした。Fig.2-13に軟X線写真の一例を示す。数値解析結果との比較を行うためにFig.2-4に示した偏光写真によりスキン層の厚みを測定し、スキン層を十分に削り取った試験片を用いてコア層の繊維配向を求めた。この軟X線写真を7.5mm×7.5mmの方眼に分割し、各方眼内のトレーサ繊維を20本選び、その配向角を測定した。平均配向角の算出に際しては同一成形条件の試験片を三個選び、同一の位置の方眼に対して60本のトレーサ繊維の配向角を用いた。また、配向の強さを表すため平均配向角 θ_m に対する配向率Iを次式によって定義し、算出した。

$$\theta_m = \sum_{i=1}^{60} \theta_i / 60 \quad (2-14)$$

$$I = 50 - \sigma \quad (2-15)$$

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^{60} (\theta_i - \theta_m)^2 / 60} \quad (2-16)$$

ここで、 θ_i は各トレーサ繊維の配向角、 σ は平均配向角に対する標準偏差である。測定された繊維配向結果を図に表す際には各方眼の重心の位置に線分を表示し、その線分の長さが配向率を示し、角度が平均配向方向を表すものとした。

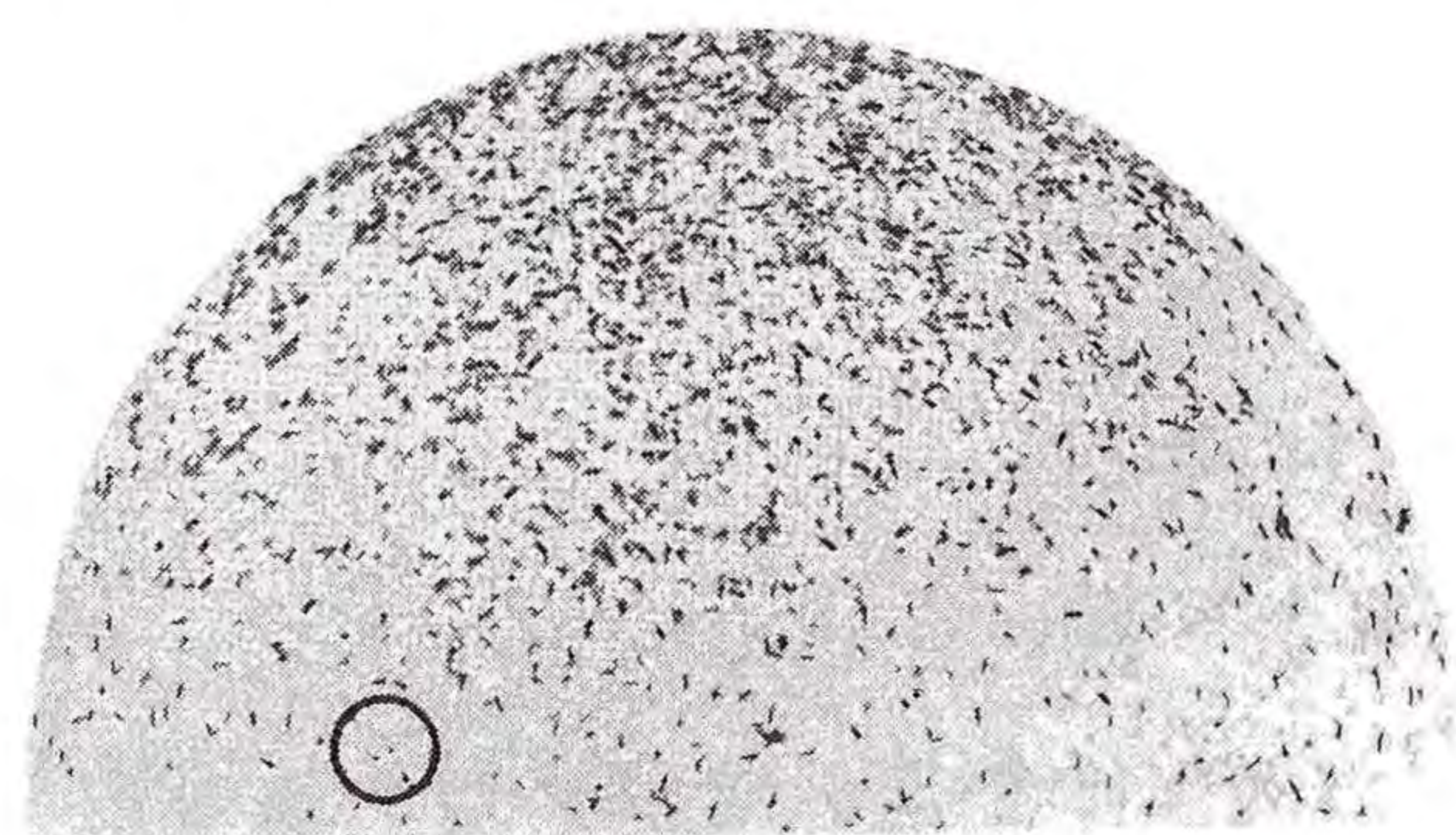


Fig.2-13 Soft X-ray photographs of injection molded test piece.
(Circular plate ; Eccentric distance = 25 mm)

2. 5. 2 実験結果

射出成形における金型キャビティ内の材料流動を調べるために充填過程をショートショットにより求めた。その一例として偏心25mmにおける円形平板の場合をFig.2-14に、正方形平板の場合をFig.2-15に示す。

円形平板における偏心25mmの場合は同心円状に充填が進み、図において左側の壁面に接した後、壁面近傍の材料が中心線付近の材料に比べ急激に進行していることがわかる。この傾向は金型キャビティを

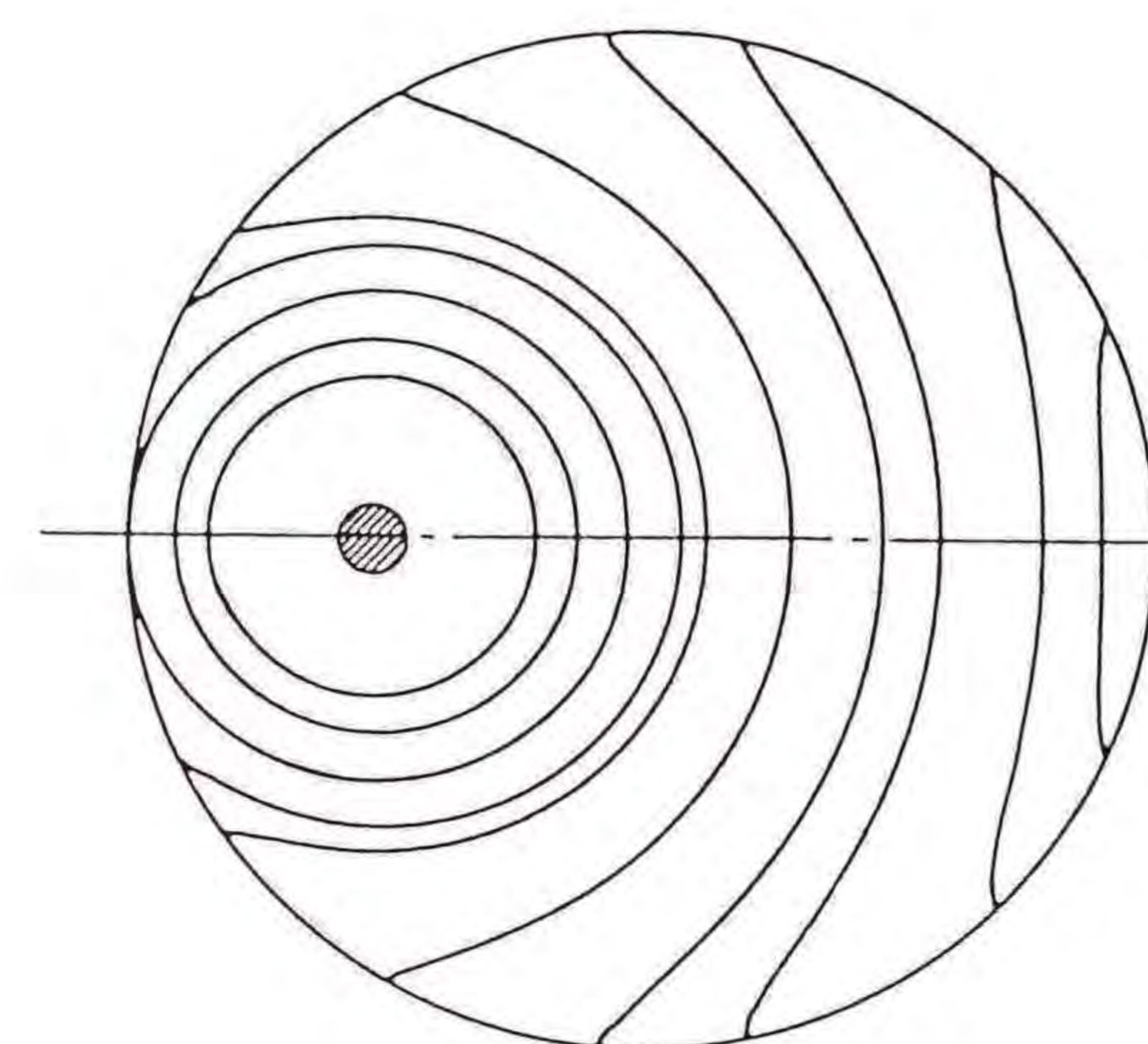


Fig.2-14 Filling-up process by short shot molding. (Circular plate ; Eccentric distance = 25 mm)

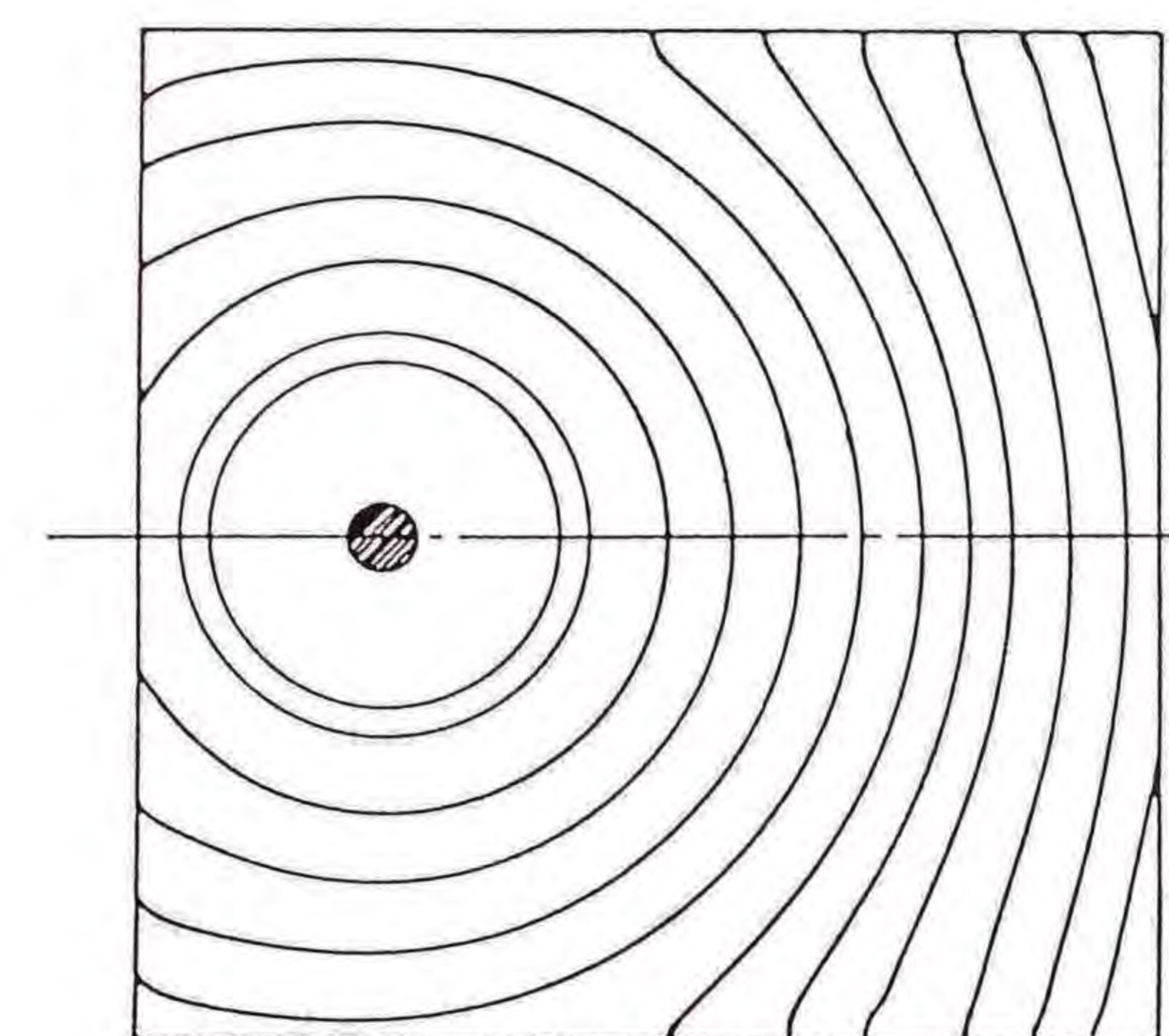


Fig.2-15 Filling-up process by short shot molding. (Square plate ; Eccentric distance = 25 mm)

充満するまで続き，後半の流動様相において壁面部の熔融樹脂が先行する流れとなっている．このような流動様相から左側壁面に達するまでは拡大流れを示し，左壁面に接した後は中心線付近の部分より壁面に近い部分の流速が大きく，全体に強いせん断流れの様相がうかがえる．また，正方形平板の場合は円形平板とほぼ同様であったがすみ角の充填は壁面でのせん断を受ける縮小流れとなっている．

実験解析における繊維配向の測定においては，数値解析との比較を行うため，コア層の繊維配向を求めた．実験により得られた繊維配向図の一例として偏心25mmの円形平板の場合をFig.2-16に，偏心25mmの正方形平板の場合をFig.2-17に示す．

円形平板と正方形平板のいずれにおいても，同心円状に拡大しているときは繊維の配向が同心円状を示し，図の左側壁面に接した後は強く壁面に沿う配向と右側中心線部の拡大流れによって生じたものと考えられる流れ方向に垂直な配向を示している．さらに，充填完了後には壁面に沿う配向が強く現れ，中央部は比較的ランダムな配向を示している．これは全体的に壁面に沿った強いせん断流れの影響と考えられる．

2. 6 解析結果および考察

材料流動と強化繊維の配向の数値解析結果と実験解析結果を比較し，その解析手法の有効性・有用性について検討を行う．

2. 6. 1 流動解析結果

ここに示す流動解析は実験解析に用いたポリプロピレン樹脂の熔融

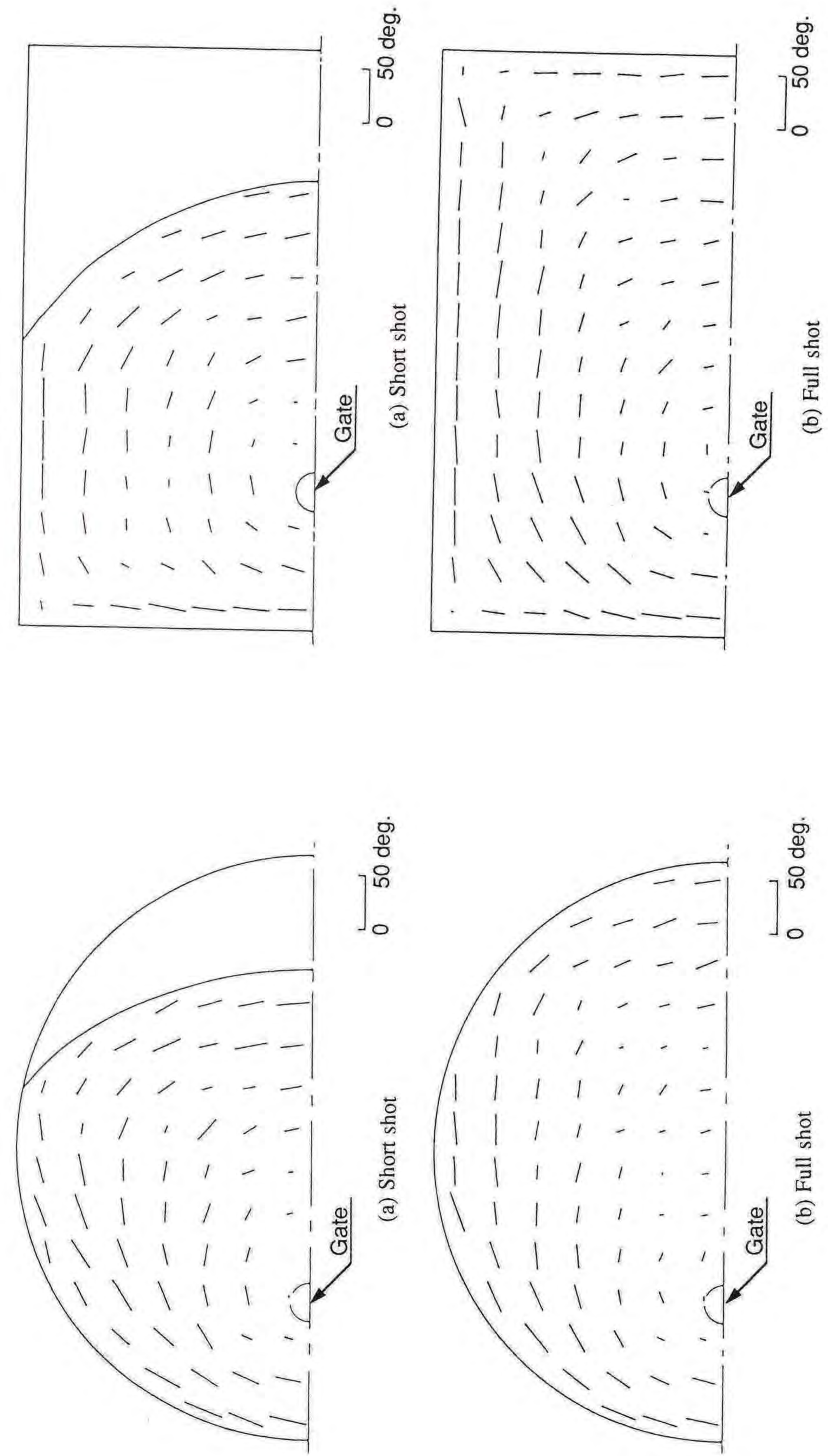


Fig.2-16 Diagram of the tracer fiber orientation in core layer.
(Circular plate; Glass fiber content = 0 wt%;
Eccentric distance = 25 mm)

Fig.2-17 Diagram of the tracer fiber orientation in core layer.
(Square plate; Glass fiber content = 0 wt%;
Eccentric distance = 25 mm)

時の材料定数を用いて行われた¹⁸⁾。すなわち、220℃において密度 $\rho = 0.9281 \times 10^6 \text{ kg/mm}^3$ ，擬塑性粘度 $K = 0.3344 \times 10^4 \text{ Pa} \cdot \text{sec}^n$ ，構造粘度指数 $n = 0.49$ ，摩擦係数 $\beta = 0.3423 \times 10^2$ とした。

円形平板と正方形平板に対する流動解析により求められた流動先端部の形状をそれぞれFig.2-18およびFig.2-19に示し，流速ベクトル図の一例をそれぞれFig.2-20およびFig.2-21に示す。ただし，ゲート領域の圧力指定境界の節点での流速は極端に大きいので省略してある。

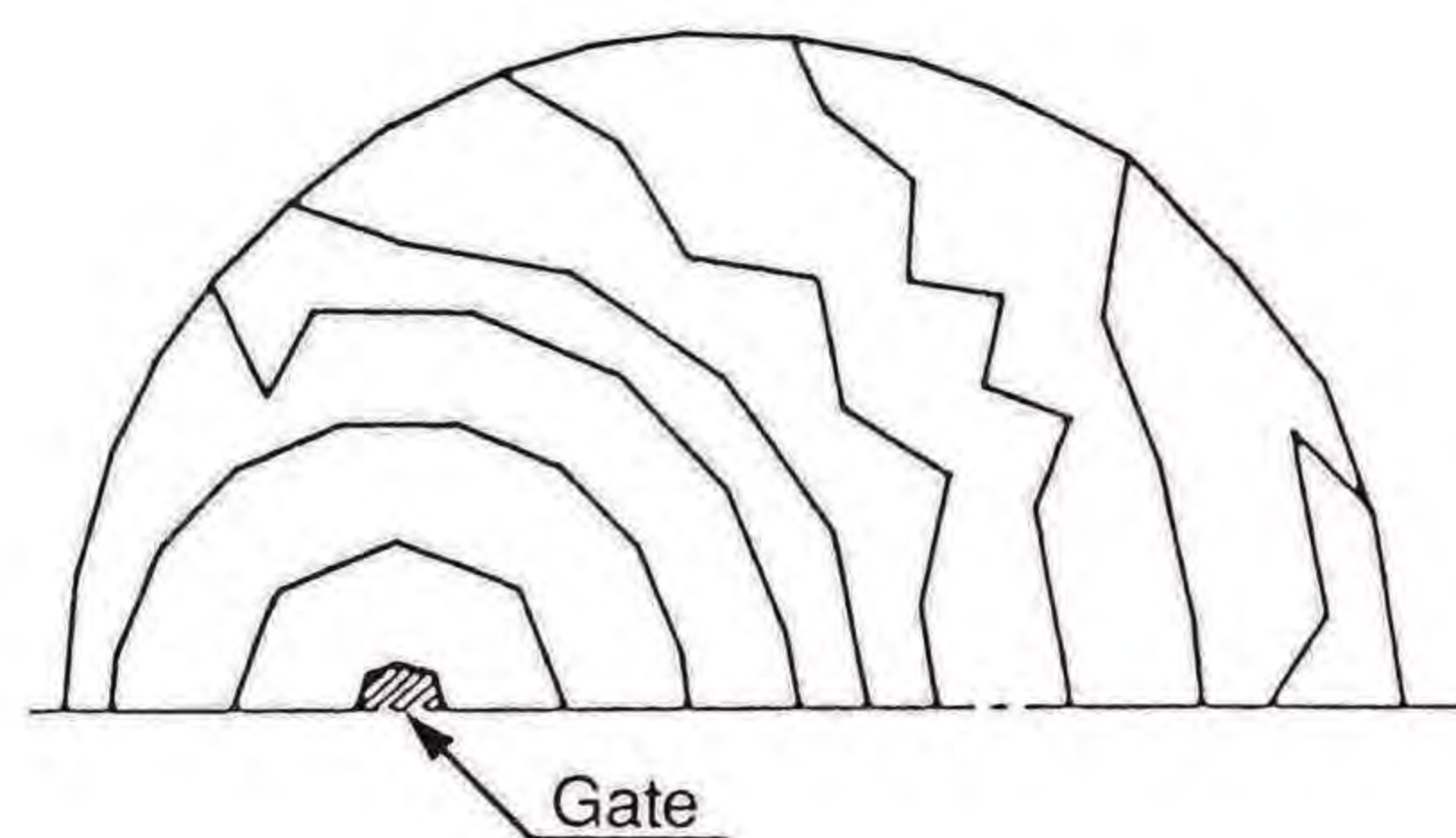


Fig.2-18 Filling-up process obtained by flow analysis. (Circular plate ; Eccentric distance = 25 mm)

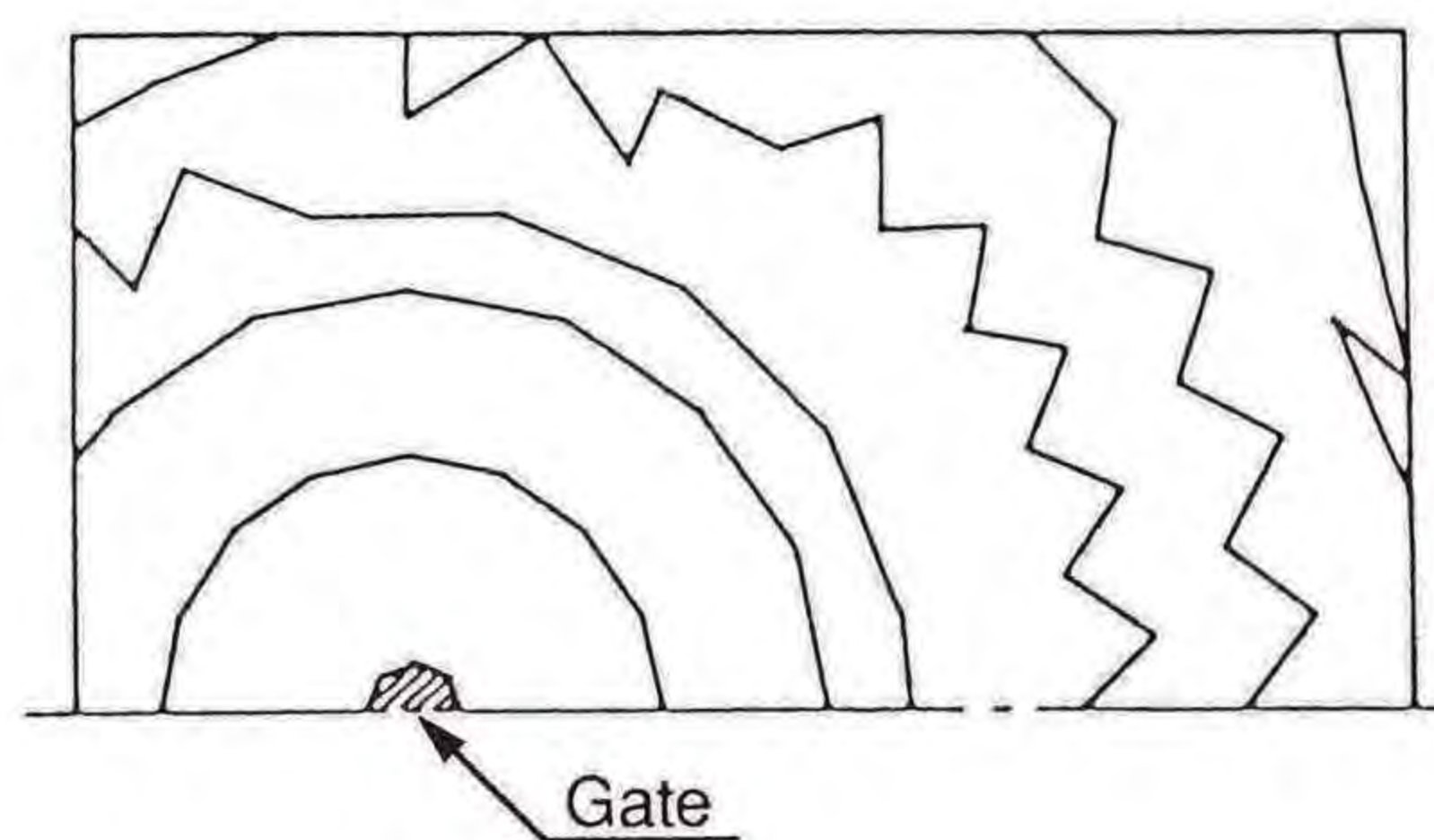


Fig.2-19 Filling-up process obtained by flow analysis. (Square plate ; Eccentric distance = 25 mm)

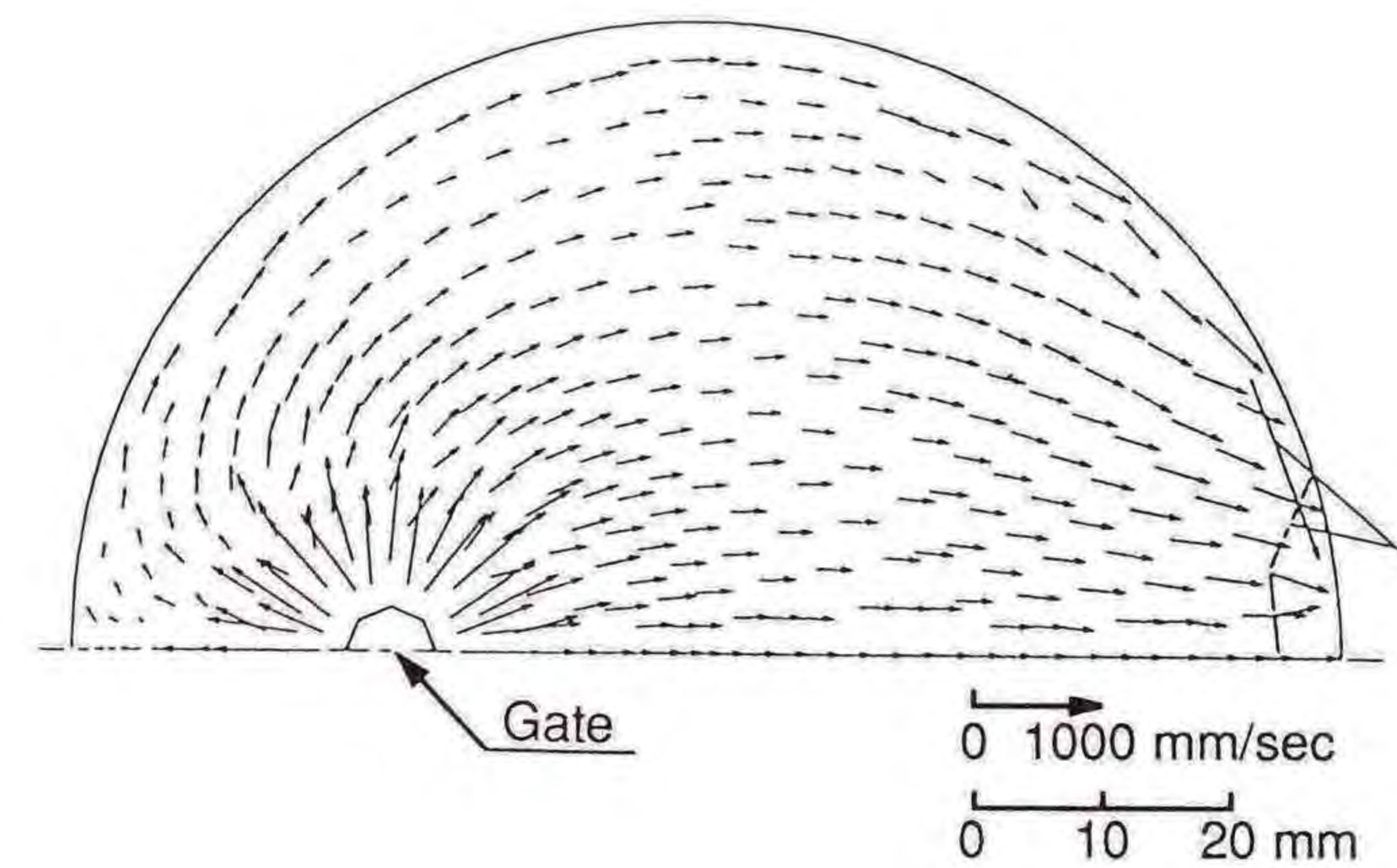


Fig.2-20 Velocity vectors obtained by flow analysis.
(Circular plate ; Eccentric distance = 25 mm ; Time = 1.242 sec)

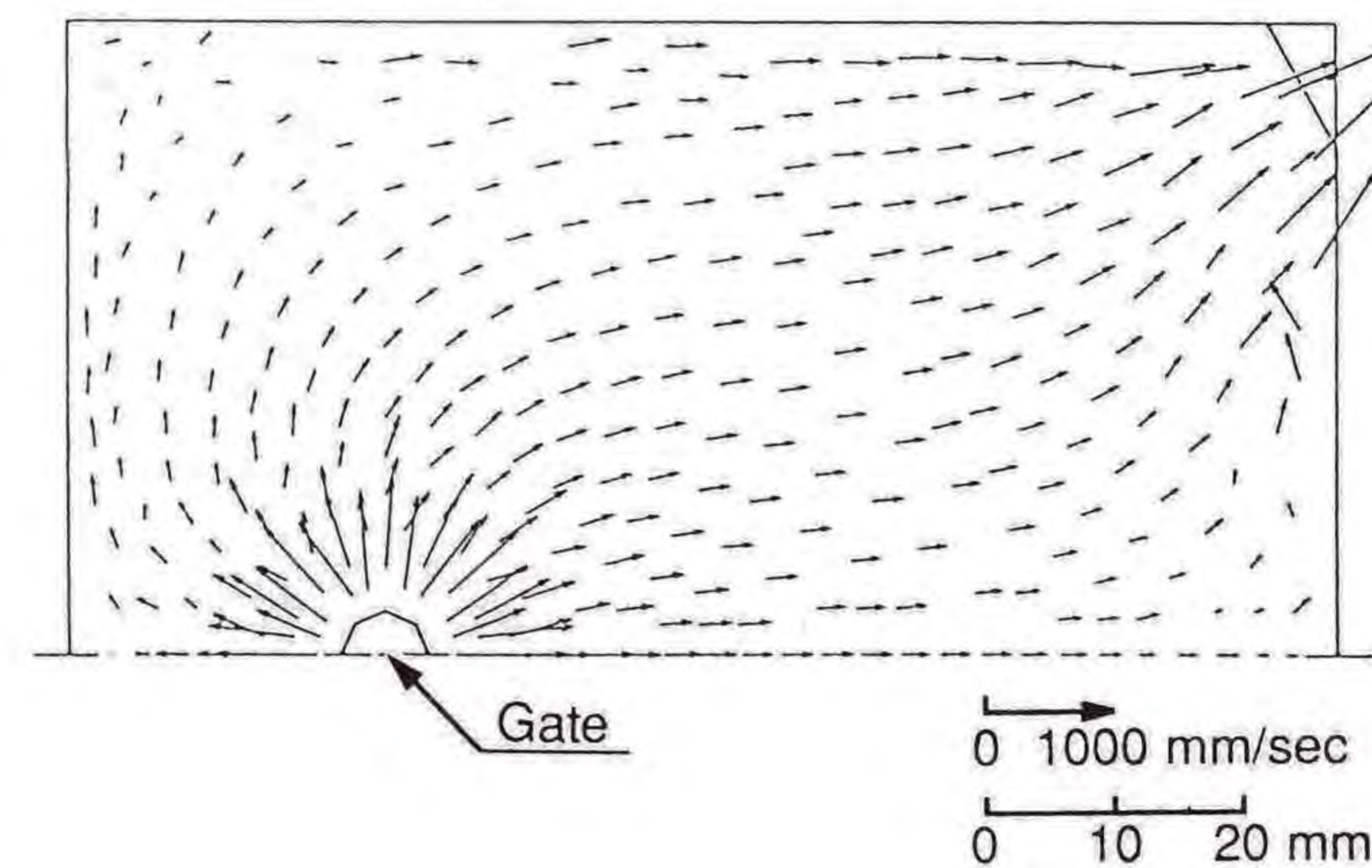


Fig.2-21 Velocity vectors obtained by flow analysis.
(Square plate ; Eccentric distance = 25 mm ; Time = 1.513 sec)

円形平板と正方形平板ともに図の左側壁面に接するまでは放射状に流れ，その後ゲート左側で壁面との間にせん断流れを生じると同時に右方向へ拡大する流れを示し，金型キャビティの充填の後半では左半分で拡大流れ，右半分で縮小流れを生じている。また，壁面に沿う流れを生じているが壁面での速度の拘束条件が $u = v = 0$ であるにもかかわらず壁面近傍の速度は中心線近傍の速度に比べて大きく，特に流動先端部においてその差が顕著となっている。そのため，壁面部の自

由境界が中心線近傍の自由境界に遅れることなく金型キャビティの充填が行われているものと考えられる。さらに、流動先端部形状のいびつさに起因した先端部の速度分布の乱れが生じている。

また、正方形平板の場合の充填終了間際には材料流動が右上のすみ角へ向かっての縮小流れとなっている。

円形平板、正方形平板の両者において、数値解析結果と実験解析結果によい一致がみられた。すなわち、偏心25mmの場合は同心円状に充填が進んだ後、壁面部の大きな充填の先行がみられ、さらに後半から充填終了へかけての縮小流れにより充填の先行が顕著となり全体的に強いせん断流れの様相を呈している。

ここで偏心25mmや偏心50mmの場合にみられる壁面部の充填先行の現象について数値解析によって求められた圧力分布をもとに検討を行う。一例としてFig.2-22に偏心25mmの正方形平板に対する圧力分布図を示す。これに対応するベクトル図をFig.2-23に示す。これらの図より自由境界近傍の圧力勾配が大きい部分において速度ベクトルが大きくなっている。金型キャビティ内の流れは圧力勾配に大きく影響され、このような大きな圧力勾配が生ずる原因は紙面に垂直な平板厚み方向にある壁面のスキン層との摩擦であると考えられる。この摩擦境界を数値解析において考慮することにより、射出圧力に基づく充填時間等が実験結果とよく一致することが示された。

以上により、スキン層との摩擦抵抗を考慮した流動解析手法は解析対象としている平板形状の射出成形品における流動挙動を十分にシミュレーションができるものと考えられる。

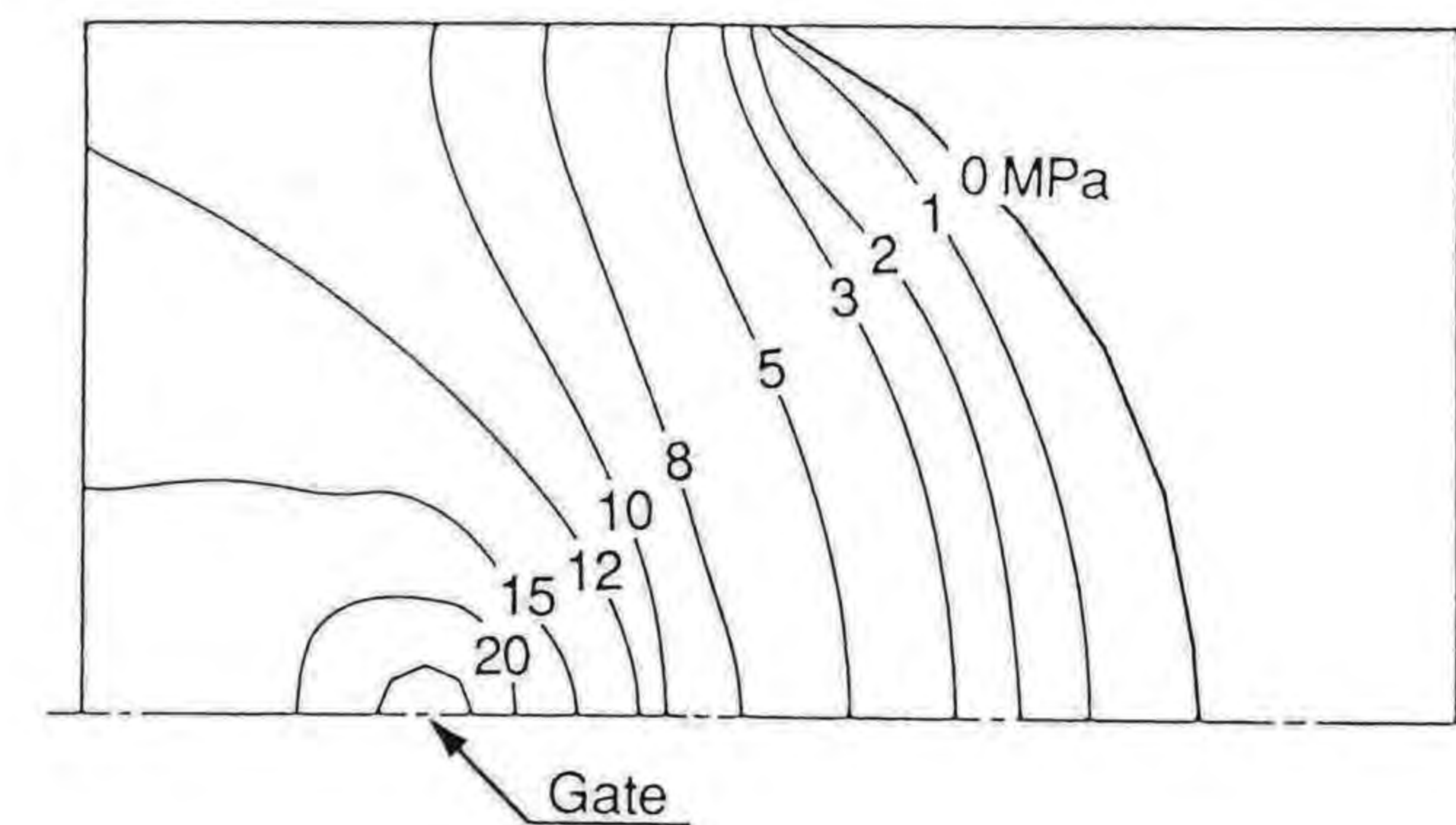


Fig.2-22 Pressure distribution obtained by flow analysis.
(Square plate; Eccentric distance = 25 mm; Time = 1.178 sec)

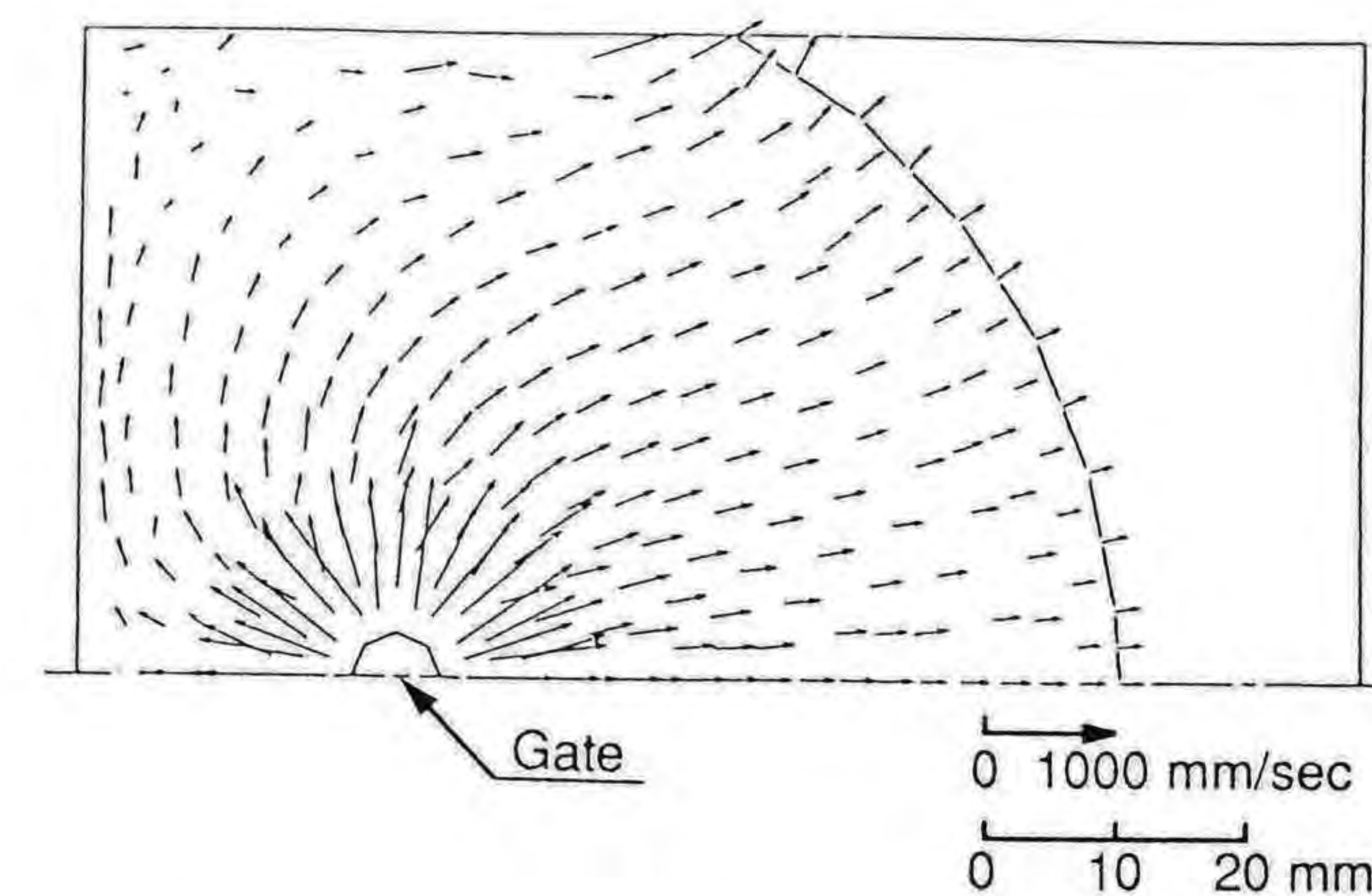


Fig.2-23 Velocity vectors obtained by flow analysis.
(Square plate; Eccentric distance = 25 mm; Time = 1.178 sec)

2. 6. 2 繊維配向解析結果

繊維配向の数値解析により求められた偏心25mmの円形平板と正方形平板における繊維配向図の一例をそれぞれFig.2-24, Fig.2-25に示す。

円形平板の場合、壁面に沿う流れが生ずるため、その部分にはせん

断流れにより壁面に沿う方向への繊維配向が生じたと考えられる。この領域における繊維の配向性は強く、配向率が約50となっていることからほとんどの繊維が配向したことを示している。これに対しゲートから右方向の金型壁面の影響が小さい領域では流動先端部がキャビティの中央部に達するまでは拡大流れ中の配向原理 (Fig.2-7参照) に従って流れ方向に垂直に配向したものと考えられる。さらに充填が進むと右半分の流れ様相が縮小流れとなるため、この領域の繊維はここまで流れ方向に垂直に配向されていたものが流れ方向へ配向されるようになったものと考えられる。また、ゲートの左側壁面近傍領域においてはせん断流れにより壁面に沿う配向を示す領域と、拡大流れにより流れ方向に垂直に配向する領域が接しており、配向状態が急変している。全体としては強いせん断流れによる配向状態がみられた。

正方形平板の場合、円形平板と同様にゲート左側の壁面に接するまでは拡大流れにより同心円状に配向した。その後、壁面に沿うせん断流れを生ずるため壁面に沿う配向となった。充填が進むにつれてゲート上側壁面によりせん断流れを生じるようになり上側壁面に沿う繊維配向を示すようになった。また、ゲートから上方向および右方向へ向かって拡大流れが生じているため繊維が流れ方向に垂直に配向していた。これにより壁面に沿う配向と拡大流れに垂直な配向との境界が生じている。さらに、充填間際の流動状態が右上のすみ角部へ向かう縮小流れであるためその領域の繊維配向がわずかにすみ角方向へ向かっていることがわかる。全体の傾向としては壁面の拘束境界と壁面近傍の流れにより強いせん断流れによる配向の傾向がみられた。

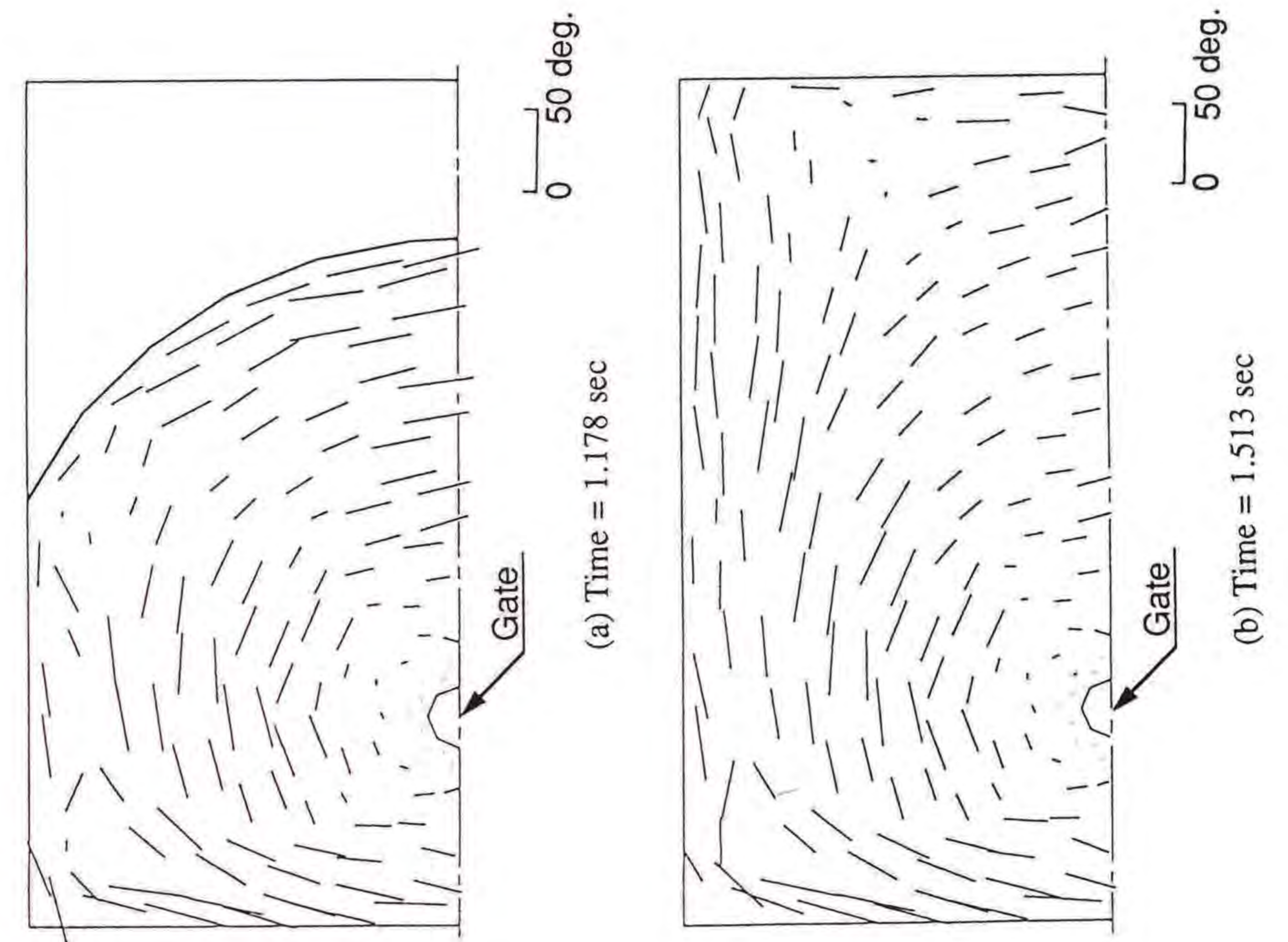


Fig.2-25 Fiber orientation obtained by numerical analysis. (Square plate; Eccentric distance = 25 mm)

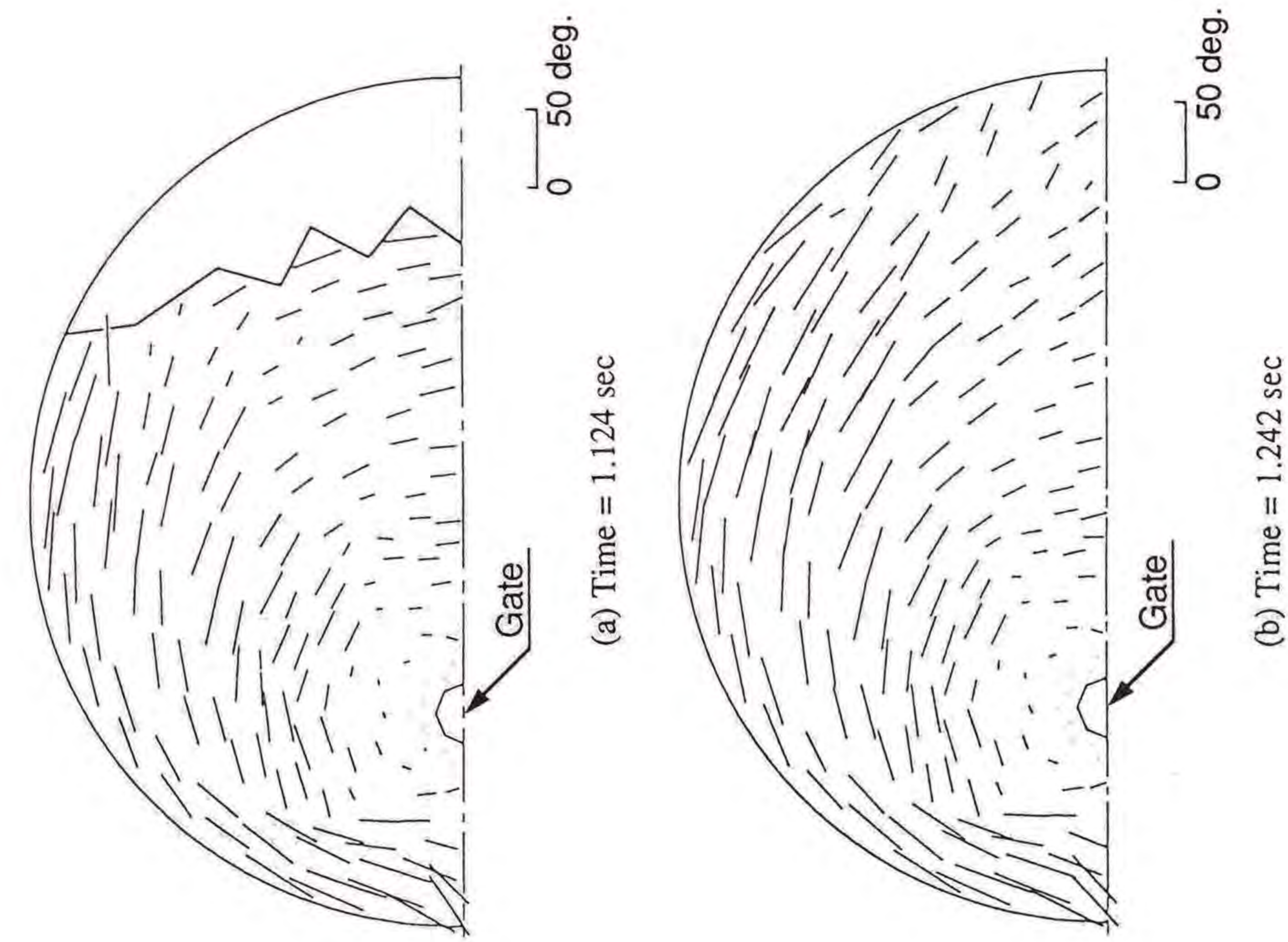


Fig.2-24 Fiber orientation obtained by numerical analysis. (Circular plate; Eccentric distance = 25 mm)

円形平板と正方形平板のそれぞれについて数値解析結果と実験解析結果とを比較すると、壁面部の配向が中央部に比べて強い配向を示していることなど、全体的に強いせん断流れの影響を受けており、いずれの場合にも定性的によい一致が得られている。しかし、全体的に数値解析結果の方が繊維配向の状態が強く現れているようである。

2.7 結言

F RTP等の強化繊維を含んだ射出成形品が生産性や機能などの多くの点で優れているが、金型設計や成形条件の決定には多くの場合、経験や試行錯誤に頼っているのが現状である。そこで、本章においてはF RTPの成形品に生ずる機械的性質等の異方性の原因となる強化繊維の配向を予測する数値解析手法の開発を試み、実験解析結果と比較、検討することにより、本法の有効性、有用性の検証を行った。

以上の結果から次の結論を得た。

(1) 平板形状の金型キャビティ内流れにおいて厚さ方向の金型壁面との摩擦を考慮した二次元流動解析により、実験結果による充填過程と流動状態などに良い一致が得られた。

(2) 材料流動に完全に支配されて運動する繊維配向モデルを用いて繊維配向のシミュレーションを行った結果、配向性の強さおよび流動状態急変部での配向状態などで実験結果との間に定量的に多少の差異が認められたが、平均配向角の様相や配向率の分布状態などで定性的に良い一致が得られた。

(3) ガラス繊維含有率の増加による繊維配向への影響を実験解析により検討した結果、本実験で用いた20%以下の含有率では、繊維間の相

互作用の影響がほとんど無視できるものと考えられた。

以上により、平板形状の射出成形品における強化繊維に配向を定性的に予測することができる数値解析手法が確立されたものと考えられる。

参考文献

- 1) 高橋秀郎, 松岡孝明, プラスチックス, 33, 12, pp.24~28, (1982).
- 2) 高分子学会編, "プラスチック加工の基礎", p.28, (1982) 工学調査会.
- 3) 森隆, "射出成形の設計", p.62, (1974) 工業調査会.
- 4) 平井恒夫, 片山傳生, 平井三友, 米田慎, 松本直樹, 第28回 FRP総合講演会講演要旨集, p.61~65, (1983).
- 5) 精機学会編, "精密機器用プラスチック複合材料", pp.153~168, (1984) 日刊工業新聞社.
- 6) 藤山光美, 東敬一, プラスチック・エージ, 26, 5, pp.95~99, (1980).
- 7) 富田幸雄, "レオロジー", p.167, (1975) コロナ社.
- 8) T.Tanaka, T.Hirai and T.Katayama, 2nd Int. Symp. on Finite Element Methods in Flow Problems, pp.275~286, (1976).
- 9) O.C.Zienkiewicz著, 吉識雅夫・山田嘉昭監訳, "基礎工学におけるマトリクス有限要素法", pp.334~339, (1975) 培風館.
- 10) 川原睦人, "有限要素法流体解析", pp.71~77, pp.232~234, (1985) 日科技連出版社.
- 11) S.H.Lamb著, 今井功・橋本英典訳, "ラム流体力学1", p.94, (1978) 東京図書.
- 12) C.A.Hieber and S.H.Shen, Journal of Non-Newtonian Fluid

Mechanics, 7, pp.1~32, (1980).

- 13) J.J.Connor, C.A.Brebbia著, 奥村敏恵監訳, "流体解析への有限要素法の応用", pp.223~224, (1978) サイエンス社.
- 14) E.Broyer, C.Gutfinger and Z.Tadmor, Transactions of the Society of Rheology, 19, 3, pp.423~444, (1975).
- 15) W.C.Jackson and C.L.Tucker III, SPE 41st Annual Technical Conference, pp.751~753, (1983).
- 16) 富田幸雄, "レオロジー", p.102, (1975) コロナ社.
- 17) 平井恒夫, 片山傳生, 平井三友, 米田慎, 日本機械学会関西支部秋期大会講演論文集, pp.86~88, (1983).
- 18) 高分子学会編, "プラスチック加工の基礎", p.64, (1982) 工学調査会.

第3章 離型後の成形品の変形

3.1 緒言

F RTPの射出成形法は流動性の悪化に伴う充填不良やウェルドラインでの強度低下、強化繊維の配向による機械的性質の異方性やそりの発生などの種々な問題点を持っている¹⁾²⁾。現在、射出成形に対して行われている解析は流動解析に対するものが多い。それに比べて離型後の製品に生じる収縮やそりなどに対する変形を対象とした解析はまだ非常に少ない。しかし、高い寸法精度が要求される製品の金型設計を行うにあたり、このような成形品の変形解析の早急な開発が望まれている。そこでF RTPの射出成形品の変形解析の確立に一指針を与えることを試みる。特にF RTP射出成形品の欠陥の一つであるそりに着目し、このそりが成形品内の強化繊維の配向に起因する材料物性の異方性によって生じるという観点から、強化繊維の配向が材料物性に及ぼす影響を実験により明らかにし、この結果をもとに有限要素法によるそりのシミュレーションを試みた。

3.2 増分法による変形解析

本解析では与えられた問題を幾何学的非線形問題と考え、温度増分により熱収縮を初期ひずみとして系に与える方法をとった。また、増分過程において生じる不安定現象に対処するために固有値計算を導入した。

3.2.1 扁平シェル要素によるモデル化

本章ではそりが最も顕著に現れるとされるダイレクトゲート方式による単純な円形平板の形状の成形品を解析対象とし、ゲート位置を重心、重心より25mm、46.5mm偏心させたものについて行った。それぞれ偏心0mm、偏心25mm、偏心50mmと呼ぶこととする。その概念図をFig.3-1に示す。

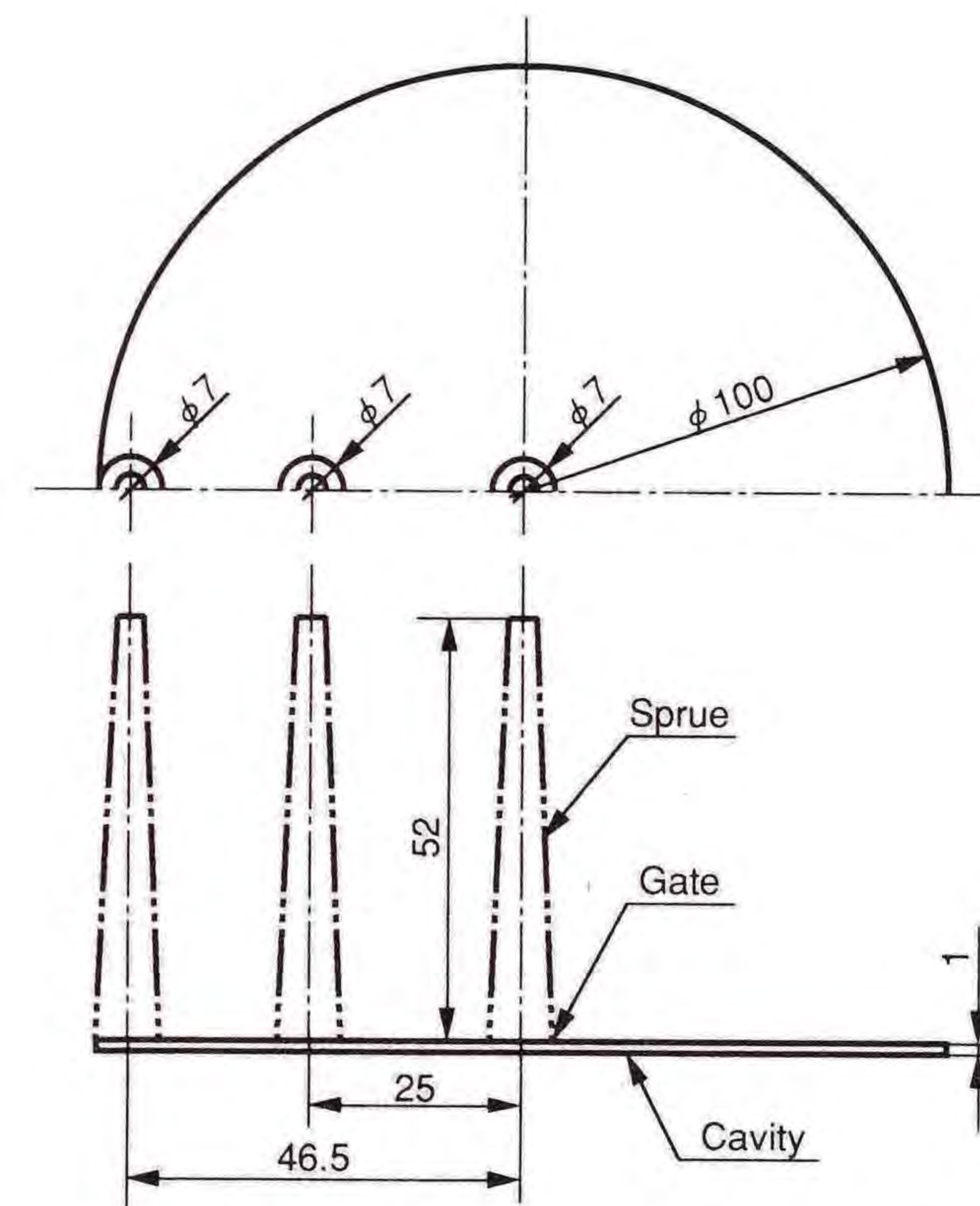


Fig.3-1 Shape and dimensions of the specimen.
(Eccentric distance = 0, 25, 50 mm)

熱可塑性樹脂を射出成形する場合、金型内での樹脂の流動過程において、金型壁面では樹脂が急速に冷却固化されるため、成形品の表面層（スキン層）と内部層（コア層）ではその材料物性が異なったもの

となっている³⁾。特に結晶性樹脂やFRTPでは樹脂の結晶や強化繊維の配向の問題から、スキン層とコア層の違いが一層明確である。したがって、解析対象のモデル化に際してもこれらの構造を正確に表すべきであるが、一般的にスキン層は厚みが0.15~0.20mmほどで全体に対する割合が小さいこと、そのためにFRTPではコア層の配向にそりが支配されると考えられること、さらに、コンピュータの容量や計算時間の問題から簡易なプログラムが望まれることなどの理由から、ここでは、厚さ方向の不均質を考慮せず、これらを等価平面に置き換えることにより、扁平シェル要素⁴⁾を用いたモデル化を行った。解析領域は、対称性を考慮することにより、円形平板の半分を対象とし、その有限要素分割図をFig.3-2に示す。

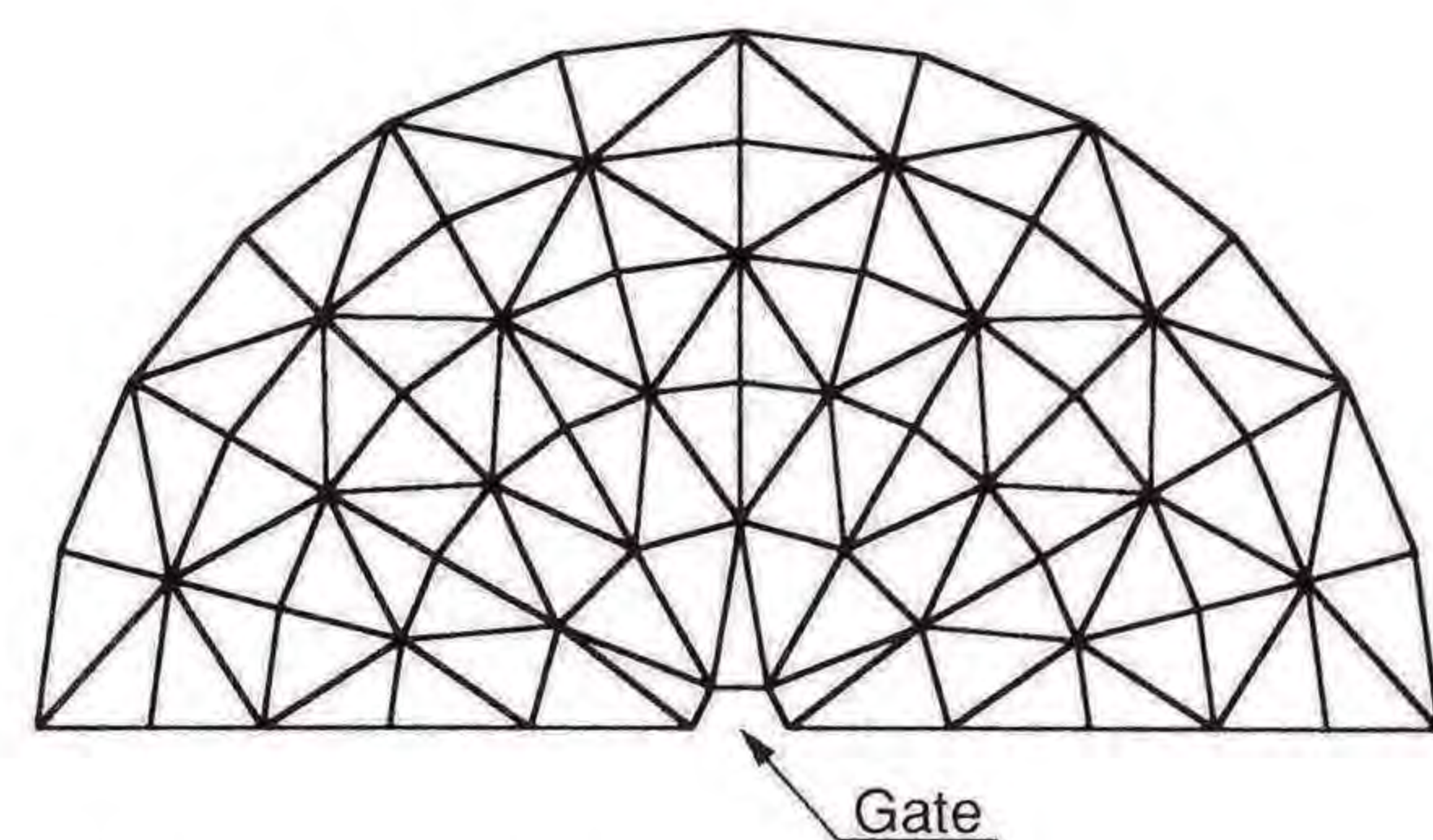


Fig.3-2 Finite element division for the specimen with center gate.

3. 2. 2 基礎方程式

先に述べたように、解析対称のFRTP射出成形円形平板を扁平シェル要素を用いてモデル化した場合、体積力を無視すると、次に示す増分形の仮想仕事の式が成立する⁵⁾⁶⁾。

$$\int_V (\sigma_{ij} + \Delta\sigma_{ij}) \cdot \delta(\Delta E_{ij}) dV = \int_S (T_i + \Delta T_i) \cdot \delta(\Delta u_i) dS \quad (3-1)$$

ここで、 σ_{ij} 、 $\Delta\sigma_{ij}$ はそれぞれ応力ならびにその増分を、 T_i 、 ΔT_i はそれぞれ単位面積当りに作用する表面力とその増分を、 ΔE_{ij} は要素内のひずみ増分を、 Δu_i は要素内の変位増分を示しており、 δ は仮想変位量を表す。 ΔE^0_{kl} なる初期ひずみ増分を考慮し、応力増分 $\Delta\sigma_{ij}$ とひずみ増分 ΔE_{ij} との間に次に示す構成関係を仮定する。

$$\Delta\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot (\Delta E_{kl} - \Delta E^0_{kl}) \quad (3-2)$$

ここで、 C_{ijkl} は異方性材料定数であり、ここでは温度、繊維含有率、配向角、配向率に依存するとした。ここで初期ひずみは熱ひずみを表し、温度増分を ΔT 、線膨張係数を α_{kl} 、クロネッカのデルタを δ_{kl} と表すと、 ΔE^0_{kl} は、

$$\Delta E^0_{kl} = \alpha_{kl} \cdot \Delta T \cdot \delta_{kl} \quad (3-3)$$

となる。また、ひずみ増分 ΔE_{ij} は、面内ひずみ増分 $\Delta \epsilon^t_{ij}$ および面外ひずみ増分 $\Delta \epsilon^b_{ij}$ の和として表され、

$$\Delta E_{ij} = \Delta \epsilon^t_{ij} + \Delta \epsilon^b_{ij} \quad (3-4)$$

となり，面内ひずみ増分 $\Delta \varepsilon_{ij}$ はひずみの二次項まで考慮すると，面内変位により中央面に生じるひずみ増分 $\Delta \varepsilon_{ij}$ と微小項を無視したひずみの二次項 $\Delta \varepsilon^L_{ij}$ との和で表され，

$$\Delta \varepsilon^t_{ij} = \Delta \varepsilon_{ij} + \Delta \varepsilon^L_{ij} \quad (3-5)$$

となる．ただし， $\Delta \varepsilon^b_{ij}$ は曲げによる曲率変化に基づく面外ひずみ増分を表す．各ひずみ増分は，それぞれ，

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon_{ij} &= 1/2 \cdot (\Delta u_{i,j} + \Delta u_{j,i}) \\ \Delta \varepsilon^L_{ij} &= 1/2 \cdot \Delta u_{z,i} \cdot \Delta u_{z,j} \end{aligned} \quad (3-6)$$

$$\Delta \varepsilon^b_{ij} = z \cdot \Delta k_{ij} = -a_{ij} z \Delta u_{z,ij}$$

と表される．ただし， a_{ij} は， $i=j$ に対し $a_{ij}=1$ ， $i \neq j$ に対し $a_{ij}=1$ とする．要素内の変位増分 Δu_i を形状関数 ϕ_{ij} と節点変位増分 $\Delta r^{(e)}_i$ を用いて，

$$\Delta u_i = \phi_{ij} \cdot \Delta r^{(e)}_j \quad (3-7)$$

と表し，以上の式を整理すると要素平衡方程式は，

$$(\mathbf{K}^{(e)}_{0kl} + \mathbf{K}^{(e)}_{Lkl} + \mathbf{K}^{(e)}_{Gkl}) \cdot \Delta \mathbf{r}^{(e)}_l = \Delta \mathbf{f}^{(e)}_k + \Delta \mathbf{f}^{(e)}_{0k} \quad (3-8)$$

となる．ここで，肩付添字 (e) は要素番号であり，また， $\mathbf{K}^{(e)}_{0kl}$ は，

$$\mathbf{K}^{(e)}_{0kl} = \mathbf{K}^{t(e)}_{0kl} + \mathbf{K}^{b(e)}_{0kl} \quad (3-9)$$

である．ここに， $\mathbf{K}^{t(e)}_{0kl}$ は面内の微小変位剛性マトリクス， $\mathbf{K}^{b(e)}_{0kl}$ は面外の微小変位剛性マトリクス， $\mathbf{K}^{(e)}_{Lkl}$ は初期変位剛性マトリクス， $\mathbf{K}^{(e)}_{Gkl}$ は幾何剛性マトリクス， $\Delta \mathbf{f}^{(e)}_k$ は応力境界に分布する表面力と等価な節点力増分， $\Delta \mathbf{f}^{(e)}_{0k}$ は初期ひずみと等価な節点力増分を表し，それぞれ次に示す通りである．

$$\mathbf{K}^{t(e)}_{0kl} = \frac{1}{4} \int_V (\phi_{ik,j} + \phi_{jk,i}) C_{ijmn} (\phi_{ml,n} + \phi_{nl,m}) dV$$

$$\mathbf{K}^{b(e)}_{0kl} = h \int_V \phi_{zk,i} \cdot z^2 C_{ijmn} \cdot \phi_{zl,mn} dV$$

ただし， $i=j=m=n=0$ のとき， $h=1$

$i=j, m \neq n, \text{ or } i \neq j, m=n$ のとき， $h=2$

$i \neq j, m \neq n$ のとき， $h=4$

$$\begin{aligned} \mathbf{K}^{(e)}_{Lkl} &= \frac{1}{4} \int_V \{ (\phi_{ik,j} + \phi_{jk,i}) C_{ijmn} \phi'_{zm,n} + \phi'_{zi,j} C_{ijmn} (\phi_{ml,n} + \phi_{nl,m}) \\ &\quad + \phi'_{zi,j} C_{ijmn} \phi'_{zm,n} \} dV \end{aligned}$$

$$\mathbf{K}^{(e)}_{Gkl} = \frac{1}{2} \int_V \phi_{zk,i} \cdot \sigma_{ij} \cdot \phi_{zl,j} dV \quad (3-10)$$

$$\Delta f_k^{(e)} = \int_s \Delta T_k \cdot \phi_{ki} dS$$

$$\Delta f_{0k}^{(e)} = \frac{1}{2} \int_v \alpha_{ij} \Delta t \delta_{ij} C_{ijmn} (\phi_{ml,n} + \phi_{nl,m}) dV$$

したがって、系全体の平衡方程式は式(3-8)にて表される各々の要素における平衡方程式を系全体について加え合わせるにより、

$$\sum_{e=1}^N (K_{0kl}^{(e)} + K_{Lkl}^{(e)} + K_{Gkl}^{(e)}) \cdot \sum_{e=1}^N \Delta r_{e1} = \sum_{e=1}^N (\Delta f_k^{(e)} + \Delta f_{0k}^{(e)}) \quad (3-11)$$

と得られる。ただし、上式中のNは全要素数を表す。また、本解析では温度変化による熱収縮のみを考慮すれば良いため、式(3-11)の右辺第一項にある外力項 $\Delta f_k^{(e)}$ は考慮しない。

3. 2. 3 不安定点における固有値解析

板かく構造物などの釣合経路上では、極限荷重点や分岐点などの座屈点(不安定点)がしばしば存在する。解析を遂行する上で、構造不安定の存在は大きな障害であり、構造が不安定となると解は発散してしまい、剛性方程式(3-11)を一意的に解いて不安定となった後の変形段階を引続き計算することが不可能となる。そこで、本解析ではこのような座屈点において外部かく乱を系に与える方法をとることとした。以下にその詳細を示す。

まず座屈点の検出であるが、これは各増分段階において剛性マトリクスの行列式の値を評価することにより可能である。すなわち、座屈点において

$$\det([K_0] + [K_G]) = 0 \quad (3-12)$$

が成立する。ただし、系が有限変形を生じるまでは、 $[K_L] \neq 0$ とみなせることからここでは $[K_L]$ を省略してある。座屈点が求めれば、この点における剛性マトリクスに対し、次に示す一般固有値問題を与える。

$$([K_0] + \lambda[K_G])\{\delta\} = 0 \quad (3-13)$$

ここに、 λ は中立の釣合状態を達成するのに必要な面内力の倍率である。そこで、座屈点という特異点から抜け出し、座屈後の変形挙動を追跡するために、式(3-13)に示す固有値方程式を解いて得られる最小固有値に対応する固有ベクトル(座屈波形を表す。)を求め、これに比例する微小な外部かく乱を座屈点と同じ外荷重レベルで構造物に与える操作を行う。この操作による構造物の形状変化が剛性マトリクスのランクを回復させ、座屈後の釣合経路の追跡を可能とする。したがって、この操作の後には、再び通常の手法にもどり増分計算を続行する⁷⁾⁸⁾。

3. 3 繊維配向状態と材料定数

F RTPを射出成形法により成形する場合，樹脂中のガラス繊維は樹脂の金型内での流動に伴い配向するが，このガラス繊維の配向状態が成形品内で一様になることは非常にまれであり，樹脂の流動状態の変化に伴ってガラス繊維の配向状態も成形品の各部分により異なったものとなっている。したがって，本解析を遂行するには各有限要素におけるガラス繊維の配向状態，すなわち配向方向（異方性主軸），配向の強さを求め，これらを考慮した材料定数の決定が必要となる。そこで本節では，軟X線撮影により解析対象となる成形品のガラス繊維の配向状態を調べ，材料定数（ヤング率，ポアソン比，線膨張係数）と繊維配向の関係，さらに材料定数の温度依存性を実験により明らかにした。ただし，成形材料には結晶性樹脂であるポリプロピレンおよび非晶性樹脂であるABS樹脂を用い，強化繊維はガラス繊維を用いた。それぞれ，ガラス繊維含有率0wt%，10wt%，20wt%，30wt%（0vol%，5vol%，10vol%，15.8vol%）のポリプロピレン（徳山曹達株）ME150，GS254，GS255，GS256）およびガラス含有率0wt%，10wt%，20wt%，30wt%（0vol%，4vol%，9vol%，14vol%）のABS樹脂（ダイセル化学株）V510，VGR10，VGR20，VGR30）を用い，スクリュインライン式射出成形機（名機製作所株）DV-45）で成形を行った。

3. 3. 1 繊維配向状態

解析対象となる成形品内のガラス繊維の配向状態を調べるにあたり，X線透過度の低い銅メッキを施した炭素繊維をトレーサとして約

0.01wt%成形材料に混入し，軟X線写真により測定を行った。ただし，そりに最も大きく影響するコア層の繊維配向を得るために，軟X線撮影に際し，スキン層を十分に削り取った。Fig.3-3に軟X線写真の一例を示す。この写真に解析に用いる要素分割を施し，各要素ごとにトレーサ繊維を測定し，配向状態を前章と同様に定義し，算出した。

Fig.3-4に一例としてポリプロピレンの試験片内における配向状態の測定結果を示す。図中の線分の傾きがその要素での平均配向角を，その長さが配向率を表している。ガラス繊維の配向状態は，ポリプロピレンとABS樹脂の間に有意な差は認められなかった。また，ガラス繊維含有率が0~30wt%では配向の状態に変化は認められなかった。

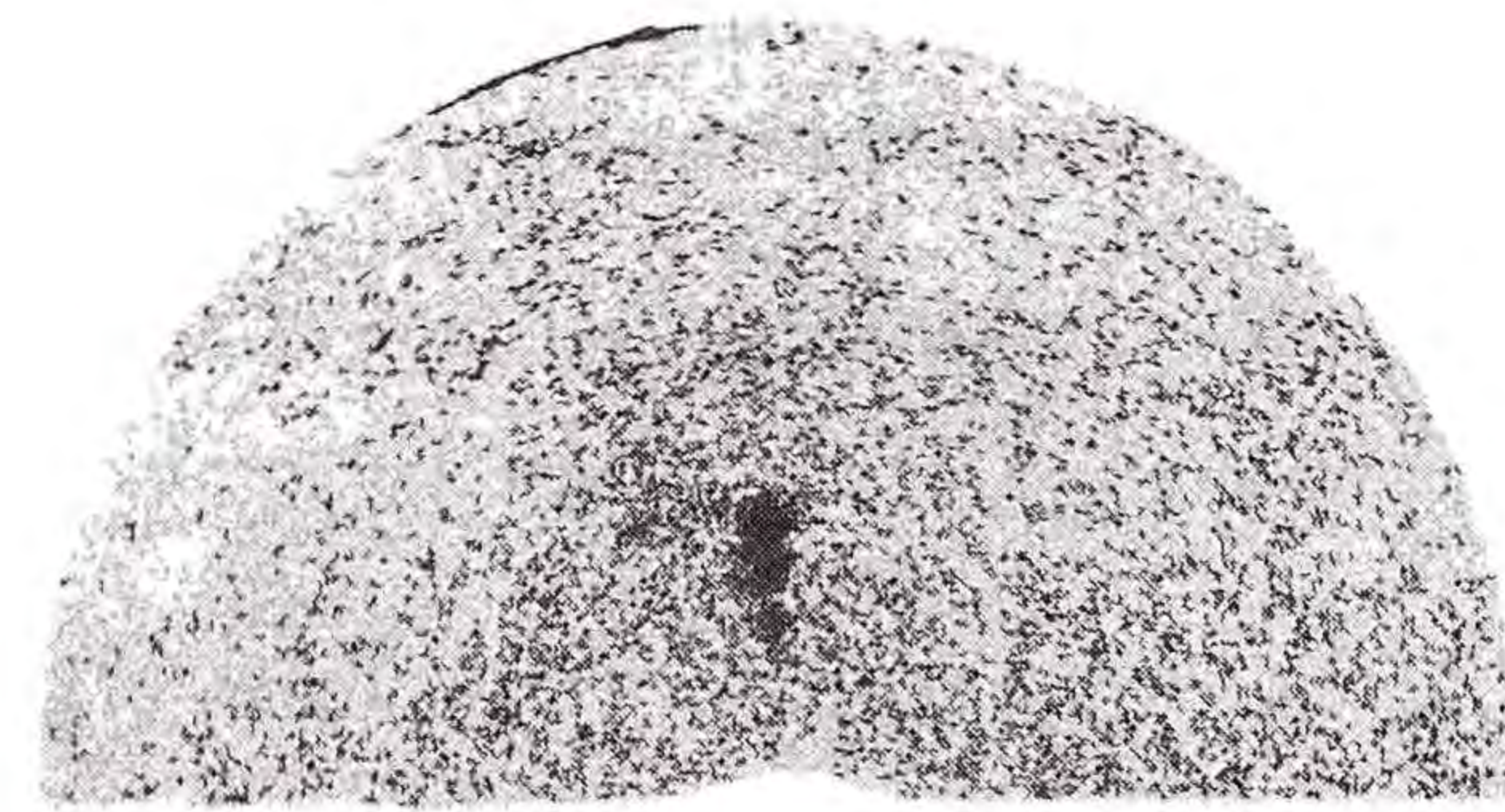


Fig.3-3 Soft X-ray photograph of the injection molded specimen with center gate.

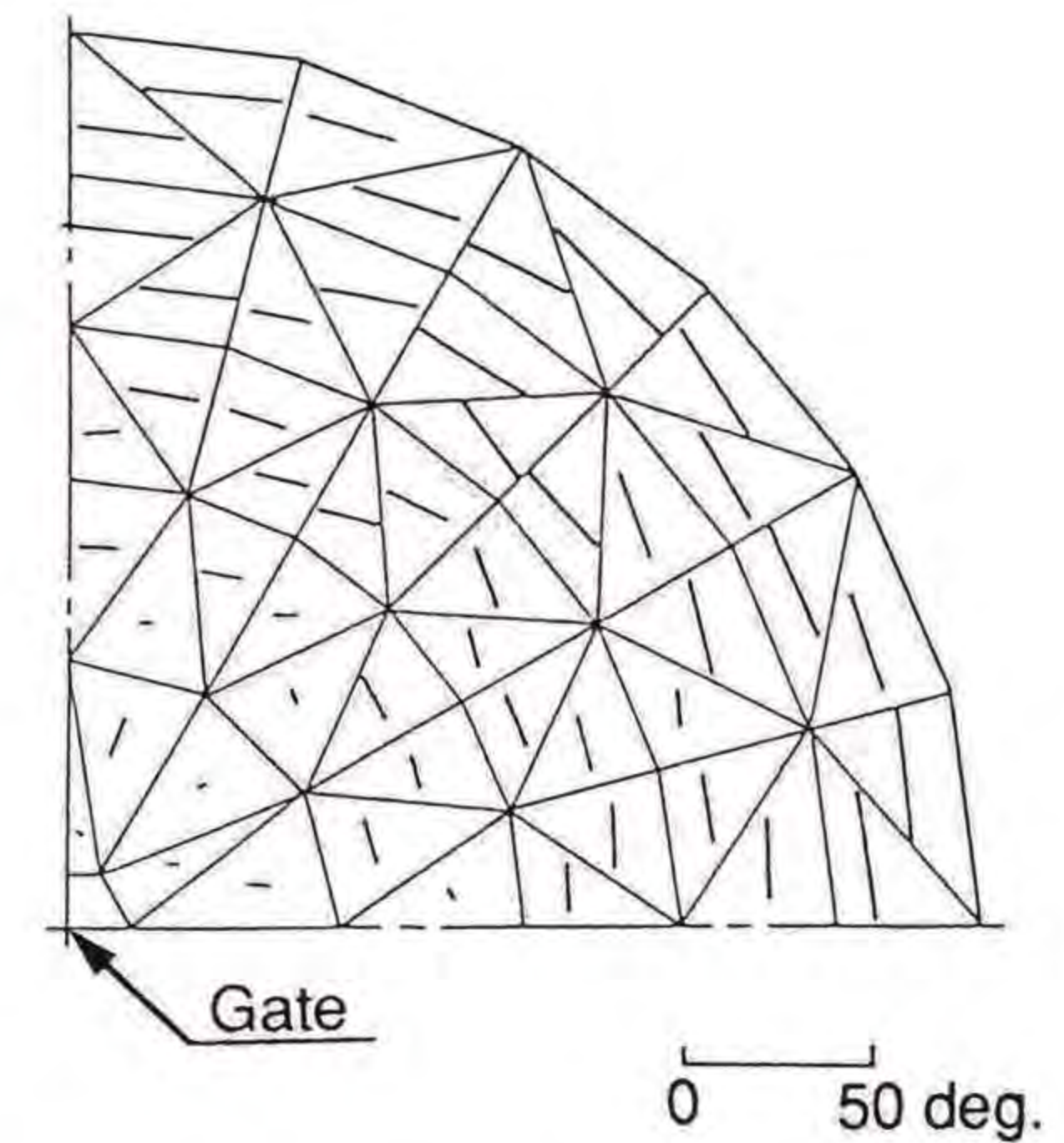


Fig.3-4 Diagram of the tracer fiber orientation in core layer. (Eccentric distance = 0 mm)

3. 3. 2 繊維配向率と材料定数

射出成形によるF RTP材は，巨視的にみて，強化繊維が完全にランダムな状態で存在する場合，等方性材料であると見なせるが，強化繊維がわずかでも配向している場合は直交異方性材料であると考えられる。そして，配向率の違いにより異方性の割合は変化するものと思わ

れる。そこで、本解析にはこれらの定量的なデータを得るために実験を行った。

試験片はFig.3-5に示すような正方形平板を成形し、この平板内のガラス繊維の配向状態を先に述べた方法によって調べた。そしてFig.3-6に示す配向率の異なる三領域（配向率は図中の領域Aが27.1、領域Bが20.9、領域Cが5.1である。）よりそれぞれ試験片を切り出し、作成した。ヤング率およびポアソン比測定用試験片は $30 \times 5 \times 2$ mm、線膨張係数測定用試験片は $10 \times 5 \times 2$ mmのものを用いた。

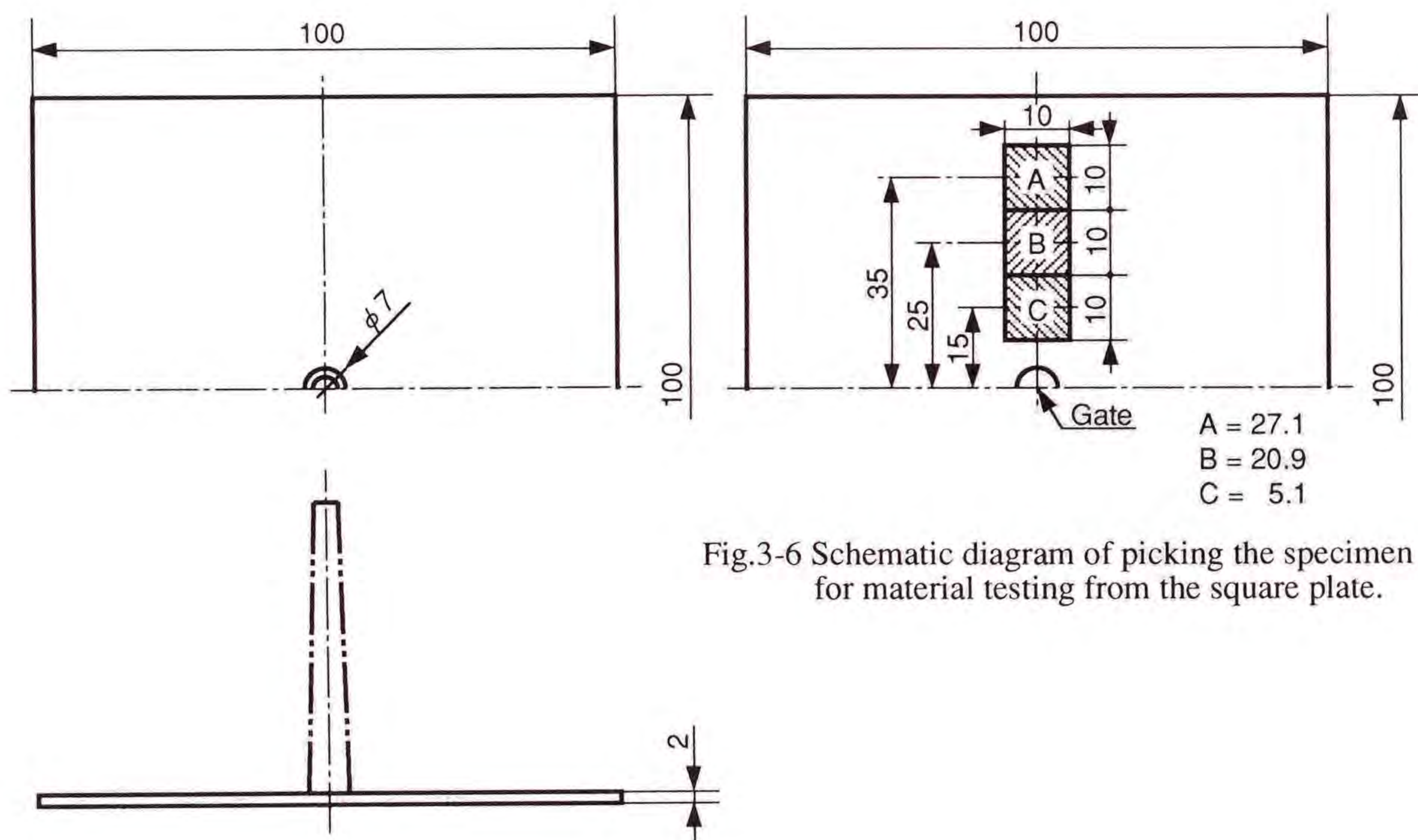


Fig.3-6 Schematic diagram of picking the specimen for material testing from the square plate.

Fig.3-5 Shape and dimensions of the moldings made into the specimen for material testing.

そして、ヤング率Eにおいては E_L 、 E_T について、線膨張係数 α においては α_L および α_T について測定を行った。ここで、添え字L、T

は異方性主軸を表し、Lがガラス繊維の平均配向方向を、Tがこれに垂直な方向を示す。さらに、異方性軸に対し 45° 方向のヤング率 E_{45} および平均配向方向のポアソン比 ν_{LT} を求めた。また、測定を行った温度は、ヤング率とポアソン比については25、40、60、80 $^\circ$ C、線膨張係数については30、40、60、80 $^\circ$ Cのそれぞれ四種類である。ヤング率およびポアソン比はインストロン型万能試験機を用いた引張り試験により、線膨張係数は熱膨張計（真空理工(株)製）により測定した。

それぞれの結果の一例をFig.3-7~Fig.3-9に示す。ポリプロピレンとABS樹脂はともにそれぞれの材料定数において同様の傾向を示し、平均配向方向のヤング率 E_L の値はガラス繊維の増加に伴い加速度的に増加し、反対に平均配向方向に直行する方向のヤング率 E_T の値は加速度的に減少する傾向を示した。ポアソン比 ν_{LT} の値は配向率の増加に伴い加速度的に増加する傾向となった。平均配向方向の線膨張係数 α_L の値は配向率の増加に伴い加速度的に減少し、平均配向方向に直交する方向の線膨張係数 α_T の値は加速度的に増加する傾向にあった。これらの材料定数の温度依存性に関しては、ヤング率の場合は温度の上昇とともに減少し、ポアソン比および線膨張係数の場合は温度の上昇に伴い大きくなる傾向を示し、さらに、温度の上昇は配向率の材料定数に与える影響を緩和する傾向となった。すなわち、短繊維による強化プラスチックの材料定数は、強化繊維の配向状態に大きく左右され、配向率が低くなれば等方性に近づくが、配向率が増加するにつれて異方性の割合が急激に大きくなるといえる。

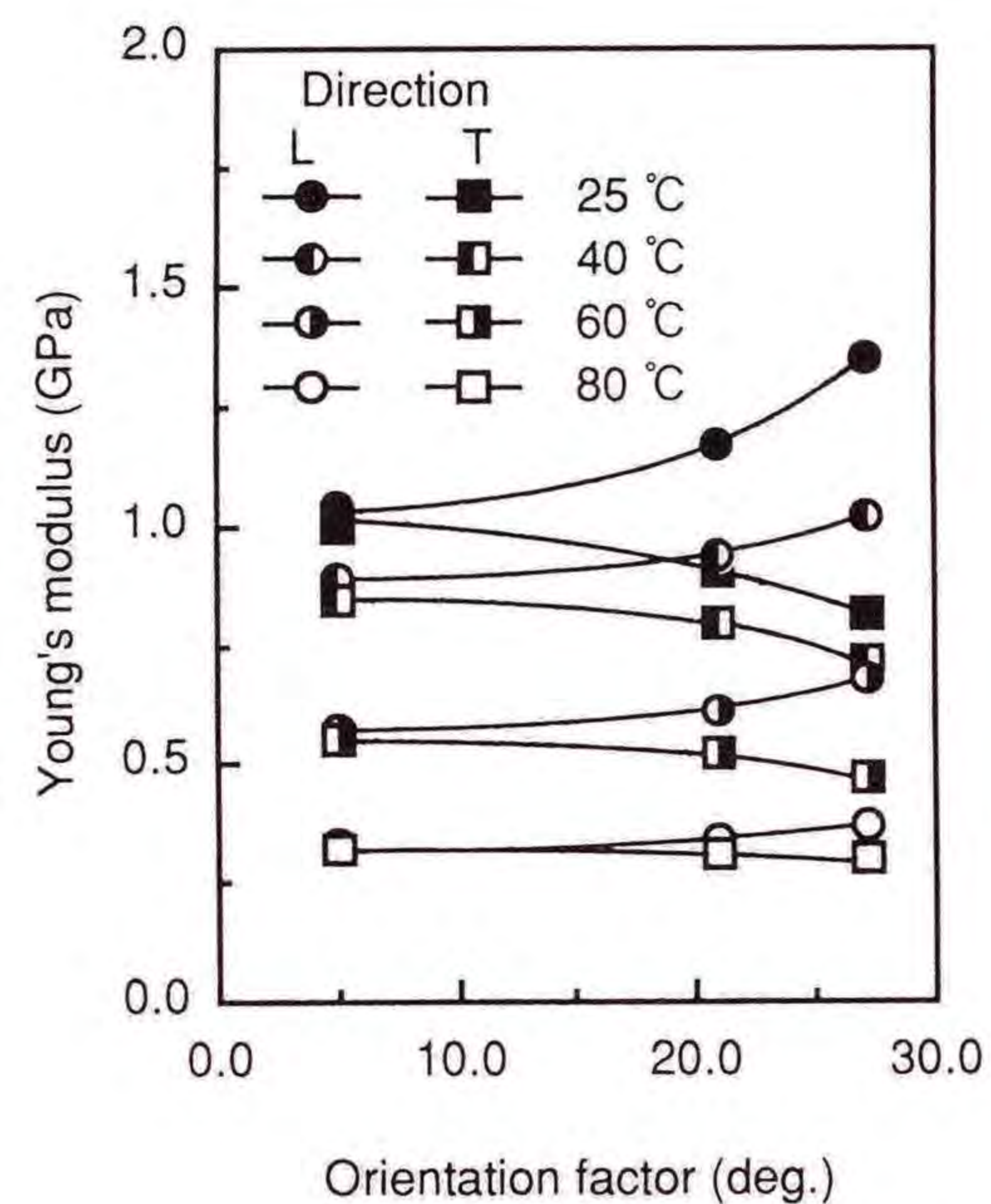


Fig.3-7 Relation between orientation factor and Young's modulus. (Polypropylene; Glass fiber content = 20 wt%; Direction = L, T)

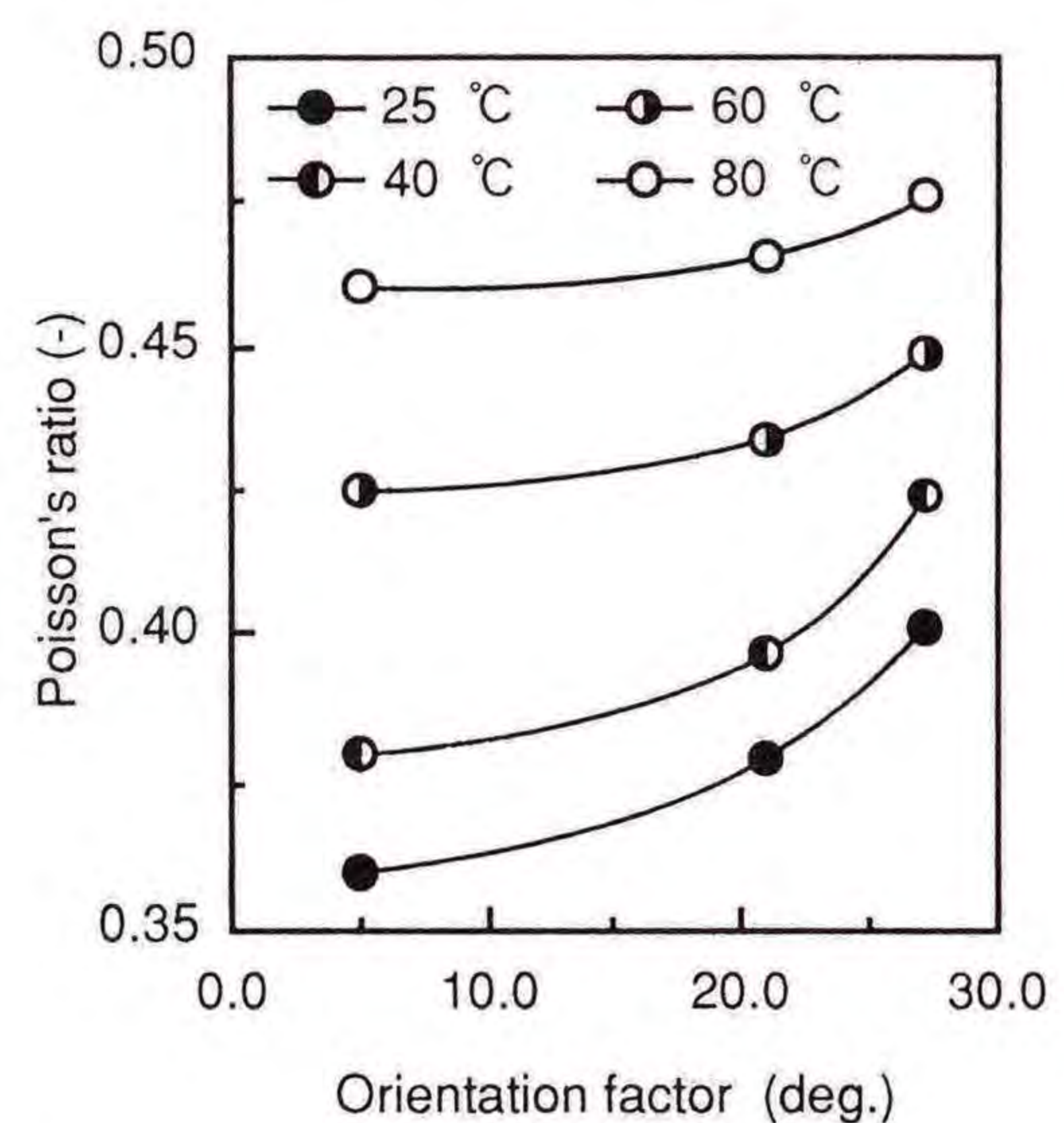


Fig.3-8 Relation between orientation factor and Poisson's ratio. (Polypropylene; Glass fiber content = 20 wt%)

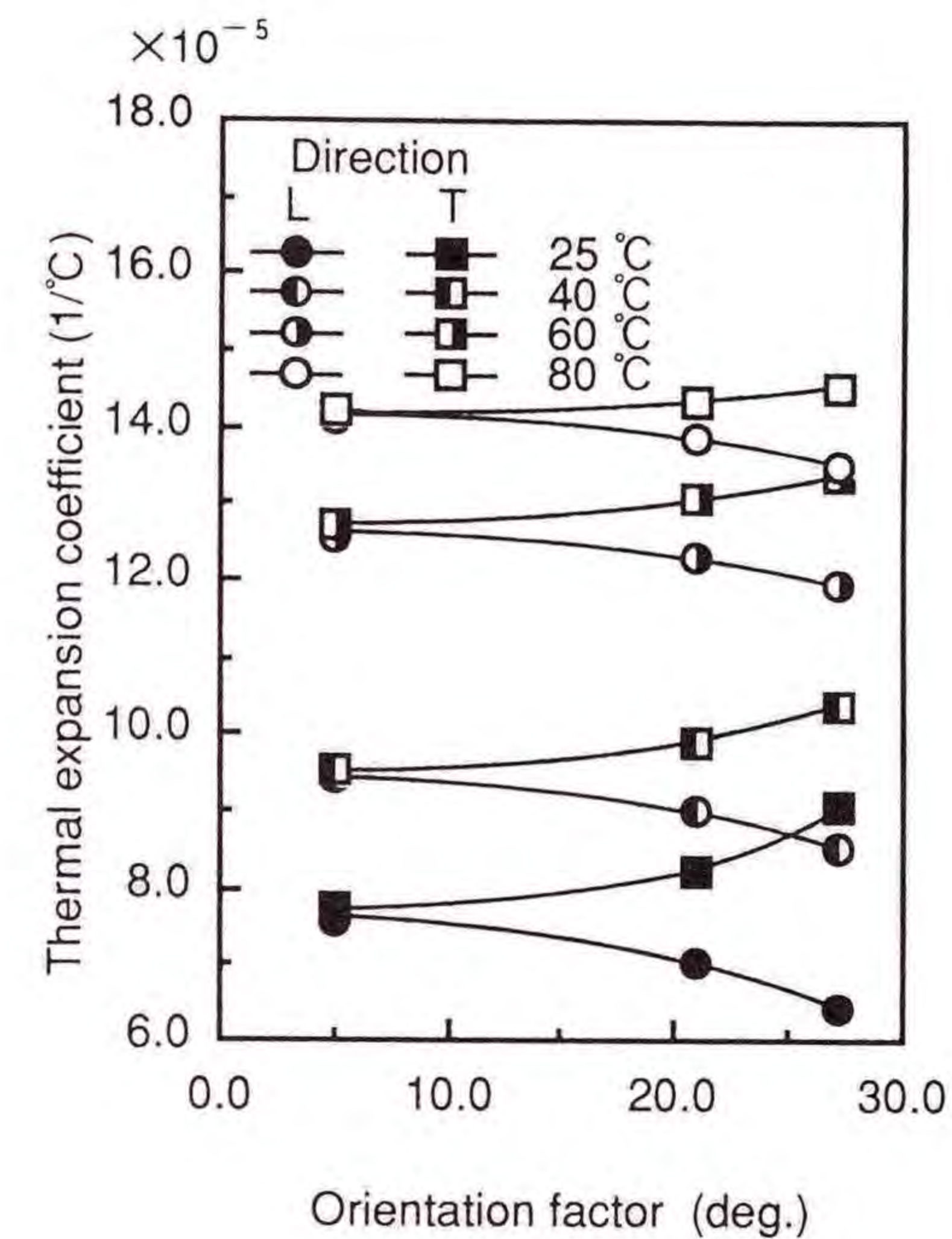


Fig.3-9 Relation between orientation factor and thermal expansion coefficient. (Polypropylene; Glass fiber content = 20 wt%; Direction = L, T)

これらの結果を数値解析へ導入するために、実験式として配向率と各材料定数の関係を次式のように四次関数として最小二乗法により近似して用いた。

$$y = A_5x^4 + A_4x^3 + A_3x^2 + A_2x + A_1 \quad (3-14)$$

ここで、 y は各材料定数を、 x は配向率を表す。

平均配向方向のせん断弾性係数 G_{LT} は実測が不可能であったため、次式をプログラムに組み込み、各要素において自動的に算出させた⁹⁾¹⁰⁾。

$$\frac{1}{G_{LT}} = \frac{4}{E_{45}} - \left(\frac{1}{E_L} + \frac{1}{E_T} - \frac{2\nu_{LT}}{E_L} \right) \quad (3-15)$$

上式中における平均配向方向に対し 45° 方向のヤング率 E_{45} は、測定の結果、配向率の変化に対応して有意な変化がみられなかった。 E_{45} の値は、 E_L と E_T のほぼ中間的な値を示し、温度依存性は先に示した E_L および E_T と同様な傾向を示した。

3.3.3 ガラス繊維含有率と材料定数

ガラス繊維含有率の0, 10, 20, 30wt% (ポリプロピレン0, 5, 10, 15.8vol%, ABS樹脂0, 4, 9, 14vol%に相当する)の場合について前節と同様の測定を行った。一例をFig.3-10~Fig.3-12に示す。両樹脂ともガラス繊維含有率の増加に伴ってヤング率も増大し、反対にポアソン比および線膨張係数は減少した。また、配向率への依存性はヤング率および線膨張係数の場合はガラス繊維含有率が高くなるに従って大きく、ポアソン比は逆に小さくなる傾向を示した。なお、ガラス

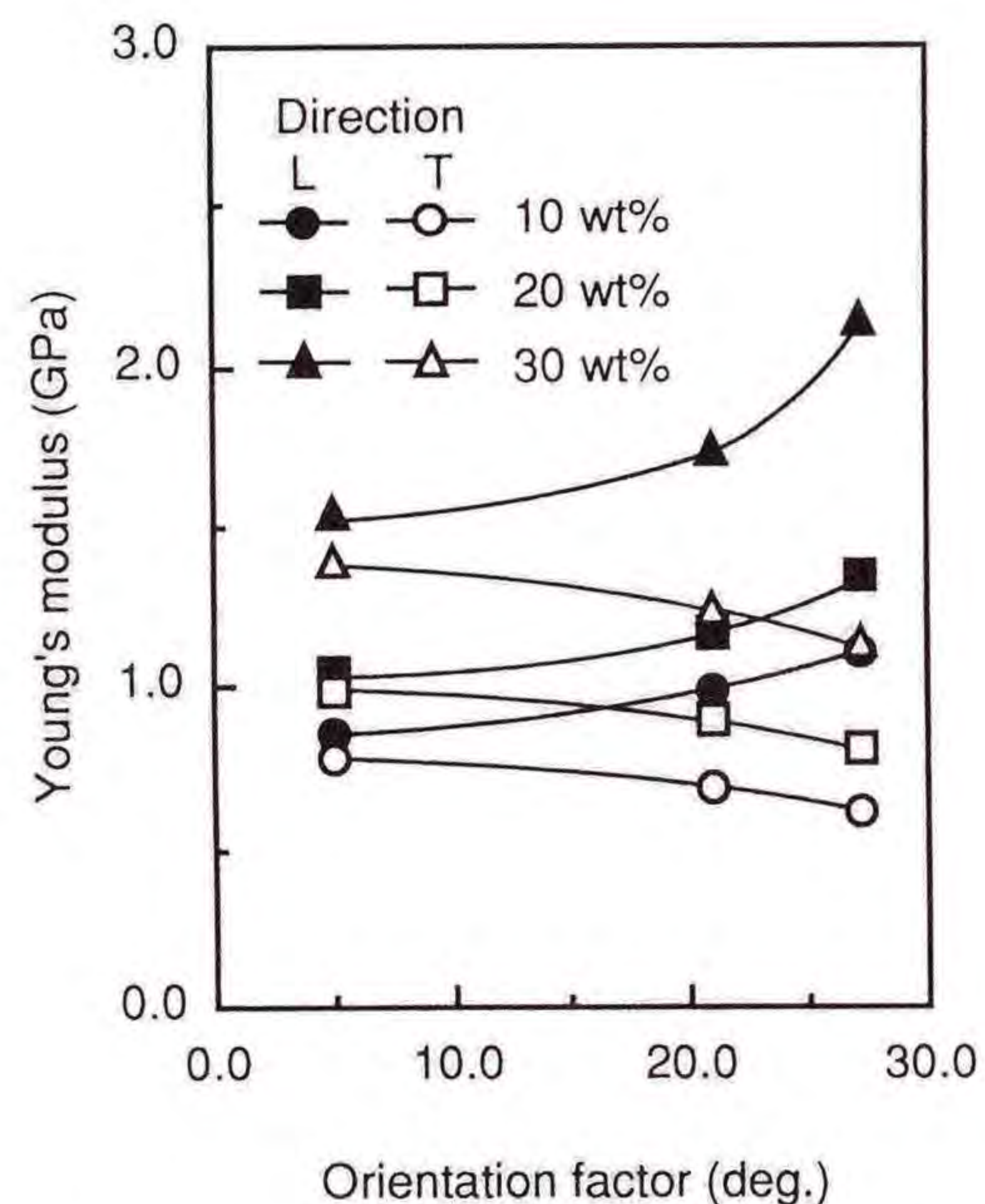


Fig.3-10 Relation between orientation factor and Young's modulus. (Polypropylene; Temp. = 25 °C; Direction = L, T)

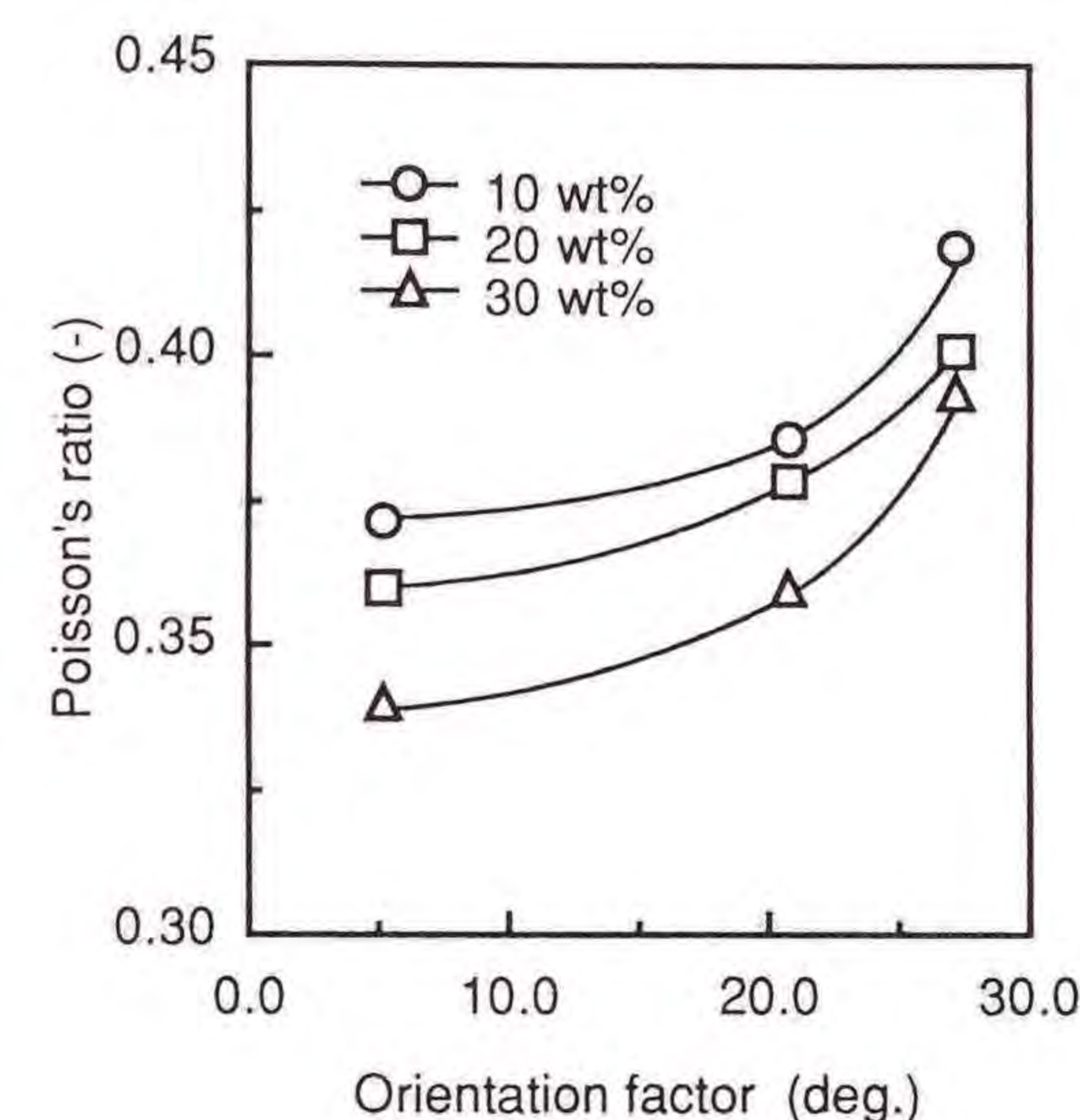


Fig.3-11 Relation between orientation factor and Poisson's ratio. (Polypropylene; Temp. = 25 °C)

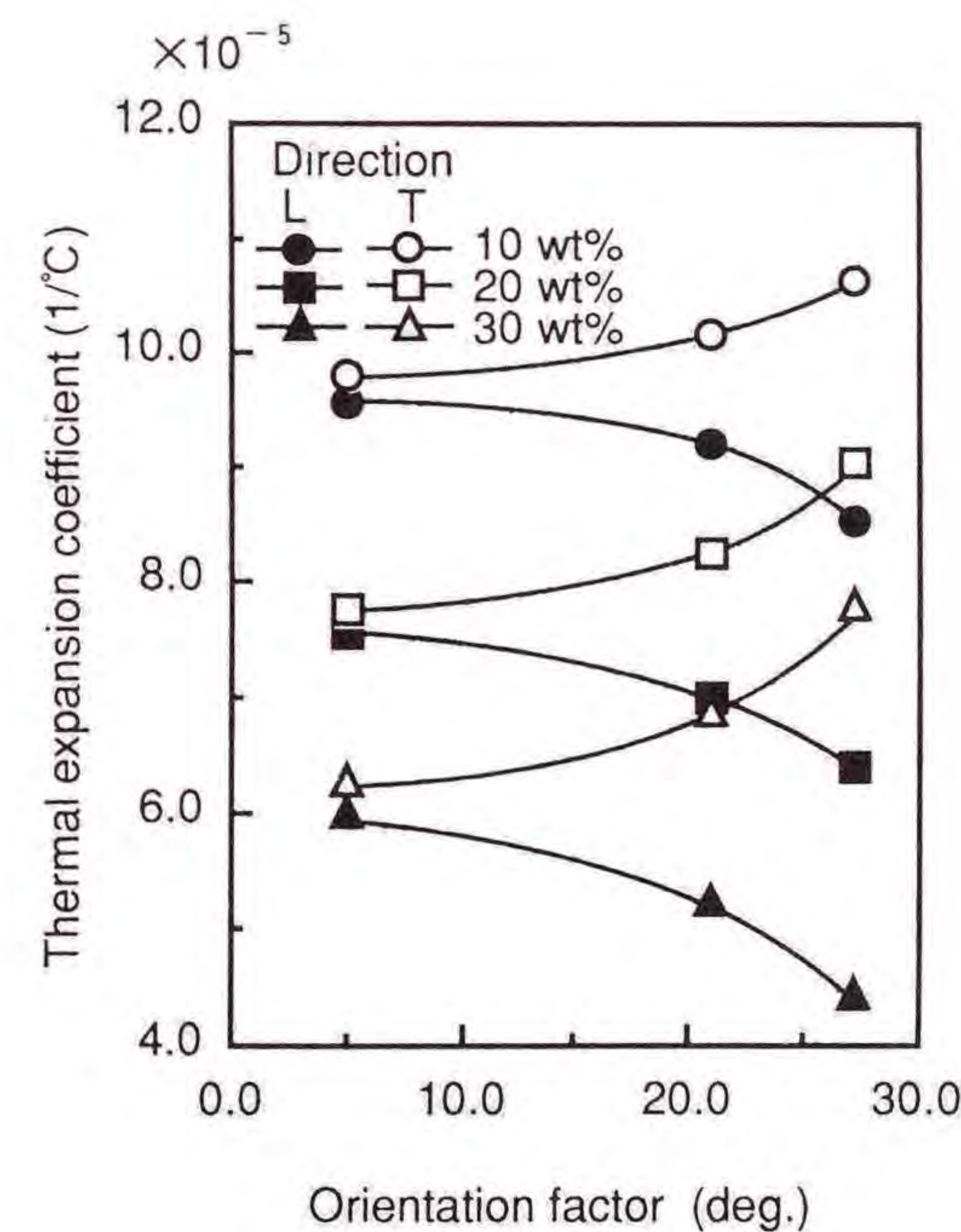


Fig.3-12 Relation between orientation factor and thermal expansion coefficient. (Polypropylene; Temp. = 30 °C; Direction = L, T)

繊維含有率0wt%の場合は両樹脂とも各材料定数は配向率の変化に伴い有意に変化しなかったため一定と考えることとした。

次にそれに大きく影響する線膨張係数の異方性に関して単純に α_T を α_L で除した値 α_T/α_L を線膨張係数の異方性定数と定義し、この異方性定数と配向率の関係を調べた。その結果を Fig.3-13, Fig.3-14 に示す。両樹脂とも異方性は配向率とガラス繊維含有率の増加に伴い高く、温度の上昇に伴い低くなることがわかった。

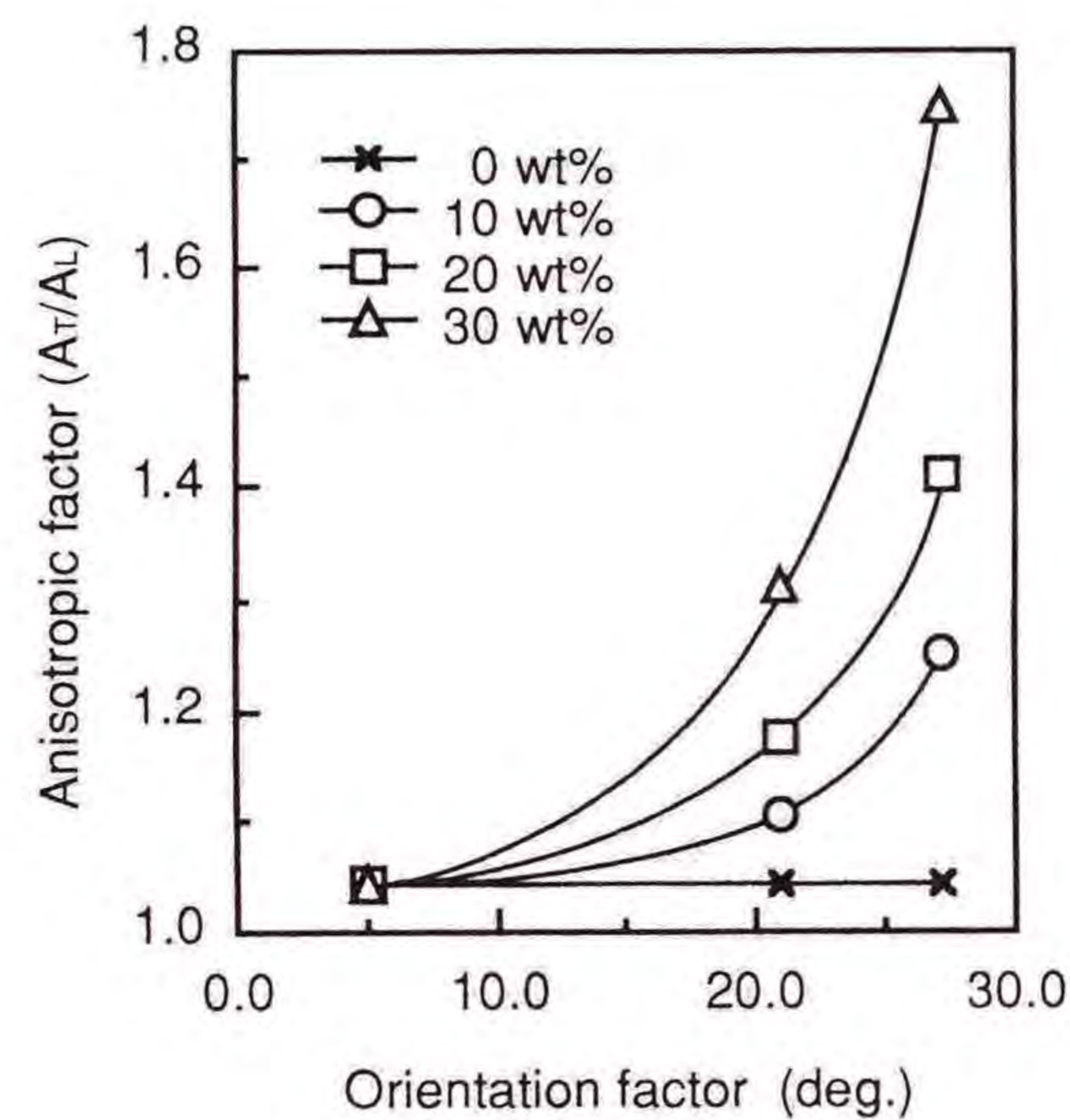


Fig.3-13 Relation between orientation factor and anisotropic factor. (Polypropylene; Temp. = 30 °C)

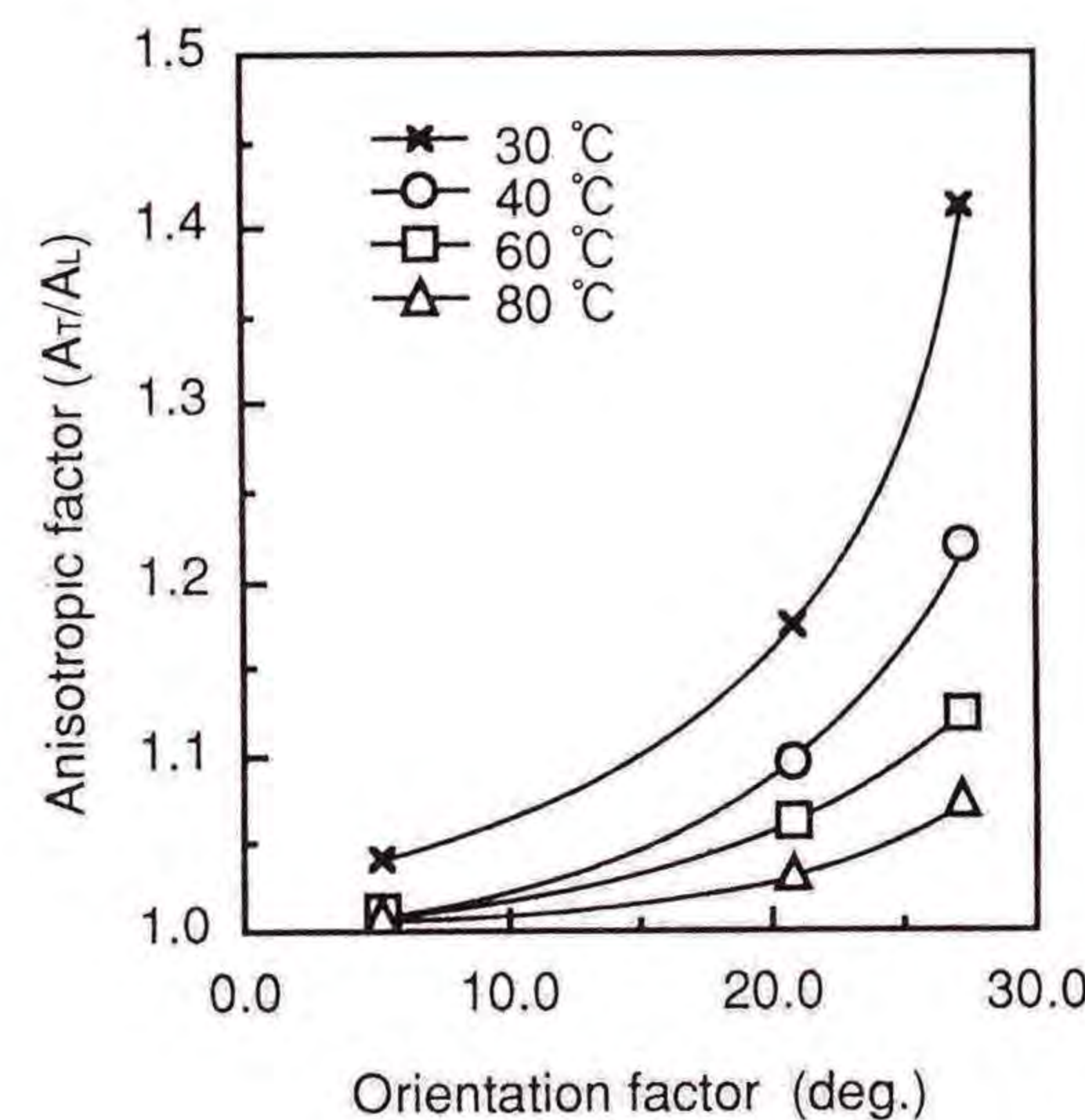


Fig.3-14 Relation between orientation factor and anisotropic factor. (Polypropylene; Glass fiber content = 20 wt%)

F RTP の材料定数は強化繊維の配向状態に大いに依存し、配向率が低くなれば等方性に近づき、配向の増加は異方性の割合を急激に大きくする傾向を示した。また、その割合は強化繊維の含有率の増加に従い大きくなった。

以上、実験によって得られた基礎データをもとに本解析を遂行した。

3. 4 実験による数値解析結果の検討

前述の変形解析の汎用性を調べるため、円形平板成形品において発生するそりと数値解析結果の比較検討を行う。

3. 4. 1 試験片の作製

本解析の検証のために使用する試験片の成形にあたっては、スクリーンライン式射出成形機（名機製作所(株) DV-45）を用い、Table 3-1に示す成形条件で Fig.3-1に示す円形平板を成形した。

Table 3-1 Experimental conditions

Used resin	Polypropylene	ABS resin
Injection pressure	60(MPa)	100(MPa)
Injection ratio	10	10
Glass fiber contents	0, 10, 20, 30(wt%) (0, 5, 10, 15.8(vol%))	0, 10, 20, 30(wt%) (0, 4, 9, 14(vol%))
Holding pressure	20(MPa)	20(MPa)
Holding pressure time	5(sec)	5(sec)
Cooling time	20(sec)	20(sec)
Mold temperature	50(°C)	70(°C)
Melt temperature	206(°C)	250(°C)

3.4.2 変形モード

試験片の変形状態の表現として変形量の等高線図を用いることとする。実験結果における等高線図の一例をFig.3-15(a), Fig.3-16(a), Fig.3-17(a)に示す。

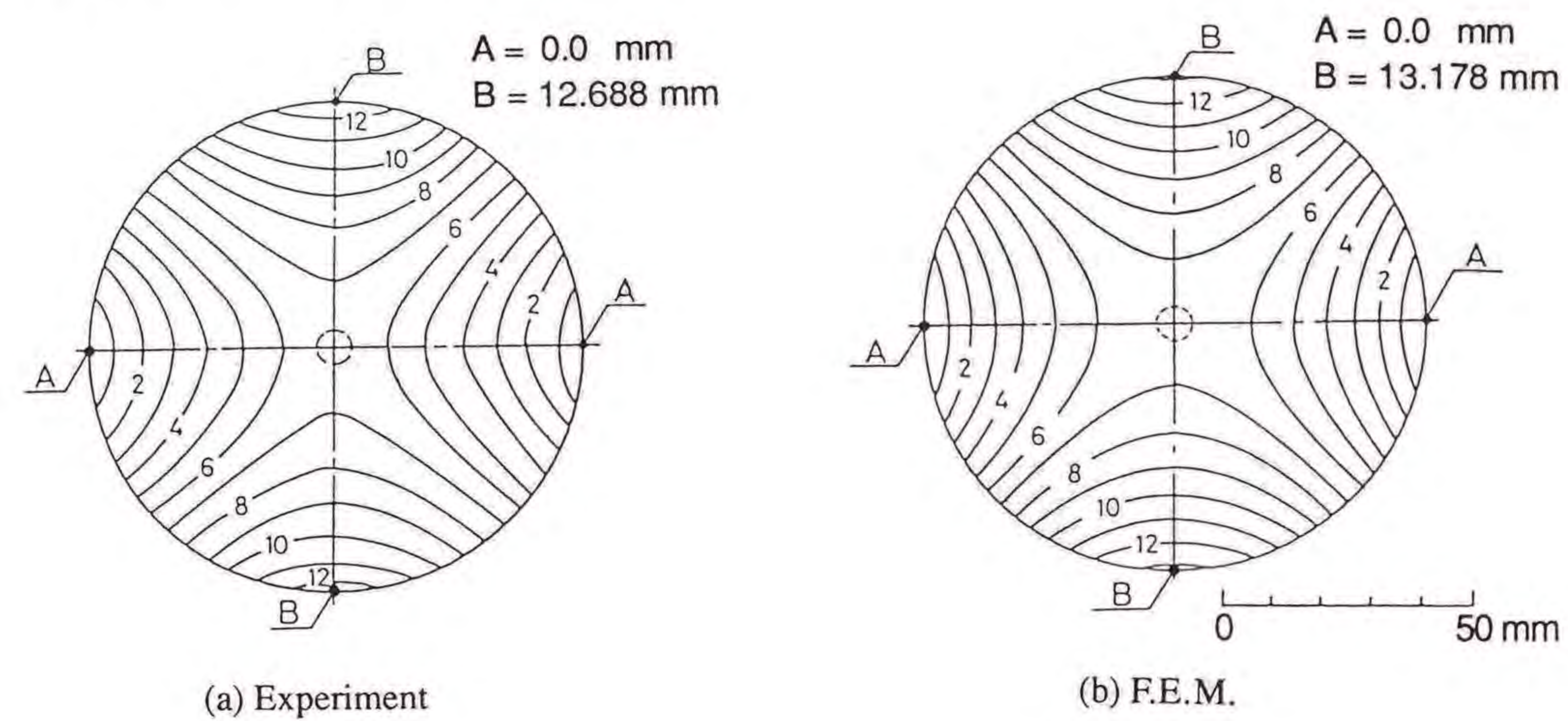


Fig.3-15 Contour line diagrams of deflection in the specimen.
(Polypropylene ; Glass fiber content = 20 wt% ; Eccentric distance = 0 mm)

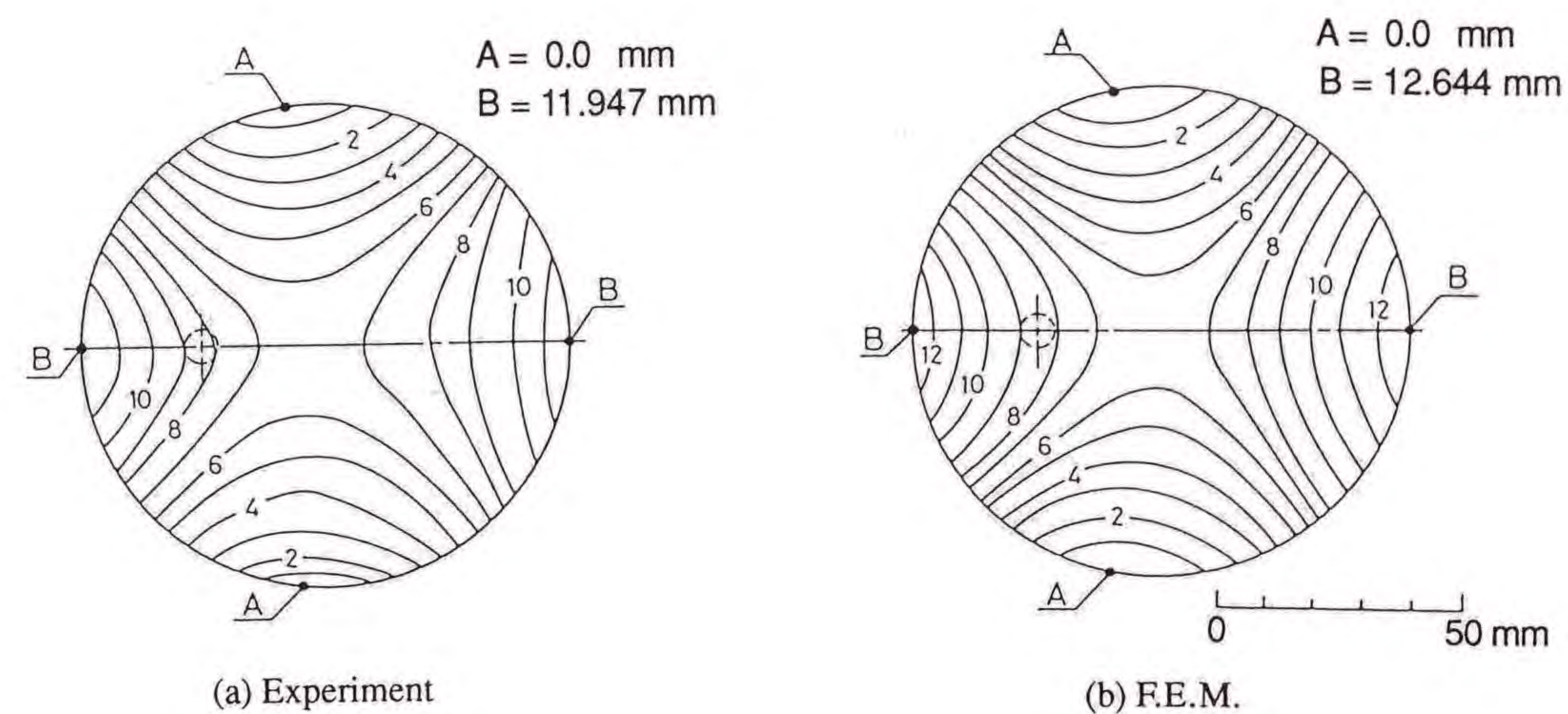


Fig.3-16 Contour line diagrams of deflection in the specimen.
(Polypropylene ; Glass fiber content = 20 wt% ; Eccentric distance = 25 mm)

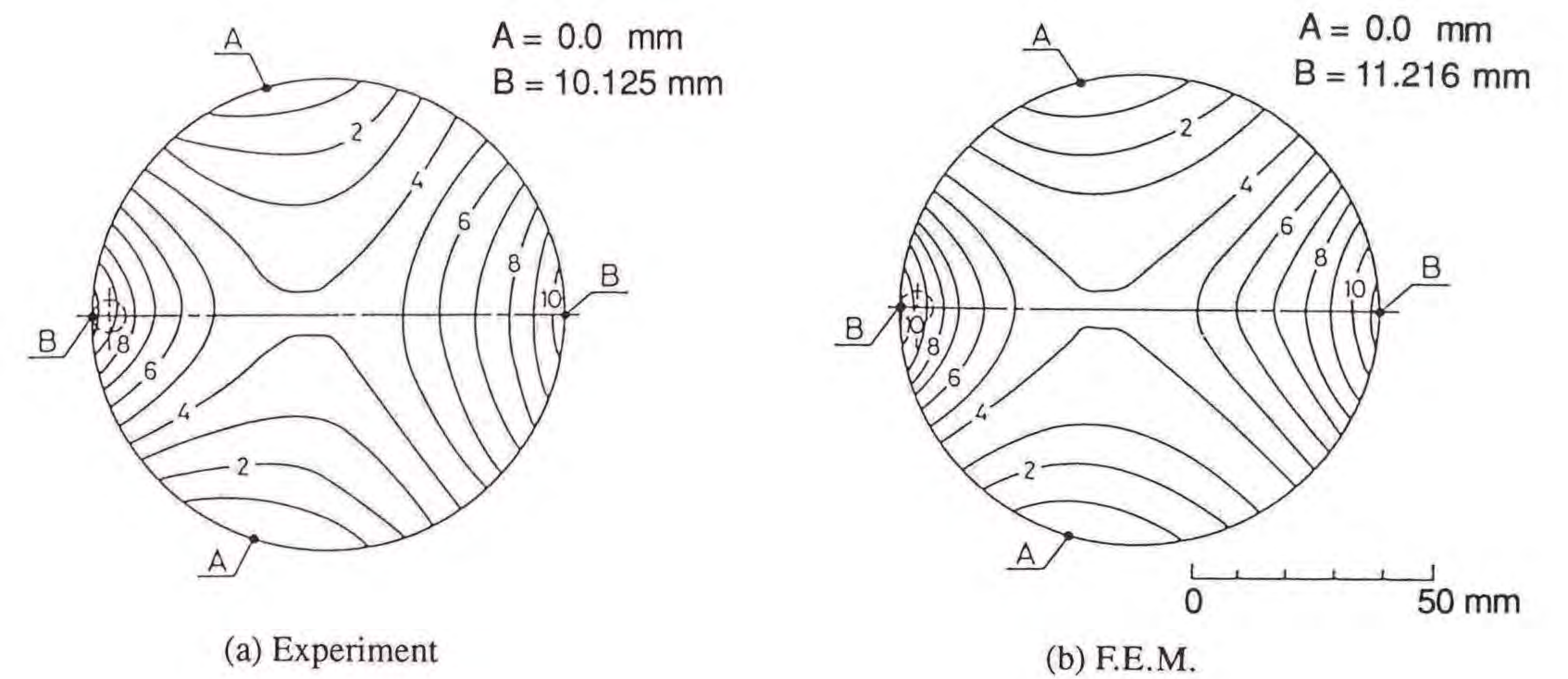


Fig.3-17 Contour line diagrams of deflection in the specimen.
(Polypropylene ; Glass fiber content = 20 wt% ; Eccentric distance = 50 mm)

偏心0mmの場合は中心を通る直交する二軸に対してほぼ対称な鞍形となり、偏心25mm, 50mmになるにつれ、ゲート側へややずれた鞍形となっていた。このモードは試験片の半径方向とこれに直交する方向（以下、これを円周方向と呼ぶことにする。）に成形収縮率の異方向性が存在し、さらに半径方向の成形収縮の方が円周方向のそれよりも大である場合に生じるものと考えられる。

本解析における増分過程途上に生じる不安定点（座屈点）での固有値解析の結果得られる第一固有モード、第二固有モードをそれぞれFig.3-18(a), (b)に示す。一般に、エネルギーが最小となるような変形モードが現れるとされる。しかし、本固有値解析の結果得られた第一固有モードは、単なる剛性回転であると考えられるので本解析では、外部かく乱として第二固有モードを表す固有ベクトルを採用した解析を行うものとする。そして計算された等高線図の一例をFig.3-15(b), Fig.3-16(b), Fig.3-17(b)に示す。

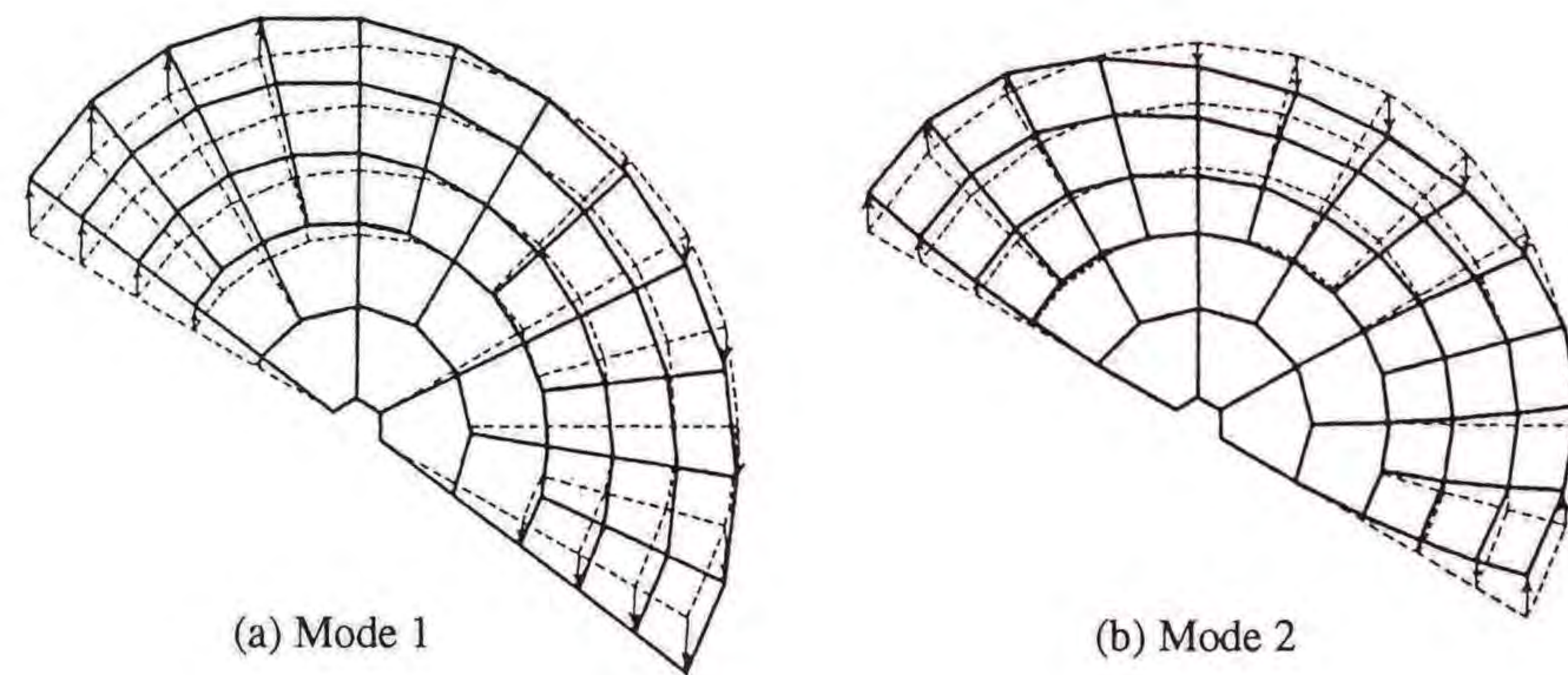


Fig.3-18 Eigen-modes obtained by eigenvalue analysis.
(Eccentric distance = 0 mm)

変形状態において両樹脂とも実験結果と解析結果には非常によい一致が見られた。しかし、ポリプロピレンのガラス繊維含有率0wt%で偏心のある場合のみその一致が見られなかった (Fig.3-21参照)。そのポリプロピレンで生じた差は結晶性樹脂における分子配向の状態とその影響が適切に捉えられていなかったためと考えられる。わずかでもガラス繊維が含まれている場合はその影響が大きいため、ガラス繊維の配向に従って解析することが必要で、含まれていない場合は分子配向状態に関してスキン層も含め適切に捉えなければならないと考えられる。その場合、樹脂結晶の配向状態を適切に捉えて本解析に導入すれば、ガラス繊維を含まない結晶性樹脂に対するそりをも解析できると思われる。また、ABS樹脂のガラス含有率0wt%においては実験結果、解析結果ともに変形は認められなかった。すなわち、等方性と考えられるガラス繊維を含まない非晶性樹脂の場合は本解析においてそりを予測することができた。

3.4.3 そり量

そり量を「平行な二つの平面に試験片をはさんだときに生じる二平面間距離の最小距離より試験片厚さを引いた値」と定義し、測定には離型後48時間常温にて放置した試験片を用いた。

ガラス繊維含有率とそり量の関係をFig.3-19～Fig.3-21に示す。実験結果によると両樹脂、各ゲートともに試験片のそり量はガラス含有率が0wt%から10wt%にかけて急増し、10wt%と20wt%の間で極大値をとり、その後、30wt%へかけて減少する傾向を示した。ガラス含有率の増加に伴い、熱収縮の異方性と材料の剛性が大きくなった。両者の影響の変化がそり量の変化として表れるものと考えられる。

また、実験結果と解析結果を比較すると定性的には非常によい一致が得られたが、定量的にはすべての場合において解析値が実験値よりもわずかに大きくなっている。この原因はコア層とは異なった繊維配

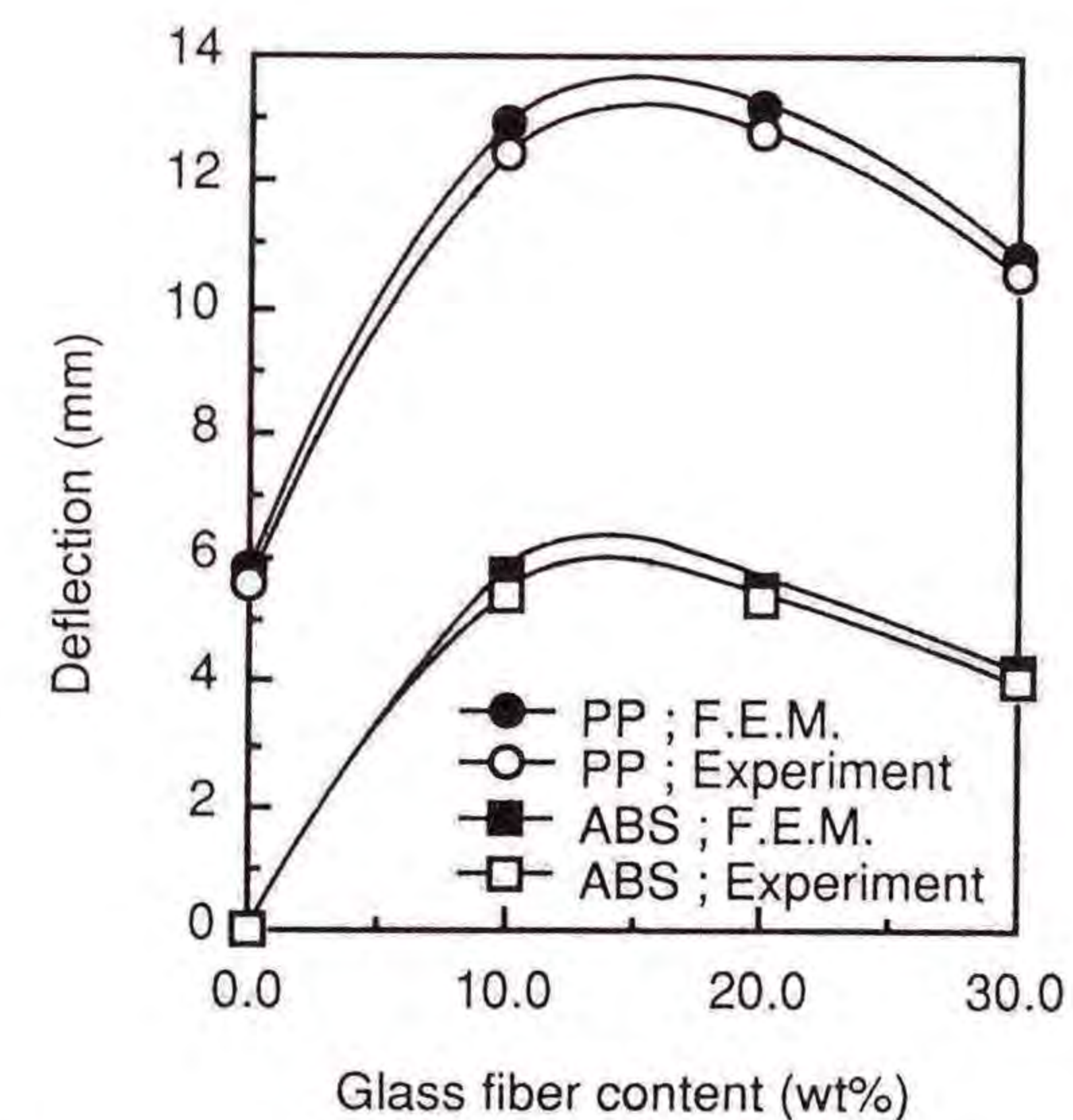


Fig.3-19 Relation between glass fiber content and deflection.
(Eccentric distance = 0 mm)

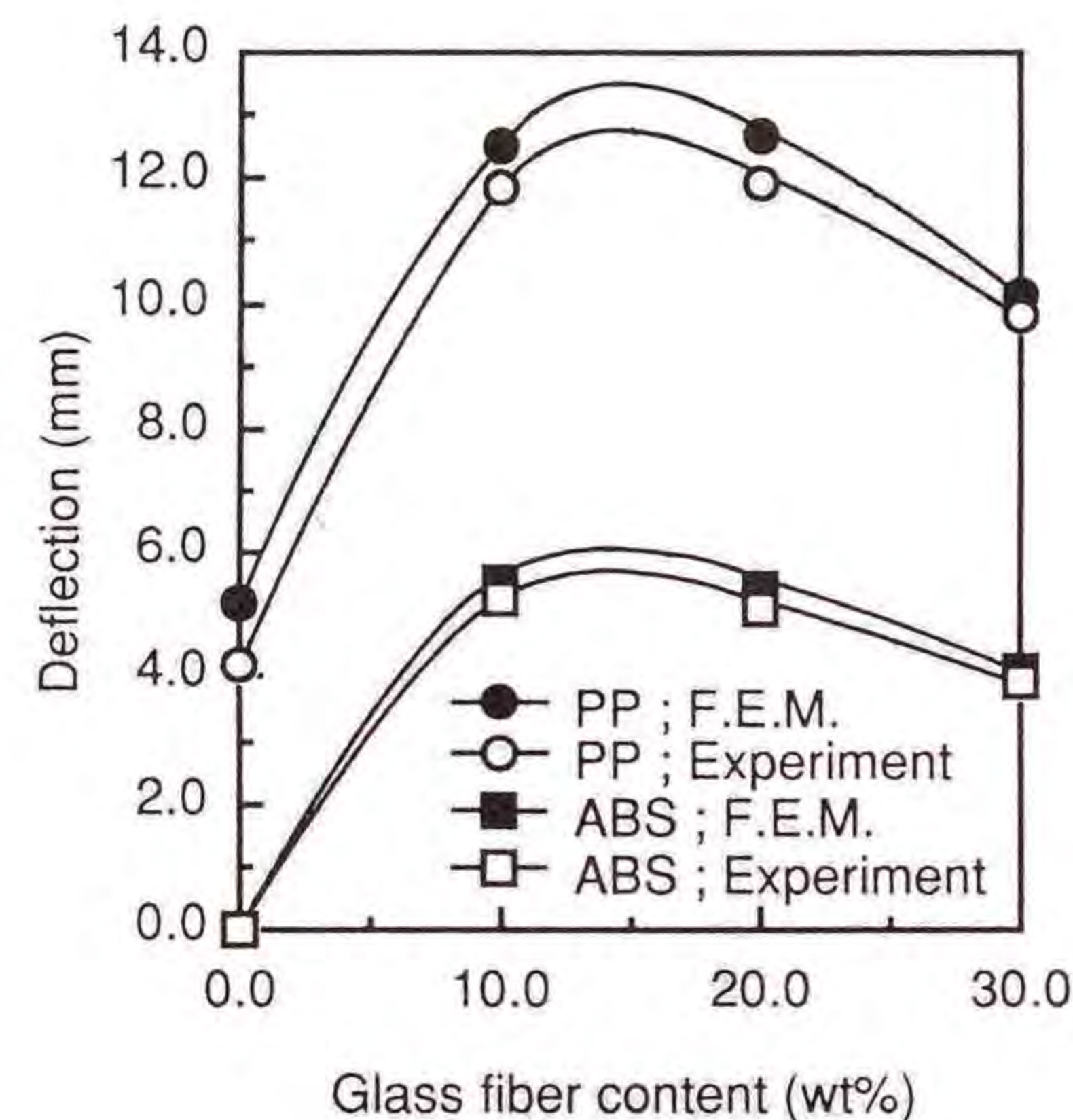


Fig.3-20 Relation between glass fiber content and deflection. (Eccentric distance = 25 mm)

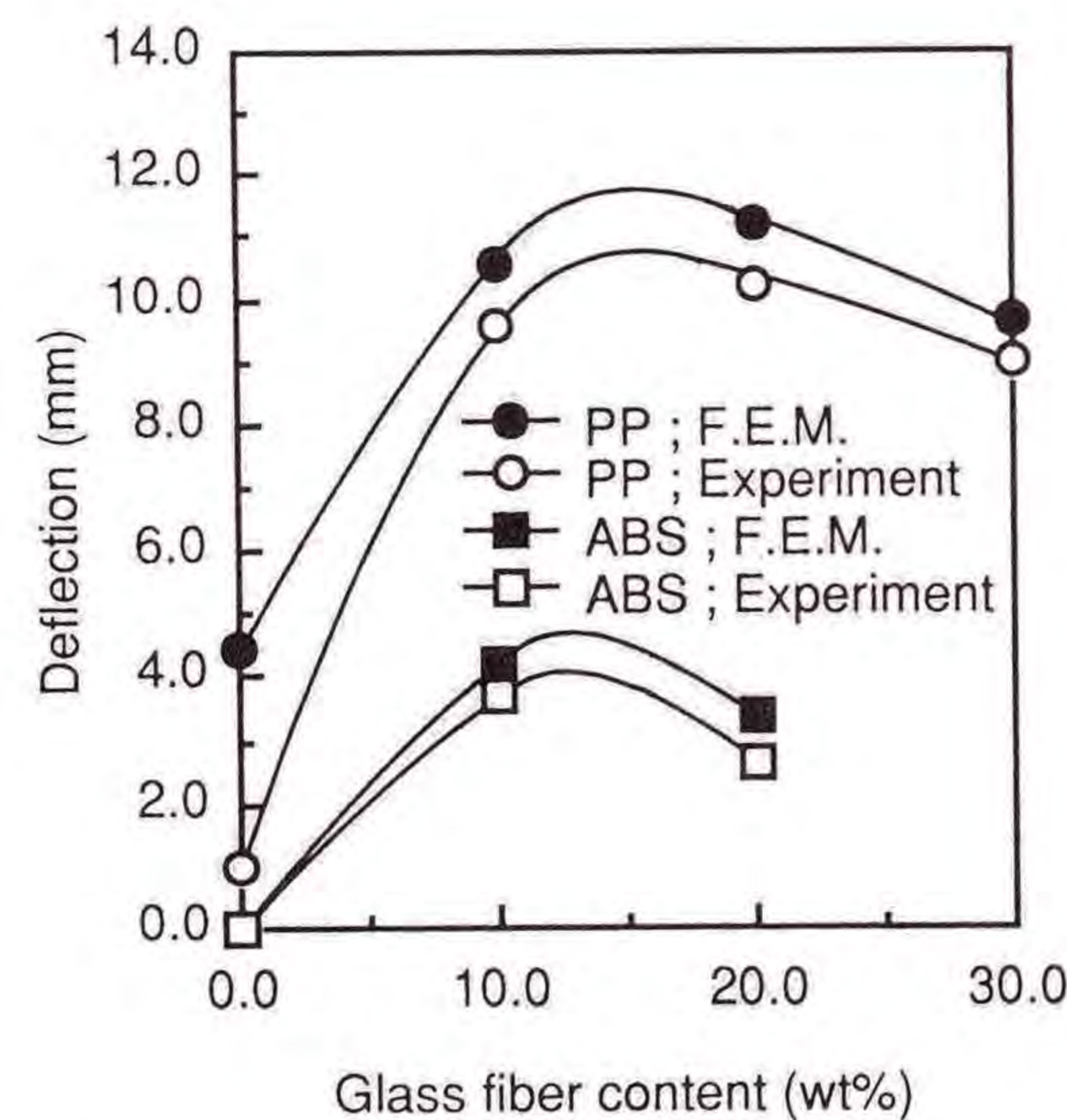


Fig.3-21 Relation between glass fiber content and deflection. (Eccentric distance = 50 mm)

向をしていると考えられるスキン層の存在を本解析では考慮していないためであると考えられる。すなわち、コア層のみのガラス繊維の配向状態をデータとして用いたのでは、結果として配向率を過大評価したことになり、解析結果が実験値より大きくなるものと考えられる。

解析結果と実験結果を比較検討した結果、両者は定性的によい一致を示しており、定量的にも大きな隔たりはなく満足できるものであることから、本解析の有用性は実証されたものと思われる。また、両結果に定量的にわずかな差が生じる問題はスキン層を考慮することにより改善されると考えられる。

3.5 結言

本論文では、ガラス繊維にて強化された結晶性樹脂のポリプロピレンおよび非晶性樹脂のABS樹脂による射出成形円形平板を例にとり、これを扁平シェル要素によりモデル化し、この円形平板に発生するそりを有限要素法によりシミュレーションを行うことを試みた。また、解析を行う上で必要となる、ガラス繊維の配向状態を考慮した材料定数を実験により明らかにした。

以上の結果、次に示す結論が得られた。

(1) 短繊維により強化された樹脂の材料定数は、ポリプロピレン、ABS樹脂とも、繊維の配向状態に大きく左右され、配向率が低ければ等方性に近い性質を示し、配向率が高くなるにつれて強い異方性を示すようになり、この傾向はガラス繊維含有率が増加するほど強くなる傾向を示した。

(2) 試験片に発生するそりは熱収縮の異方性、材料の剛性の分布という要因が平衡する点において決定され、そりのモードは材料定数の異方性の分布状態、すなわちガラス繊維の配向状態により決定されると考えられる。

(3) 本変形解析結果と実験結果において定性的には非常に良い一致が

得られた。また定量的には解析値が実験値よりもわずかに大きな値をとるが、これはスキン層の影響を考慮することにより改善されると考えられる。しかしながら、本章で対象とした成形品では定量的にもほぼ満足される結果が得られた。

(4)以上より、ガラス繊維の配向率と材料定数の関係が求められたことにより、既存の流動解析から本変形解析までの一貫したシミュレーションが射出成形において可能となった。

参考文献

- 1) 精機学会編, "精密機器用プラスチック複合材料", pp.153~168, (1984) 日刊工業新聞社.
- 2) 森隆, "射出成形の設計", p.62, (1974) 工業調査会.
- 3) 藤山光美, 東敬一, プラスチック・エージ, 26, 5, pp.95~99, (1980).
- 4) 鷺津久一郎, 宮本博, 山田嘉昭, 山本善之, 川井忠彦, "有限要素法ハンドブック I", pp.291~326, (1989) 培風館.
- 5) 鷺津久一郎, "コンピュータによる構造工学講座 II - 3 - A 弾性学の変分原理概論", pp.124~127, (1972) 培風館.
- 6) 山田嘉昭, "マトリクス法の応用", pp.50~52, (1972) 東京大学出版会.
- 7) 鷺津久一郎, 宮本博, 山田嘉昭, 山本善之, 川井忠彦, "有限要素法ハンドブック II", pp.150~169, (1989) 培風館.
- 8) 岩田耕司, 山田嘉昭, 日本機械学会論文集 (第1部), 42, 354, pp.444~452, (1976).
- 9) 林毅, 日本機械学会誌, 71, 593, pp.721~739, (1968).
- 10) 藤井太一, 座古勝, "複合材料の破壊と力学", pp.17~19, (1982) 実教出版.

4.1 緒言

F RTPの射出成形において離型後に生じるそりに対する数値解析は、金型内の材料流動とそれに伴う繊維配向を求める流動解析と離型後成形品に生じる熱収縮、そり等の変形解析に大別できる。これまでは、材料流動に伴うコア層での繊維配向解析やコア層の配向を基準とした変形解析を行ってきた。しかし、スキン/コア構造の生成による繊維配向の不均一性に対するの考慮がなされていない。そこでF RTPの射出成形に対する離型後熱収縮の異方性によって生じる成形品のそりに注目し、このそりが成形品内の強化繊維の配向に起因する材料物性の異方性によって生じるという観点から、スキン層およびコア層の繊維配向の不均一性を考慮した解析を行った。

4.2 射出成形時におけるスキン層の生成

F RTPの射出成形品内の繊維配向は金型内での材料流動に支配されるが、使用する樹脂は普通熱伝導率が低く、この材料流動を等温流れと考える見方が一般的である¹⁾。しかし、射出成形法は熔融樹脂を金型内に流入させることによって複雑な形状の成形品の定められた形に賦形する方法であるから、一つの成形品において金型と接している面内に対しては材料流動状況や金型温度によってその厚さ方向に対して金型表面からの距離によって固化進展は一様でない。そこでスキン/コア構造を考慮した解析をするためにまず熱伝導解析によるスキン層の厚さについて数値解析を行う。

4.2.1 熱伝導解析

流動解析において樹脂が冷却固化されながら流動する過程に対して非定常熱伝導を考慮した有限要素法を用いた。まず、流動解析の基礎方程式は、金型内樹脂の材料流動を等方性の擬塑性流体としてモデル化した二次元非圧縮性流体の方程式²⁾をCauchyの運動方程式に代入すると次のようになる。

$$\rho \frac{Dv_i}{Dt} = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu (II_e) \left(\frac{\partial^2 v_i}{\partial x_k \partial x_k} \right) \quad (4-1)$$

ここで、 II_e は変形速度の二次の不変量、 v_i は速度、 p は圧力、 μ は粘性係数、 ρ は流体の密度、 D/Dt は実質導関数を示す。また、次式で示される二次元非圧縮性流れにおける連続の式を式(4-1)と連立させることにした。

$$\frac{\partial v_k}{\partial x_k} = 0 \quad (4-2)$$

偏微分方程式(4-1)、(4-2)を v_i 、 p を未知関数とし、Galerkin法³⁾を用いた有限要素法で定式化を行い、時間積分の定式化としては陰解法⁴⁾を用いて数値解析を行った。ただし、本章において式(4-1)の右辺第二項に存在する速度の非線形項に対しては繰り返し代入法⁴⁾を適用した。また、式(4-1)の左辺の物質微分中の非線形項は微小であると考え無視した。

次に熱伝導解析の基礎方程式は対流項を含めた次式で与えられる。

$$\rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) - \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \frac{\partial Q}{\partial t} = 0 \quad (4-3)$$

温度の影響を受ける粘性係数は次式で表される⁵⁾。

$$\mu(\dot{\epsilon}, T) = \mu(\dot{\epsilon}) \cdot \exp\{\beta(T_0 - T)\} \quad (4-4)$$

ここで、 Q は発熱量、 T は温度、 c は比熱、 β は定数、 T_0 は基準温度、 $\mu(\dot{\epsilon})$ はひずみ速度の二次不変量による粘性係数を表している。

本解析に用いた解析手順は以下の通りである。

(1) 擬塑性流体方程式と連続の式より流動解析を行い速度分布を求める。

(2) 速度分布を対流項として用いて熱伝導解析を行い材料内の温度分布を求める。このとき、溶融樹脂が固化する際に発生する発熱量を与え、この状態で樹脂の融点 ($T_{\text{melt}} = 176^\circ\text{C}$) 以下となる部分をもってスキン層とする。

(3) 温度分布より式(4-4)から粘性係数を算出するとともに流動解析を行う。以上(1)から(3)までの過程を繰り返して行う。

この流動解析において流動先端部の移動を求める方法としては Broyer らが行っている流量計算⁶⁾を応用した。また熱伝導解析においてスキン層とコア層では熱的性質がさまざまな点で異なるために前ス

テップでの温度分布を基準にその温度での各物性値を代入することにした。以下その判定基準について述べる。

プラスチック材料の熱伝導の速さは、材料の比熱と密度、すなわち熱容量 (比熱×密度) の大きさと、材料の固有性質である熱伝導率によって決まることから、熱伝導率、比熱および密度は次に示す値とした。樹脂の熱伝導率は樹脂のモノマーによって異なり、さらに、樹脂が結晶性であることで、その樹脂が溶融している場合と固化している場合において、後者の値が前者の値に比べわずかながら高い値を示すことから、ポリプロピレンの熱伝導率を T_{melt} 以下で $4.2 \times 10^3 \text{ cal/mm/sec/}^\circ\text{C}$ とし、 T_{melt} 以上で $3.7 \times 10^3 \text{ cal/mm/sec/}^\circ\text{C}$ とした。樹脂の比熱は Fig.4-1 に示される比熱と温度の関係から、各領域での比熱を求めた⁷⁾。樹脂の密度は、 $0.9281 \times 10^6 \text{ kg/mm}^3$ とした。発熱量

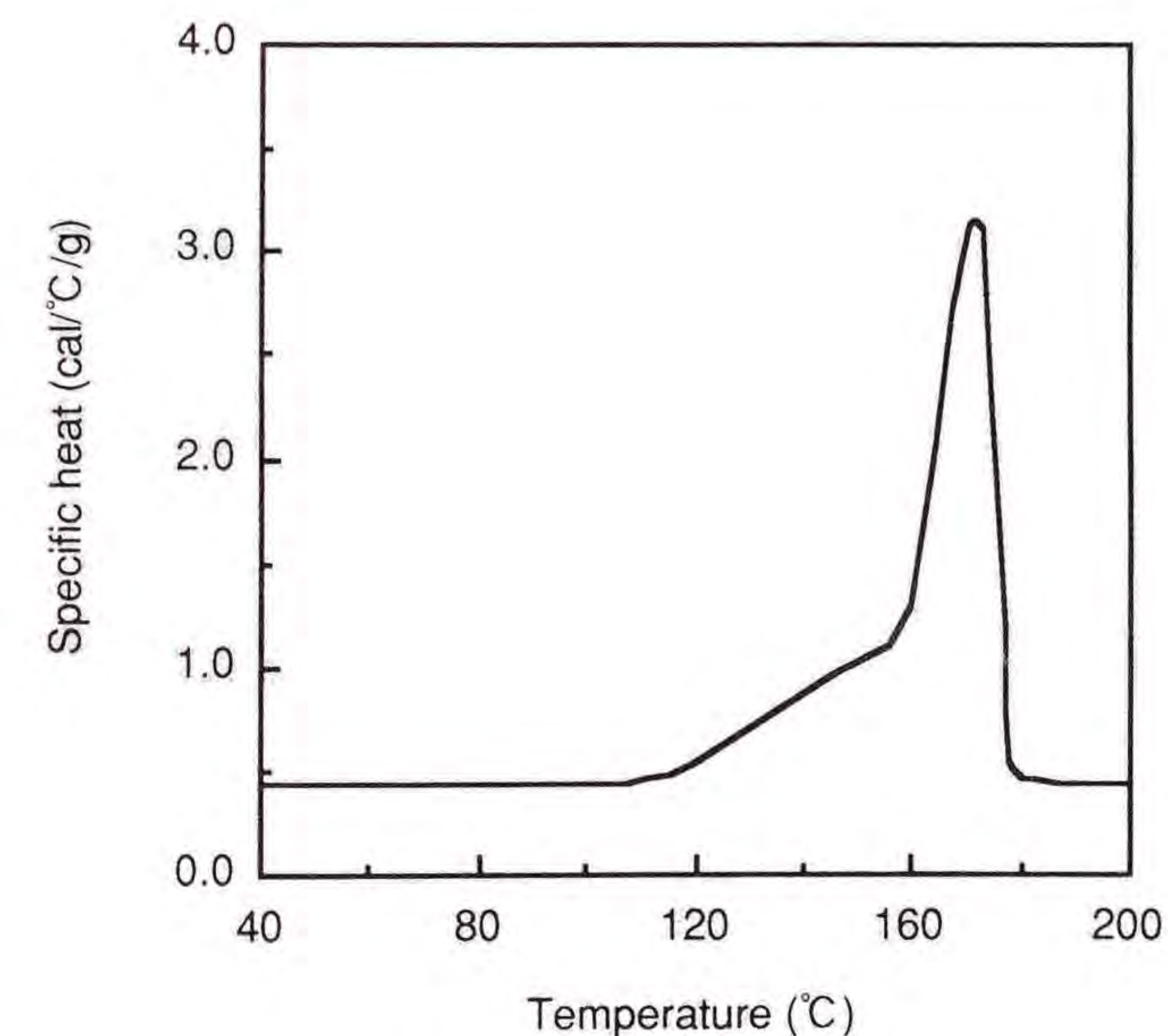


Fig.4-1 Relation between temperature and specific heat.

は樹脂温度220℃から常温まで温度を40℃/minの速度で下げた時、発熱する総和の発熱量が57cal/gであり、この時の時間あたりの発熱量は0.208cal/g/secであるが、急冷されたアモルファス状態ではこの約60%になることから0.125cal/g/secとした。なお、本解析にあたってこの発熱量がどの様に影響するかについて発熱量を0.0cal/g/secとした場合と比較することとした。

本解析には射出成形品の厚さ方向断面に対してFig.4-2に示されるような要素分割および境界条件を用いることとした。その境界条件として流動解析においては、金型壁面での流速はいったんスキン層の繊維配向が決められると、その繊維は移動しないことから $u = v = 0$ とし、流動先端部の自由境界では $p = 0$ とした⁸⁾⁹⁾。また、熱伝導解析においては金型壁面A-B、C-Dの各節点において樹脂から金型への熱伝達を考慮した。

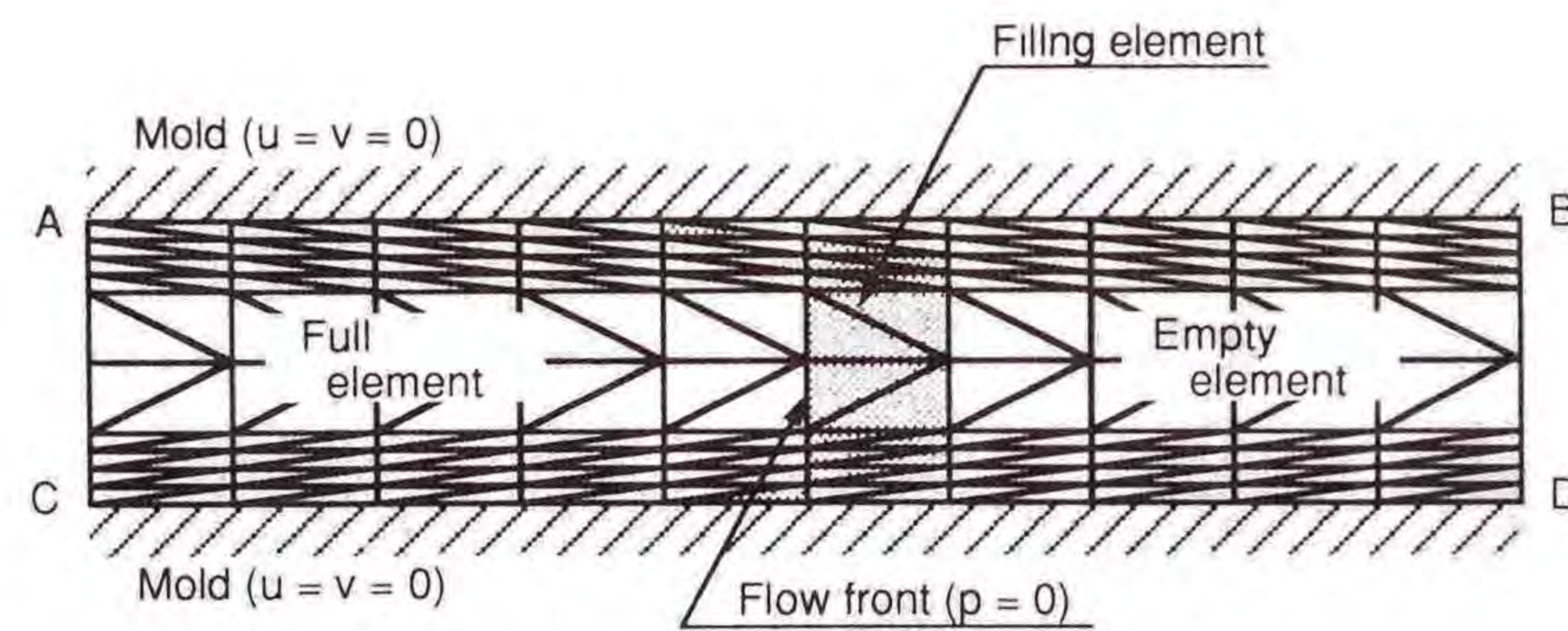


Fig.4-2 Finite element division and boundary condition.

4. 2. 2 解析結果および考察

以上の解析手法により得られた解析結果の一例をFig.4-3に示す。ここに熔融樹脂の温度から常温まで冷却した際、樹脂が固化するときに発熱する発熱量を考慮した場合(a)と発熱量を無視した場合(b)を示

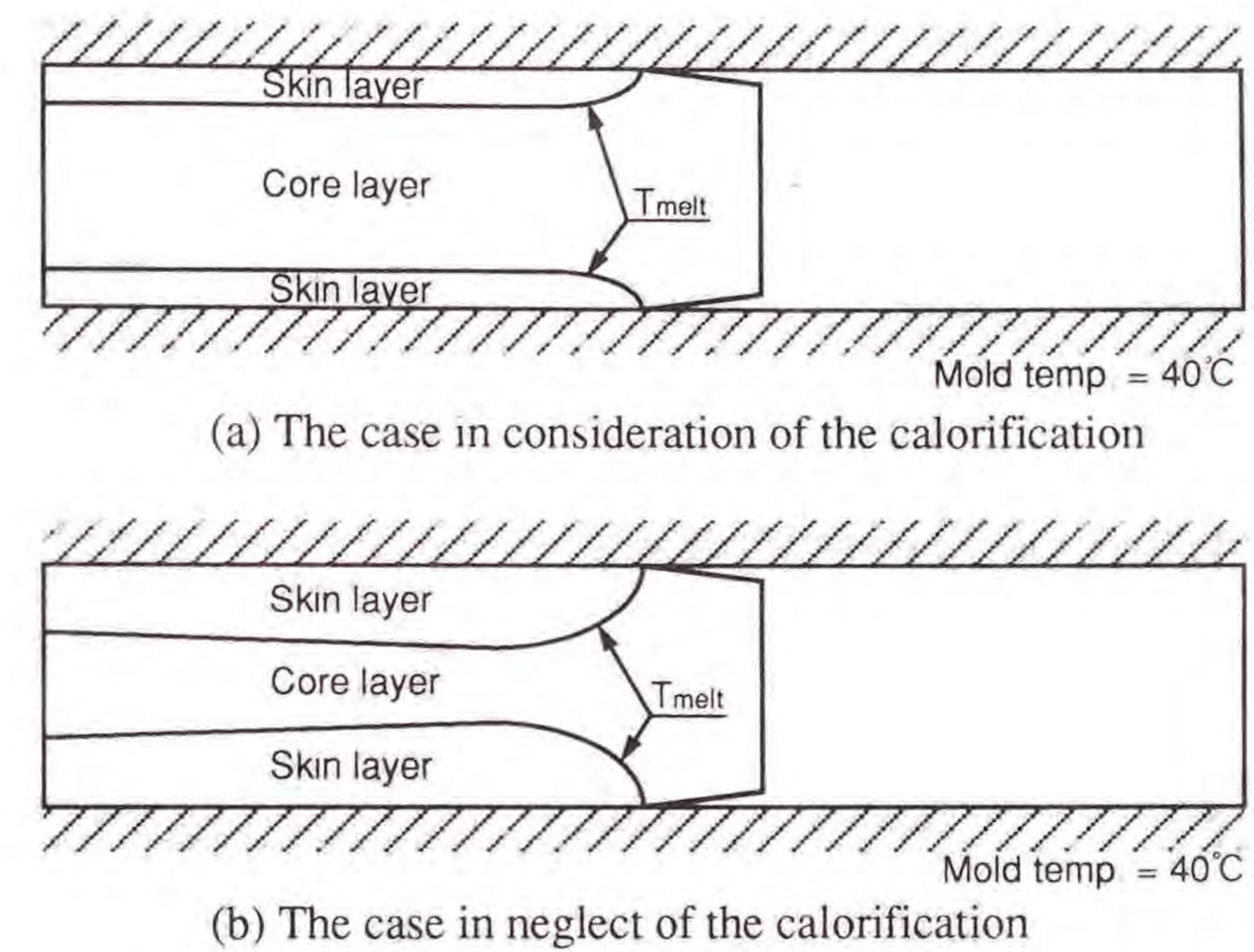


Fig.4-3 Temperature distribution on second state.

している。また解析結果の検証として、金型温度20℃、40℃および60℃における成形品の厚さ方向断面をマイクロームにより切り出し、0.1mm厚の薄片を作り、これらを偏光顕微鏡によるスキン層の測定¹⁰⁾を行った。その結果、それぞれのスキン層厚さは約0.24mm、約0.20mm、約0.16mmであった。これらの図より、発熱量を系に与えない場合 T_{melt} で示されるスキン層厚さが、実際の状態よりかなり厚く生成されていることがわかる。しかし、発熱量を系に与えた場合の解析結果においてはスキン層厚さは各金型温度で実験結果と定性的に良い一致を示した。本解析において発熱量の非線形を考慮していないため、発熱量を系に与えた場合の解析結果が実験結果と多少の差異となって現れたものと考えられる。次にスキン層厚さの分布は横方向にほぼ一定の厚さで分布しており、解析対象である円形平板の試験片ではスキン層厚さはどの部分を探っても厚さがほぼ一定であることがすでに確認されており、このことから本数値解析結果の妥当性が示さ

れている。

以上より，本解析手法により射出成形品内のスキン層の厚さ決定が数値的に可能となったと考えられる。

4. 3 スキン層に対する実験

熱可塑性樹脂を射出成形する場合，金型内での樹脂の流動過程において金型壁面では樹脂が急速に冷却固化されるため，金型壁面に沿ってできる表面層（スキン層）と，その間に挟まれ流動過程終了後，徐々に冷却固化する内部層（コア層）が存在し，それぞれの材料物性は異なったものとなっている¹¹⁾。特に強化繊維を混入したときの繊維配向などの問題からその違いがより大きくなると考えられる。成形品の強化繊維の配向が機械的強度や離型後の熱収縮による変形に大きく影響をおよぼすことは明かである。そこで成形品の厚さ方向に対する繊維配向状態をスキン層とコア層にわけそれぞれを調べるとともに，可視化実験を行いスキン層の繊維配向の生成状況を明らかにした。

4. 3. 1 成形品内の繊維配向状態

Fig.4-4に示すダイレクトゲート方式による単純な円形形状の成形品を解析対象とし，射出成形機（東芝機械(株)IS100E）で成形した。ゲート位置を重心，重心より25mm，46.5mm偏心させたものについて行った。それぞれ偏心0mm，偏心25mm，偏心50mmと呼ぶこととする。使用した樹脂はガラス繊維強化ポリプロピレン（徳山曹達(株)GS254，GS255，GS256）で，樹脂内のガラス繊維含有率は10wt%，20wt%，30wt%（5vol%，10vol%，15.8vol%）とした。また，その

他の成形条件はTable 4-1に示す通りである。

Table 4-1 Experimental conditions for injection molding

Used resin	Polypropylene
Injection pressure	60(MPa)
Injection ratio	10
Glass fiber contents	0, 10, 20, 30(wt%) (0, 5, 10, 15.8(vol%))
Holding pressure	20(MPa)
Holding pressure time	5(sec)
Cooling time	20(sec)
Mold temperature	20, 30, 40, 50, 60, 70(°C)
Melt temperature	208(°C)

スキン層およびコア層の繊維配向状態を明らかにするために，偏光写真で調べたスキン層厚さが0.2mm程度であることをふまえて，スキン層とコア層をそれぞれ削り出し，ゲート側のスキン層（スキンA），ゲートと反対側のスキン層（スキンB）およびコア層の軟X線撮影を行った。ただし，成形材料にはX線透過率の低い銅でメッキを施した炭素繊維をトレーサ繊維として約0.01wt%混入した。また，試験片の対称性を考慮して繊維配向の測定は，偏心0mmゲートにおいてはその1/4について，偏心25mmゲートおよび50mmゲートにおいてはその1/2について行った。第2章と同様に各試験片を要素分割し，各要素内においてトレーサ繊維を無作為に20本選び，それぞれの配向角度を求め，これを三枚の試験片について行い合計60本の平均値をとり，この値をもってその要素内でのガラス繊維の平均配向角とした。また，ガラス繊維の配向の強弱を表すパラメータとして平均配向角に対する

配向率を算出した。

実験の結果の一例をFig.4-5に示す。これらの図において、線分の長手方向が平均配向方向を、線分の長さが配向率を表している。各層における配向状態はそれぞれ異なっていることがわかる。ただし、ガラス繊維含有率の違いによる繊維配向への影響はどの層でもみられなかった。配向の様相は、コア層では、ゲート付近で比較的ランダムな繊維配向を示し、ゲートから離れるにしたがって配向率は高くなり、その配向方向は偏心0mmではゲートを中心とする同心円状となるが、偏心25mm, 50mmではゲート付近では同心円で、外周部では壁面から対称軸へ回り込む様相を示した。各偏心ゲートともスキンAではゲート付近では放射状に配向し、ゲートから離れるにしたがって壁面に沿う配向パターンとなった。スキンBでは壁面の影響を受けやすい外周部を除き全体的にランダムな配向パターンを示した。

4. 3. 2 スキン層の繊維配向の可視化実験

スキン層での繊維配向の挙動を明確にとらえるため、Fig.4-6, Fig.4-7に示すような可視化実験装置を作り、スキン層の生成状況を明らかにした。このとき金型壁面の片面をガラスとし、トレーサ繊維として炭素繊維を少量混入した。また、スキン層の繊維のみを明確にするため白色に着色したポリプロピレンを用いて写真撮影を行った。その他の実験条件はTable 4-2に示す。

まず、この可視化実験の妥当性を調べるためFig.4-6に示す可視化実験装置により円形平板の成形品を成形し、射出成形における成形品

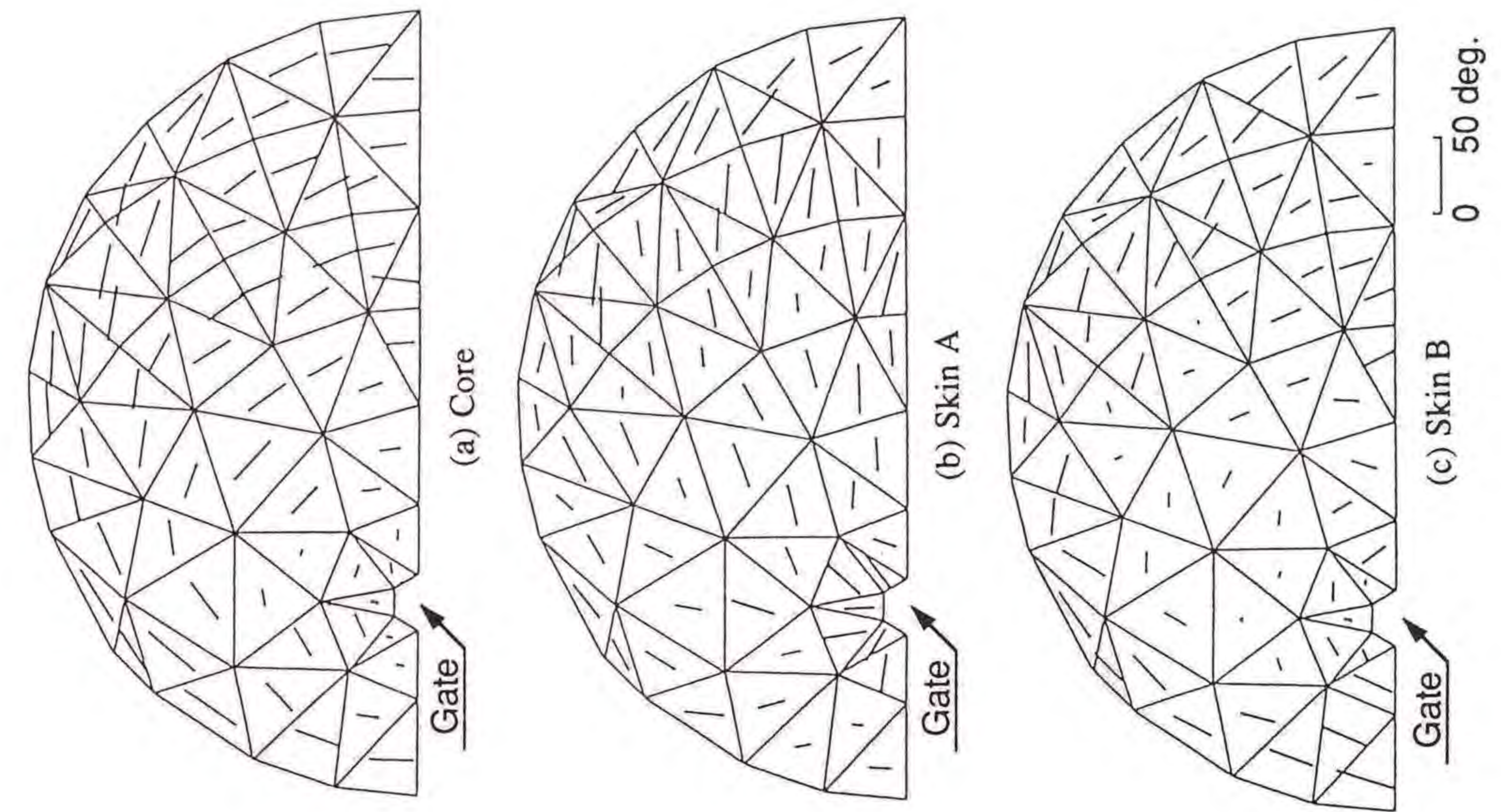


Fig.4-5 Diagram of the tracer fiber orientation.
(Glass fiber content = 20 wt%; Eccentric distance = 25 mm)

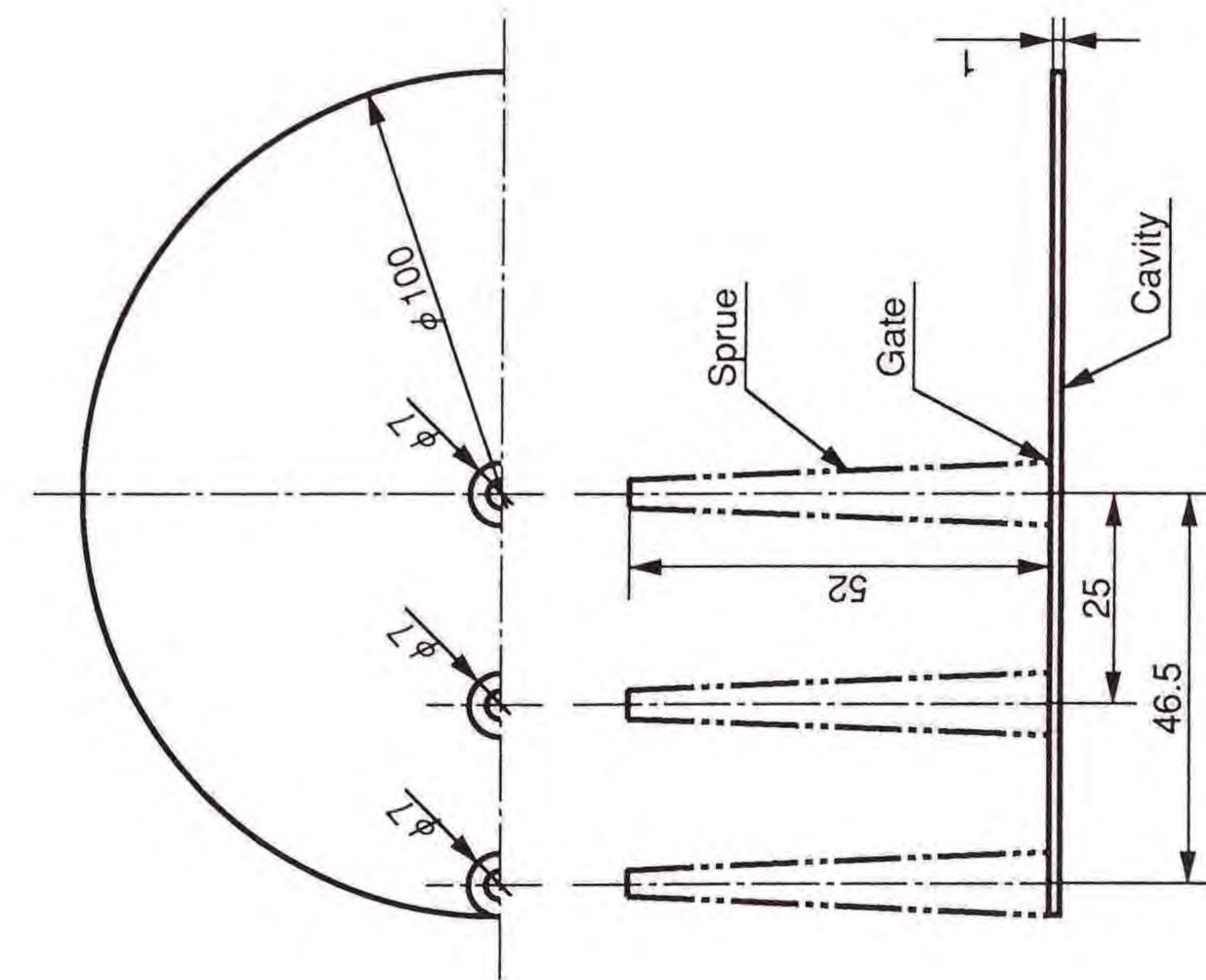


Fig.4-4 Shape and dimensions of the specimen.
(Eccentric distance = 0, 25, 50 mm)

Table 4-2 Experimental conditions for flow visualization

	Bottom	Vertical side
Used resin	Polypropylene	Polypropylene
Piston head speed	1.34(mm/sec)	0.045(mm/sec)
Melt temperature	200(°C)	200(°C)
Mold temperature	50(°C)	30(°C)
Injection velocity	3.94(mm/sec)	13.2(mm/sec)

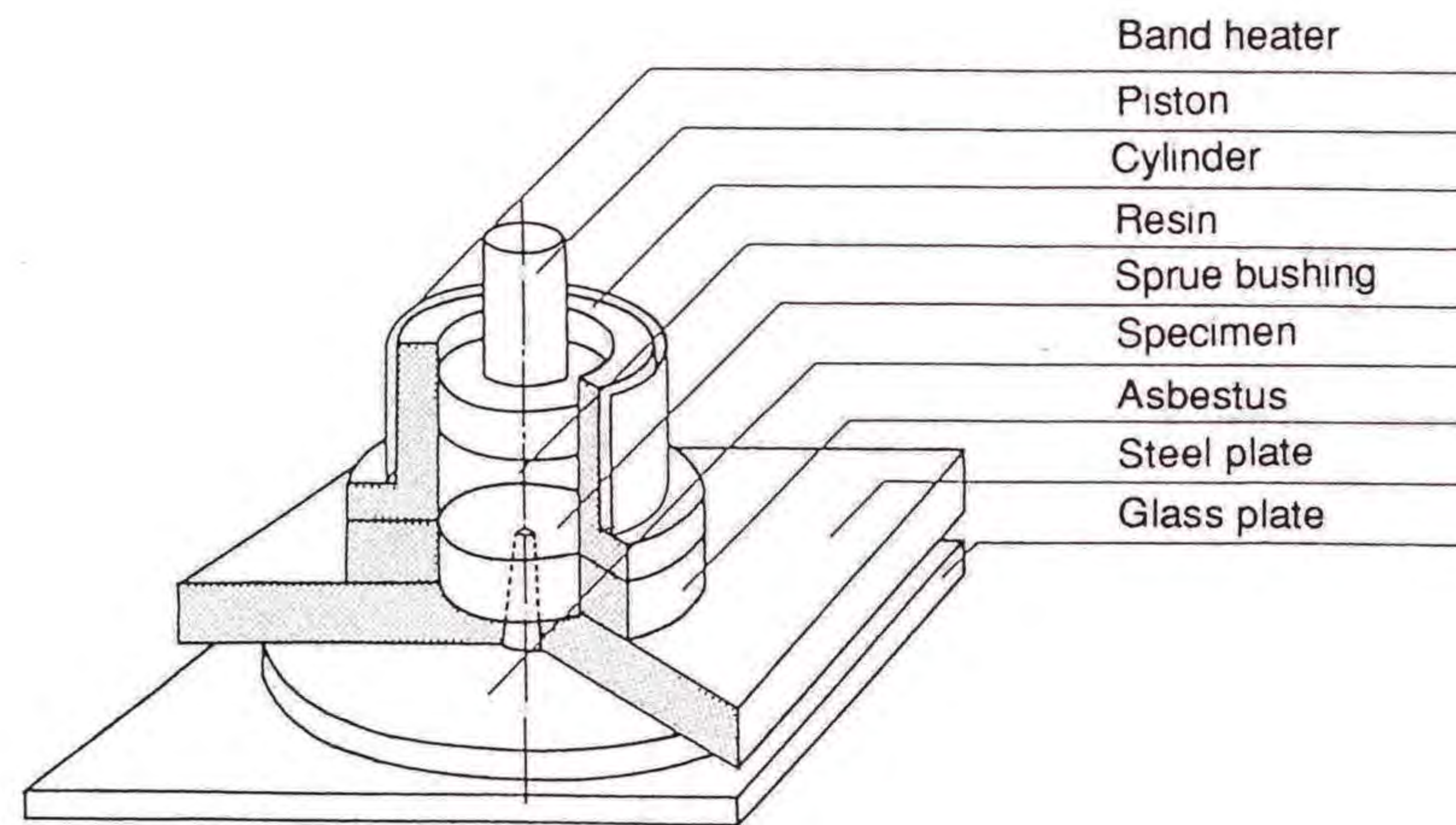


Fig.4-6 Schematic diagram of the mold for flow visualization from the bottom.

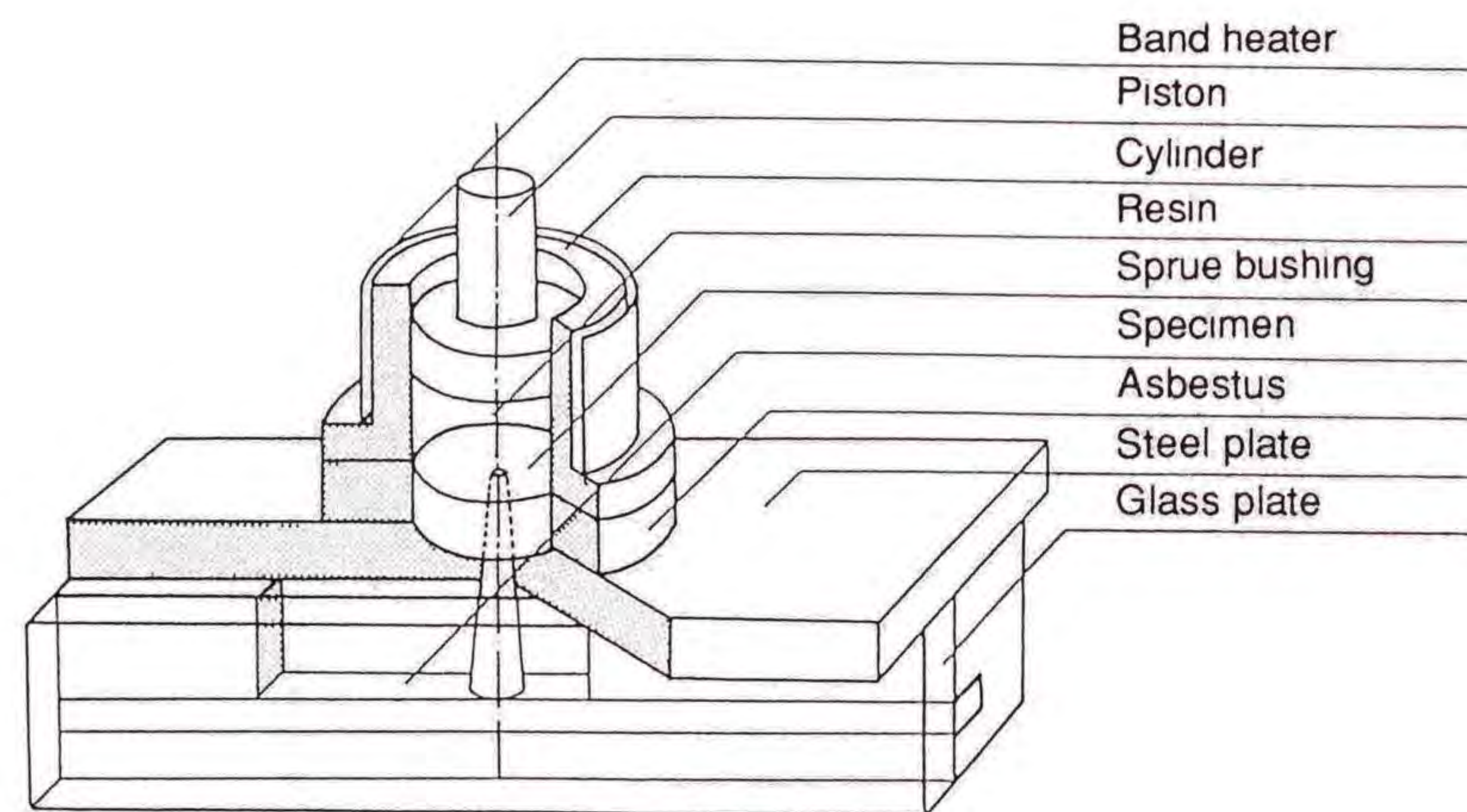


Fig.4-7 Schematic diagram of the mold for flow visualization from the vertical side.

と比べたところ配向状態がほぼ等しい結果が得られた. この実験方法の妥当性を証明していると考えられる. そして連続写真撮影により各ステップでの繊維をトレースした図をFig.4-8に示す. この図より繊維が樹脂の流線方向をほぼ向いていることがわかる.

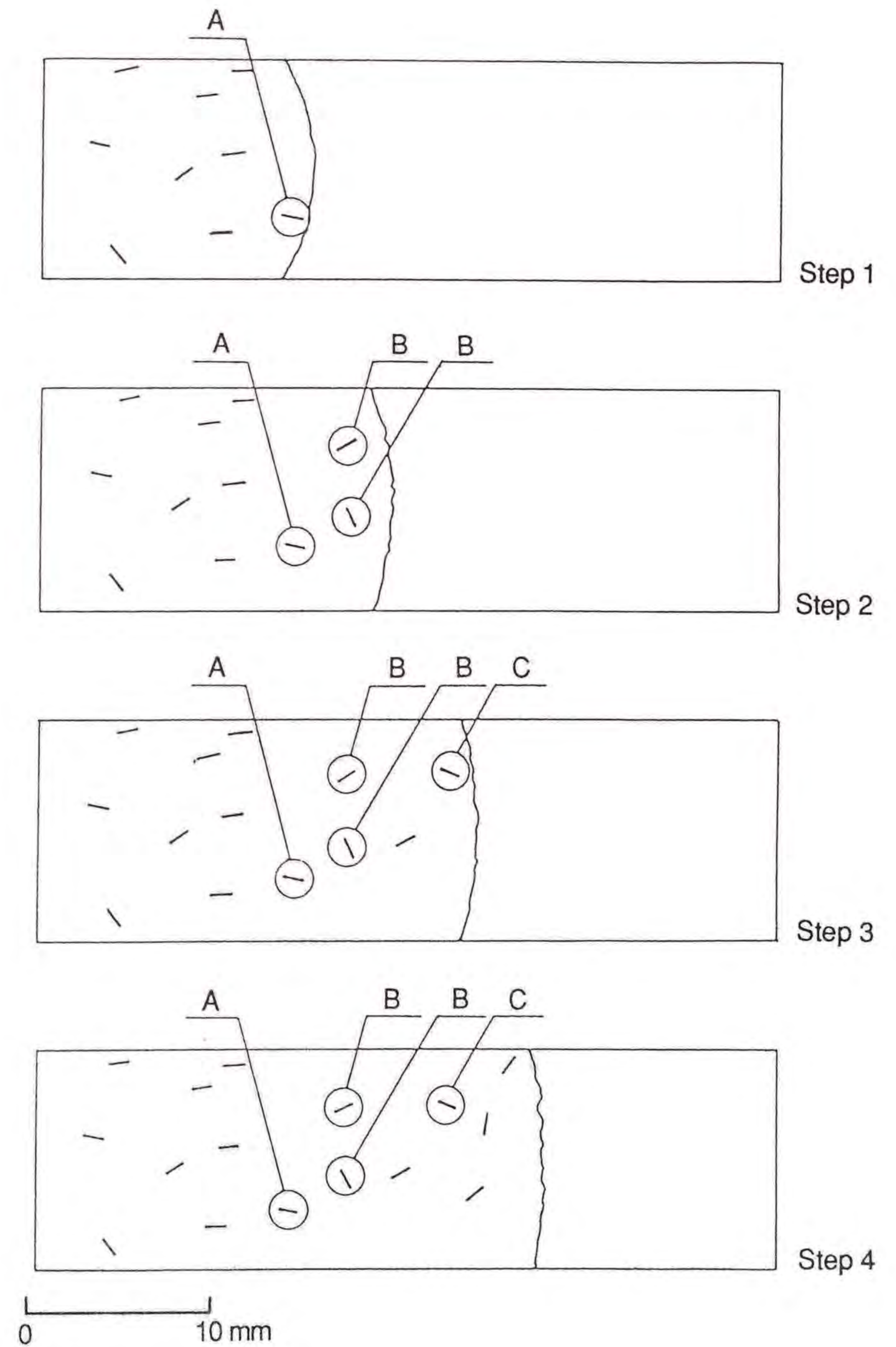


Fig.4-8 Diagram of the tracer fiber orientation at skin layer.

また、Fig.4-7に示すキャビティ部を棒状のものに変えた可視化実験装置により横方向からも観察を行った。この可視化実験により急激に流速方向の変化する領域に対してはスキン層の繊維配向はランダムであることがわかった。また流動中を撮影した連続写真の中の一本の繊維についての各ステップでの動きをトレースした図をFig.4-9に示す。これらの図より流動方向が一定の領域に対してはスキン層での繊維配向の生成状況はコア層での繊維がそのままの形で取り込まれる場合 (Fig.4-9(a)) と180°回転した後取り込まれる場合 (Fig.4-9(b)) が確認され、この二種類のパターンによってスキン層の繊維配向が生成されることが考えられる。したがって、メルトフロント部でのコア層の繊維配向状態がわかれば、スキン層の繊維配向状態について予測をたてられるものと考えられる。

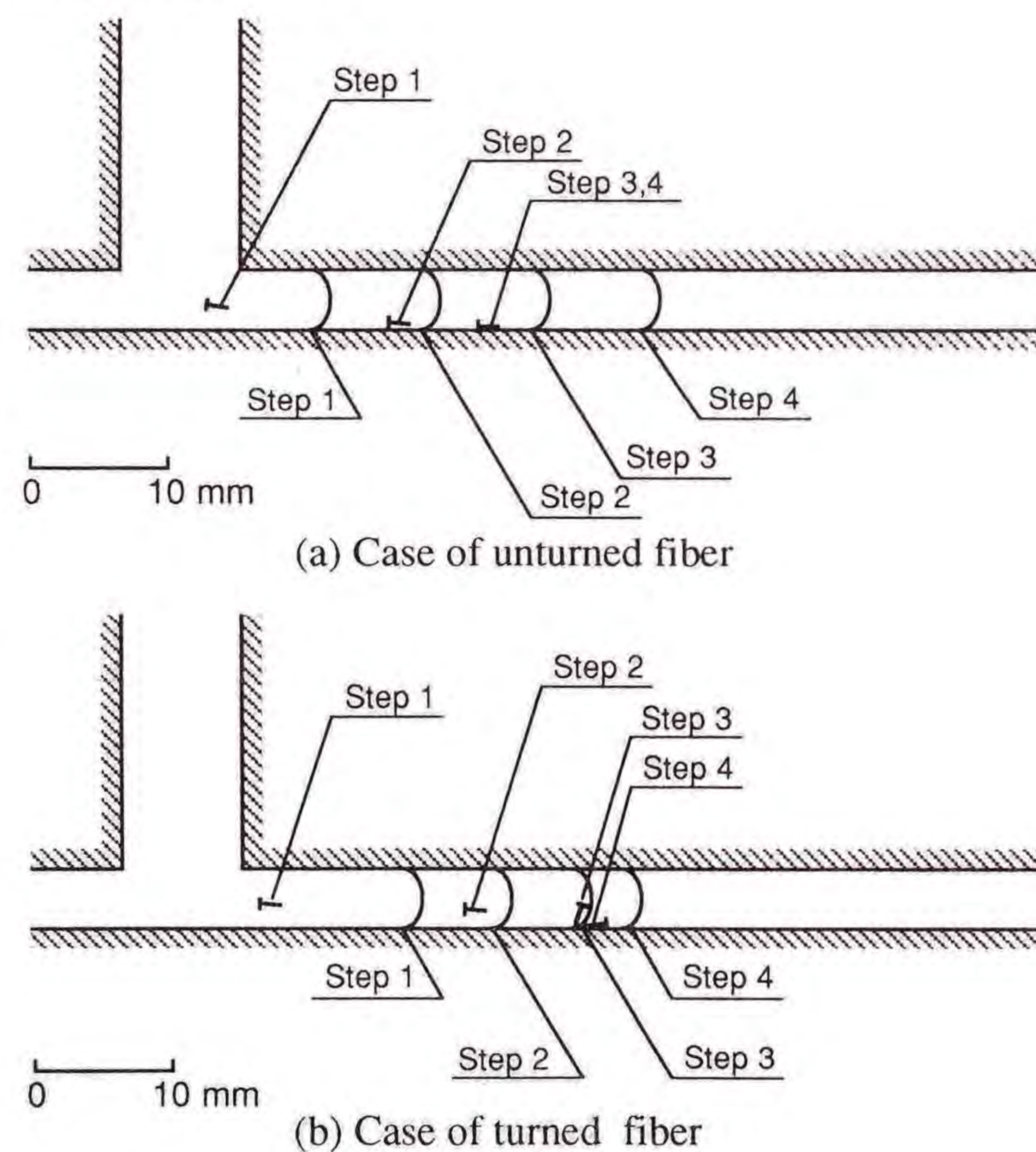


Fig.4-9 Diagram of the tracer fiber orientation.

4.4 スキン層を考慮した変形解析の検討

熱可塑性樹脂を射出成形する場合、成形品内部にスキン層とコア層を生じ、それぞれの材料物性は異なったものとなっている¹⁾。特に強化繊維を混入した場合、その繊維配向などの問題からスキン層とコア層の物性等の違いがいつそう明確になる場合がある。そこで変形解析の定量化を図るためには成形品内の厚さ方向の不均一性を考慮した材料定数を用いることが必要であると考えられる。そこで、まず単一配向層を対象とした材料物性を実験により求め、スキン層とコア層の配向状態から複合則によりスキン/コア/スキン構造を取り扱うための材料定数を求め、それを用いて変形解析を行った。

4.4.1 解析対象および成形条件

変形解析においてはFig.4-4に示すような、そりが最も顕著に現れるとされるダイレクトゲート方式による単純な円板形状の成形品を解析対象とした。

4.4.2 単一配向層を対象とした実験

スキン層とコア層を分離してそれぞれの層での材料定数を測定することは実際には困難である。そこでこの問題を解決するために、スキン層とコア層の繊維の配向方向および配向率にほぼ等しく一方向に繊維を揃えることのできるフィルムゲートを有する金型を作成し、これを用いて一方向強化材として取り扱える試験片を成形した。Fig.4-10にその成形品形状を示す。このとき、試験片の厚さを変えその他の条件を同一とすることで、スキン層厚さ一定でコア層の厚さを変える方

法と、成形時の金型温度を50℃と15℃の二種類とすることでスキン層厚さを直接変化させる方法を用いて、スキン層の存在に対する材料定数への影響を調べた。

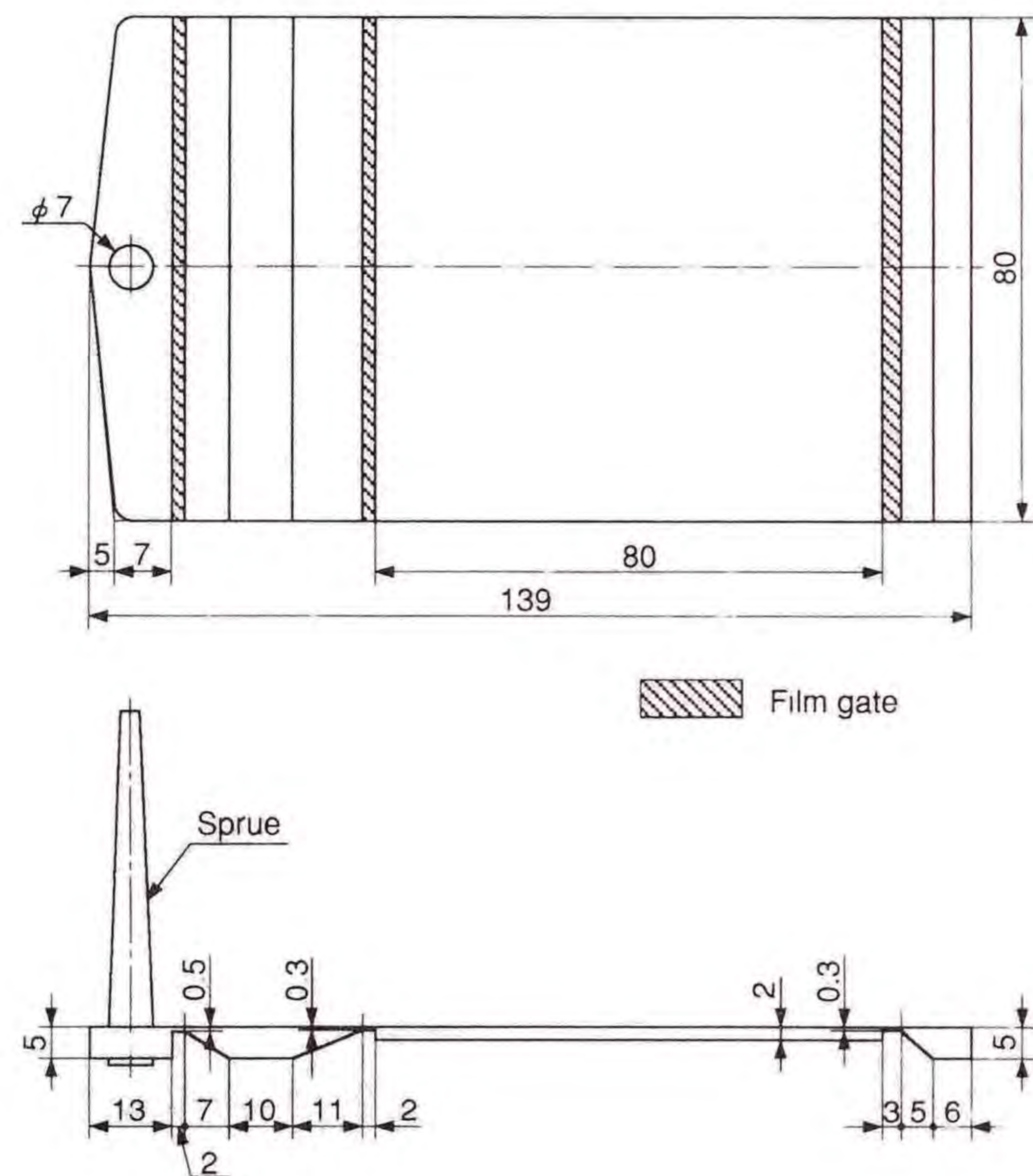


Fig.4-10 Shape and dimensions of the specimen. (Film gate)

その結果として、まずこの試験片内の各層における繊維配向状態はスキン層およびコア層の繊維の配向方向ならびに配向率にほぼ等しいことがわかり、単一配向層が得られていることが認められた。

その試験片を用いて引張り試験を行った結果の一例をFig.4-11～Fig.4-13に示す。ただし、繊維の配向方向をL、それと直交する方向をTとする。これらの図より材料定数に対してガラス繊維を混入することにより成形品が分子配向支配型から繊維配向支配型へ移行し、ヤ

さいものと認められた。またポアソン比についてはガラス繊維含有率の増加に伴いその値は徐々に減少しているが、スキン層とコア層の割合の変化に対してほとんど差異は見られなかった。

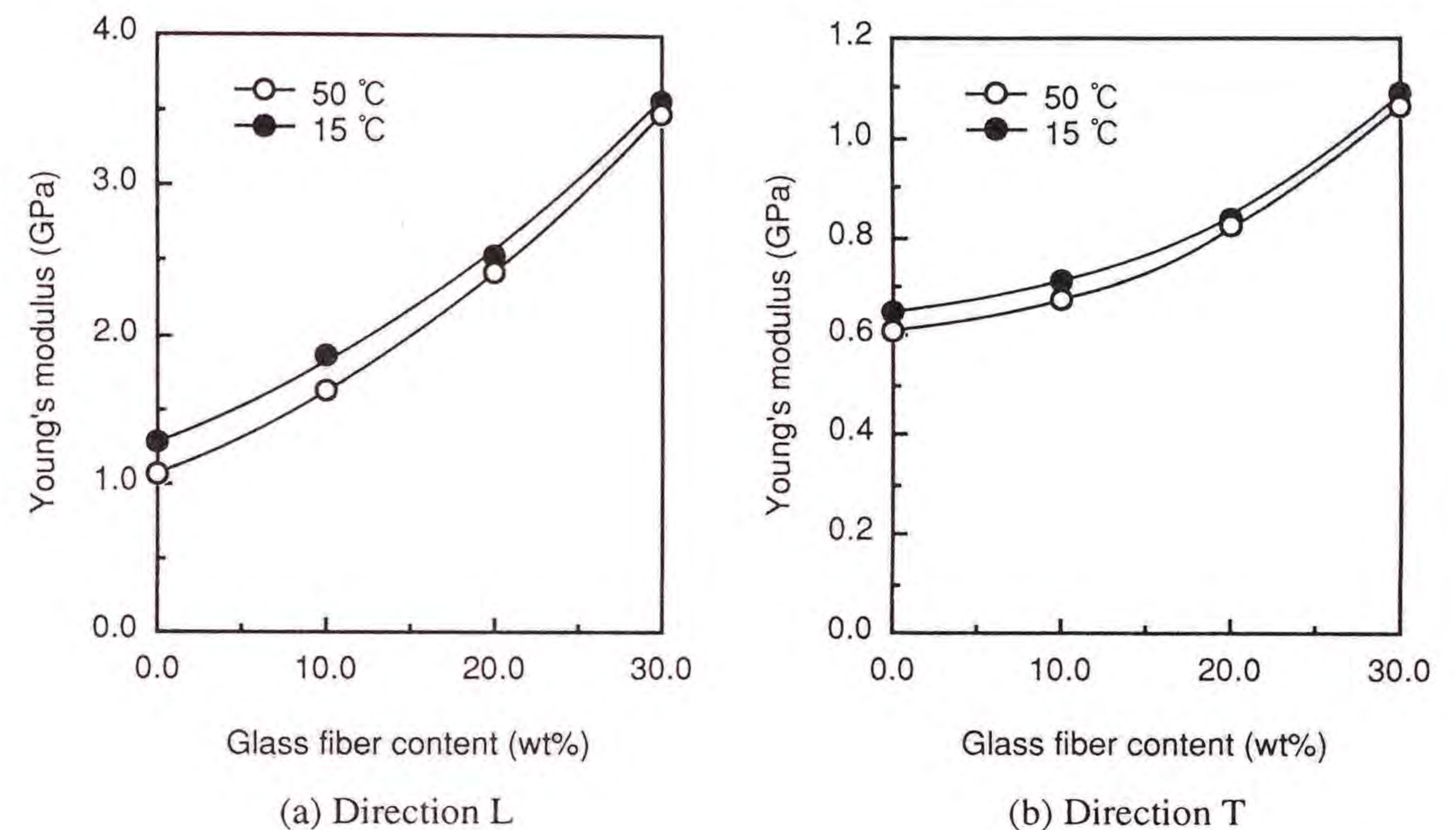


Fig.4-11 Relation between glass fiber content and Young's modulus. (thickness = 1 mm)

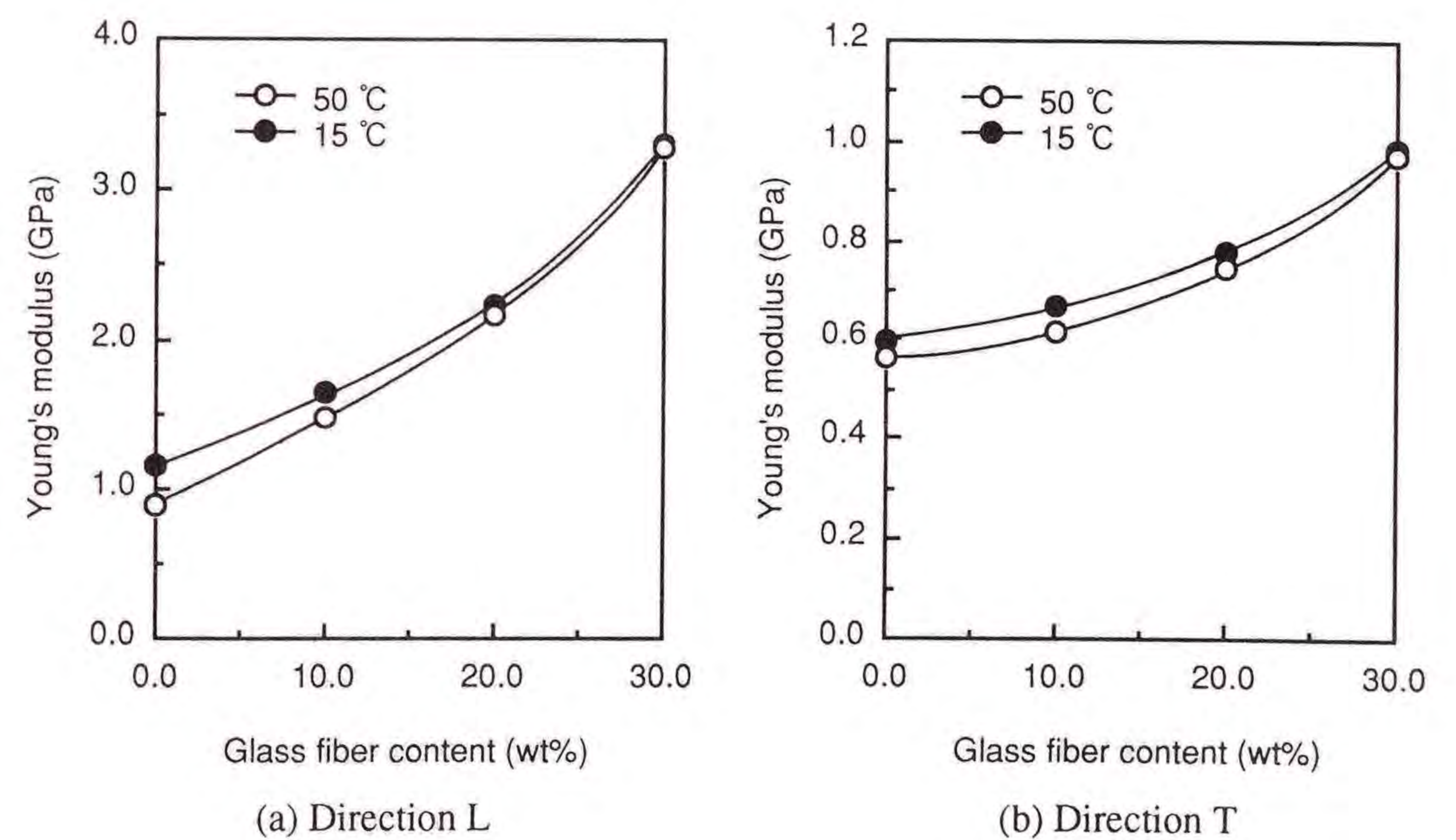


Fig.4-12 Relation between glass fiber content and Young's modulus. (thickness = 2 mm)

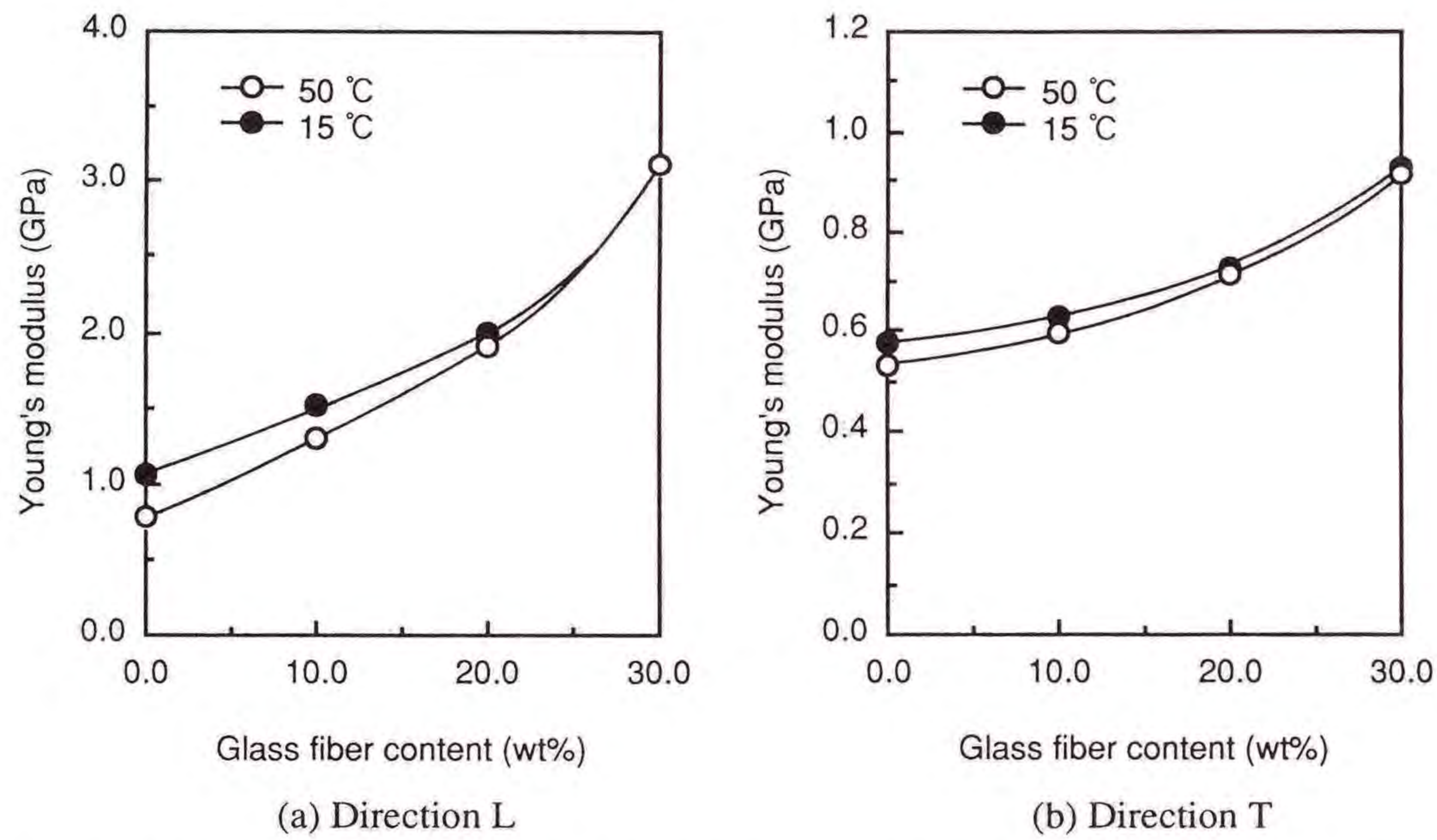


Fig.4-13 Relation between glass fiber content and Young's modulus. (thickness = 3 mm)

4. 4. 3 材料定数の決定

本章では厚さ方向の不均質に対して解析に用いる材料定数を複合則により求め、等価平面に置き換えて扁平シェル要素を用いたモデル化を行った。

射出成形品内の層構造はスキン/コア/スキン構造であるので三層の積層板とみなす。このとき、繊維方向をL、それと直交する方向をTとすると積層効果を考慮して、

$$\begin{aligned} \epsilon_L &= \sigma_L / E_T - \nu_{TL} \sigma_T / E_T \\ \epsilon_T &= \sigma_T / E_L - \nu_{LT} \sigma_L / E_L \\ \gamma_{LT} &= \tau_{LT} / G_{LT} \end{aligned} \quad (4-5)$$

となり、ここでは相反定理が成り立つ。

$$\nu_{LT} / E_T = \nu_{TL} / E_L \quad (4-6)$$

積層板に一樣な応力をかけて変形させるとき、各層にずれが生じないと仮定すれば、どの層にも一樣にx, y方向に伸びひずみ ϵ_x, ϵ_y を与え、xy間にはせん断ひずみ γ_{xy} を生じると思われる。この場合、i番目の層板を受け持つ応力成分を $(\sigma_{xi}, \sigma_{yi}, \tau_{xyi})$ とすると、力の釣合から次式のようなになる。

$$\sigma_x t = \sum_{i=1}^N \sigma_{xi} t_i, \quad \sigma_y t = \sum_{i=1}^N \sigma_{yi} t_i, \quad \tau_{xy} t = \sum_{i=1}^N \tau_{xyi} t_i \quad (4-7)$$

この各層板の応力とひずみの関係は式(4-5)~式(4-7)から次のように与えられる¹²⁾。

$$\sigma_{xi} = C_{11} \epsilon_x + C_{12} \epsilon_y + C_{13} \gamma_{xy}$$

$$\sigma_{yi} = C_{21} \epsilon_x + C_{22} \epsilon_y + C_{23} \gamma_{xy}$$

$$\tau_{xyi} = C_{31} \epsilon_x + C_{32} \epsilon_y + C_{33} \gamma_{xy}$$

$$C_{11} = \sum_{i=1}^N C_{11i} t_i / t, \quad C_{22} = \sum_{i=1}^N C_{22i} t_i / t, \quad C_{33} = \sum_{i=1}^N C_{33i} t_i / t$$

$$C_{12} = \sum_{i=1}^N C_{12i} t_i / t, \quad C_{13} = \sum_{i=1}^N C_{13i} t_i / t, \quad C_{23} = \sum_{i=1}^N C_{23i} t_i / t$$

$$E_x = N / (C_{22}C_{33} - C_{23}C_{23}) \quad (4-8)$$

$$E_y = N / (C_{11}C_{33} - C_{13}C_{13})$$

$$G_{xy} = N / (C_{11}C_{22} - C_{12}C_{12})$$

$$v_{xy} / v_{yx} = E_x / E_y$$

$$N = C_{11}C_{22}C_{33} + 2C_{12}C_{13}C_{23} - (C_{11}C_{23}C_{23} + C_{22}C_{23}C_{23} + C_{33}C_{12}C_{12})$$

そこで、解析対象である円形平板内の各層における繊維配向状態より各材料定数を求め、これを式(4-8)に代入して扁平シェル要素としての材料定数を導いた。

4. 4. 4 変形解析

変形解析においては前章と同様に幾何学的非線形問題と考え、温度増分により熱収縮を初期ひずみとして系に与える方法をとった。扁平シェル要素を用いてモデル化した場合、次に示す増分形の仮想仕事の式が成立する¹³⁾¹⁴⁾。

$$\int_V (\sigma_{ij} + \Delta\sigma_{ij}) \cdot \delta(\Delta E_{ij}) dV = \int_S (T_i + \Delta T_i) \cdot \delta(\Delta u_i) dS \quad (4-9)$$

ここで、 σ_{ij} 、 $\Delta\sigma_{ij}$ はそれぞれ応力ならびにその増分を、 T_i 、 ΔT_i は単位面積当りに作用する表面力とその増分を、 ΔE_{ij} はひずみ増分を、 Δu_i は変位増分を示しており、 δ は仮想量を表す記号である。

平衡方程式は次のようになる。

$$\sum_{e=1}^N (K_{0kl}^e + K_{Lkl}^e + K_{Gkl}^e) \sum_{e=1}^N \Delta r^e = \sum_{e=1}^N (\Delta f_k^e + \Delta f_{0k}^e) \quad (4-10)$$

ここで、 K_{0kl} は面内の微小変位剛性マトリックスと、面外の微小変位剛性マトリックスの和で、 K_{Lkl} は幾何剛性マトリックス、 K_{Gkl} は初期変位剛性マトリックス、 Δr は節点変位増分、 Δf は応力境界に分布する表面力と等価な節点力増分、 Δf_0 は初期ひずみと等価な節点力増分を表す。

平衡方程式(4-10)を各増分段階において解くが、極限荷重点や分岐点などの座屈点(不安定点)がしばしば存在し、繊維配向に起因する材料物性の異方性などの影響からその構造は不安定となり解は発散してしまう。そこで、各増分段階において剛性マトリックスの行列式の値を評価し、この値が零となる、

$$\det([K_0] + [K_G]) = 0 \quad (4-11)$$

となる不安定点の検出を行い、この点における剛性マトリックスに対して、

$$([K_0] + \lambda[K_G])\{\delta\} = 0 \quad (4-12)$$

と表される最小固有値に対応する固有ベクトルを求め、これに比例する微小な外部かく乱を不安定点と同じ外荷重レベルで系に与える操作

を行うことで、構造物の形状変化が剛性マトリックスのランクを回復させ、増分計算を続行する¹⁵⁾¹⁶⁾。

本解析法の検証とすべく実際の成形品の変形状態を知るために、その試験片の作成にあたっては、スクリュウインライン式射出成形機(東芝機械(株) IS100E)を用い、その他の成形条件は、Table 4-1に示される条件で、金型50℃、試験片厚さ1mmの場合とした。そり量の測定には離型後48時間常温にて放置した試験片を用いた。試験片の変形状態は三次元座標測定機を用いて試験片上の各部の高さを測定し、その変形量の等高線図を求めた。また、そり量を「平行な二つの平面に試験片をはさんだときに生じる二平面間距離の最小距離より試験片厚さを引いた値」と定義し、測定した。

結果の一例として実際の成形品の変形状態をFig.4-14(a)に、コア層の繊維配向を基準とした材料定数を用いた数値解析結果をFig.4-14(b)に、スキン層の繊維配向状態を考慮し、複合則により求めた材料定数を用いた数値解析結果をFig.4-14(c)に示す。

次に、ガラス繊維含有率と最大そり量の関係の一例として偏心25mmゲート場合をFig.4-15に示す。最大そり量に対してもスキン層の繊維配向状態を考慮したことにより、実際の変形状態に近づく傾向がみられた。

これらより、スキン層を考慮したことで配向率の過大評価を抑える効果が特にスキン層とコア層の繊維配向状態の異なる部分に現れ、定量的なデータを本解析に導入することで、実際の変形状態に近づき、より一層の定量化が可能となったといえる。

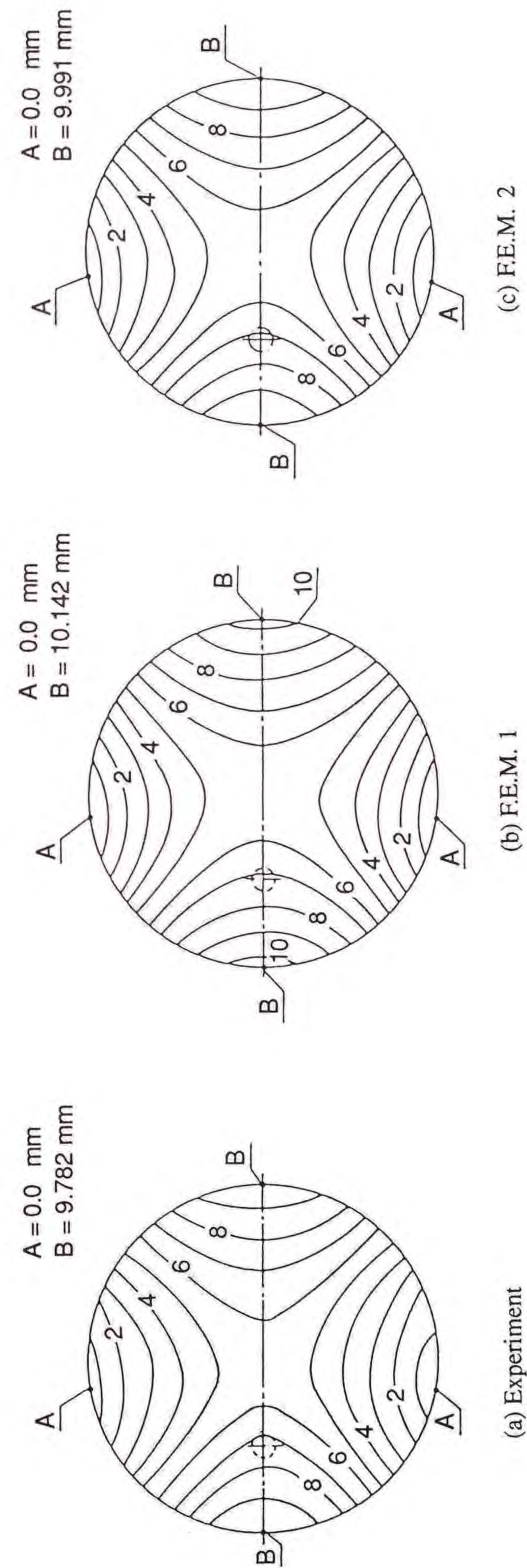


Fig.4-14 Contour line diagrams of deflection in the specimen. (Eccentric distance = 25 mm)

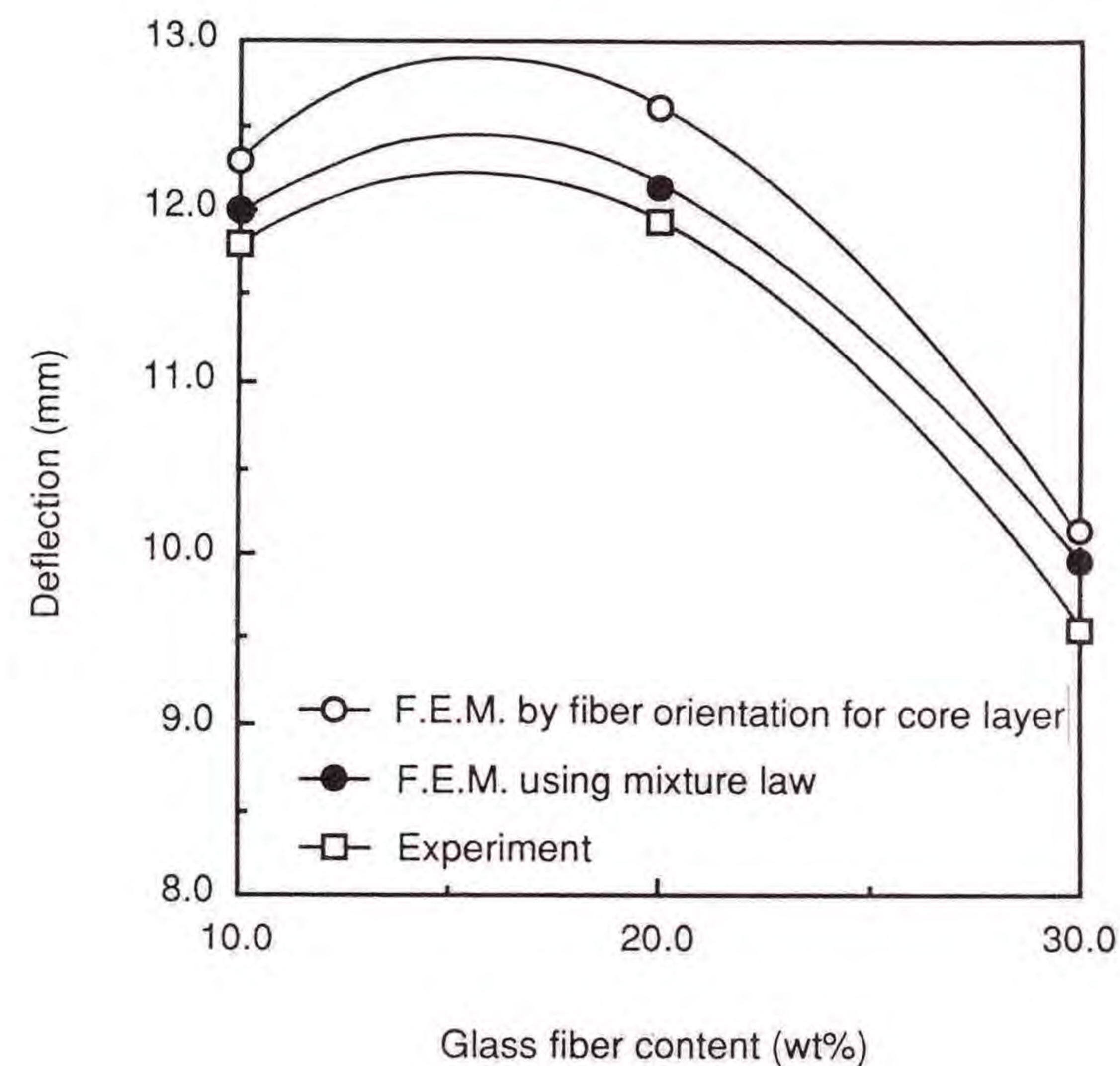


Fig.4-15 Relation between glass fiber content and deflection. (Eccentric distance = 25 mm)

4. 5 結言

本章ではまずスキン層厚さを求めるために熱伝導を考慮した流動解析を行った。さらにスキン層とコア層の繊維配向状態とスキン層での繊維の挙動を調べた。それらの結果のもとにスキン層の強化繊維の配向を考慮した変形解析を行った。

以上の結果、次のような結論を得た。

(1) 射出成形品を繊維で強化した場合、成形品内の厚さ方向に対してできるスキン層およびコア層において、それぞれの層では繊維配向状態が異なり、変形解析に用いる材料定数を決定する場合、スキン層とコア層の配向状態が明らかに異なる部分に対して、スキン層の繊維配向の影響を材料定数に考慮することが望ましい。

(2) 可視化実験によって、スキン層での繊維配向の生成状況はコア層での繊維がそのままの形で取り込まれる場合と、 180° 回転した後取り込まれる場合の二種類のパターンが確認された。また、スキン層の繊維配向となるためには、コア層内を流れメルトフロントに達してからであることが確認でき、コア層での流動解析にこれらを用いることで、スキン層の繊維配向解析が可能となったと考えられる。

(3) 熱伝導を考慮した流動解析を用いることによって、スキン層厚さの決定に対して、定性的な一致を得ることができ、スキン層の生成に対して、樹脂の固化時に発生する発熱量が大きな要因を示すことがわかった。

(4) スキン層とコア層の繊維配向を明らかにしたのち、単一配向層での配向率と各材料定数の関係を求め、これより複合則を用いて本章での変形解析に導入した結果、既存の数値解析結果に比べ実際の変形状態に対してより良い一致を示し、スキン層の繊維配向の考慮の方法としてその妥当性が証明された。

参考文献

- 1) 高橋秀郎, 松岡孝明, プラスチックス, 33, 12, pp.24~28, (1982).
- 2) 富田幸雄, "レオロジー", p.167, (1975) コロナ社.
- 3) O.C.Zienkiewicz著, 吉識雅夫・山田嘉昭監訳, "基礎工学におけるマトリクス有限要素法", pp.334~339, (1975) 培風館.
- 4) 川原睦人, "有限要素法流体解析", pp.71~77, pp.232~234, (1985) 日科技連出版社.
- 5) Pervadchuk, V.P. and Yankov, V.I., Heat Transfer Soviet Research, 10, 1, p.11, (1978).
- 6) E.Broyer, C.Gutfinger and Z.Tadmor, Transactions of the Society of Rheology, 19, 3, pp.423~444, (1975).
- 7) R.C.Givler, M.J.Crochet and R.B.Pipes, Numerical Methods in Industrial Forming Processes, pp.559~575, (1983).
- 8) S.H.Lamb著, 今井功・橋本英典訳, "ラム流体力学1", p.94, (1978) 東京図書.
- 9) 廣恵章利, 本吉正信, "プラスチック物性入門", pp.135~137, (1981) 日刊工業新聞社.
- 10) 藤山光美, 東敬一, プラスチック・エージ, 26, 5, pp.95~99, (1980).
- 11) 平井恒夫, 片山傳生, 平井三友, 経澤昌芳, 第34期学術講演会前刷集, 日本材料学会, pp.115~117, (1985).
- 12) 林毅, "複合材料工学", pp.882~885, (1971) 日科技連出版社.
- 13) 鷺津久一郎, "コンピュータによる構造工学講座Ⅱ-3-A 弾性学の変分原理概論", pp.124~127, (1972) 培風館.
- 14) 山田嘉昭, "マトリクス法の応用", pp.50~52, (1972) 東京大学出版会.
- 15) 鷺津久一郎, 宮本博, 山田嘉昭, 山本善之, 川井忠彦, "有限要素法ハンドブックⅡ", pp.150~169, (1989) 培風館.
- 16) 岩田耕司, 山田嘉昭, 日本機械学会論文集(第1部), 42, 354, pp.444~452, (1976).

料でありながら機械的特性等の物性の異なる層が存在し²⁾、一般にこれらの層はスキン層とコア層とに大別される。

そこで、射出成形過程における金型キャビティ内の材料流動を取り扱う際、スキン層の厚みを常に一定と考え、コア層内の材料流動をすきま一定の平板間流れに理想化して考えた。このときコア層内の流動は、スキン層の断熱効果により等温流れとして取り扱えるものと考えた³⁾。ただし、境界条件として、流動先端部においてスキン層を埋めるための損失を考慮した。

コア層の流動を厚さ一定の等温流れに理想化して考え、コア層内樹脂の流動を等方性の擬塑性流体としてモデル化し、二次元非圧縮性の仮定を導入した構成方程式²³⁾を非圧縮性の仮定のもとにCauchyの運動方程式に代入することとした。

解析対象としているコア層はスキン層との間に大きな摩擦を生じているものと考えられる。そこで、厚さ方向の影響を考慮して解析を行うため、コア層の厚さ方向で平均化した速度 v_i を用い、流体への摩擦抵抗を外力として取り扱い、代入することとした。したがって運動方程式は次式のようになる。

$$\rho \frac{Dv_i}{Dt} = -\frac{2p\beta}{T_{ck}} v_i \sqrt{v_k \cdot v_k} - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu(\Pi_e) \frac{\partial^2 v_i}{\partial x_k \partial x_k} \quad (5-1)$$

ここで、 ρ は流体の密度、 D/Dt は実質導関数、 T_{ck} はコア層厚さ、 Π_e は変形速度テンソルの二次の不変量、 v_i は速度、 p は圧力、 μ は粘性係数、 β は摩擦係数である。また β は次式により算出した。

$$\beta = 2\mu(\Pi_e) \cdot (2 + 1/n)^n / (\rho T_{ck} \sqrt{v_k \cdot v_k}) \quad (5-2)$$

ここで、 n は構造粘度指数 ($n = 0.49$) である。

また、次式で示される二次元非圧縮性流れにおける連続の式を式(5-1)と連立させることとした。

$$\frac{\partial v_k}{\partial x_k} = 0 \quad (5-3)$$

偏微分方程式(5-1)、(5-3)において v_i 、 p を未知関数とし、Galerkin法⁴⁾を用いた有限要素法で定式化を行い、時間積分の定式化としては陰解法⁵⁾を用いて数値解析を行った。本解析では速度の非線形項に対しては、前回のステップの速度による線形化を行い、これに繰り返し代入法⁶⁾を適用した。

Fig.5-2に数値解析に用いた要素分割と境界条件の一例を示す。金型壁面部境界では x 、 y 方向の速度成分 $u = v = 0$ 、流動先端での自由境界では、表面力を $S = 0$ とした。ゲート部分の境界は射出速度一定から、 u 、 v を実験で用いた射出速度より求めた値とした。

本章では要素分割に示すように箱形成品の二次元化を箱を展開により行い、これを解析することにより二次元解析を適用することにした。この場合、面と面とをつなぐ境界の条件が問題となる。そこで本解析においては境界における節点で速度および圧力の値は等しく、速度に関してはその方向のみが変化するものとして次に示す座標変換を

用いて解析を行った。

$$\begin{aligned} u_i &= (u_j \cos \theta + v_j \sin \theta) \cdot T_j / T_i \\ v_i &= (-u_j \sin \theta + v_j \cos \theta) \cdot T_j / T_i \\ p_i &= p_j \end{aligned} \quad (5-4)$$

ここで、 u は x 方向速度、 v は y 方向速度、 p は圧力、 T はコア厚さであり、 θ は節点 i と節点 j の間の変換角である。また、各面をつなぐ稜線部では、実際、厚さ方向でスキン層との摩擦が片面だけであるため、稜線部の摩擦係数を $1/2$ として解析を行った。

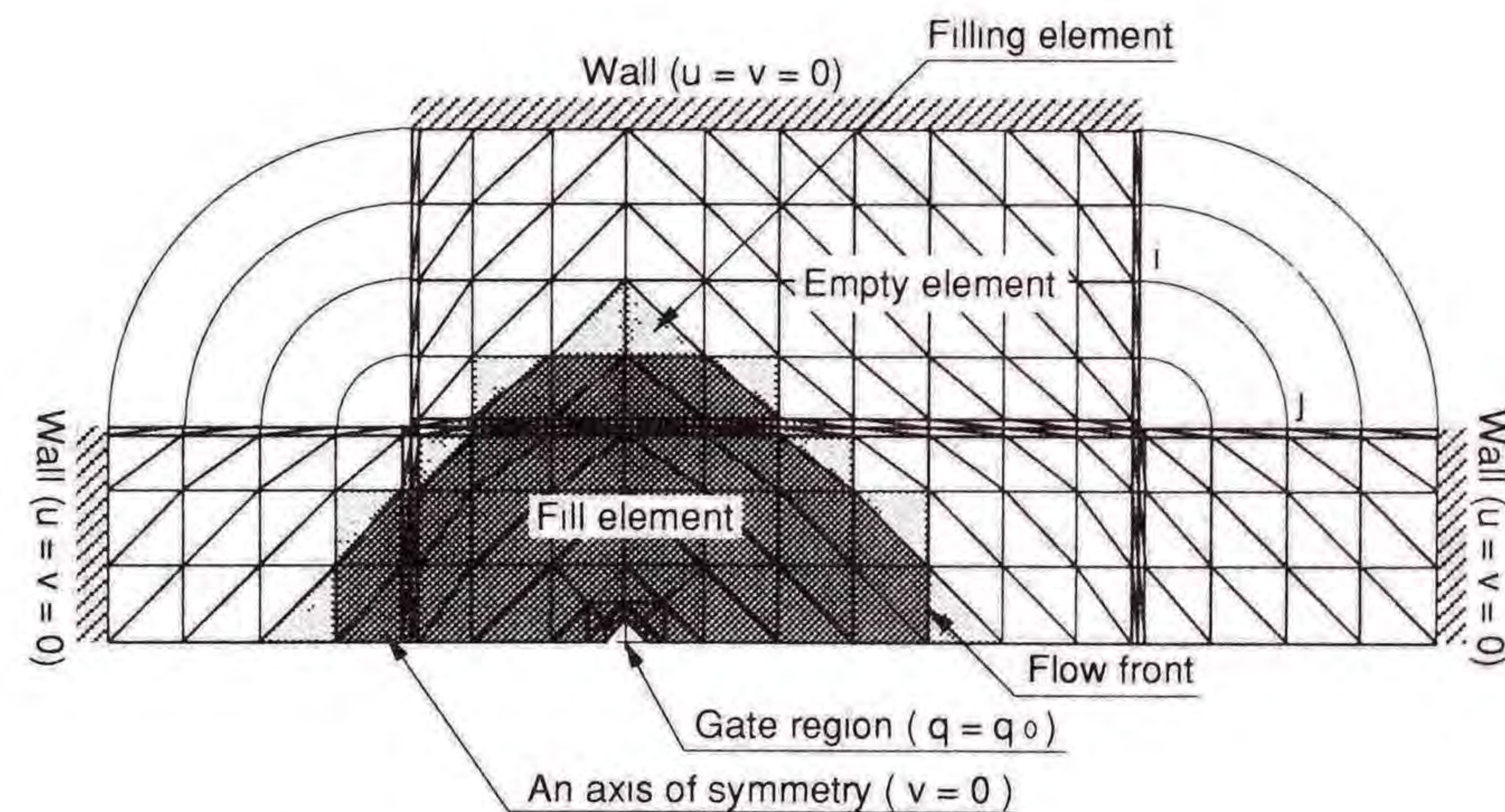


Fig. 5-2 Boundary condition for flow analysis.

材料流動先端部の進行については、Broyerらが行っている流量計算により流動先端部の移動を求める手法⁶⁾を応用した。そして、スキン層は生成されてから充填が終了するまで、その厚さが変化しないものと考え、流動先端部は、スキン層生成のために流動材料が失われるも

のと考えた。つまり本解析手法では、流動先端部にある未充填要素に流れ込む流量を評価する際に、その損失分を考慮に入れて要素充填を判定した。

5. 2. 3 繊維配向解析

前節で示した材料流動解析結果を用いて行う繊維配向解析手法を述べる。薄肉製品の繊維配向について行うため、二次元平面に限った問題として解析を行った。

まず、繊維配向のシミュレーションを行うために、第2章と同様に繊維配向のモデル化において以下の仮定をおくこととした。

- (1) 繊維状態は、そのまわりの流体と完全に同一の運動をする。すなわち流体の粘性が高く、繊維状物体の慣性力が無視できる。
- (2) 繊維状物体間における相互作用は無視できるほど小さい。
- (3) 繊維状物体の配向は二次元配向のみとする。

これにより流体中の繊維状物体の軸方向に分布する速度のうち、軸方向に垂直な速度成分が繊維状物体の回転運動を支配しているものと考えられ、さらに繊維状物体が回転運動するのは、この速度成分が軸方向に勾配を持つときであると考えられる。この概念図をFig.5-3に示す。そこで、次式で表せる二次元速度勾配テンソル⁷⁾を用いて数値解析を行った。

$$[D] = \begin{vmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} \\ \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial v}{\partial y} \end{vmatrix} \quad (5-5)$$

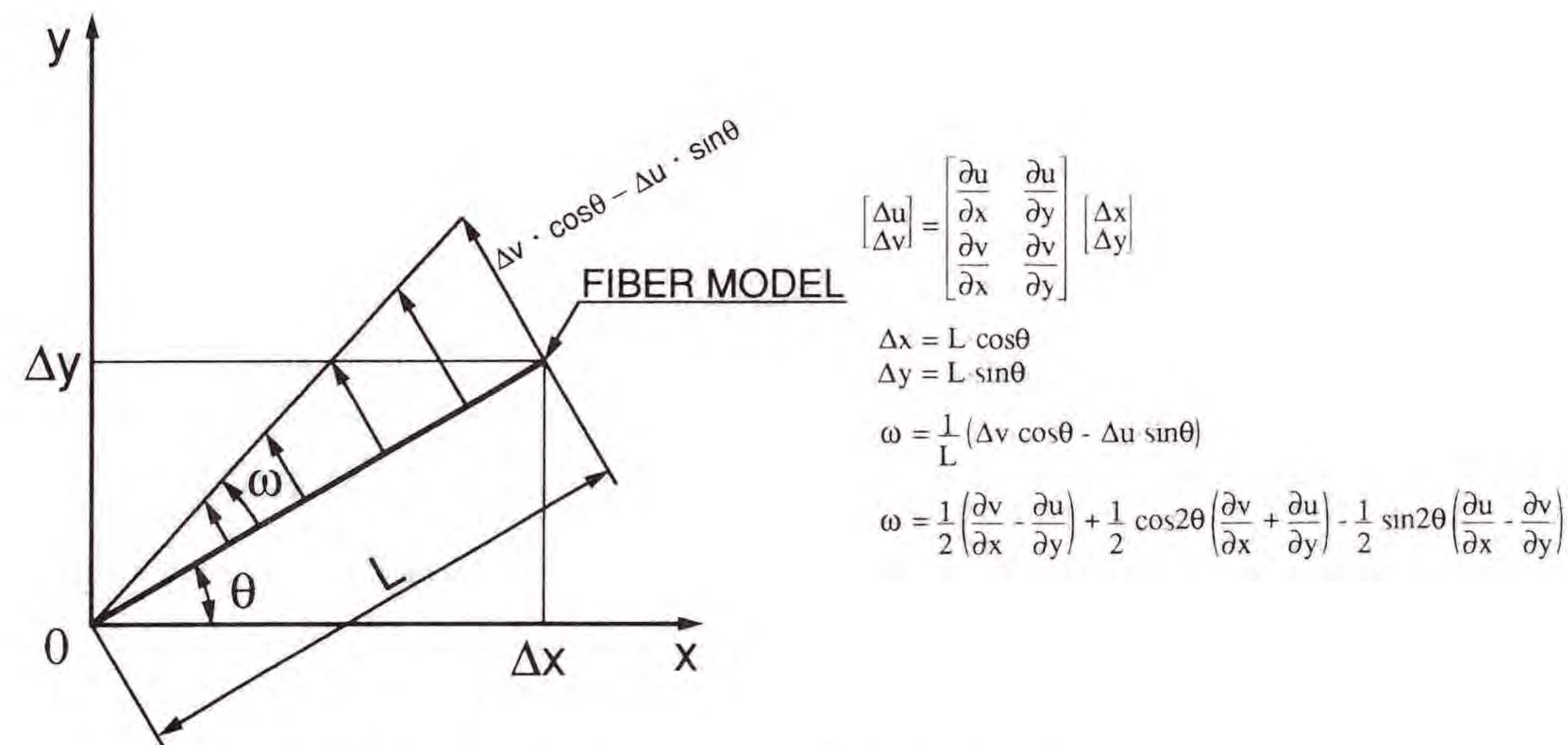


Fig.5-3 Schematic diagram of fiber rotation rate.

上式において u , v はそれぞれ x , y 方向の速度成分である。したがって上式を用いると繊維状物体の回転角速度 ω は次式によって求まる。

$$\omega = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \frac{1}{2} \cos 2\theta \cdot \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) - \frac{1}{2} \sin 2\theta \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial x} - \frac{\partial v}{\partial y} \right) \quad (5-6)$$

上式において、 θ は x 方向に対する繊維の角度である。繊維状物体の x 方向に対して θ 傾いている状態から微小時間 Δt_f における回転角変位 $\Delta \theta_f$ は、次式となる。

$$\Delta \theta_f = \omega \Delta t_f \quad (5-7)$$

これから、流動解析での時間ステップ Δt における繊維の回転変位 $\Delta \theta$ は、次式となる。

$$\Delta \theta = \sum \Delta \theta_f \quad (5-8)$$

$$\Delta t = \sum \Delta t_f \quad (5-9)$$

前章までは、 $\Delta t_f = \Delta t / 50$ として解析を進めているが、式(5-6)から明らかなように、 ω が θ により変化するため、 ω が大きなところでは、 Δt_f を十分小さく取らなければ、 θ の変化にともなう ω の変化を考慮できず、必要以上の繊維回転が起きてしまう。また、 Δt_f を十分小さく取った場合には、 Δt 間に計算しなければならない時間ステップが非常に大きくなり、解析において、非常に多くの時間が必要となる。

そこで本解析では、逆に各繊維ごとに微小回転角 $\Delta \theta_f$ を十分小さく取り、繊維が $\Delta \theta_f$ だけ回転するために必要な各時間 Δt_f を計算し、この時間のトータルが Δt になるまで計算を繰り返すこととした。これにより回転各速度 ω の大きいところでも $\Delta \theta_f$ ごとに ω が変化するので必要以上の繊維回転が起きず、また、 ω の小さなところでは ω 自体の変化が小さなものとなっているため、その影響は小さいものと考えられる。

次に、繊維配向の数値解析において取り扱う仮想繊維について述べる。第2章では要素内に20本の仮想繊維を一組として与えることで繊維の配向解析を行ってきた。しかし、この方法では初期繊維配向の与え方の問題や時間ステップごとの要素間での繊維の引き継ぎのためにさらにこの20本の繊維をセットとして数組の繊維を用いて解析を行っており、非常に複雑な処理が必要である。さらに、要素間で流量の流入による繊維本数での引き継ぎから、要素での繊維本数に過不足が生じ、その処理なども必要となってくることから、解析時間の問題や

繊維の取り扱いに不十分な点が生じることがある。そこで本解析では、先に述べたように $\Delta\theta_f$ を一定とする方法から $\Delta\theta_f=1^\circ$ として、要素における繊維を 1° ごとに存在する仮想繊維の割合で与えることにした。これは要素内で常に一定に計算し直され、要素間での仮想繊維の引き継ぎは、要素間の流量計算により流量の流出入の割合で各角度の繊維を引き継げばよく、また、初期配向繊維の設定も角度ごとに与えることが可能となる。

以上に述べた繊維配向の数値解析モデルを用いた数値解析手法について述べる。

(1)初期領域にゲート部から流入する流量に見合う割合の仮想繊維を配向角がランダムになるように与える。

(2)つぎに、時刻 t において時間刻みを Δt とする有限要素法を用いた非定常流動解析により速度場を求める。

(3)時刻 t における速度勾配テンソル $[D]$ を、各有限要素ごとに求める。

(4)要素内でこの $[D]$ を用いて $\theta=0\sim 180^\circ$ ごとに回転角速度 ω を計算し、これより各角度における繊維が 1° 回転するのに必要な時刻を計算して各角度の繊維を 1° ごと回転させて、それに必要な時間を足していき、これを時間刻み Δt になるまで各繊維を回転させる。これを各要素で計算する。

(5)各有限要素の境界において時刻 t から時刻 $t+\Delta t$ 間における要素間の流量を計算し、この流量に見合う割合に仮想繊維を引き継ぐ。

以上の(1)~(5)を材料が金型がキャビティ内に充満するまで繰り返

す。ただし、 Δt が非常に大きくなる場合は、 Δt を細分してやることとした。

5.3 実験解析

本章に示した解析モデルおよび解析手法の有効性、有用性を検討するため、実験解析を行った。

5.3.1 実験条件

試験片の形状はFig.5-1に示す数値解析対象と同じ箱形成形品である。成形樹脂には、ポリプロピレンをマトリックスとした、ガラス繊維含有率20wt% (10vol%)のガラス繊維強化ポリプロピレン(徳山曹達株GS255)を用いて、スクリュインライン式射出成形機(住友重機株 N515/150SYCAP)で成形を行った。また、本実験のために用いた金型形状をFig.5-4に示す。成形条件をTable 5-1に示す。

Table 5-1 Experimental conditions

Used resin	Polypropylene
Injection velocity (150mm/sec)	10, 50(%)
Holding pressure	0(MPa)
Holding pressure time	10(sec)
Cooling time	20(sec)
Mold temperature	50($^\circ\text{C}$)
Melt temperature	220($^\circ\text{C}$)

5.3.2 実験方法

金型内の材料流動状態を検討する際、実験では実際に材料流動過程を追うことが困難であるため、ショートショットと呼ばれる未充填の

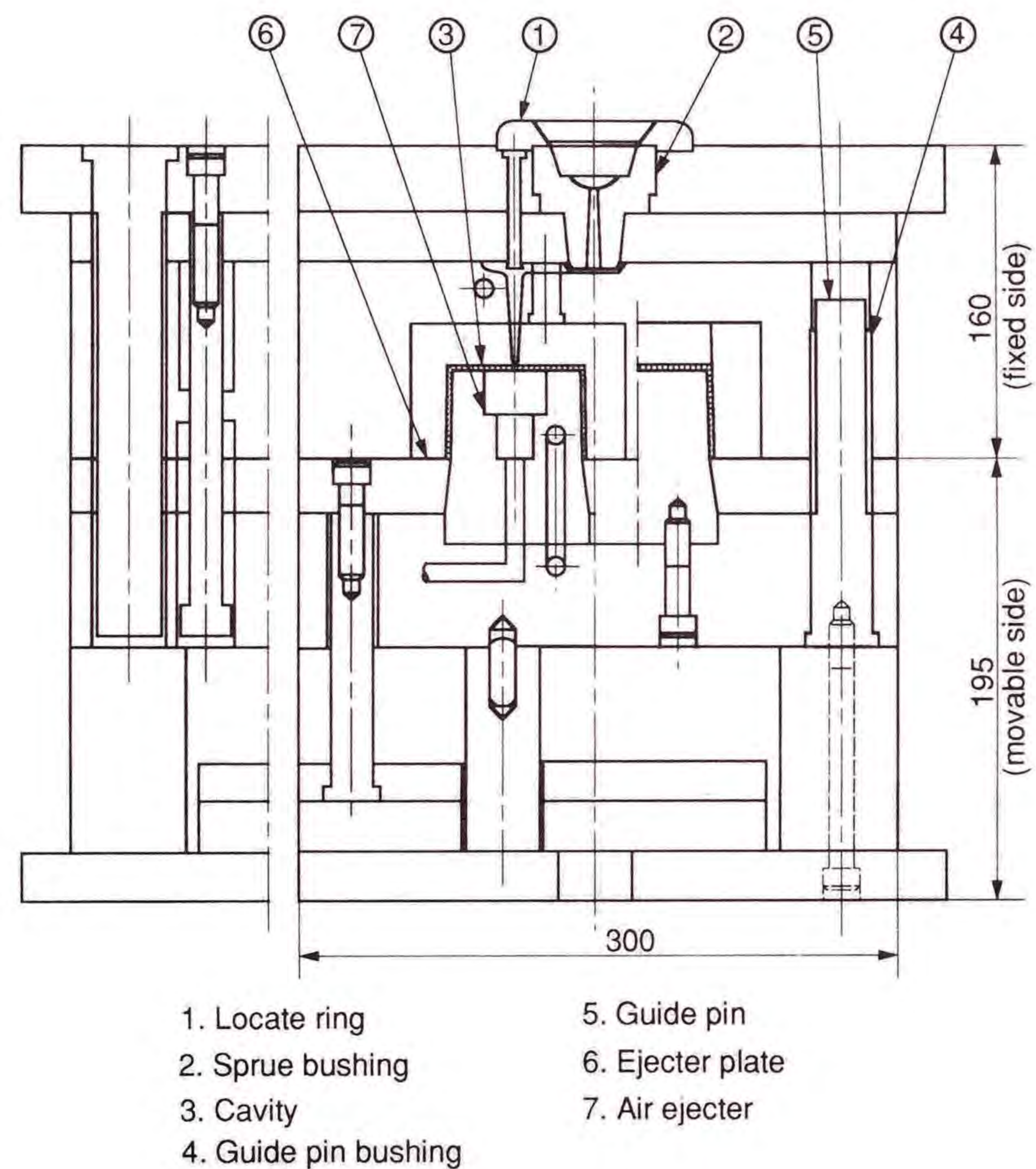


Fig. 5-4 Schematic diagram of the metal mold.

成形品を多段階に成形し，材料流動状態の把握を行った．成形品は，射出速度を $150\text{ mm/sec} \times 10\%$ および 50% とし，ゲート位置を成形品の中央部および中央部から 25 mm ， 50 mm だけ移動させて成形した．なお，ゲート位置が成形品の中央部にあるものを偏心 0 mm ，中央部から 25 mm 移動させたものを偏心 25 mm ， 50 mm 移動させたものを偏心 50 mm と呼ぶこととする．

試験片中の強化繊維の配向を測定するために，X線透過率の低い銅でメッキした炭素繊維をトレーサとして混入し，軟X線写真撮影を行

った．軟X線写真の一例をFig.5-5に示す．この軟X線写真をFig.5-6に示す要素に分割し，各要素内のトレーサ繊維を測定した．ただし，コア層の配向を調べるためスキン層（約 0.2 mm ）を削り取った試験片について行った．そして，平均配向角および配向率を第2章と同様に定義し，算出した．

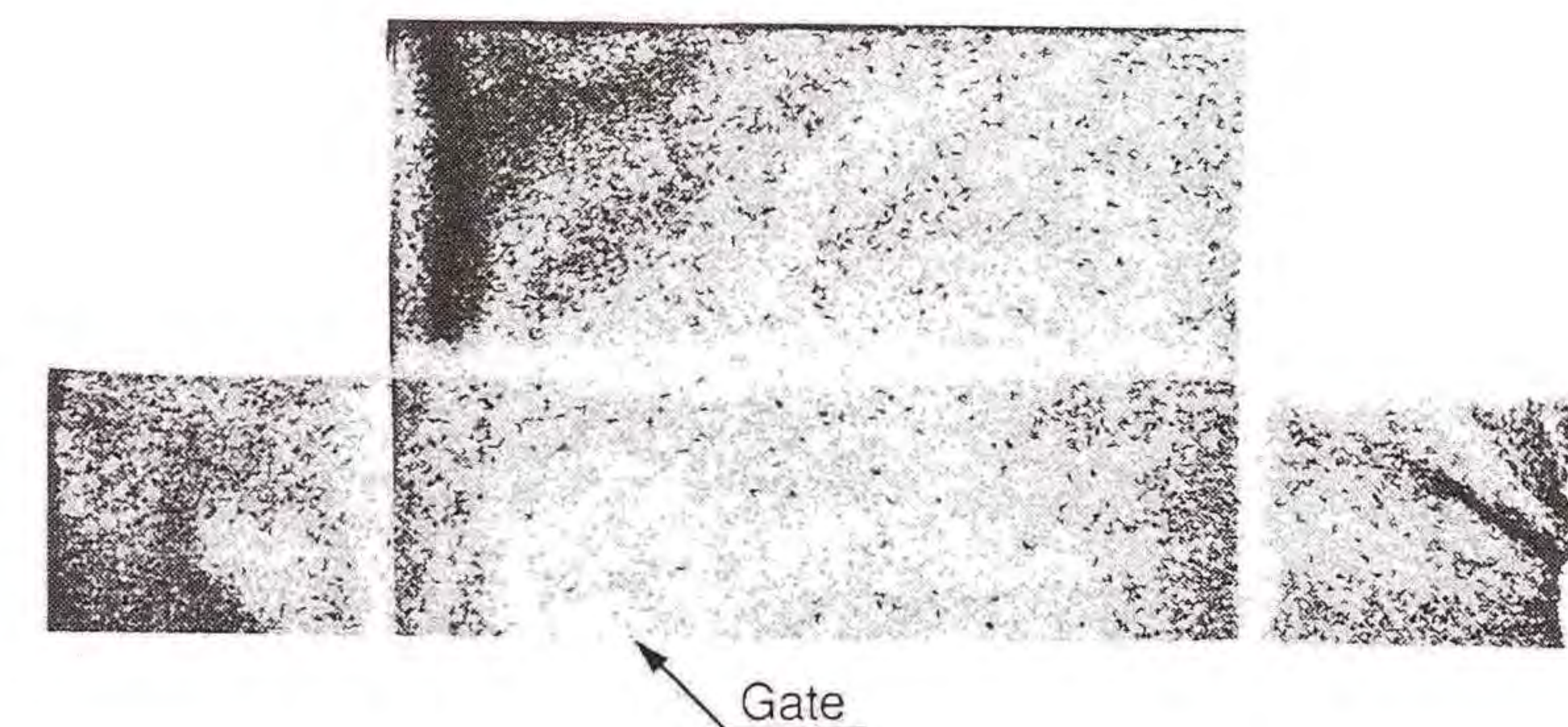


Fig.5-5 Soft X-ray photographs of injection molded test piece. (Eccentric distance = 25 mm)

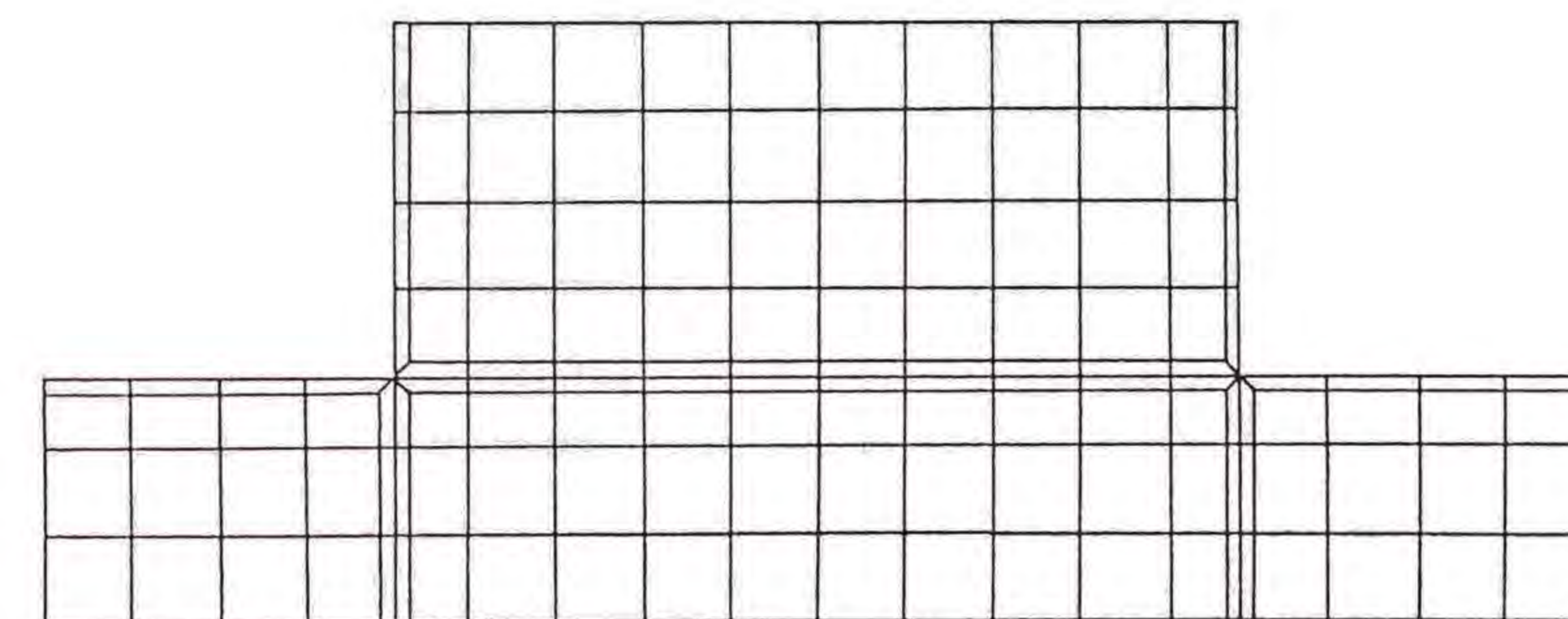


Fig.5-6 Measurement of fiber orientation from soft X-ray photograph.

5. 4 解析結果および考察

数値解析結果を実験解析結果と比較して，その解析手法の有用性，有効性についての検討を行う．

5. 4. 1 材料流動過程

実験において射出成形における金型キャビティの充填過程をショートショットにより求めた。そして射出速度による充填過程の違いを見るため射出成形機の射出速度設定で150mm/secに対して50%および10%として成形を行ったが、二つの射出速度による充填過程の違いはほとんど見られなかった。実験結果の一例として偏心25mm、射出速度150mm/sec×50%の場合をFig.5-7に示す。

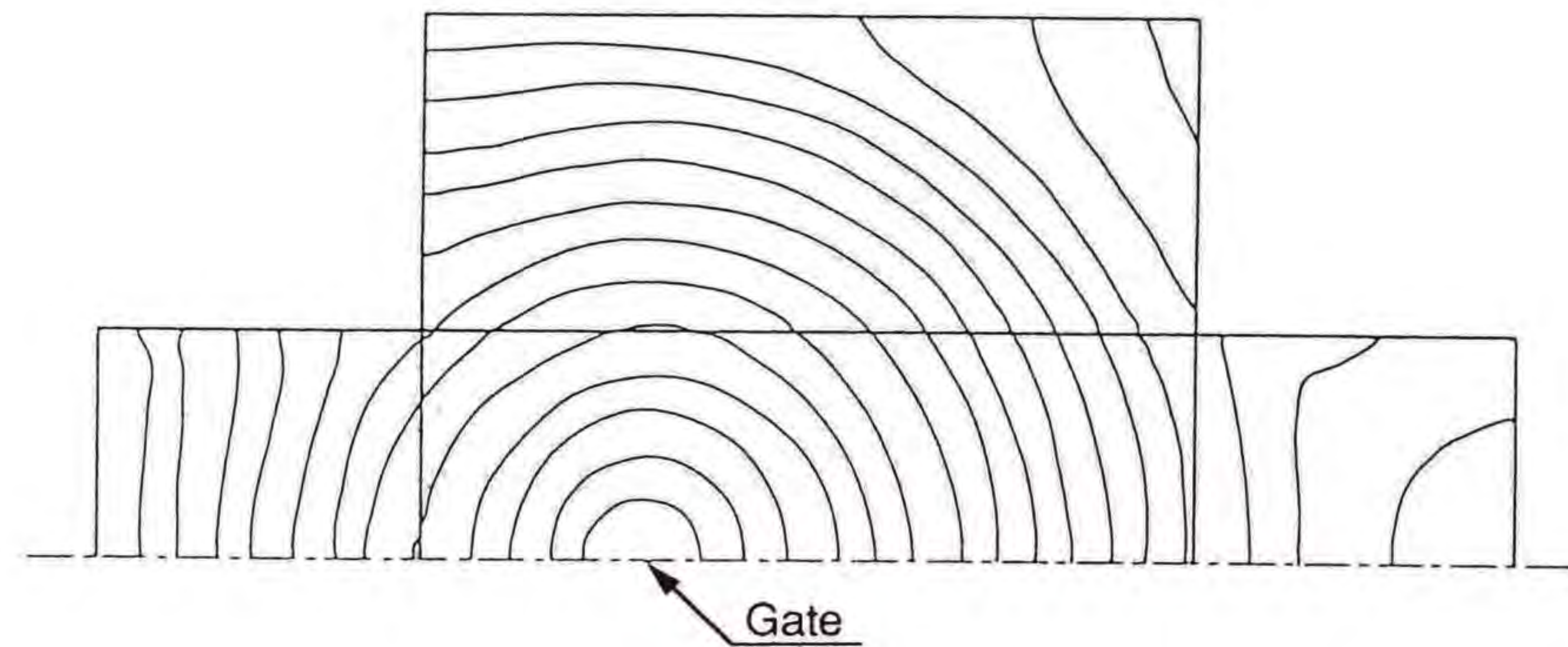


Fig.5-7 Filling-up process by short shot molding.
(Eccentric distance = 25 mm ; Injection velocity = 50 %)

流れが側面に達するまでは、同心円状に充填が進んでいる。左側面部にフローフロントが達すると側面稜線部に沿う流れが生じ、充填が進むにつれ左側面部では稜線部の流動が進んだ状態となっている。左側面部が充填すると上下側面での流動が右側面部方向に向かって進んでいく。上下側面では底部での先行がみられる。そして、フローフロントが右側面部に達すると、稜線部先行とともに、最終充填が右側面の底部中央となっている。

数値解析による流動解析は実験解析に用いたポリプロピレンの熔融時の材料定数を用いて行った。すなわち、成形時の温度220℃におい

て、密度 $\rho = 0.9281 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$ 、擬塑性粘度 $K = 0.3344 \times 10^4 \text{ Pa} \cdot \text{sec}^n$ 、構造粘度指数 $n = 0.49$ とした⁸⁾。摩擦係数 β は、次式により算出した。

$$\beta = 2\mu(\Pi_e) \cdot (2 + 1/n)^n / (\rho T_{ck} \sqrt{v_k \cdot v_k}) \quad (5-13)$$

数値解析結果においても射出速度の違いによる流動状態の変化が顕著に現れなかった。数値解析結果の一例として偏心25mm、射出速度150mm/sec×50%の場合の解析領域の進展過程、流速ベクトル、圧力分布をそれぞれFig.5-8, Fig.5-9, Fig.5-10に示す。なお、速度ベクトルについては、節点における場合と、流動過程を把握し易くするため、要素における速度ベクトルを示すこととした。充填過程についてはフローフロント部での要素形状の影響を考慮すると実験解析に対してかなり良い一致が得られたことがわかる。また、材料流動は圧力勾配によるものであるから、圧力分布がほぼそのときの流動状態を示すものと思われる。解析より得られた圧力分布図から予測される材料流動は実験解析によるものとほぼ一致している。ただし、稜線部の先行は、解析によるものが実験によるものに比べ大きくなっている。この原因としては、解析で用いたメッシュが、稜線部で細長となり過ぎ充填の際に稜線部の進行が突出し易いため、摩擦係数の変化による影響が過剰になると考えられる。しかし、稜線部の先行を表すのに稜線部摩擦を下げやすることで十分適応できるものと思われる。

以上により、ここで示した解析方法で、箱形成形品に対する材料流

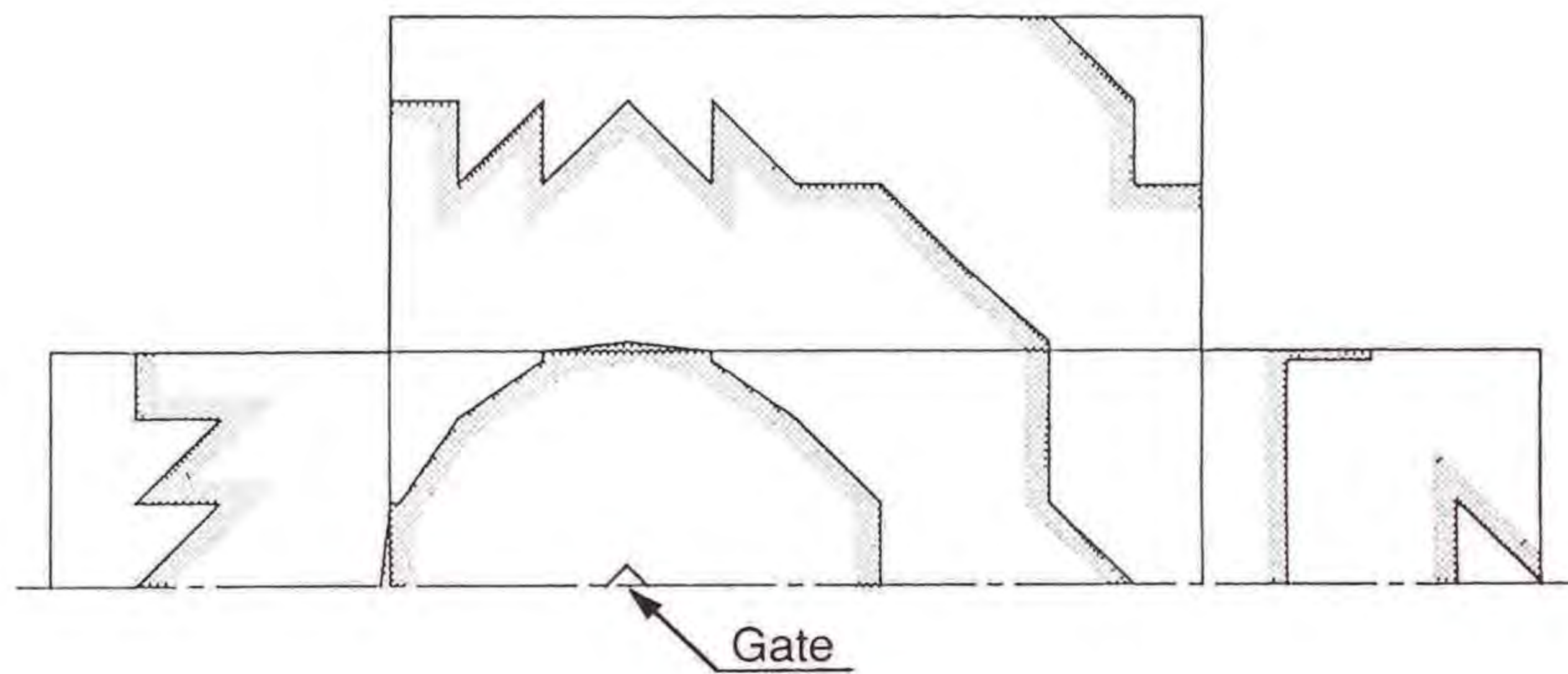


Fig.5-8 Filling-up process obtained by flow analysis.
(Eccentric distance = 25 mm ; Injection velocity = 50 %)

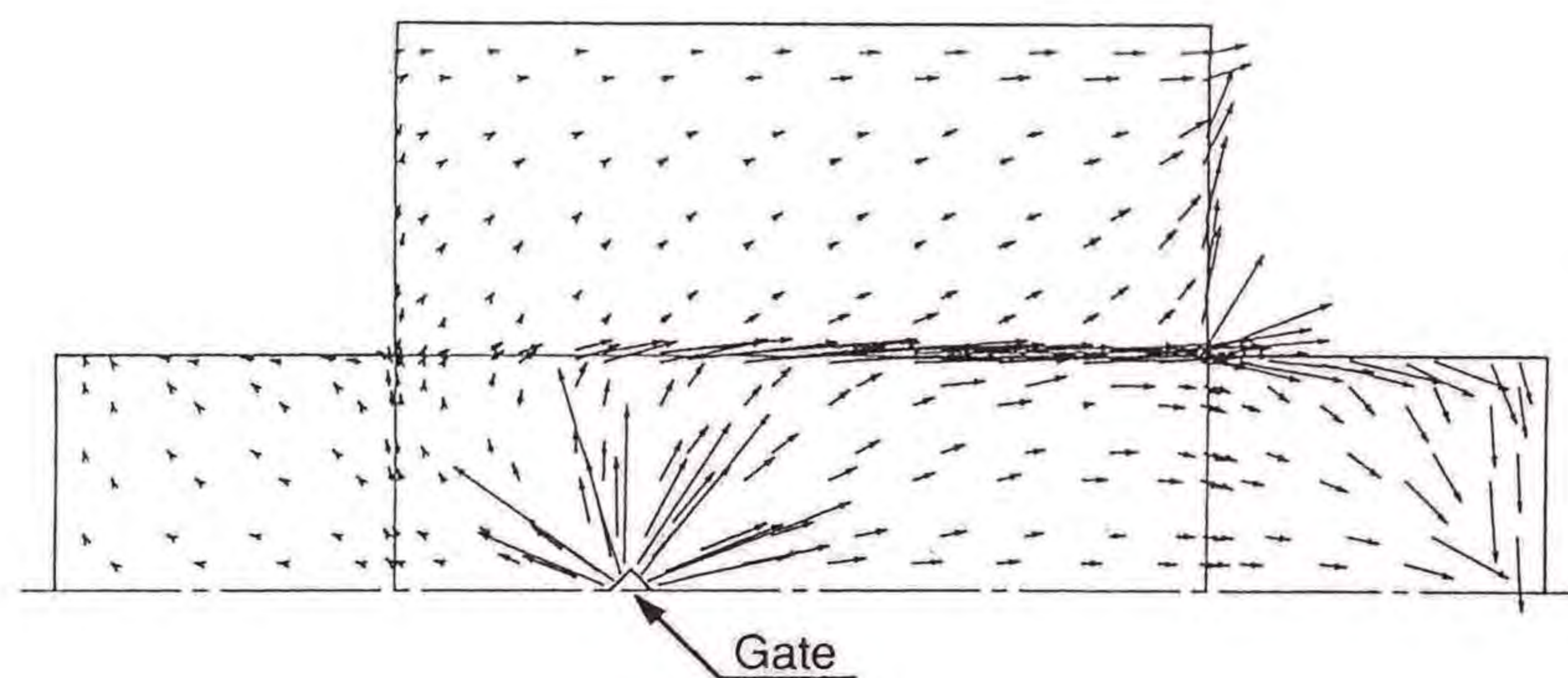


Fig.5-9 Velocity vectors on element obtained by flow analysis.
(Eccentric distance = 25 mm ; Injection velocity = 50 % ; Time = 0.27354 sec)

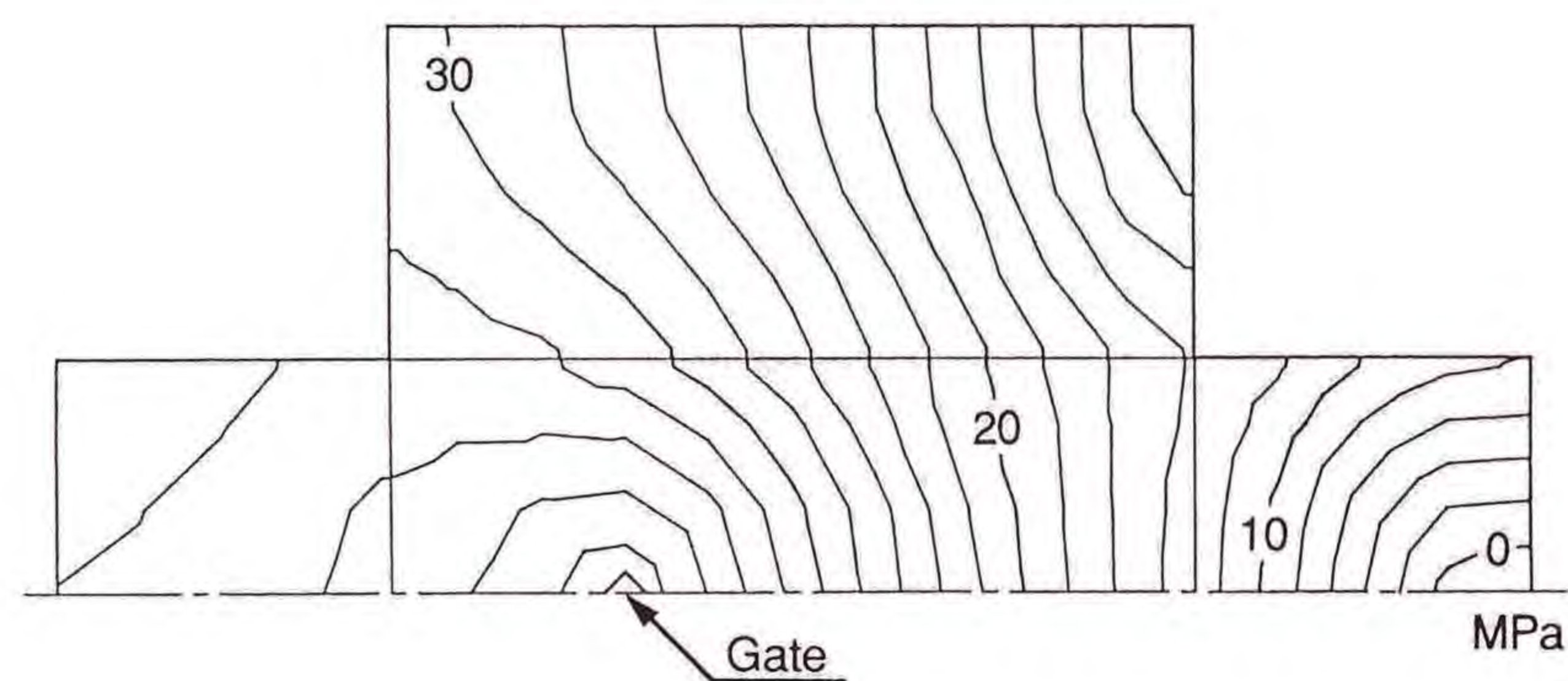


Fig.5-10 Pressure distribution obtained by flow analysis.
(Eccentric distance = 25 mm ; Injection velocity = 50 % ; Time = 0.27409 sec)

動をある程度までシミュレートできるものであると思われる。また、他の薄肉三次元構造の成形品に対しても同様な手法により解析が可能と思われる。

5.4.2 繊維配向状態

実験解析における繊維配向の測定はトレーサ繊維を測定することにより行った。繊維配向の測定結果は図中に線分で示され、要素の重心にその要素の繊維配向を示し、配向方向が x 軸に対する平均配向角を、線分長さが繊維配向率を表している。

実験により得られた強化繊維の配向状態の一例として偏心 25 mm、射出速度 150 mm/sec × 50% の場合を Fig.5-11 に示す。

上側面付近では、壁面でせん断流れの影響により平行な配向が生じた。ゲート面ではほぼ同心円の配向を示しており、ゲートより離れた部分の配向には稜線部の影響による変化が見られた。また、右側面部ではウェルドラインの影響によりウェルドラインに沿う方向に配向する傾向があった。上側面左部にも同じような配向が若干見られた。

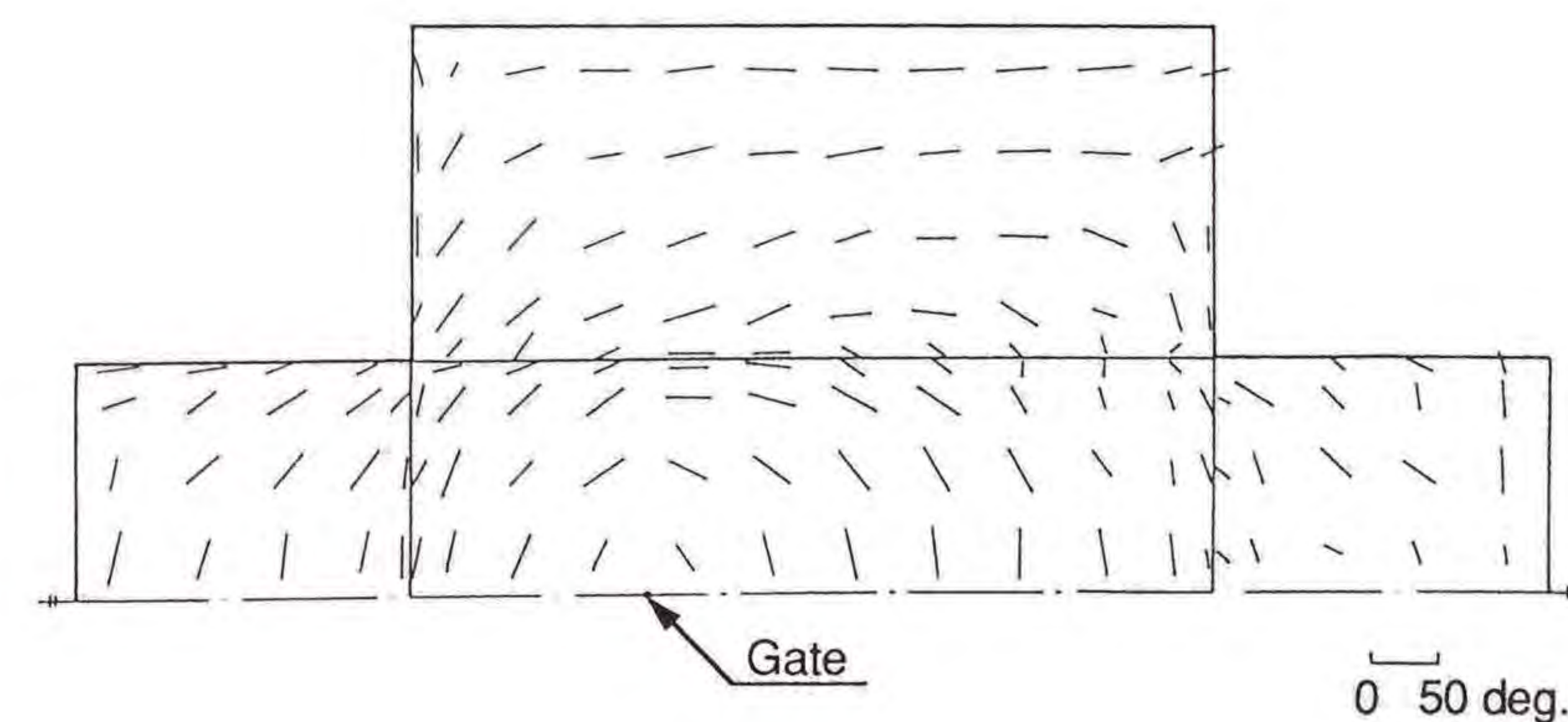


Fig.5-11 Diagram of the tracer fiber orientation in core layer.
(Eccentric distance = 25 mm ; Injection velocity = 50 %)

繊維配向の数値解析結果においても流動状態と同様に射出速度の違いによる繊維配向状態の変化は顕著に現れなかった。数値解析結果の一例として偏心25mm, 射出速度150mm/sec×50%の場合をFig.5-12に示す。繊維配向解析の結果は, 実験解析において用いた平均配向角, および配向率により表され, トレーサ繊維の代わりに, 要素内の仮想繊維全てを用いて算出したものとした。

数値解析結果から得られた繊維配向はほぼ実験結果と定性的に良い一致を示した。また, 流動状態が安定している位置では定量的にも良い値を示している。しかしながら, 実際の材料流動において複雑な流れを示すウェルドライン付近と稜線を越えるときは定量的に追うことが不可能であった。この条件での実際の材料流動でウェルドラインでできる位置をFig.5-13に示す。このようにウェルドラインの位置では実際にはウェルドラインに沿う方向に強い配向を示すが, 本解析ではウェルドラインでの流動を考慮しておらず, またウェルドラインでは繊維の引き継ぎが行われませんが, 本解析ではウェルドラインでの考慮がなされておらず, 繊維の引き継ぎを行っているため, 繊維配向がランダムとなったと思われる。また, 稜線部での配向は流動解析結果で稜線部の要素形状と摩擦係数の仮定の影響のため, 実際の場合と比べ配向が強いものとなっている。

以上の結果から本解析では各面をつなぐ稜線部での配向の引き継ぎはほぼ実際に近いものとなっておりウェルドラインの位置での配向状態を除けば, 箱形成形品に対して十分なシミュレートが行えたと思われる。

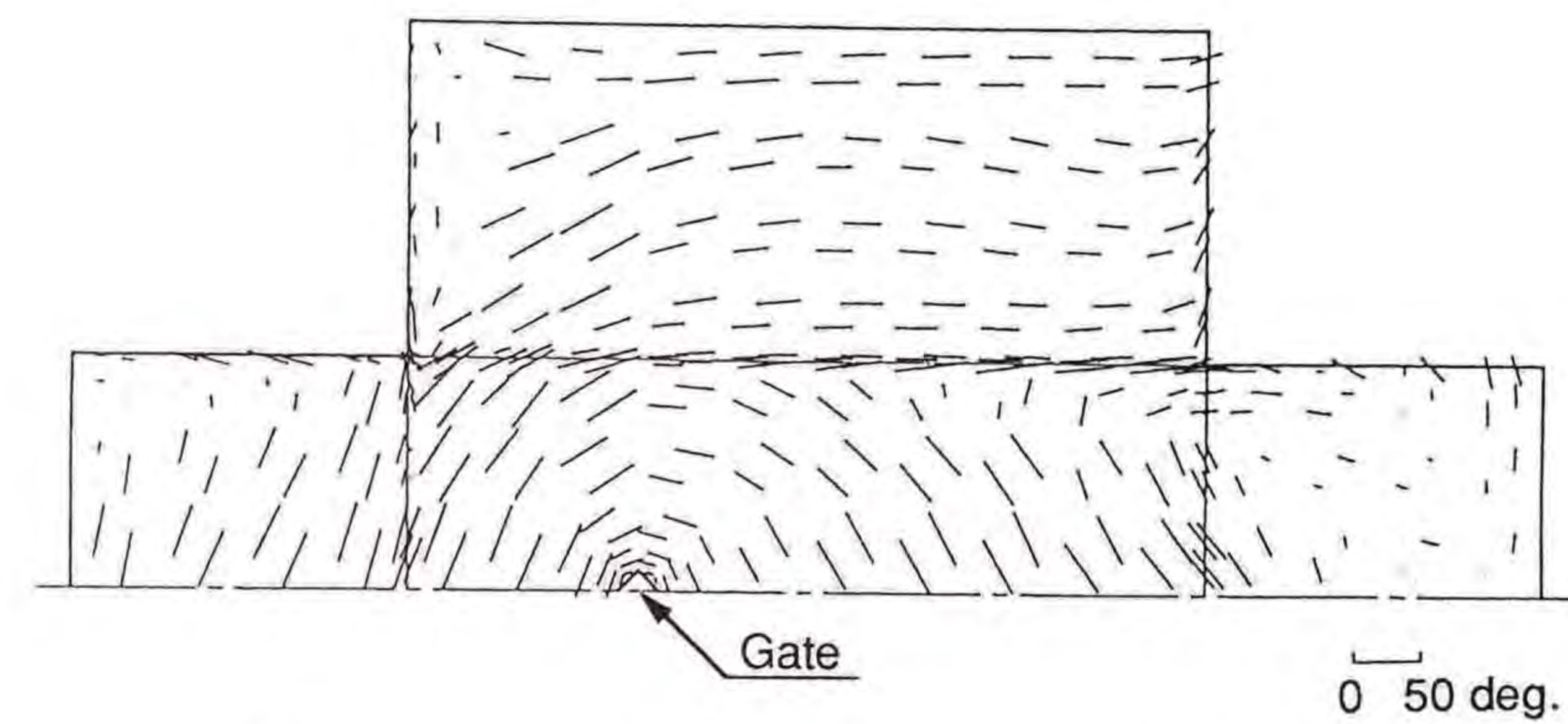


Fig.5-12 Fiber orientation obtained by numerical analysis.
(Eccentric distance = 25 mm ; Injection velocity = 50 %)

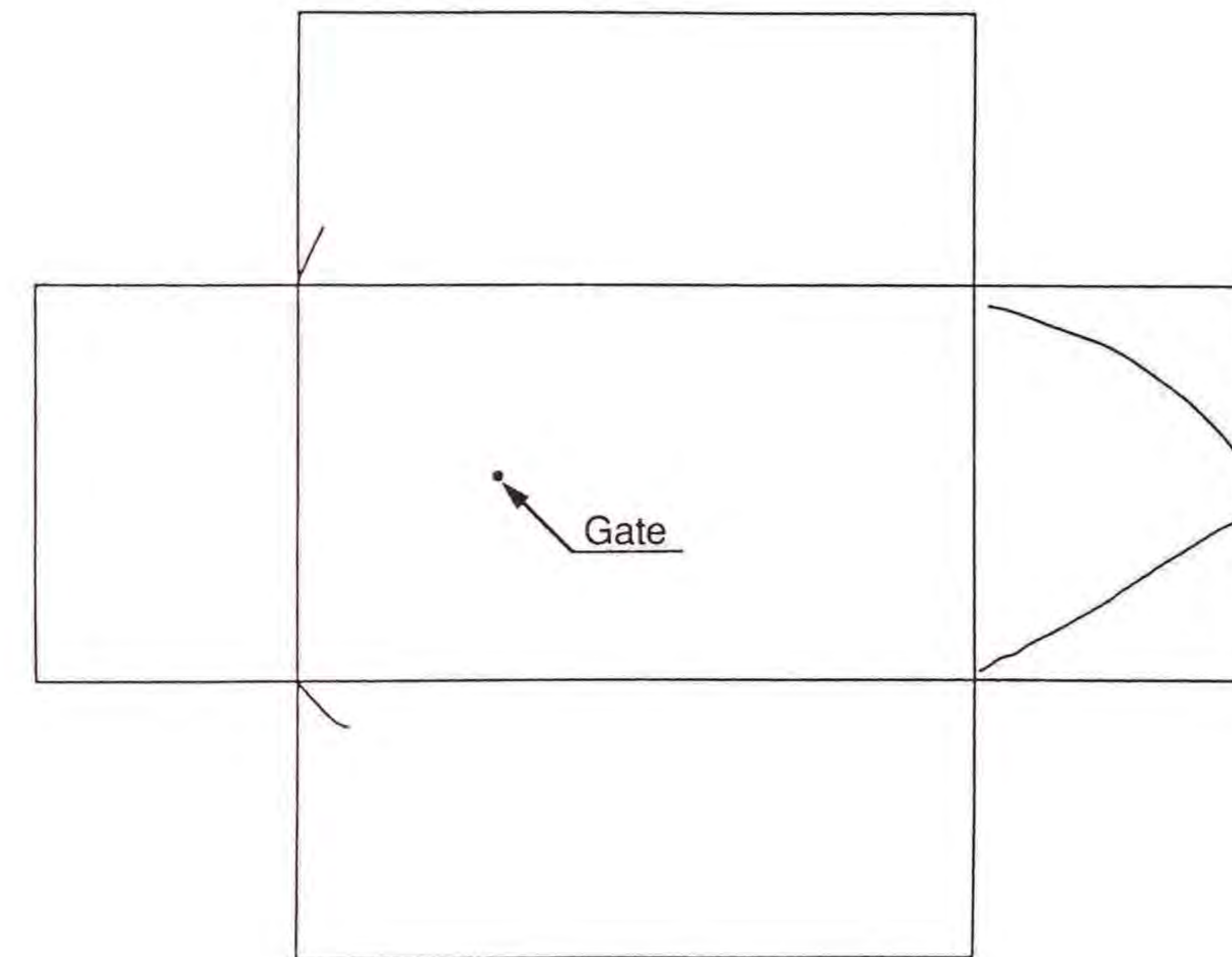


Fig.5-13 Weld line. (Eccentric distance = 25 mm ; Injection velocity = 50 %)

5.5 結言

本章ではFRTPの射出成形品の機械的性質等に異方性を生じさせる原因となる強化繊維の配向について, 実際の射出成形品に多い薄肉三次元構造のモデルとして, 箱形成形品に対する数値解析手法の開発を行った。そして, 実験解析との比較, 検討を行い本解析手法の有効性,

有用性について検証を行った。

以上の結果から次の結論を得た。

(1) 薄肉平板部での流動は、厚さ方向の影響を摩擦として外力項に加えることで二次元流動解析ができた。

(2) この解析手法を箱形成形品に適用する方法として、箱を展開した形で各面を薄肉平板として取り扱い、各面をつなぐ節点に座標変換を用いることで二次元解析を適用することが可能となった。

(3) 箱形成形品で稜線部における流動の先行は各面をつなぐ要素に対して摩擦を小さくすることで対応することができた。

(4) 以上の数値解析結果から三次元構造体に対しても二次元化することにより得られた速度勾配テンソルを用いることで、ウェルドライン等の流動解析に考慮されていない部分を除けば、本配向解析は有効であることが確認された。

参考文献

- 1) 森隆, "射出成形の設計", p.62, (1974) 工業調査会.
- 2) 藤山光美, 東敬一, プラスチック・エージ, 26, 5, pp.95~99, (1980).
- 3) 高橋秀郎, 松岡孝明, プラスチックス, 33, 12, pp.24~28, (1982).
- 4) O.C.Zienkiewicz著, 吉識雅夫・山田嘉昭監訳, "基礎工学におけるマトリクス有限要素法", pp.334~339, (1975) 培風館.
- 5) 川原睦人, "有限要素法流体解析", pp.71~77, pp.232~234, (1985) 日科技連出版社.
- 6) E.Broyer, C.Gutfinger and Z.Tadmor, Transactions of the Society of Rheology, 19, 3, pp.423~444, (1975).
- 7) 富田幸雄, "レオロジー", p.102, (1975) コロナ社.
- 8) 高分子学会編, "プラスチック加工の基礎", p.28, (1982) 工学調査会.

6.1 緒言

近年、コンピュータの発達によりCAEシステムなどによる最適化設計が試みられるようになってきている¹⁾。しかし、一般によく行われている流動解析例は定数としての粘性または平均速度に対する粘性を考え、キャビティ平面内に分布する粘性を考慮していないために厳密な平面速度分布が得られず、複雑な形状や繊維配向など、いわゆる平面内の流速そのものに依存するものに対しては適用が困難になると思われる。そこで、複雑な形状にもより良く対応できるように、厚さ方向の速度分布を考慮し、流動解析に改良を加えた。そして、その流動解析結果より繊維配向解析を行った。また、繊維配向状態により生じる熱収縮の異方性がその大きな要因と考え、成形品の持つ繊維配向状態より三次元構造体の射出成形品の変形解析を行った。これらの解析手法の検証として射出成形機により成形を行い、それぞれの結果の比較検討を行った。

6.2 解析対象

射出成形品の形状は一般的に三次元構造をとるが、しかしその多くはキャビティ厚さがその平面方向に比べて十分に小さい薄肉構造であると考えられる。そのため本解析では薄肉三次元構造の最も単純な形状である箱形成形品を解析対象とすることにした。またゲートには、多量生産に向き、よく使用されているピンポイントゲートを用い、非対称流動が製品におよぼす影響を考察するため、三ヶ所のゲート位置

を選択できるようにした。解析対象である成形品形状をFig.6-1に示す。それぞれの側面を図に示すように、ゲート面、長側面、右短側面、左短側面と名付けることにする。また試験片においてゲート位置がゲート面中央部、中央部から25mm、および50mm偏心しているものを、それぞれ、偏心0mm、偏心25mm、偏心50mmと呼ぶことにする。

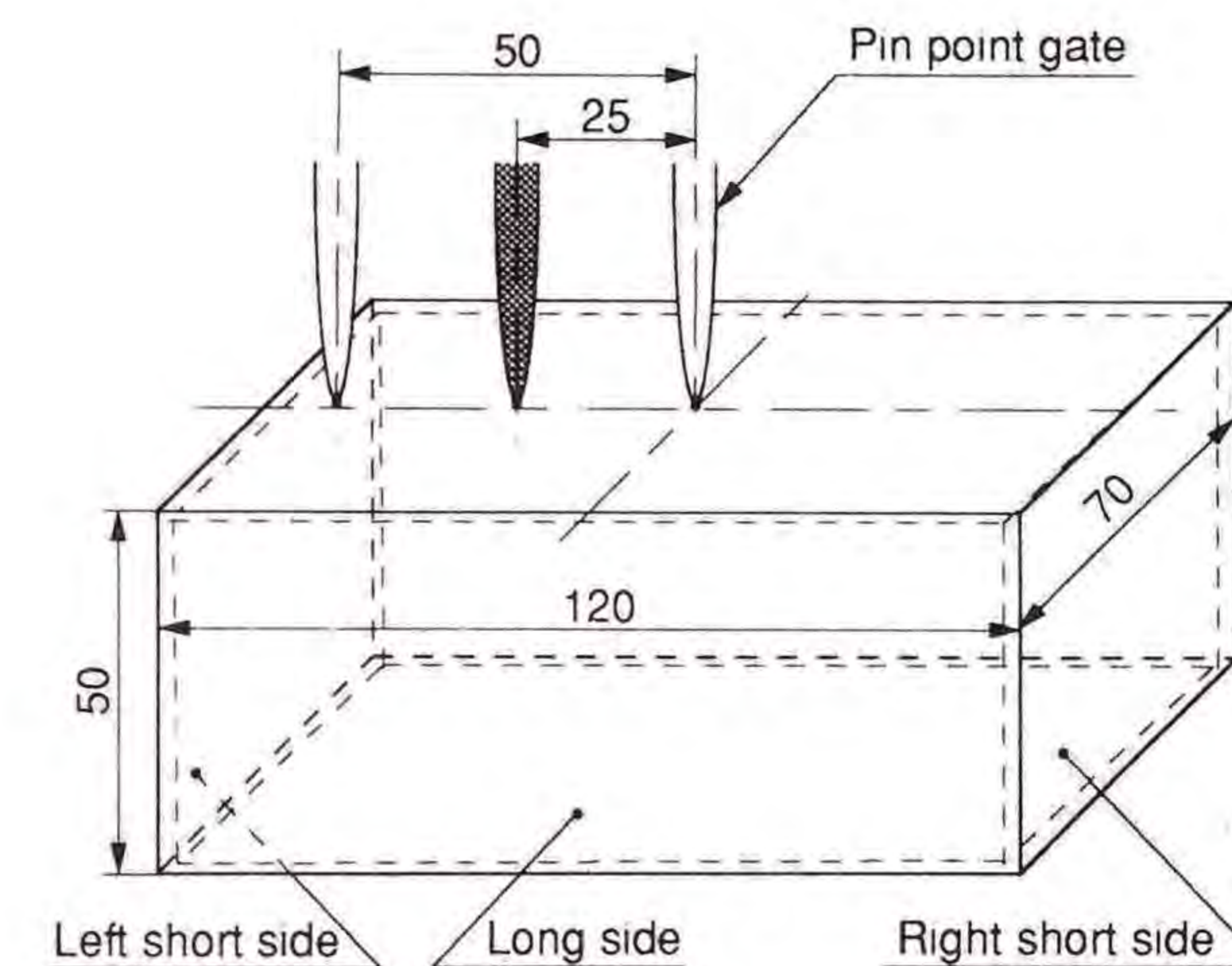


Fig. 6-1 Shape and dimensions of the specimen.

6.3 厚さ方向の速度分布を考慮した材料流動解析

本解析では、解析対象を薄肉平板の組み合わせと考え、箱形成形品を展開することにより二次元解析を適用することにした。すなわちスキン層の厚みを常に一定と仮定し、コア内の樹脂流動を厚さ方向の流れを無視した狭いすきまの平板間流れと理想化した。このときコア内の流動はスキン層の断熱効果により等温流れとして取り扱える²⁾。ただし、境界条件として流動先端においてスキン層を埋めるための損失を考慮した。

6.3.1 基礎方程式

前章と同様にコアの流動を狭いすきま間の等温流れに理想化し、コア内の樹脂流動を等方性の擬塑性流体とモデル化し、二次元非圧縮性の仮定を導入すると運動方程式および連続の式は次のようになる。

$$\frac{Dv_i}{Dt} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \nu (\Pi_e) \frac{\partial^2 v_i}{\partial x_k \partial x_k} \quad (6-1)$$

$$\frac{\partial v_k}{\partial x_k} = 0 \quad (6-2)$$

ここで、 ρ は流体の密度、 D/Dt は実質導関数、 p は圧力、 Π_e は変形速度テンソルの二次の不変量、 v_i は速度、 ν は動粘性係数である。

前章では流体への摩擦抵抗を外力として解析を行ったが、本章ではスキン層との摩擦および粘性により生じる厚さ方向の速度分布を考慮して解析を行った。

そこで解析対象としているコアは、スキン層との摩擦および粘性により厚さ方向に速度分布を生じるため、Fig.6-2に示すようにその速度分布を二次式で近似した。

$$u = U \cdot z \cdot (h - z), \quad v = V \cdot z \cdot (h - z) \quad (6-3)$$

ここに、 U 、 V は係数であり、 h はコア厚さである。式(6-3)を式(6-1)、(6-2)に代入し厚さ方向に積分を行うと次式が得られる。

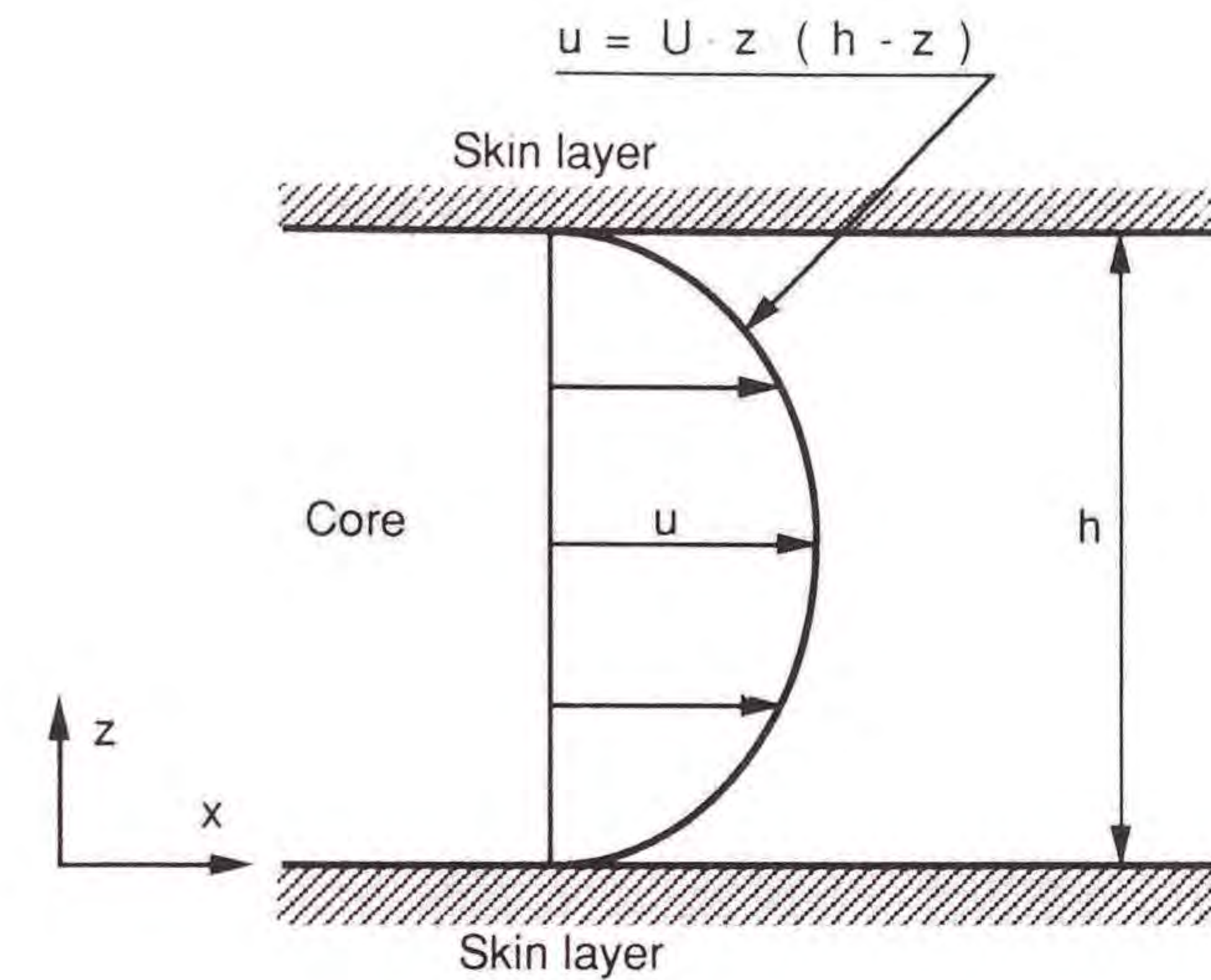


Fig.6-2 Velocity distribution in the thickness direction.

$$\frac{h^3}{6} \frac{\partial U}{\partial t} + \frac{h^5}{30} \frac{\partial U^2}{\partial x} + \frac{h^5}{30} \frac{\partial UV}{\partial y} = -\frac{h}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{h^3}{6} \nu (\Pi_e) \left\{ \frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} \right\} - 2\nu U h \quad (6-4)$$

$$\frac{h^3}{6} \frac{\partial V}{\partial t} + \frac{h^5}{30} \frac{\partial UV}{\partial x} + \frac{h^5}{30} \frac{\partial V^2}{\partial y} = -\frac{h}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \frac{h^3}{6} \nu (\Pi_e) \left\{ \frac{\partial^2 V}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 V}{\partial y^2} \right\} - 2\nu V h \quad (6-5)$$

$$\frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial y} = 0 \quad (6-6)$$

また、平均流速 \bar{U} 、 \bar{V} は次式となるため、

$$\bar{U} = \frac{h^2}{6} U, \quad \bar{V} = \frac{h^2}{6} V \quad (6-7)$$

これを用いると式(6-4)~(6-6)より支配方程式は、

$$\frac{\partial \bar{U}}{\partial t} + \frac{6}{5} \frac{\partial \bar{U}^2}{\partial x} + \frac{6}{5} \frac{\partial \bar{U} \bar{V}}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu (\text{He}) \left\{ \frac{\partial^2 \bar{U}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \bar{U}}{\partial y^2} \right\} - \frac{12}{h^2} \nu \bar{U} \quad (6-8)$$

$$\frac{\partial \bar{V}}{\partial t} + \frac{6}{5} \frac{\partial \bar{U} \bar{V}}{\partial x} + \frac{6}{5} \frac{\partial \bar{V}^2}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu (\text{He}) \left\{ \frac{\partial^2 \bar{V}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \bar{V}}{\partial y^2} \right\} - \frac{12}{h^2} \nu \bar{V} \quad (6-9)$$

$$\frac{\partial \bar{U}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{V}}{\partial y} = 0 \quad (6-10)$$

となる。偏微分方程式(6-8)～(6-10)においてU, V, pを未知関数とし、Galerkin法³⁾を用いた有限要素法で定式化を行い、時間積分の定式化としては、完全陰的解法⁴⁾を用いて数値解析を行った。また微分方程式の慣性項に存在する速度の非線形項に対しては、前回のステップの速度による線形化を行い、これに繰り返し代入法⁴⁾を適用した。

6.3.2 流動解析

本解析に用いた要素分割および境界条件の一例をFig.6-3に示す。また、面と面とをつなぐ境界では、圧力が等しく、速度に関してはその方向のみが変化するものとして前章と同様の座標変換をして解析を行った。また、各面をつなぐ稜線部 (Fig.6-3の稜線における要素を細かくした部分) では肉厚に偏差があったものとし、そこでの平均厚さを求め、積分による二次元化を行った。

材料流動先端部の進行については、Broyerらが行っている流量計算により流動先端部移動を求める手法⁵⁾を応用した。

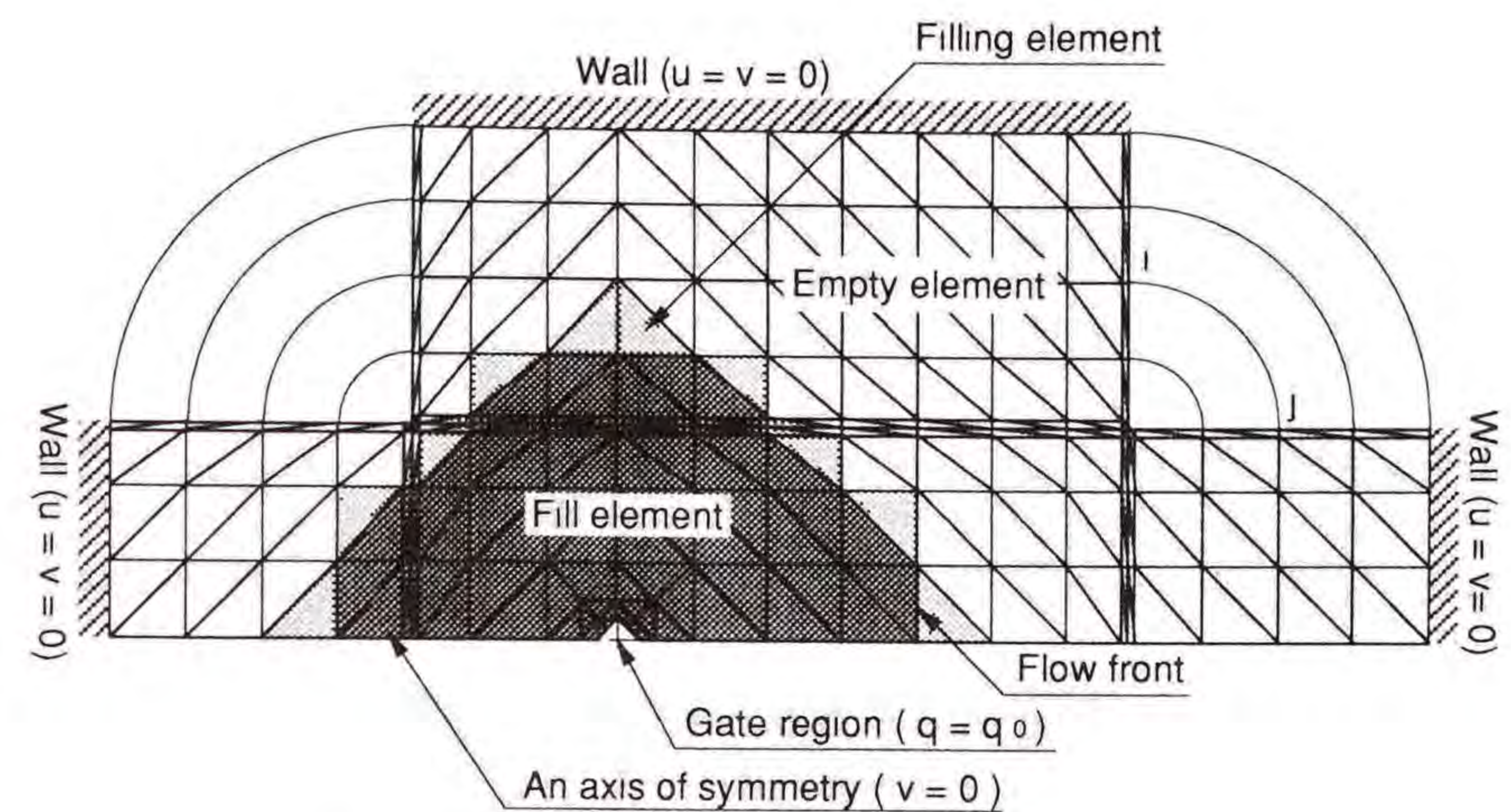


Fig. 6-3 Boundary condition for flow analysis.

6.4 繊維配向解析

繊維の運動は熔融樹脂の流動状態に依存していると考えられる。そしてガラス繊維を充填した熔融高分子は、一種の懸濁液とみなされ、懸濁液に関する理論が繊維配向解析には適用される。繊維配向の解析には高濃度系の繊維配向を記述したFolgarとTuckerのモデル⁶⁾が適切である。しかし、FolgarとTuckerの配向方程式を流線に沿って積分しなければならず、非定常な場合は困難であり、計算時間も膨大なものとなる。また過去に行われてきた実験結果からみて、本解析対象である繊維含有率30wt%以下の樹脂では繊維間の相互作用の影響はかなり小さい。そのため本解析では簡便な繊維配向予測を行うこととし、前章と同様に繊維状物体の回転原理に基づく繊維配向のモデルを用い、材料流動解析結果から繊維配向解析を行った。

6.5 そり変形解析

そり変形は成形品の部分ごとの収縮のばらつきや残留応力に起因する。一様な冷却が施され、どの場所でも均一な等方性の収縮を示す理想的な樹脂の成形が行えれば、成形品全体が相似形で収縮し、そり変形は起きない。しかし実際の射出成形ではキャビティ内に注入され冷却固化されていく樹脂の状態が場所ごとに異なり、変形が発生することがある。その成形品のそり変形は複雑な要因が絡み合った現象であり、いまだ十分な予測結果を与えるに至っていない。そのため本節では箱形成品を対象とし、数値解析結果より得られた繊維配向を用いて変形解析を行った。

6.5.1 解析対象のモデル化

多くの力学的平衡状態がそり変形状態を表すことになるが⁷⁾⁸⁾⁹⁾、特にFRTPのそり変形は繊維配向による収縮の異方性がその大きな原因であると考えられるために、本解析では、流動に依存する繊維配向に注目し、変形解析を行った。また、成形品においてスキン層とコア層の配向状態が違うことがよくあり、そのためにスキン層の配向を考慮した変形解析のほうが定量的によい結果となる¹⁰⁾。しかし、三次元構造体においてはスキン層の配向状態を実験的に調べるのが困難であり、配向状態の数値解析手法も十分なものが開発されていない。そこでスキン層は厚みが0.15mm~0.20mmほどでコアに対する割合が小さく、そのためそり変形はコアにおける繊維配向による熱収縮の異方性に大きく支配されたため、本章では厚さ方向の不均質を考慮せず、これらをコアのみの等価平面に置き換えることにより、扁平シェル要素

を用いることにした¹¹⁾。

6.5.2 変形解析

収縮率が比較的小さく、また製品の剛性が相対的に高い場合、微小変形の範囲として線形解析が適用できる、しかし本問題のように変形量が多い場合は幾何学的非線形問題と考える必要がある。ここに温度増分による熱収縮を初期ひずみとして与えることにした。本解析に用いた要素分割の一例をFig.6-4に示す。

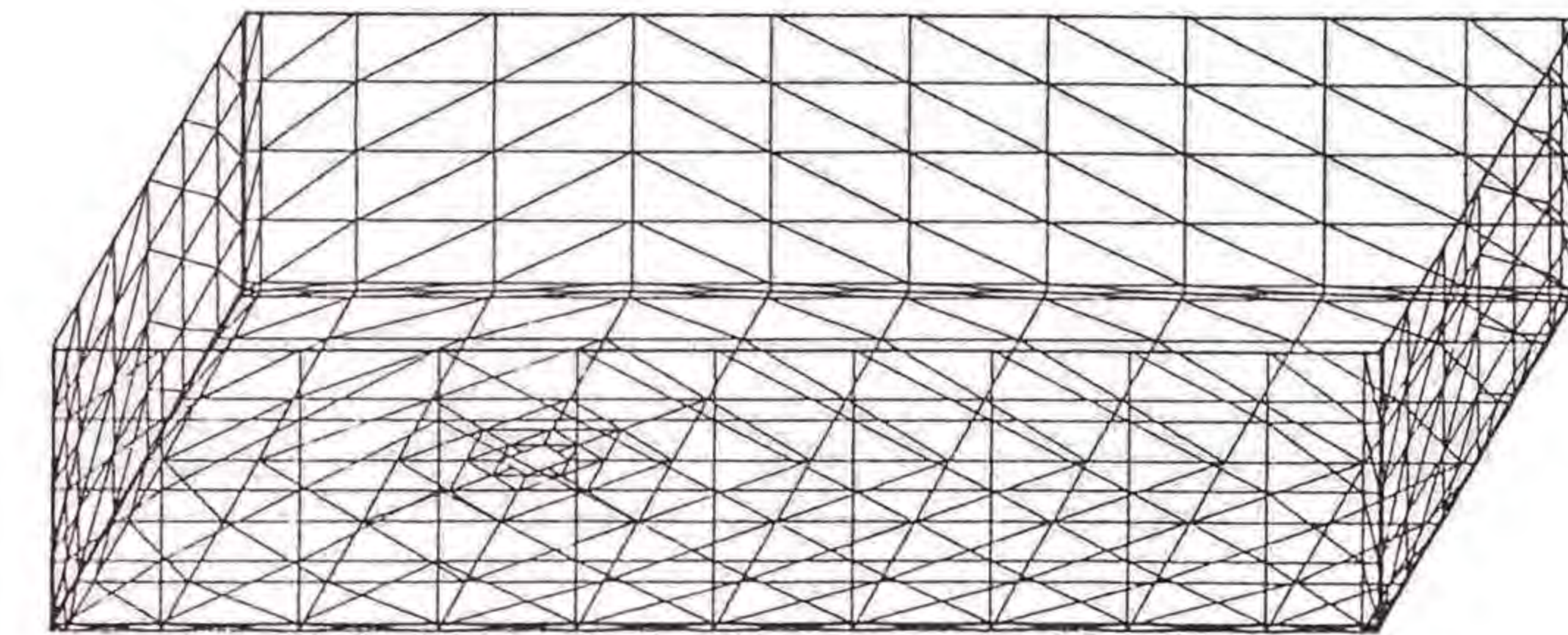


Fig.6-4 Finite element model for deformation analysis.
(Eccentric distance = 25 mm)

また、板殻構造物などのつりあい経路上では、極限荷重点や分岐点などの座屈点（不安定点）がしばしば存在し、本解析対象においても、繊維配向に起因する材料物性の異方性などの影響からその構造は不安定となりやすい。この対処として、本解析では、第3章と同様に固有値解析を行い、得られた固有ベクトルにより外乱を与える方法をとった。その固有値解析結果の一例として偏心25mmにおける第一固有モードをFig.6-5に示す。しかし、三次元構造体では保圧・冷却過程において、断面方向に温度分布が生じることにより樹脂の微小流動が発生し、断面方向の密度が不均一となる。この現象は本解析対象では稜

線部でより顕著に現れ、そのためエネルギー的には考え難い全側面が内側に向く変形状態がみられる。これは保圧・冷却解析を行うことによって明らかとなるが、この解析は金型冷却管の影響、金型と樹脂との境界面での温度伝達問題など非常に複雑な問題を残している。そのためここでは、断面方向の密度の不均一の影響を、稜線を中心としたモーメントを各接点に与えることで代用的に表すことにした。

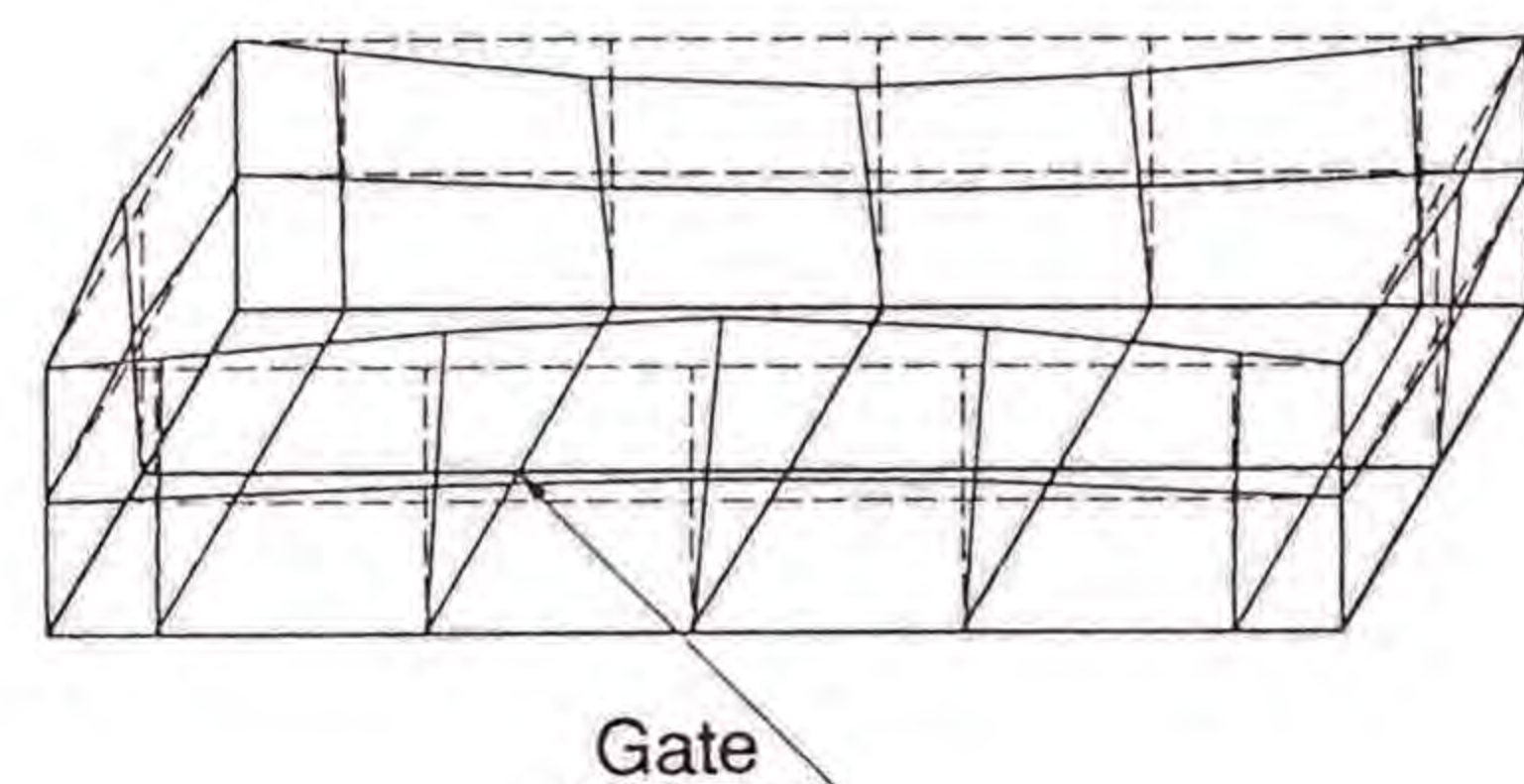


Fig.6-5 Eigen-mode obtained by eigenvalue analysis.
(Eccentric distance = 25 mm)

6. 6 実験解析

本章に示した解析モデルおよび解析手法の有用性、有効性を検討するため以下の実験解析を行った。

6. 6. 1 実験条件

試験片形状はFig.6-1に示した箱形成形品とし、成形樹脂はポリプロピレンを用い、繊維配向は繊維含有率の違いに大きな影響を受けないことより、流動実験および繊維配向測定においてはガラス繊維含有率20wt% (10vol%) のガラス繊維強化ポリプロピレン (徳山曹達株 GS255) を、そり変形測定においては、ガラス繊維含有率10wt%

20wt%、30wt% (それぞれ5vol%、10vol%、15.8vol%に相当する) のガラス繊維強化ポリプロピレン (徳山曹達株 GS254, GS255, GS256) を用いた。試験片はすべてスクリュインライン式射出成形機 (住友重機株 N515/150SYCAP) により成形した。その成形条件は第5章のTable 5-1と同じとした。

6. 6. 2 実験方法

前章と同様に金型内の材料流動を検討する際、金型内部の樹脂流動の可視化が実際上不可能であるので、ショートショット成形により材料流動状態の把握を行った。また、繊維配向の測定は前章と同様に樹脂に銅メッキを施した炭素繊維をトレーサとして混入し、試験片の軟X線写真撮影から配向の測定を行った。本実験で取り扱う三次元構造成形品は、その金型内冷却の際、微妙な熱バランスの崩れにより、若干のねじれなど非対称な変形を起こす。そのため成形品側面においては、面と面とをつなぐ稜線部の変位を0とし、モアレ干渉縞を用いて変形状態の把握を行った。

6. 7 数値解析と実験解析の比較および検討

樹脂流動解析、繊維配向解析および変形解析の結果を示し、実験と比較、検討することで、この解析手法の有用性・有効性を確認する。

6. 7. 1 流動解析結果

実験結果の一例として偏心25mmにおけるショートショットによる充填過程をFig.6-6に、また成形品に生じるウェルドラインの位置を

Fig.6-7に示す。

充填過程はゲート面ではほぼ同心円状、稜線部ではその方向に沿う流れを生じていた。長側面ではせん断流れの影響で端部に沿う流れが見られた。またゲート面、長側面、右短側面との接点部より右短側面中央端部にわたってウェルドラインが生じていた。そして最終充填は右短側面中央端部であった。

数値解析結果の一例として偏心25mmの場合の流動解析から得られた解析領域の進展過程をFig.6-8に、速度ベクトルをFig.6-9に示す。解析対象の肉厚が薄く、一定であるために第5章の数値解析結果とほぼ同じであり、解析領域の進展過程は初期段階ではほぼ同心円状に充填が進み、稜線部では充填が他に比べ進んでいた。また速度ベクトルは稜線部に達するまでは放射状に広がっており、稜線部では、それに沿う方向のベクトルが非常に大きくなった。次の段階では長側面端部で壁面沿うように速い流れが生じた。そして、右短側面に流動が達すると稜線部進行により最終充填が右短側面中央端部で完了した。また、前章の数値解析結果と比べると肉厚の偏差と同様の効果が現れると考えられる稜線部での様相の違いが生じた。

ショートショットと比較してみると、ゲートを中心とした同心円状の充填、また稜線部での充填の先行など、十分にこの解析手法で定性的にシミュレーションができていると考えられる。ただし、数値解析で偏心25mmおよび50mmにおいて稜線部での速度ベクトルが過大となったが、メッシュ形状を細かくすることで対応できると思われる。

以上より、箱形成形品に対する材料流動に対して、ここで示した解

析手法は有効であることが確認された。また、他の薄肉三次元構造の成形品に対しても同様の手法により解析が可能であると思われる。

6.7.2 繊維配向解析結果

実験により得られた繊維配向状態の一例をFig.6-10に示す。この図において繊維配向は線分で示され、測定要素の重心にその要素の繊維配向を示し、線分の向きが平均配向角を、線分の長さが繊維配向率を表している。初期段階では拡大流れの影響で、同心円状の強い配向を示した。次の段階では、稜線に沿う配向が見られた。また長側面端部ではせん断流れの影響で壁面と平行な配向がみられた。最終充填段階では、長側面および右短側面ウェルドライン部分でウェルドライン方向の配向が強い傾向があった。

繊維配向解析結果の一例として偏心25mmの場合の強化繊維の配向状態をFig.6-11に示す。前章と同様に繊維配向状態は初期段階では、同心円状に配向しており、また稜線部分では、その方向に配向していた。しかし充填が進むにつれて、縮小流れの影響が大きくなり、最終充填段階では、稜線方向の配向は非常に強いものとなった。長側面端部ではせん断流れが生じているために、繊維は壁面に平行に配向しており、長側面および右短側面ウェルドライン発生部分で配向がランダムになる傾向を示した。また、前章の数値解析結果と比較すると流動解析で生じた稜線部の違いの影響がみられる。

数値解析結果はほぼ実験結果と定性的に良い一致を示しており、流動が安定している部分では定量的にも一致を示した。

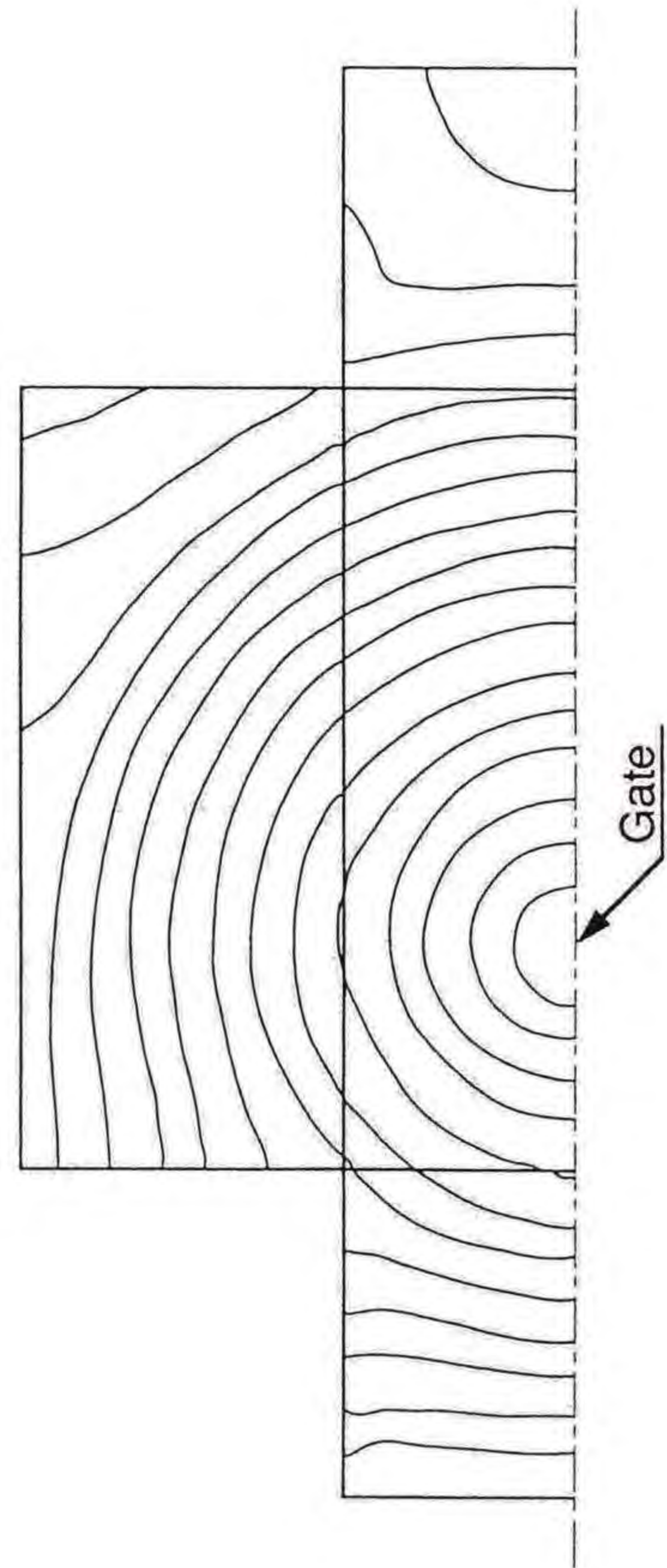


Fig.6-6 Filling-up process by short shot molding.
(Eccentric distance = 25 mm)

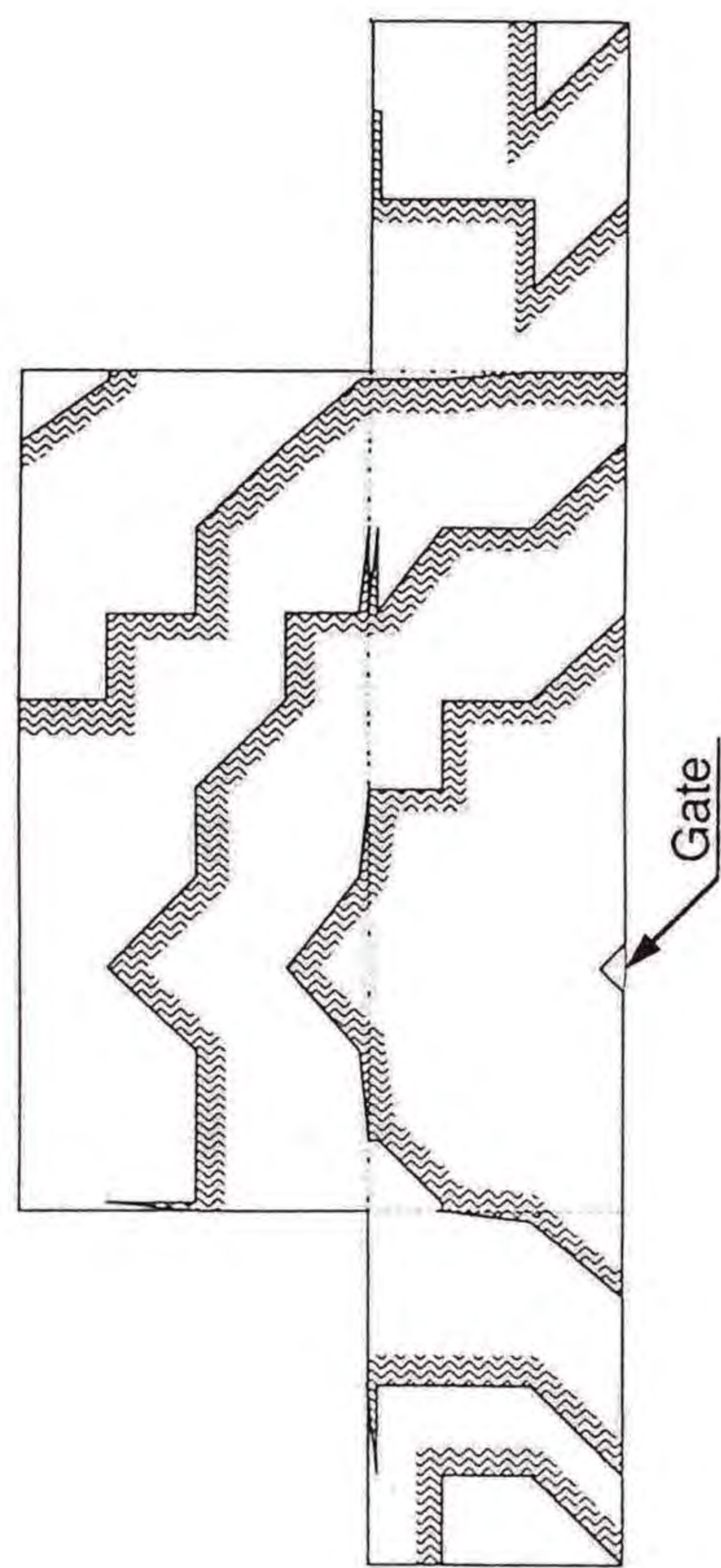


Fig.6-8 Filling-up process by flow analysis.
(Eccentric distance = 25 mm)

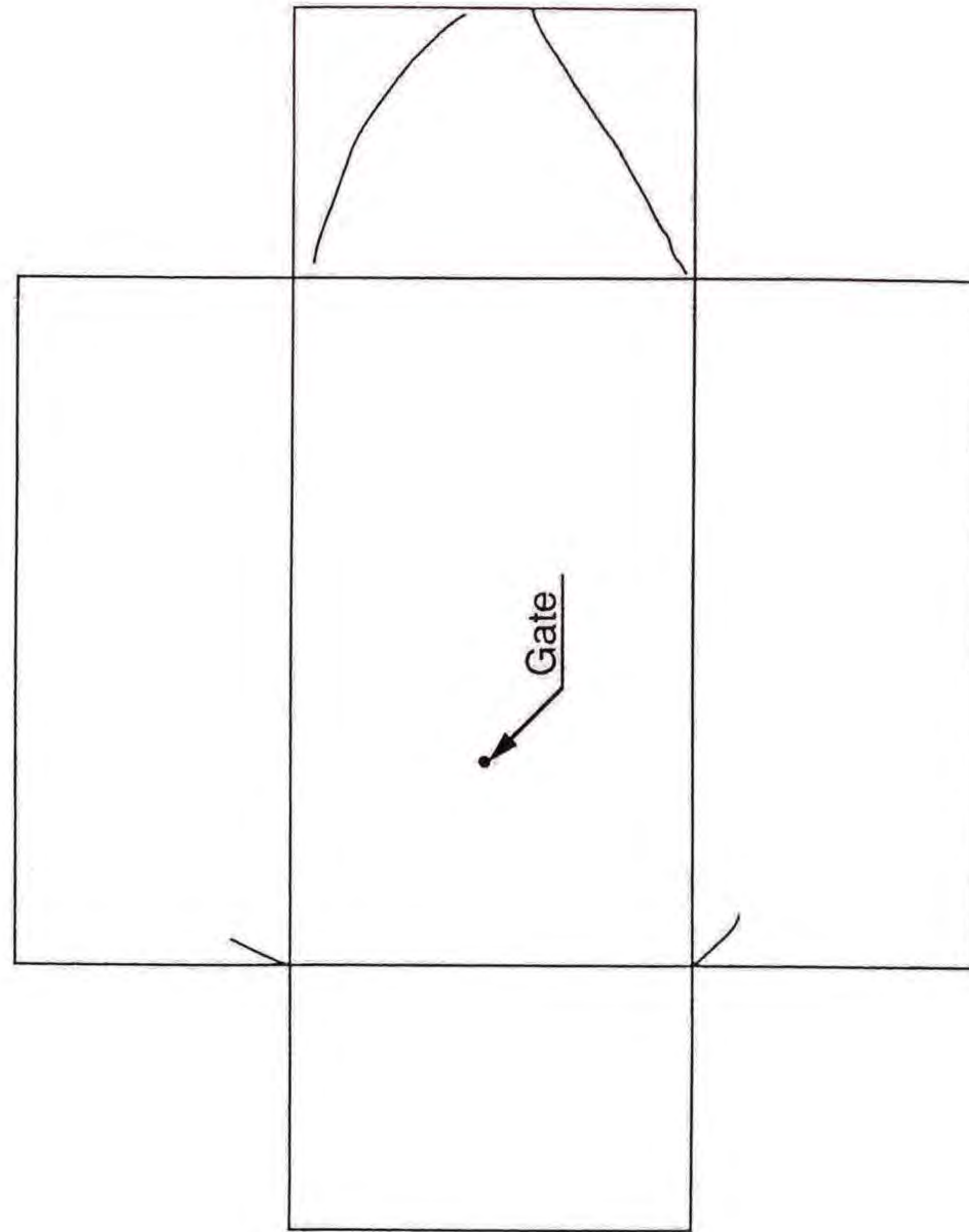


Fig.6-7 Weld line. (Eccentric distance = 25 mm)

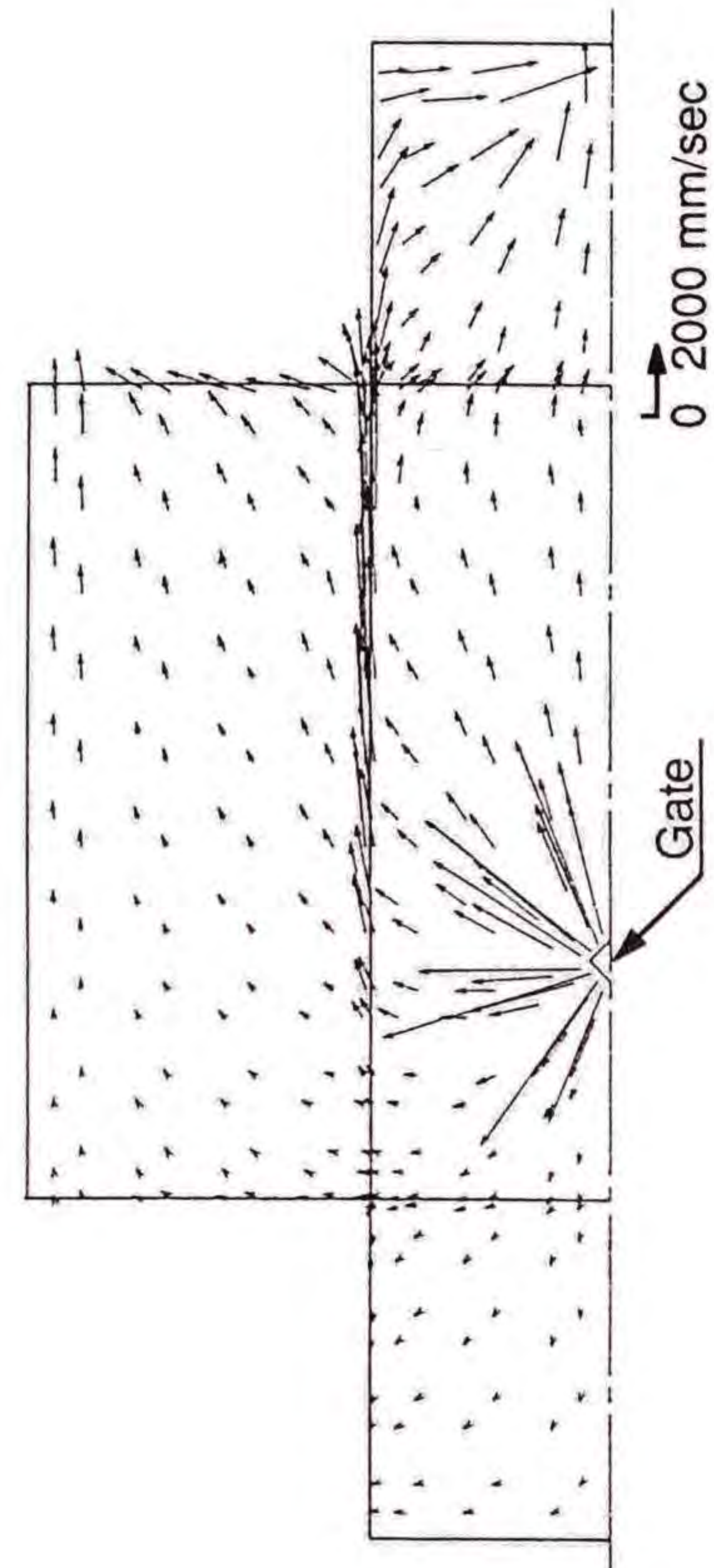


Fig.6-9 Velocity vectors on element obtained by flow analysis.
(Eccentric distance = 25 mm ; Time = 0.27786 sec)

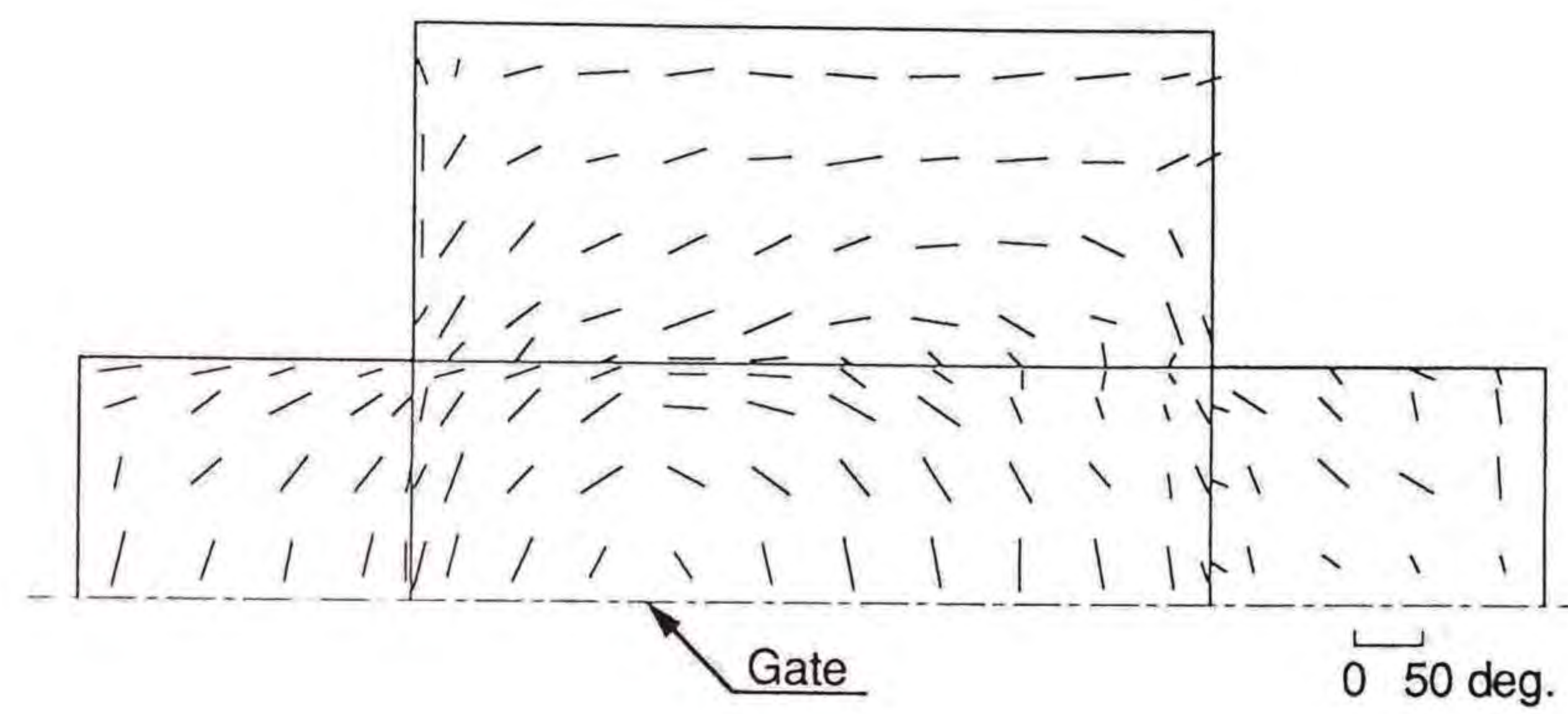


Fig.6-10 Diagram of the tracer fiber orientation in core layer.
(Eccentric distance = 25 mm)

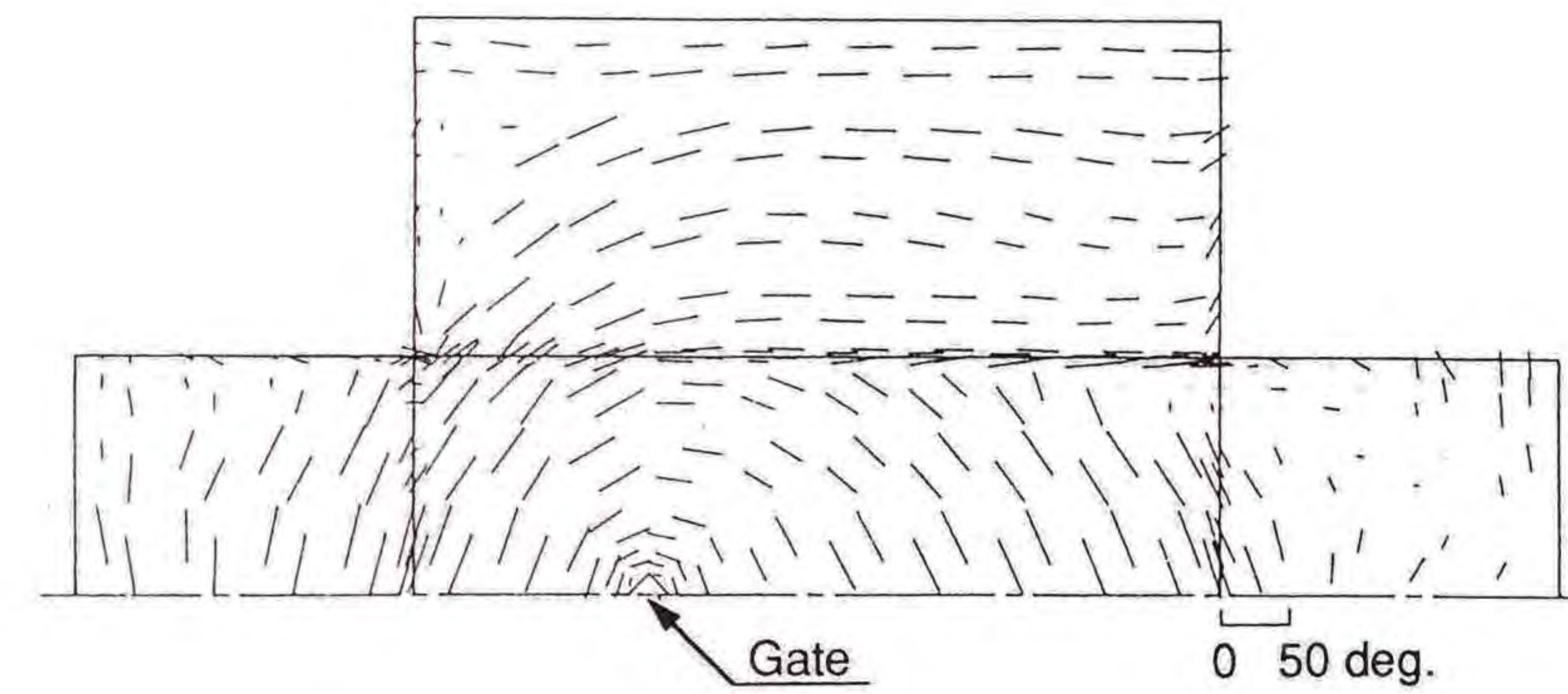


Fig.6-11 Fiber orientation obtained by numerical analysis.
(Eccentric distance = 25 mm ; Time = 0.27786 sec)

しかし、実際の材料流動においてフローフロントが折れ曲がることでできるウェルドラインのような複雑な流れの部分では、数値解析結果ではランダム配向となり繊維配向のシミュレーションを行うことが不可能となった。これは、実際ウェルドライン部分を越えて繊維の引き継ぎは起こらないが数値解析では分割要素の中にウェルドラインが存在すると繊維の引き継ぎを行ってしまうためと考えられ、その部分の要素分割を細かくすれば改善されると予測されるが、計算時間がかかる

ことになる。また偏心25mmと50mmでは長手稜線部での配向が実験結果と異なったが、これは稜線に沿う速度ベクトルが過大であることに起因しており、メッシュ形状を変化させることによって改善が可能であると考えられる。

以上より、本解析手法によって薄肉成形品における繊維配向の定性的なシミュレーションが可能であることが示された。

6. 7. 3 そり変形解析結果

成形品の変形状態およびモアレ縞等高線の一例をFig.6-12, Fig.6-13に示す。変形状態の測定の一例としてガラス繊維含有率20wt%, 偏心25mmの場合の等高線図をFig.6-14に示す。変形状態は非対称であり、ゲート位置の逆側に変形が大きい傾向を示した。短側面はウェルドラインの発生する右短側面が左短側面に比べて変形量が大きくなった。

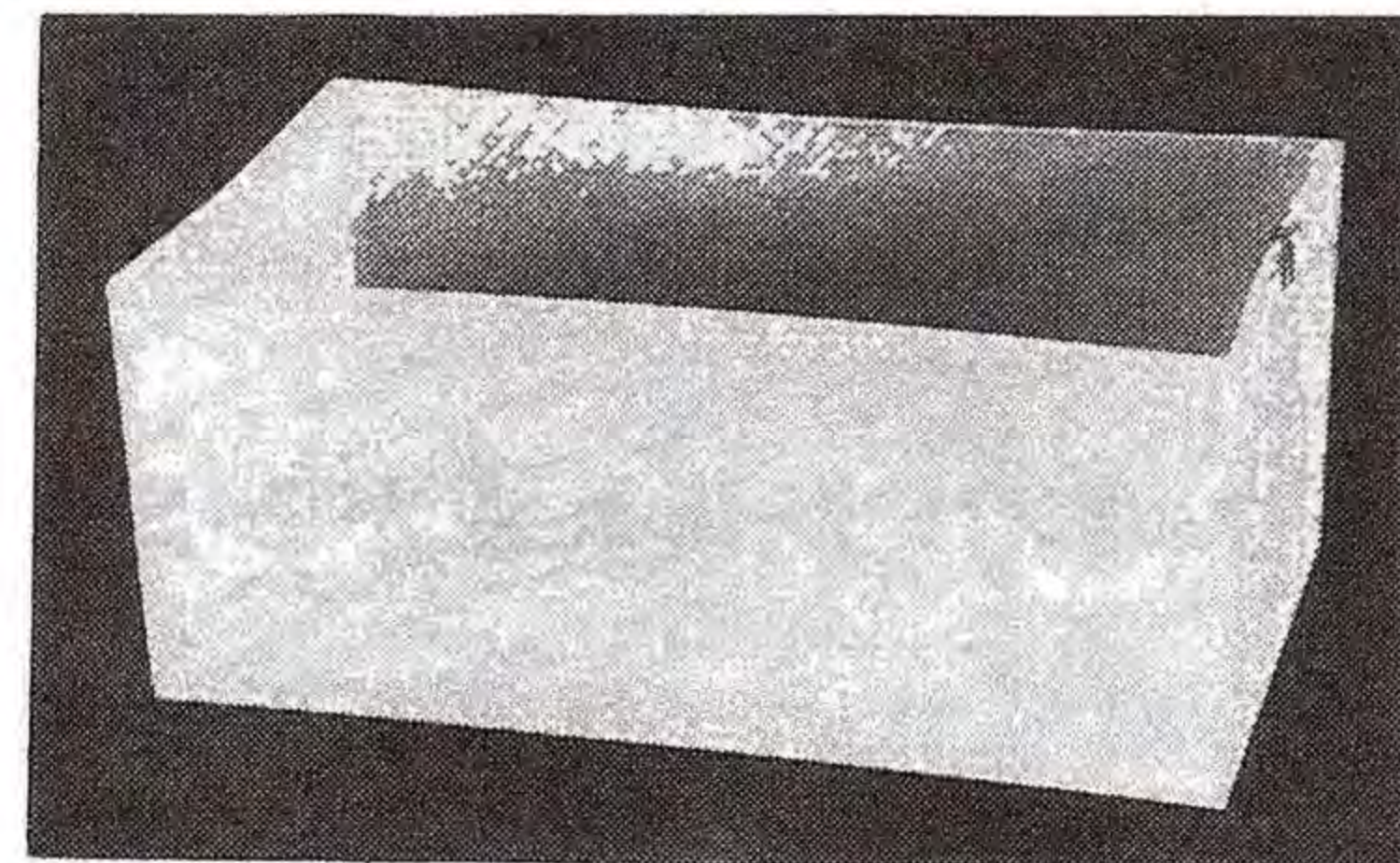


Fig.6-12 Injection molded product.



Fig.6-13 Photograph by Moiré topography in the specimen.

変形解析結果の一例として偏心25mmの場合の繊維含有率20wt%における変形モードをFig.6-15に、また等高線図をFig.6-16に示す。た

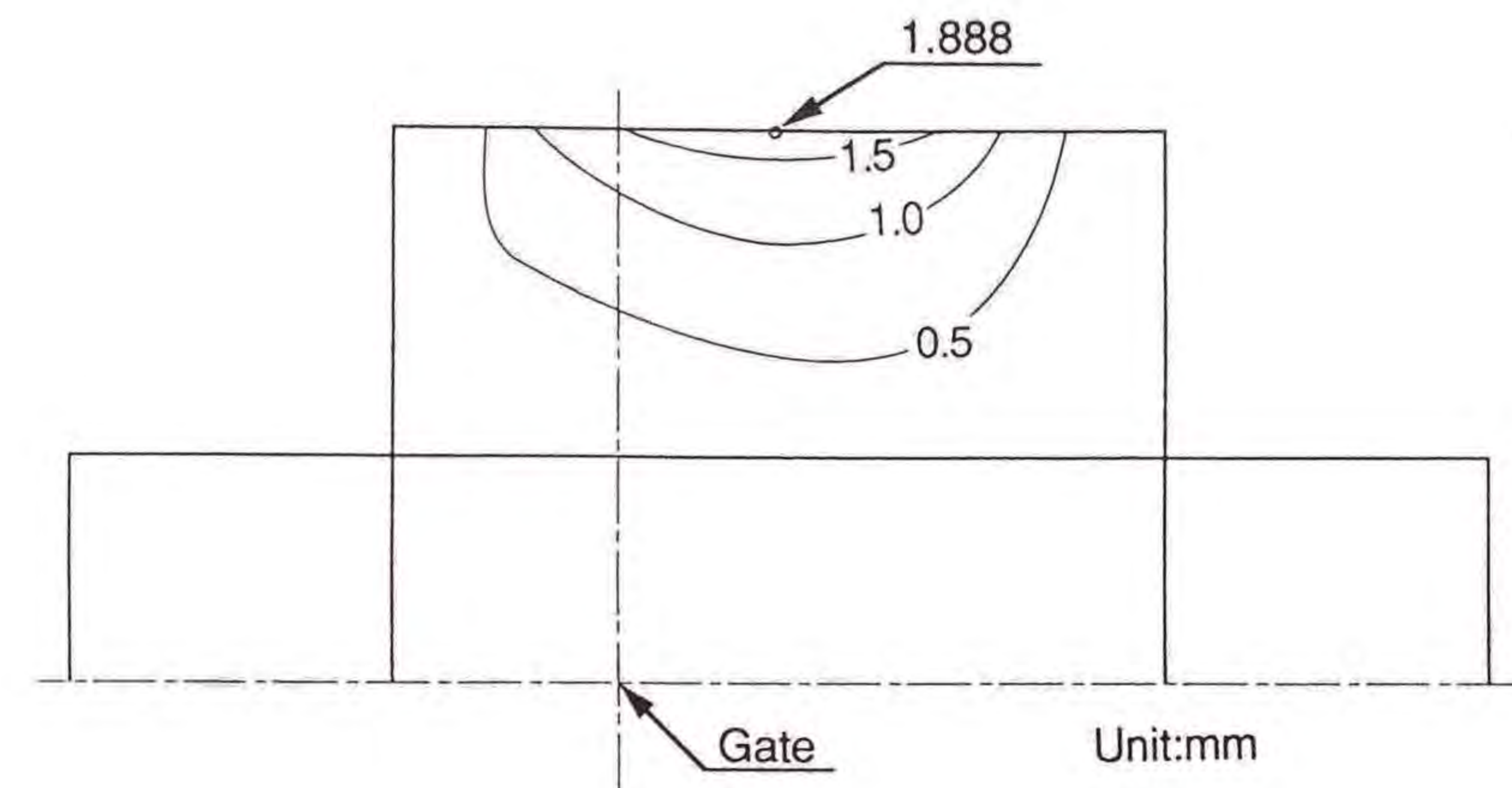


Fig.6-14 Deflection mode by Moiré topography in the specimen.

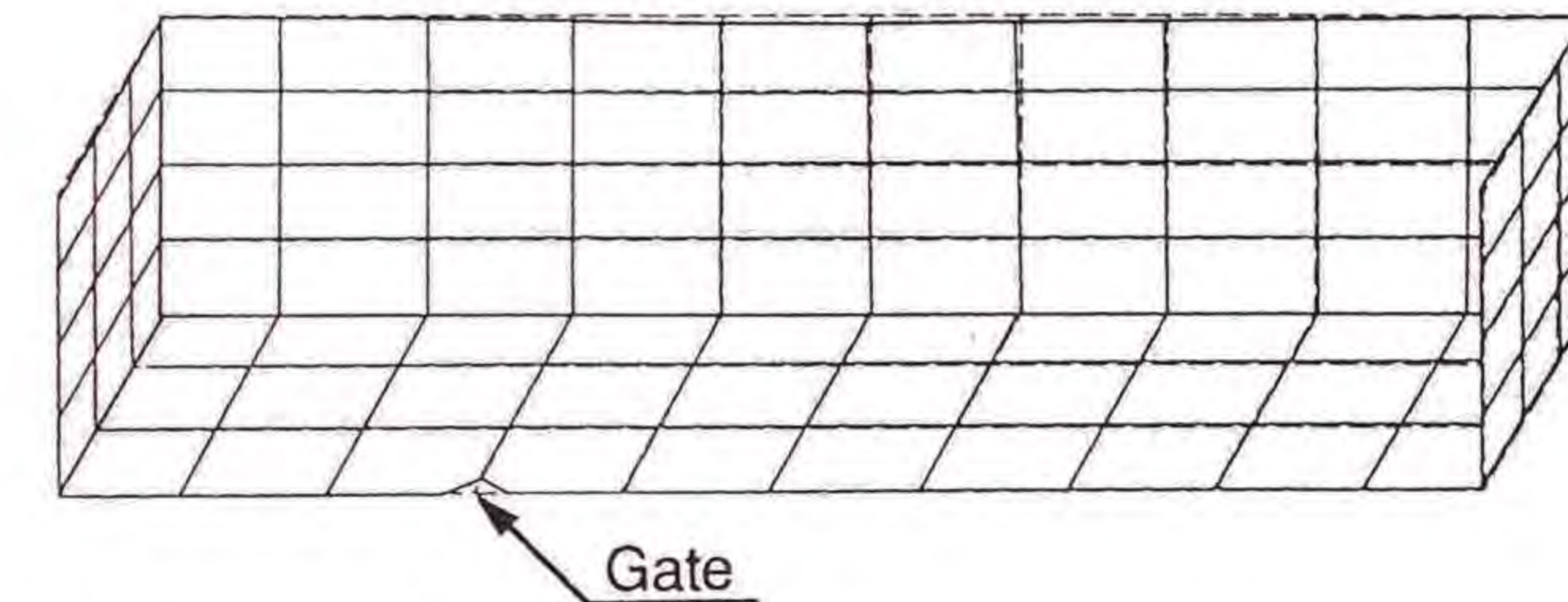


Fig.6-15 Deflection mode obtained by numerical analysis.
(Eccentric distance = 25 mm ; Glass fiber content = 20 wt%)

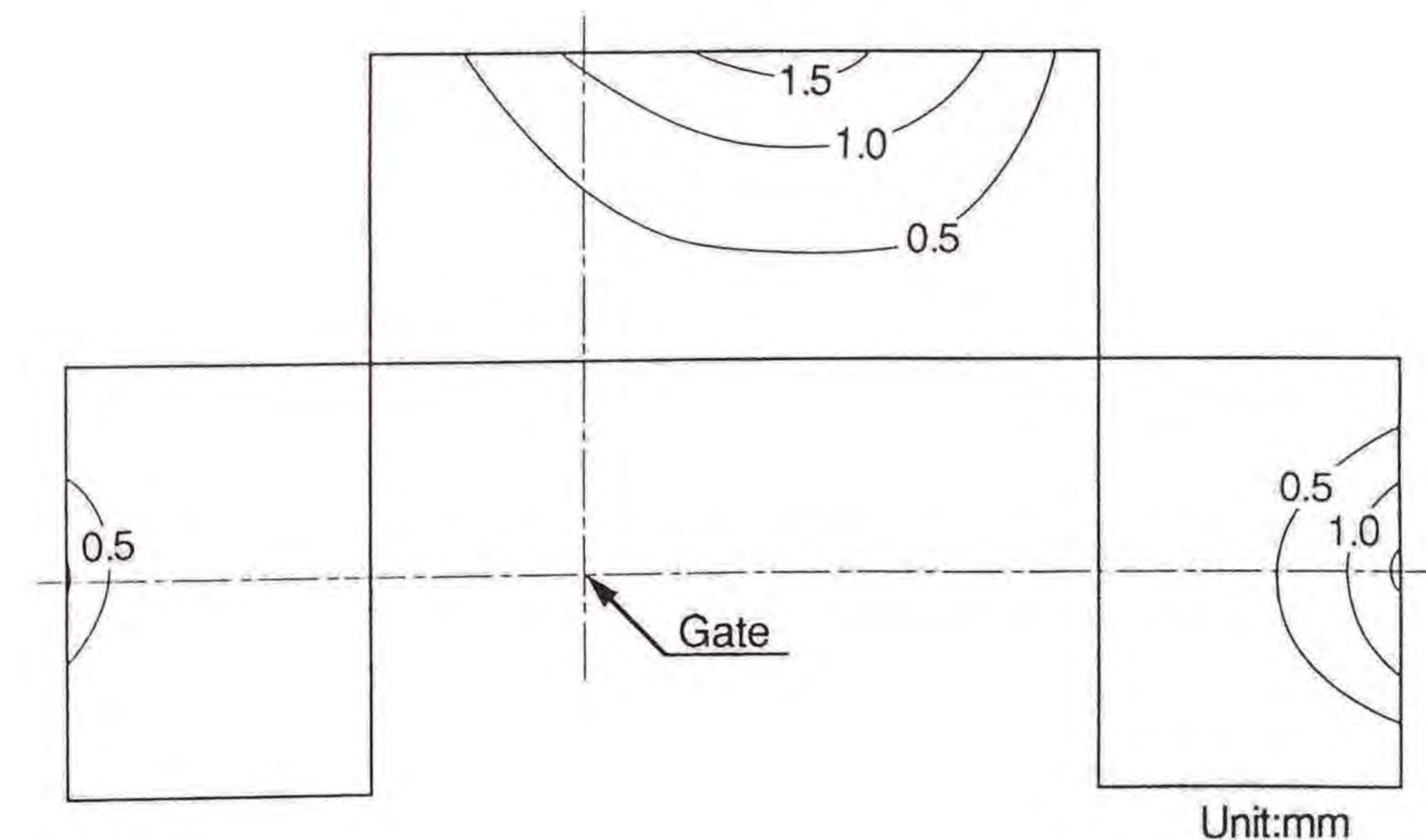


Fig.6-16 Contour line diagrams of deflection obtained by numerical analysis.
(Eccentric distance = 25 mm ; Glass fiber content = 20 wt%)

だし箱形成品全体の変形状態を把握しやすくするために、変形モードの1/2分割図を示す。また、各側面での変形状態を知るために、稜線部変位を0とした場合の等高線図を示すことにする。ただし変形モード図では、破線は変形前の状態を表し、実線は変形後の状態を表している。

変形モードはゲートを中心に全体が右下がりに変形していた。等高線図では、最大変位点は長側面の中心端部であるが、中心より右側の変形量が大きくなった。短側面では変形量が少なく判断し難いが、両短側面での変形はほぼ等しいと予想される。

数値解析結果と実験結果の等高線図を比較してみると、長側面に関しては変形量、また変形状態が定性的に良い一致をみていることがわかる。ただし、短側面においては、ウェルドラインの発生による影響で繊維配向解析結果がおもわしくないために実験結果と良い一致がみられなかった。これはウェルドラインについての別の解析手法を確立することにより解決されると考えられる。

また偏心0mm、25mm、50mmの場合の数値解析結果と実験結果の最大変位量をそれぞれFig.6-17, Fig.6-18, Fig.6-19で比較し示してみると、両者にはかなりよい一致が見られる。

以上のことより、本解析手法がウェルドライン発生部分を除いて非常に有効な手段であることが示された。また、稜線部分での厚さ方向の密度の不均一の影響を考慮するために、稜線部分にモーメントを与える手法をとったが、保圧・冷却解析を行うことによりさらに完成されたものとなると考えられる。

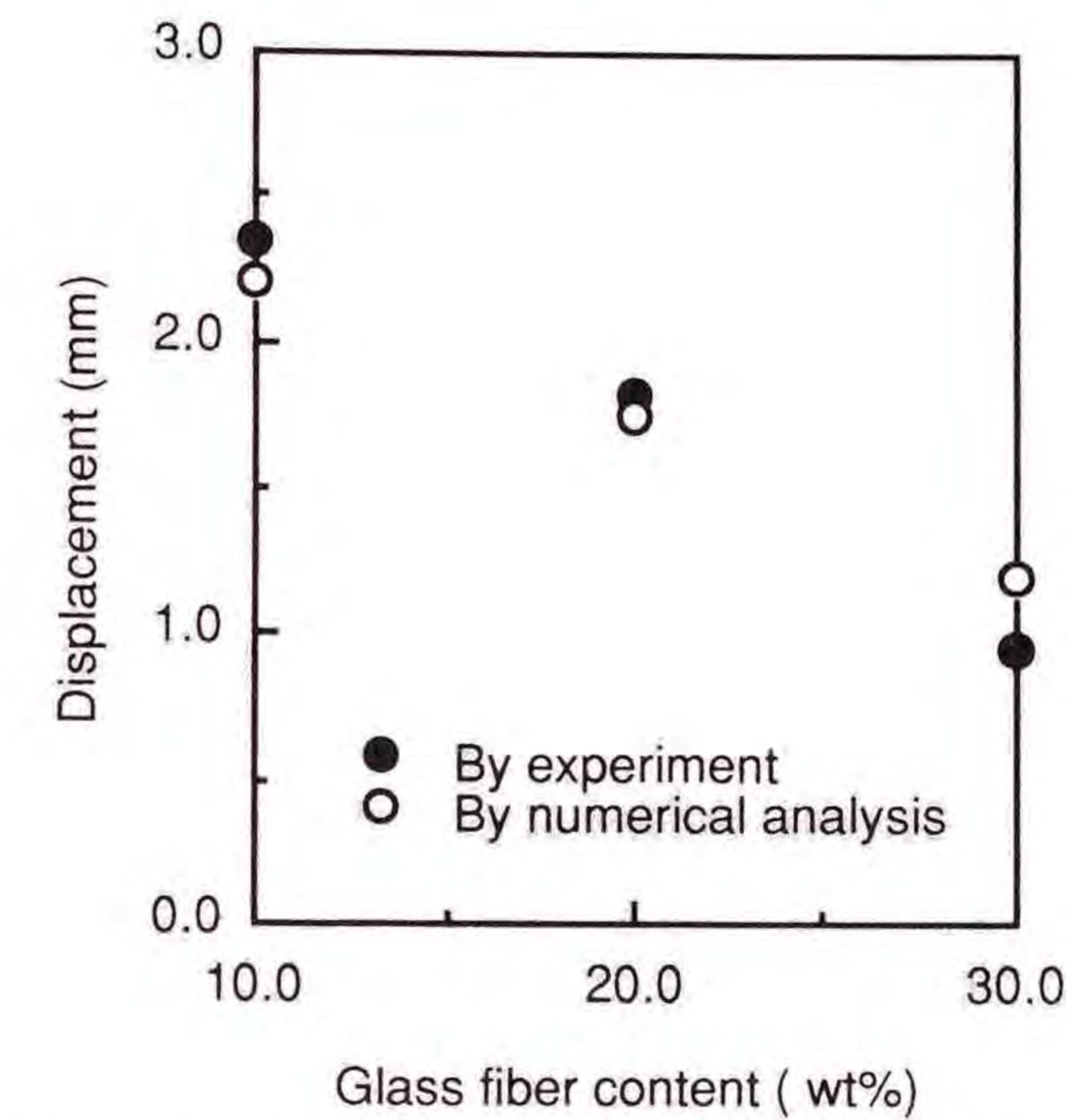


Fig.6-17 Relationship between displacement and glass fiber content. (Eccentric distance = 0 mm)

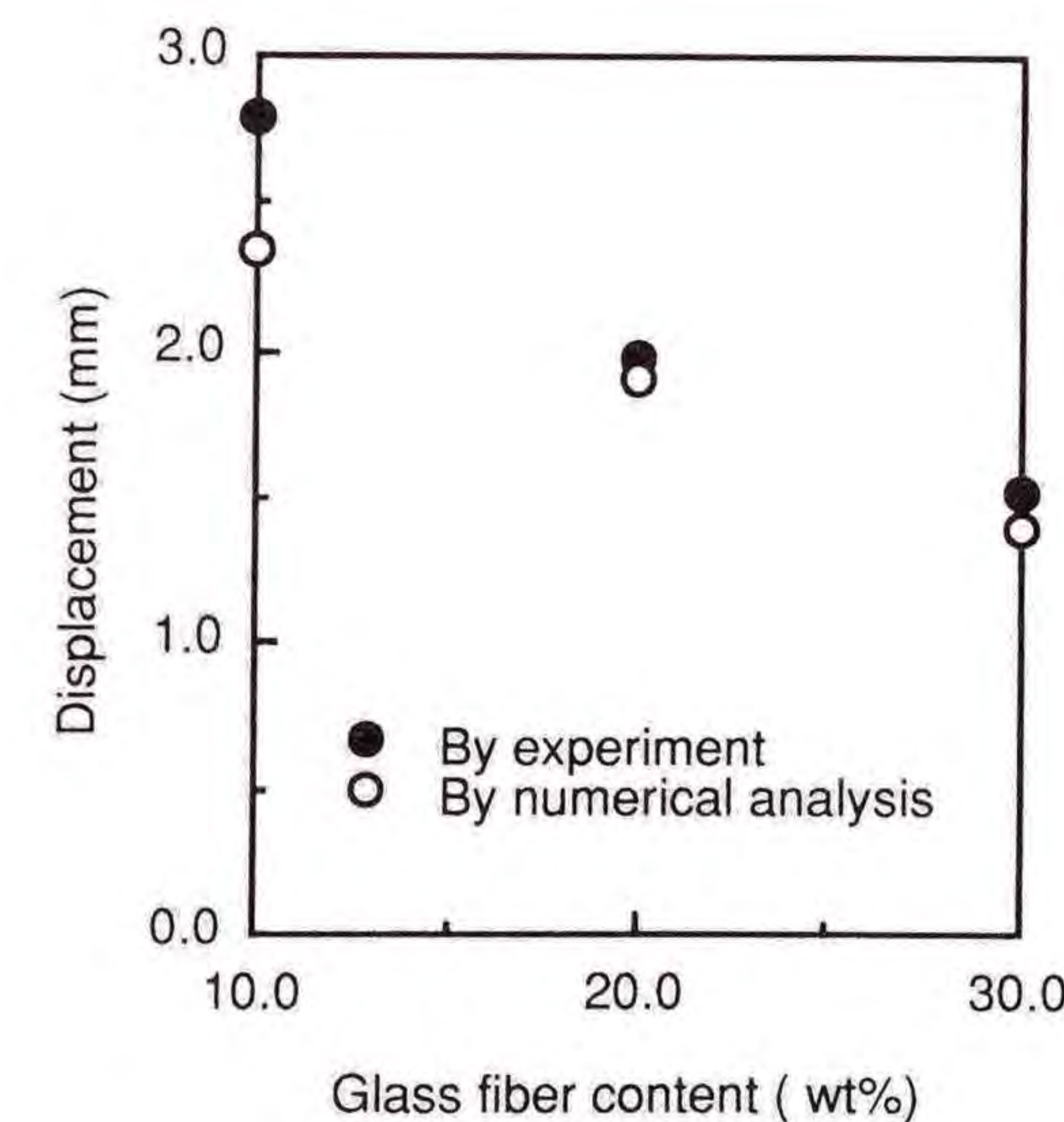


Fig.6-18 Relationship between displacement and glass fiber content. (Eccentric distance = 25 mm)

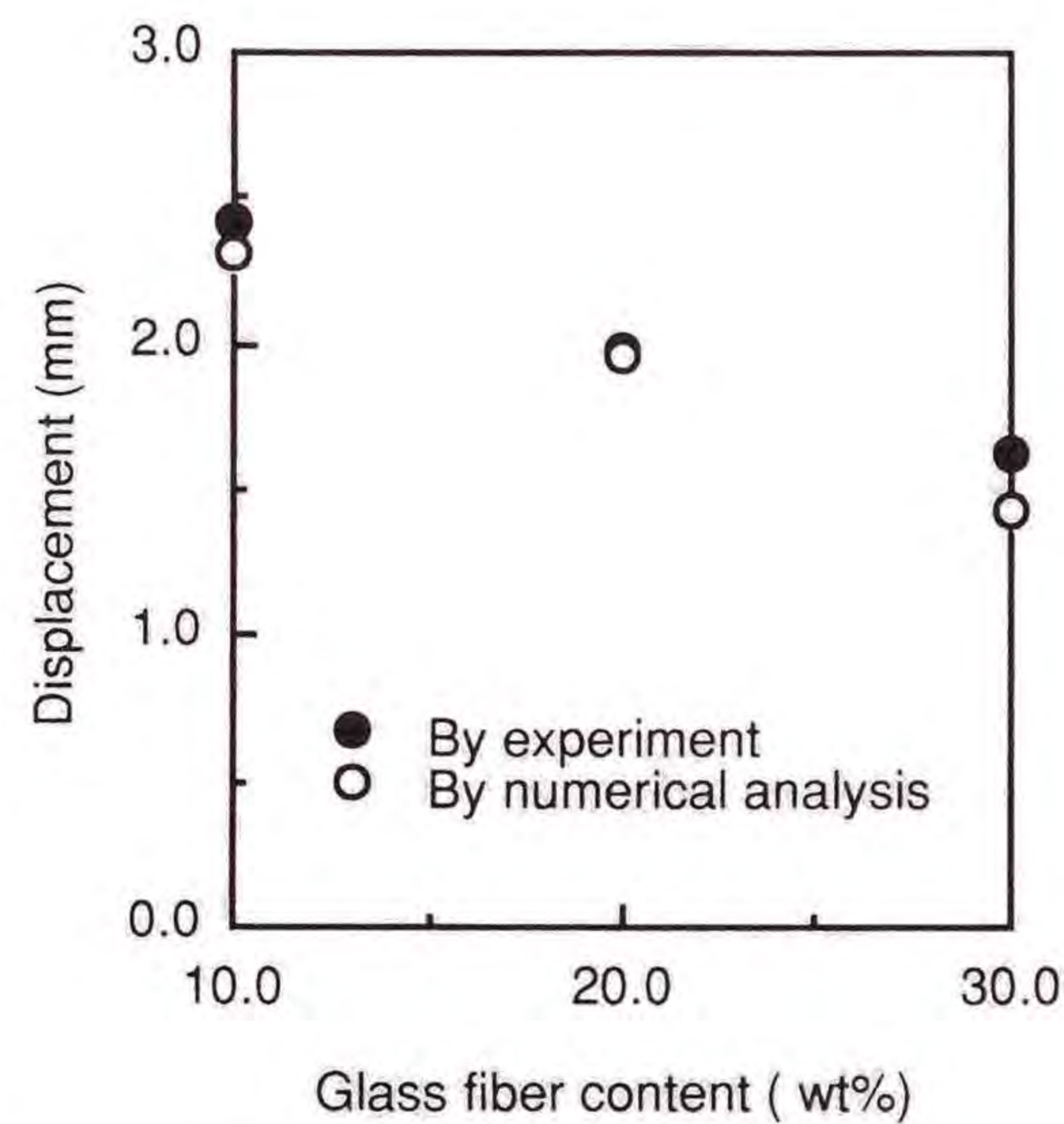


Fig.6-19 Relationship between displacement and glass fiber content.
(Eccentric distance = 50 mm)

6. 8 結言

本章ではFRTP射出成形品において薄肉三次元構造である箱形成形品に対して、流動解析、繊維配向解析、変形解析を行った。そして、実験解析との比較検討を行い、本解析手法の有効性・有用性について検証を行った。これらの研究の成果として以下の結論を得た。

(1) 厚さ方向の速度分布を考慮した流動解析が可能となった。すなわち厚さが変化する場合にも対応が可能となった。

(2) これらの解析結果により得られた繊維配向を用いた変形解析では、ウェルドライン発生部分を除いて実際の成形品の変形状態をシミュレーションができた。さらに保圧・冷却解析を用いることで、その汎用性はさらに高まるものと思われる。

(3) 以上の結果より射出成形における解析システム確立への指針が示された

参考文献

- 1) 有吉秀穂, 成形加工, 1, 1, pp.34~39, (1981).
- 2) 高橋秀郎, 松岡孝明, プラスチックス, 33, 12, pp.24~28, (1982).
- 3) O.C.Zienkiewicz著, 吉識雅夫・山田嘉昭監訳, "基礎工学におけるマトリクス有限要素法", pp.334~339, (1975) 培風館.
- 4) 川原睦人, "有限要素法流体解析", pp.71~77, pp.232~234, (1985) 日科技連出版社.
- 5) E.Broyer, C.Gutfinger and Z.Tadmor, Transactions of the Society of Rheology, 19, 3, pp.423~444, (1975).
- 6) Folgar, F. and Tucker, C.L., Journal of Reinforced Plastics and Composites, 3, p.98, (1984).
- 7) 西村敬一, 塑性と加工, 32, 371, pp.1452~1457, (1991).
- 8) 高橋秀郎, 塑性と加工, 32, 371, pp.1439~1445, (1991).
- 9) 森田隆一, 成形加工, 5, 2, pp.405~460, (1990).
- 10) 高分子学会編, "プラスチック加工の基礎", p.28, (1982) 工学調査会.

7. 1 緒言

FRTP射出成形において繊維配向は力学的特性を決定する¹⁾。そしてその繊維配向は樹脂流動により大きく影響を受ける。この樹脂流動を予測する数値解析は様々行われており²⁾³⁾、流動状態をある程度把握することは可能となってきた。しかし実際の成形品と比べると食い違うこともしばしばである。実際の成形時には、対称なキャビティ形状においても流動の不安定現象のために非対称な流動挙動を示すことがある。従来のCAEシステムは巨視的な見地からの解析であるためにこのような不安定な流動挙動を予測することができていない。そこで不安定現象の研究対象として、対称流路を持つ円筒成形品を用いて研究を行った。実験においては射出成形機を用いて、熔融材料の流動中の不安定現象を調べるためにショートショットと呼ばれる未充填の成形品を成形し、そのフローフロントの形状を調べた。実際の成形時には樹脂の温度や粘度の分布等が完全に均一であることは考えられない。このことが不安定性の起こる原因の一つと考えられるが、これを数値解析に取り入れることは困難である。そこで数値解析においては、材料流動の不安定性を表現する方法として固有値解析を用いることとし、そのときの挙動を流動の数値解析に取り入れて計算を行うものとした。そして本解析と実験解析結果との比較検討を行った。

7. 2 流動の不安定現象の観察

熔融樹脂の流動中の不安定現象を調べるために、射出成形機を用い

て円筒成形品を成形し、フローフロントの観察を行った。

7. 2. 1 実験方法

熔融樹脂の流動中の不安定現象を調べるため、対称な流路からなる成形品としてFig.7-1に示すような円筒成形品を用いることとした。そのショートショット成形品をスクリーンライン式射出成形機（住友重機(株) N515/150SYCAP）で成形し、そのフローフロントの観察を行った。材料にはガラス含有率20wt%（10vol%）のガラス繊維強化ポリプロピレン（徳山曹達(株) GS255）とポリプロピレン（徳山曹達(株) ME150）、およびガラス含有率20wt%（9vol%）のガラス繊維強化ABS樹脂（ダイセル化学(株) VGR20）とABS樹脂（ダイセル化学(株) V510）を用いた。成形条件をTable 7-1に示す。

Table 7-1 Experimental conditions

Used resin	Polypropylene	ABS resin
Injection velocity (150mm/sec)	70(%)	50(%)
Holding pressure	0(MPa)	0(MPa)
Holding pressure time	10(sec)	10(sec)
Cooling time	20(sec)	20(sec)
Mold temperature	50(°C)	50(°C)
Melt temperature	220(°C)	242(°C)

熔融材料流動中のフローフロントの状態を観察することが困難なため、計量を制御してショートショットと呼ばれる未充填の成形品を四段階に成形し、流動中のフローフロントの状態の把握を行った。Fig.7-2にそのショートショットの段階を示す。ディスク部内のスプ

ル出口付近をステップA，ディスク部半径中央付近をステップB，ディスク部と円筒側面部の境界付近をステップC，円筒側面部流路の中央付近をステップDとした。

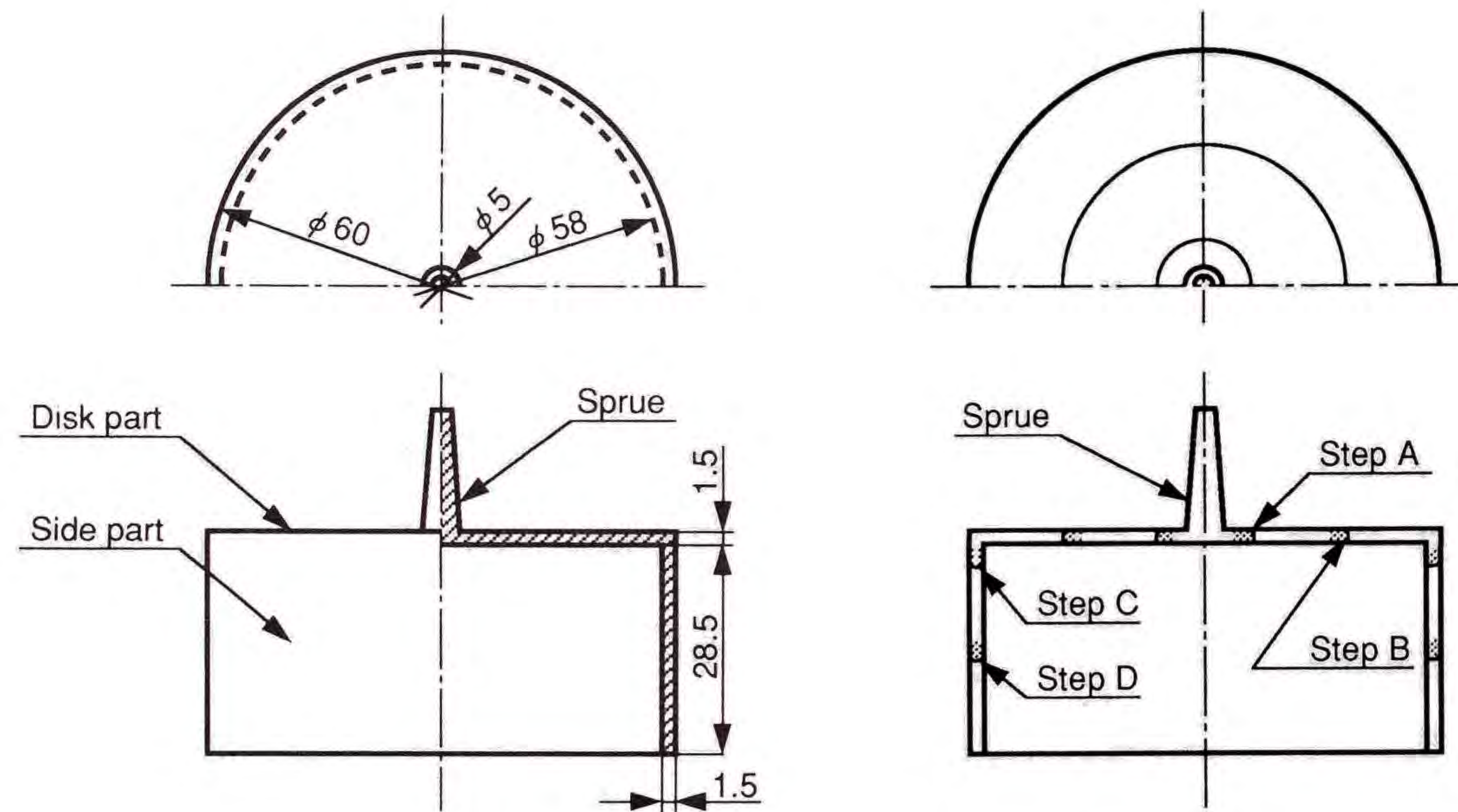


Fig.7-1 Shape and dimensions of the specimen. Fig.7-2 Schematic diagram of short shot.

試験片のフローフロントの状態を測定するためFig.7-3に示す測定装置を用いた。ディスク部までのショートショット試験片のフローフロント測定に際しては、まず、図のように金型のスプルと同形状のテーパ穴を設けたジグを用いて、試験片を回転可能にした。次に、試験片のフローフロントへ、回転軸に対して垂直方向に接触子を押し当て、フローフロントの変位を接触子後端プレートの変位に引き継ぐようにした。このプレートの変位をレーザ変位計で取り込み、アナログ変位データをA/D変換器でデジタル化し、パーソナルコンピュータでその変位データを処理し、試験片のフローフロントの変位データとした。

試験片一個に対する測定点数は76点とし、軸対称形である試験片の成形時においてディスク部の一方向にマーキングを施し、このマーキングを測定始点とすることにより、全ての試験片が作製時と同じ同一半径方向から測定されるように配慮した。ここでは、角度 0° を測定始点とする。また、円筒側面部へ到達したC，Dの段階の試験片の場合は、先述と同一方法で試験片を取り付け、接触子およびレーザ変位計の可動方向を 90° 回転させ軸方向と平行な方向からフローフロントの変位を測定した。

また、前章と同様に銅メッキを施した炭素繊維をトレーサとして0.01wt%樹脂材料に混入して成形した成形品の軟X線写真撮影を行い、繊維配向を測定した。

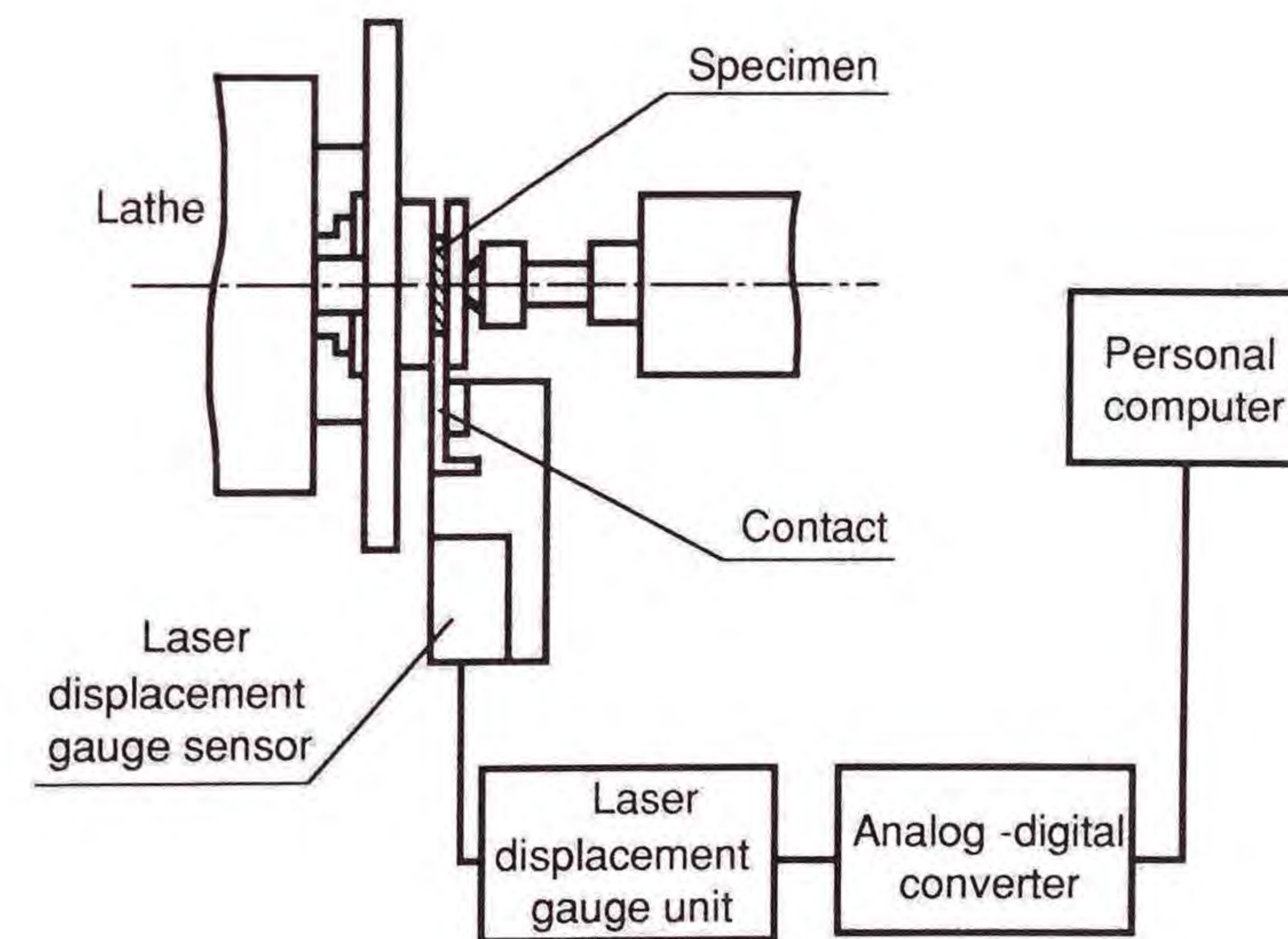
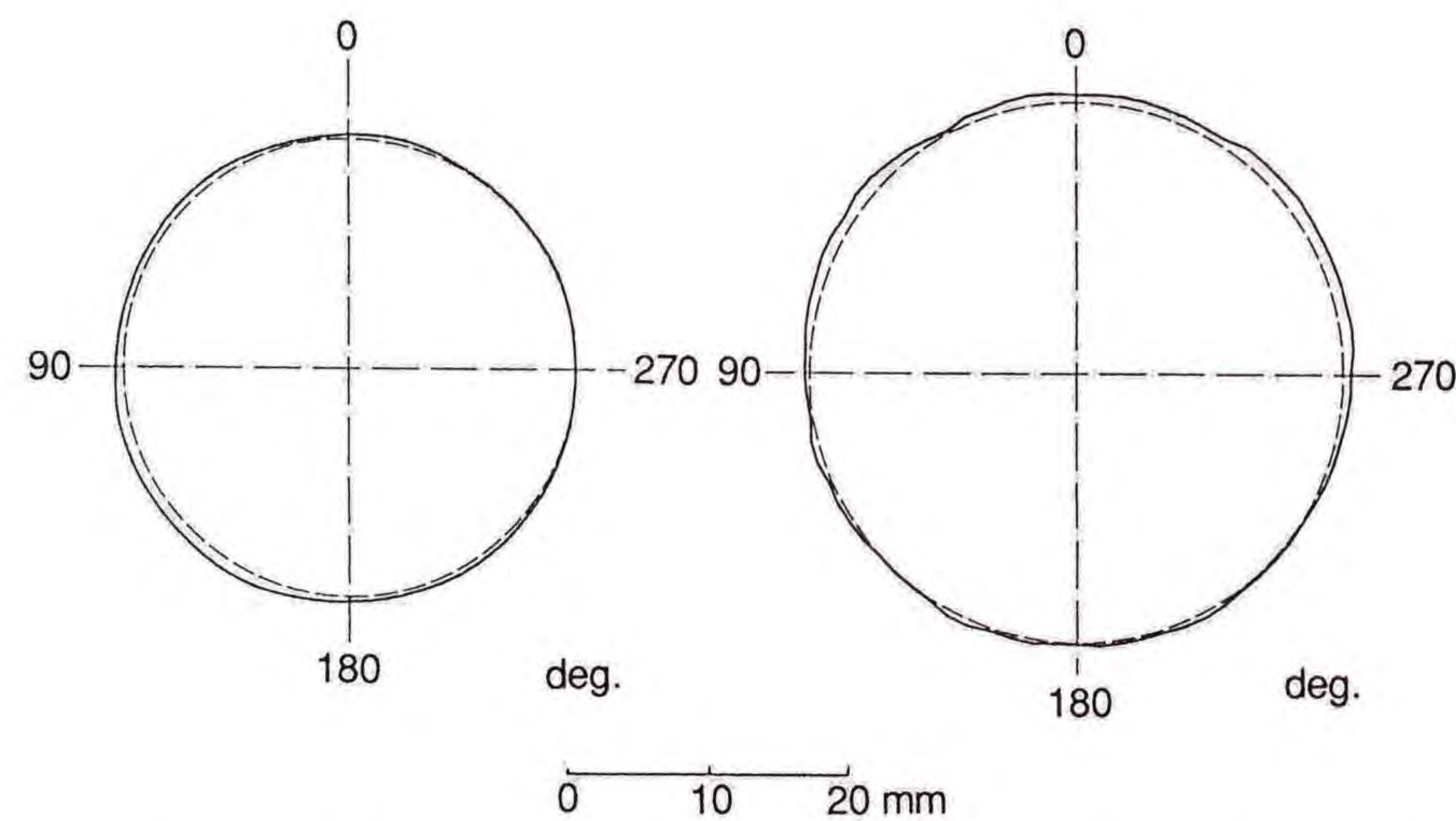


Fig.7-3 Block diagram of measurement system.

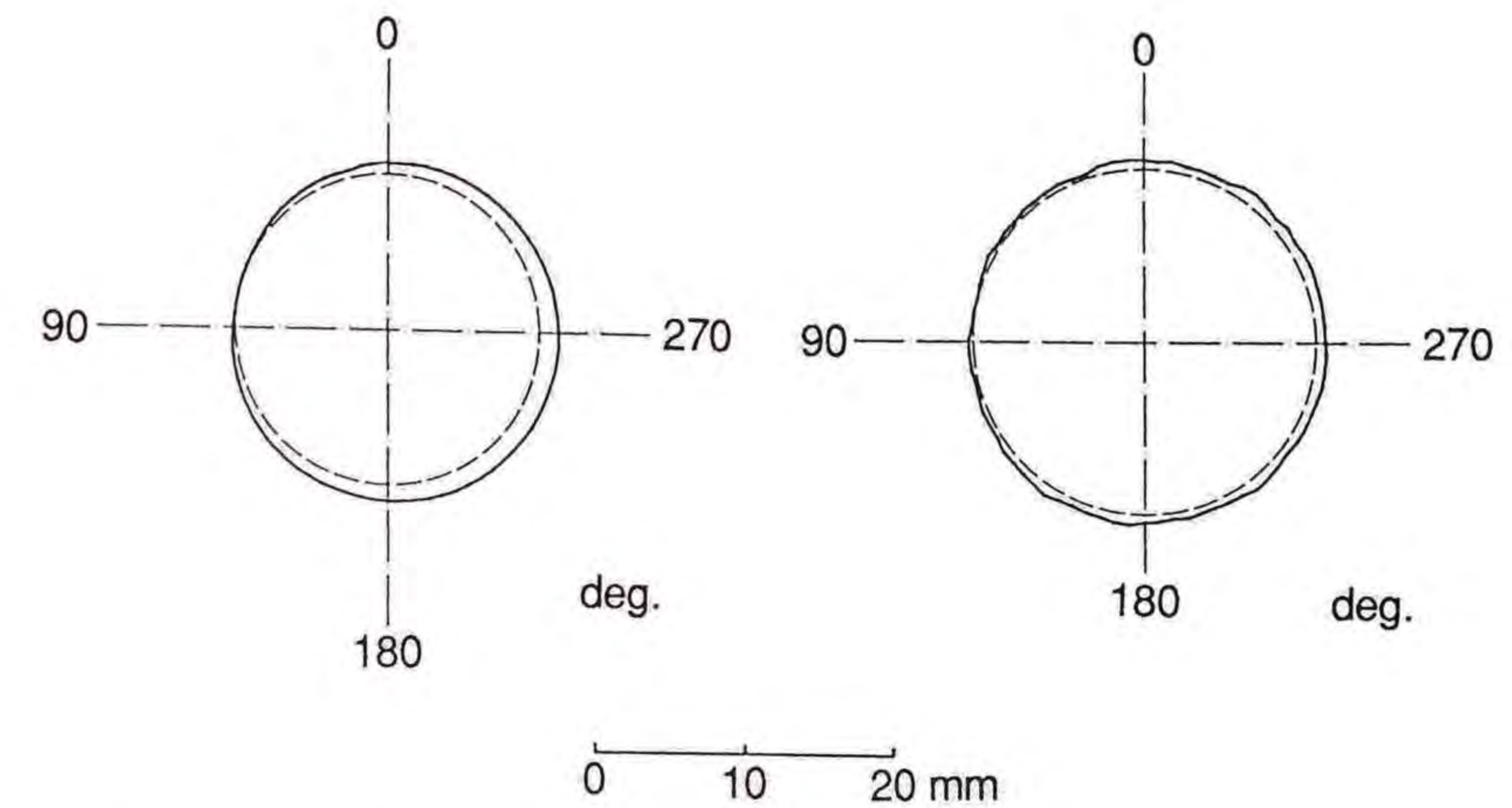
7. 2. 2 実験結果

実験結果の一例としてフローフロントの変位図をディスク部に関してFig.7-4およびFig.7-5に、円筒側面部に関してFig.7-6およびFig.7-7に示す。ここではフローフロントに現れた不安定現象による変位形状の中の典型例を示す。これらの図では角度 0° 方向を試験片の測定始点としている。ディスク内のショートショットではFig.7-4(a), Fig.7-5(a), (b)に示すように一方向へ進展したフローフロント形状が多く現れた。フローフロントが複数方向へ進展した場合であるFig.7-4(b)の場合もいくつか見られた。また、円筒側面部でも一方向へ進展した形状である場合が多く生じた。複数方向へ進展した形状である場合もいくつか見られた。このように、試験片のフローフロントには非対称流動の結果により生じたと考えられる非対称形状、つまり一方向へ進展するフローフロント形状、が多く観察された。



(a) P.P. ; Glass fiber content = 0 wt% (b) P.P. ; Glass fiber content = 20 wt%

Fig.7-4 Experimental results on the shape of flow front in the disk part.



(a) ABS resin ; Glass fiber content = 0 wt% (b) ABS resin ; Glass fiber content = 20 wt%

Fig.7-5 Experimental results on the shape of flow front in the disk part.

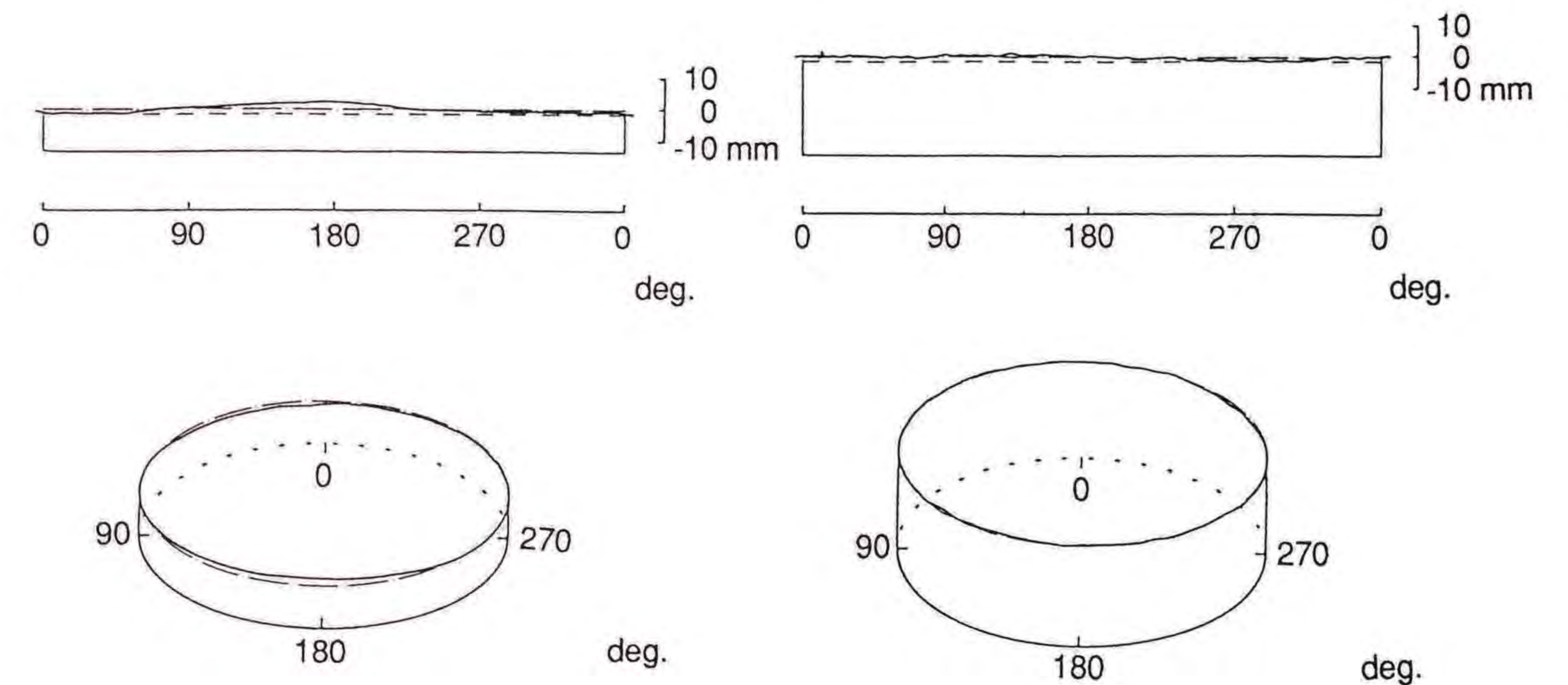


Fig.7-6 Experimental results on the shape of flow front in the side part. (P.P. ; Glass fiber content = 0 wt%)

Fig.7-7 Experimental results on the shape of flow front in the side part. (P.P. ; Glass fiber content = 20 wt%)

非対称形状を示すフローフロント形状の進展方向に法則性があるかどうか調べるため、試験片のフローフロントにおいて最大値をとった点の方向を調べ、フローフロント円周の測定点毎に合計を計算して模式図に表現した。その一例として、ディスク部内のショートショット

試験片の場合をFig.7-8, 円筒側面部でのショートショット試験片の場合をFig.7-9に示す. このことから, ショートショットに観察される非対称形状のフローフロント形状の進展方向に関して法則性があると考えすることはできない. よって, 本実験解析で用いた金型において溶融材料の不安定現象が生じていると考えられる.

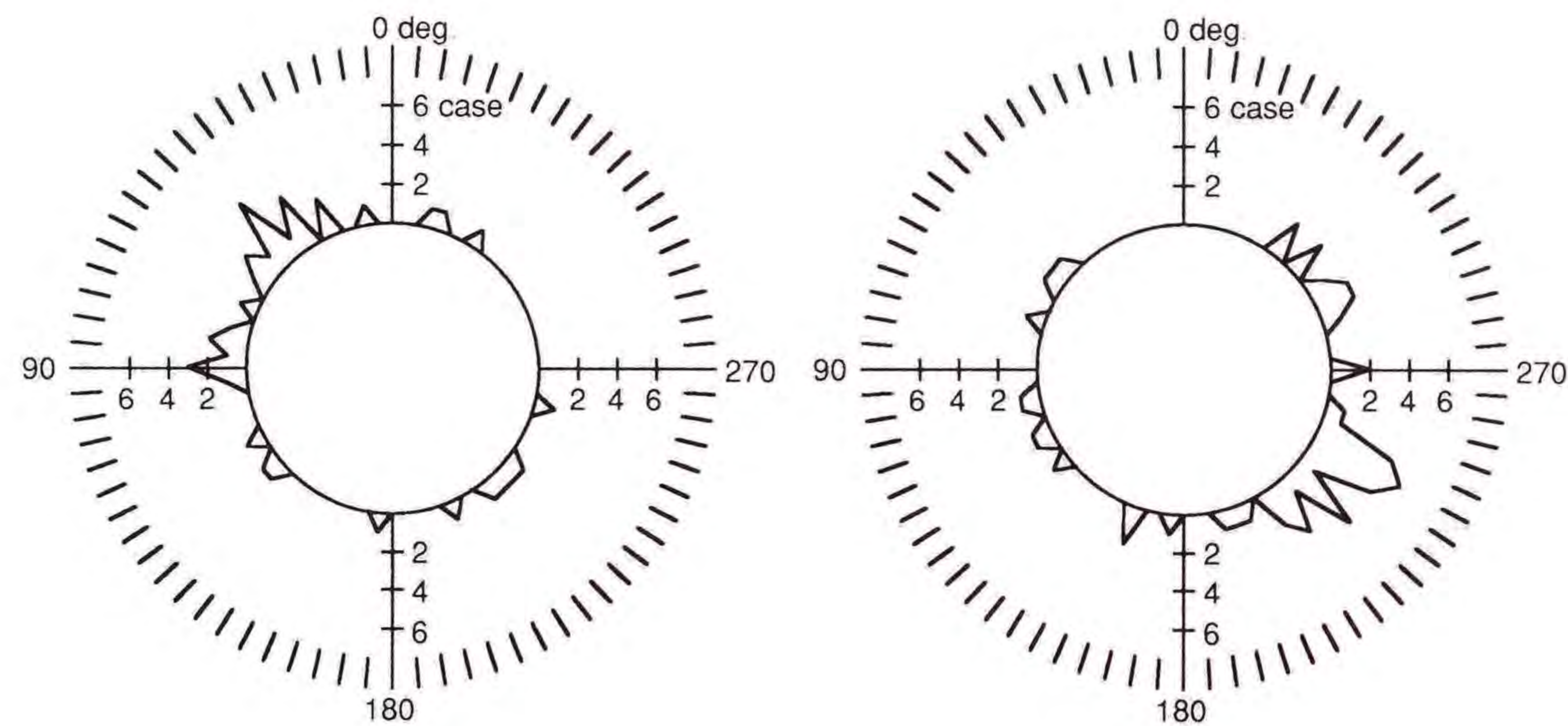


Fig.7-8 Probability of flow direction on flow front in the disk part. (P.P.; Glass fiber content = 20 wt%)

Fig.7-9 Probability of flow direction on flow front in the side part. (P.P.; Glass fiber content = 20 wt%)

繊維配向の測定結果の一例としてポリプロピレン樹脂0wt%の繊維配向図をFig.7-10に示す. 線分が平均配向角を, 長さがその強さを示す. ディスク部では拡大流れの影響による同心円状配向を示し, 円筒側面部ではその同心円状配向を引き継いだ流動方向に垂直方向の配向を示していることが観察された. また対称流路にも関わらず多くの部分において不安定現象が原因と思われる繊維配向状態の乱れが生じた.

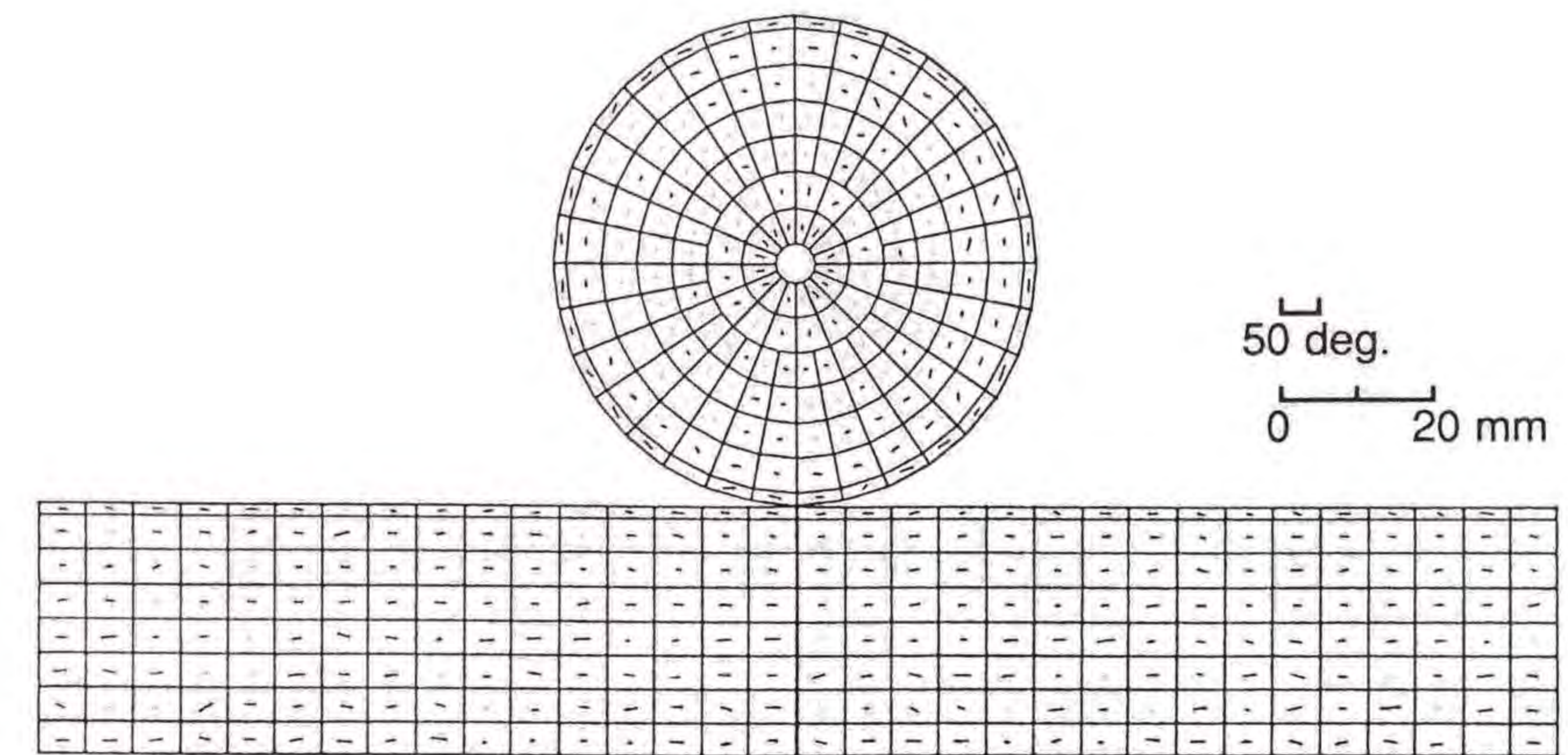


Fig.7-10 Diagram of tracer fiber orientation.

7. 3 不安定流動を考慮した数値解析

上述のことより溶融材料の流動中に不安定現象が存在すると考えられる. 従ってその影響は無視できず, 流動解析および繊維配向解析にもそれらのことを考慮することが必要となってくる.

7. 3. 1 不安定現象の数値解析

流体のあらゆる運動は流体力学の基礎方程式によって支配されているものと考えれば, 流体の流れはすべて特定の境界条件と初期条件のもとで流体力学の基礎方程式の解として表される. この立場に立つとき, 流れの安定不安定は微分方程式の初期値・境界値問題の解の安定・不安定の問題に帰着する⁴⁾.

そこで流動の固有値問題を考えるにあたってコア層内樹脂の流動を等方性の擬塑性流体としてモデル化し, 二次元非圧縮性の仮定を導入したとき連続の式と運動方程式⁵⁾は次のようになる.

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (7-1)$$

$$\rho \frac{du_i}{dt} + \rho(u_k \cdot \text{grad}) u_i = \rho F_i - \text{grad } p + \mu \nabla^2 u_i \quad (7-2)$$

上式で、 u_i は速度、 ρ は流体の密度、 F_i は物体力、 p は圧力、 μ は粘性係数である。不安定な流動状態は安定な状態（主流）に微小かく乱が加わったものであると考え、かく乱を伴う流れの速度は主流の速度に $-$ 、かく乱に \wedge をつけて次式で表される。

$$u_i = \bar{u}_i + \hat{u}_i \quad (7-3)$$

これを連続の式およびNavier-Stokesの方程式に代入し二次の微小項を無視することにより線形化を行う。そのとき圧力については変化がないものとする。次式が得られる。

$$\frac{\partial \hat{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (7-4)$$

$$\frac{\partial \hat{u}_i}{\partial t} = \bar{u}_i \frac{\partial \hat{u}_i}{\partial x} + \hat{u}_i \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x} + \nu \nabla^2 \hat{u}_i \quad (7-5)$$

次に、かく乱成分としてFourier展開の一成分である次式

$$\hat{u}_i(x_i, t) = \tilde{u}_i(x_i, t) \exp(\lambda t) \quad (7-6)$$

を用いて表し、式(7-5)に代入すると、

$$\lambda \tilde{u}_i = \bar{u}_i \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x} + \tilde{u}_i \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x} + \nu \nabla^2 \tilde{u}_i \quad (7-7)$$

が得られる。一方、主流の速度 \bar{u}_i と微小かく乱 \hat{u}_i はスプル中心で零、スプル径になるまで線形に増加すると仮定すると、

$$\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_i} \cong \frac{\tilde{u}_i}{x_i}, \quad \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} \cong \frac{\bar{u}_i}{x_i} \Rightarrow \tilde{u}_i \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} \cong \bar{u}_i \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_i} \quad (7-8)$$

となり、これを式(7-7)に代入すると次式のような流動の固有値問題に対する方程式が得られる。

$$\nu \nabla^2 \tilde{u}_i + \left(2 \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} - \lambda\right) \tilde{u}_i = 0 \quad (7-9)$$

不安定挙動は溶融樹脂がスプルから流出した後に起こると仮定し、初期の不安定挙動が後々の流動に引き継がれると考えた。そこで解析の対象をスプル形状として三角形三節点要素に分割し、スプル中心を拘束することにより固有値解析を行った。

7. 3. 2 流動解析

本章では前章と同様にスキン層の厚みを常に一定と考え、スキン層の断熱効果によりコア層の流動を厚さ一定の等温流れに理想化して考えた⁶⁾。また、コア層とスキン層の間で生じる流体への摩擦抵抗は物

体力として取り扱い、次式を代入することとした²⁴⁾。

$$F_i = -2\beta v_i / T_{ck} \sqrt{v_k v_k} \quad (7-10)$$

$$\beta = 2\mu(II_e) \cdot (2 + 1/n)^n / (\rho T_{ck} \sqrt{v_k v_k}) \quad (7-11)$$

ここで、 T_{ck} はコア層での厚み、 II_e は変形速度テンソルの二次の不変量、 v_i は速度、 n は構造粘度指数 ($n = 0.49$)、 β は摩擦係数である。

連続の式と運動方程式において v_i 、 p を未知関数とし、Galerkin法⁷⁾を用いた有限要素法で定式化を行い、時間積分の定式化としては、陰解法⁸⁾を用いて数値解析を行った。本解析では、速度の非線形項に対しては、前回のステップの速度による線形化を行い、これに繰り返し代入法⁸⁾を適用した。

Fig.7-11に数値解析に用いた要素分割と各種境界条件を示す。またフローフロントを分かりやすく表現するために解析結果を示すときは簡単な展開図の要素モデルにして示すものとする。境界条件は、金型壁面部境界で $u = v = 0$ 、流動先端部での自由境界で表面力を $S = 0$ とした⁸⁾。ゲート部分の境界は、射出速度一定 (流量一定 $q = 1.76 \times 10^5 \text{ mm}^3/\text{sec}$) から、 u 、 v を今回実験で用いた射出速度より計算した値とした。また、要素分割に示すように、円筒形成品の二次元化については、円筒成形品を展開した状態を考え、これを解析することで二次元解析を適用することにした。このとき切断した面同志の境界条件として、節点同志での速度および圧力の大きさは等しくとり、速度

の方向のみを変換させることにより切断面の処理を行った。また稜線部では実際の成形品において厚さ方向でスキン層との摩擦が片面だけとなるため稜線方向に対して流動しやすいと考えられるため、稜線方向の摩擦係数を1/2として解析を行った。本解析では、Broyerらが行っている流量計算により流動先端部移動を求める手法⁹⁾を応用した。そして、流動先端部はスキン層生成のために流動材料が失われるものと考え、流動先端部にある未充填要素に流れ込む流量を評価する際に、その損失分を考慮に入れて要素充填を判定した。

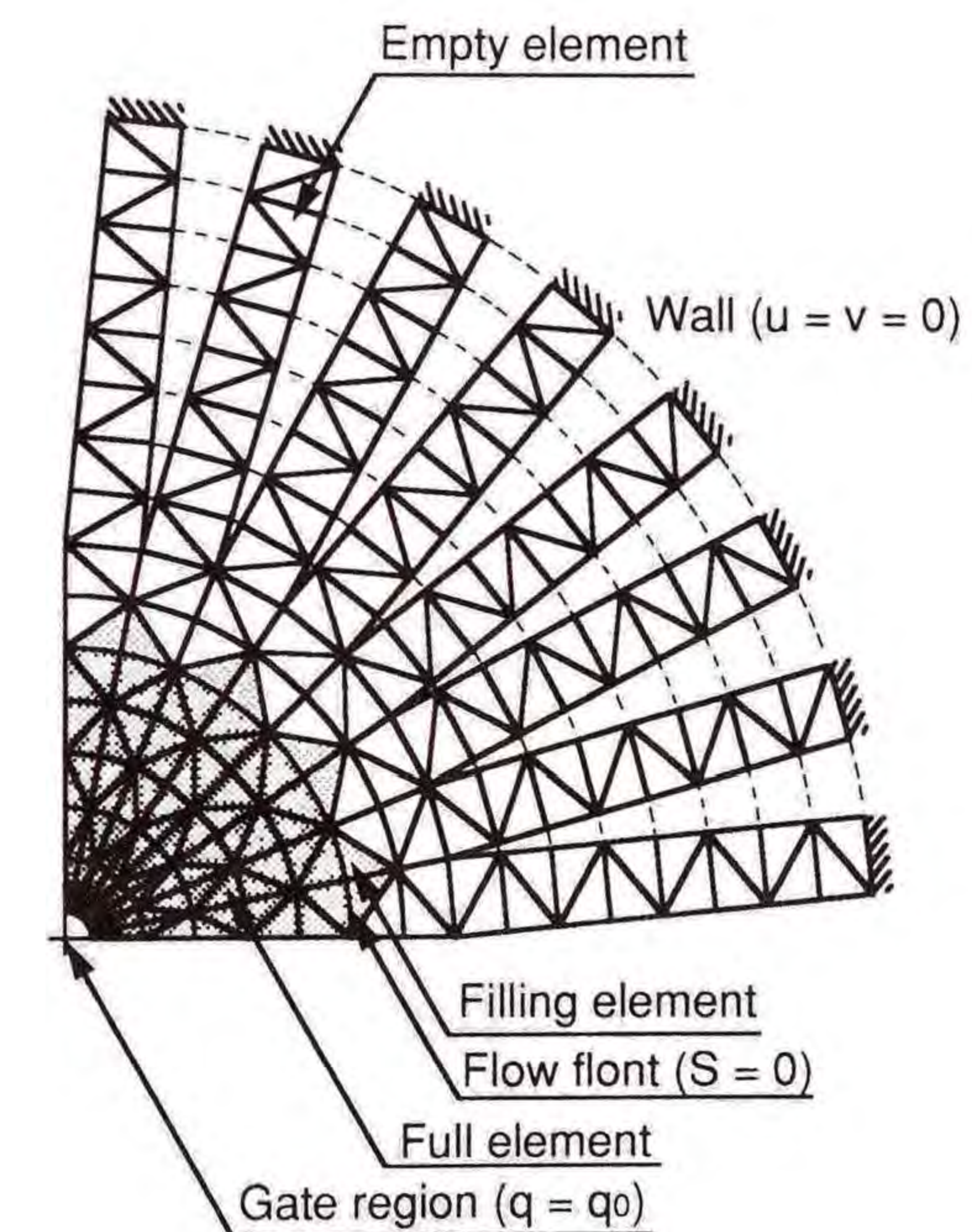


Fig.7-11 Finite element division and boundary condition for flow analysis.

7. 3. 3 繊維配向解析

繊維の運動は、熔融樹脂の流動状態に大きく依存していると考えられる。これまでに行われてきた実験結果からみて、本解析対象である

繊維含有率30wt%以下の樹脂では繊維間の相互作用の影響はかなり小さいと考えられる。そのため本解析では簡便な繊維配向予測を行うこととし、前章と同様に繊維状物体の回転原理に基づく繊維配向のモデルを用い、材料流動解析結果から繊維配向解析を行った。

7.4 数値解析結果とその検討

本章に示した解析モデルおよび解析手法の有用性、有効性を検討するため実験結果と比較、検討を行う。

7.4.1 固有値解析結果

固有値解析の結果はFig.7-12のように、第一モードは同心円上に膨張するような傾向、第二モードは一方向に進展する傾向、第三モードは二方向に進展する傾向、第四モードは三方向に進展する傾向を示している。これはスプル出口付近の熔融樹脂が持つであろう不安定流動の可能性を示していると考えられる。ただし、ここでは実際の固有ベクトルを10倍に拡大して表現し、その挙動を理解しやすくしている。

これらの結果より、第一モードの挙動は不安定流動を表す変形ではないと判断できる。このことは実験結果において初期は一方向に進展するものが多く観察されることから明らかである。このため、その次に起こりやすいと思われる第二モードの挙動が不安定流動の挙動であると考えられる。よって第二モードを用いて流動解析を進めることが妥当であると考えられる。

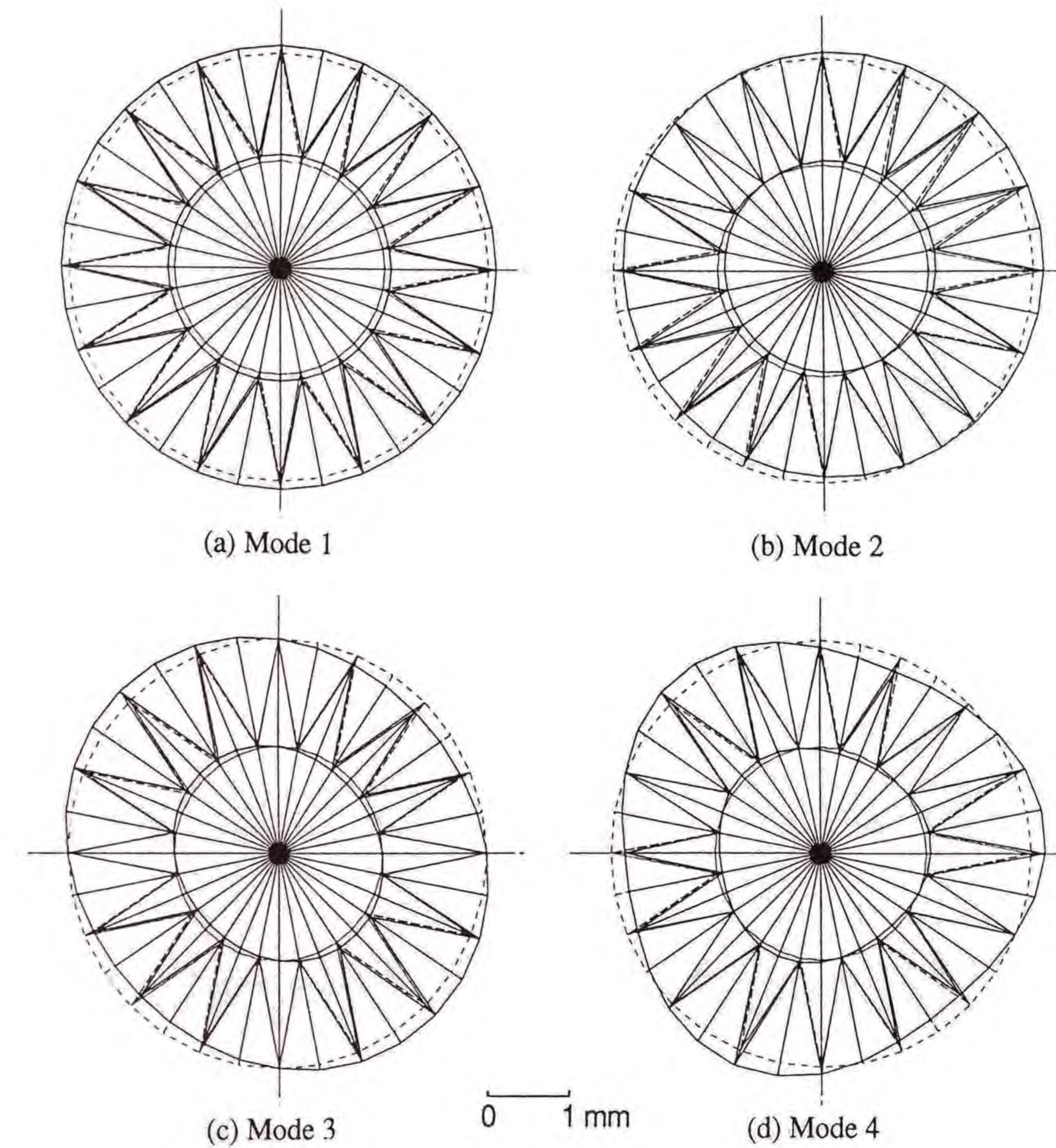


Fig.7-12 Mode shape obtained by eigenvalue analysis.

7.4.2 流動解析結果および繊維配向解析結果

Fig.7-13に固有値の影響を考慮しない場合の流速ベクトル図を、Fig.7-14に固有値の影響を考慮した場合の流速ベクトル図の一例を示す。これらより明らかのように、固有値の影響を考慮しなければ流動状態は安定しており、流速ベクトルはディスク部でスプルを中心とした点対称となり、側面部でも左右対称となった。一方、固有値の影響を考慮すれば流速ベクトルにゆらぎが見られ対称な状態とはならなかった。そして流動の一方向が先に進展する傾向を示し、充填要素も安

定した進展が見られなかった。

Fig.7-15に固有値の影響を考慮しない場合の充填率によるフローフロント形状を、Fig.7-16に固有値の影響を考慮した場合の充填率によるフローフロント形状の一例を示す。これらより明らかなように、固有値の影響を考慮しなければ流動状態は安定しており、フローフロント形状もディスク部でスプルを中心とした同心円上の進行、側面部で同一の高さの進行となっていたのに対し、固有値の影響を考慮すれば流動の初期に一方向が先に進展する傾向を示した。そしてディスク部では進展するにつれてその変化は徐々に小さくなっていることが分かった。これは拡大流れにより流速が遅くなることから影響が周りに分散され、小さくなってきたものと考えられる。これらの数値解析結果はFig.7-4(a), (b), Fig.7-5(b), Fig.7-6およびFig.7-7に示す実験結果に類似しており、この数値解析が有用であることが分かる。

また数値解析により得られた繊維配向結果の一例をFig.7-17に示す。数値解析による繊維配向結果は実験解析による繊維配向図(Fig.7-10)より全体的に強い配向が示されたが、配向状態には類似した傾向がみられた。また、数値解析においては要素モデルにおける要素分割の状態による影響が現れやすい。そのことを考慮に入れてこの図を観察してみると、固有値解析の影響による乱れがわずかであるが生じているのが見られた。これは流速ベクトルに見られる乱れが、繊維配向解析において表現されたためと考えられる。実験解析による繊維配向図に見られる繊維配向状態の乱れを測定誤差だけでなく流動の不安定さからくる繊維配向の乱れと考えるとこの固有値の影響を考慮した解析手

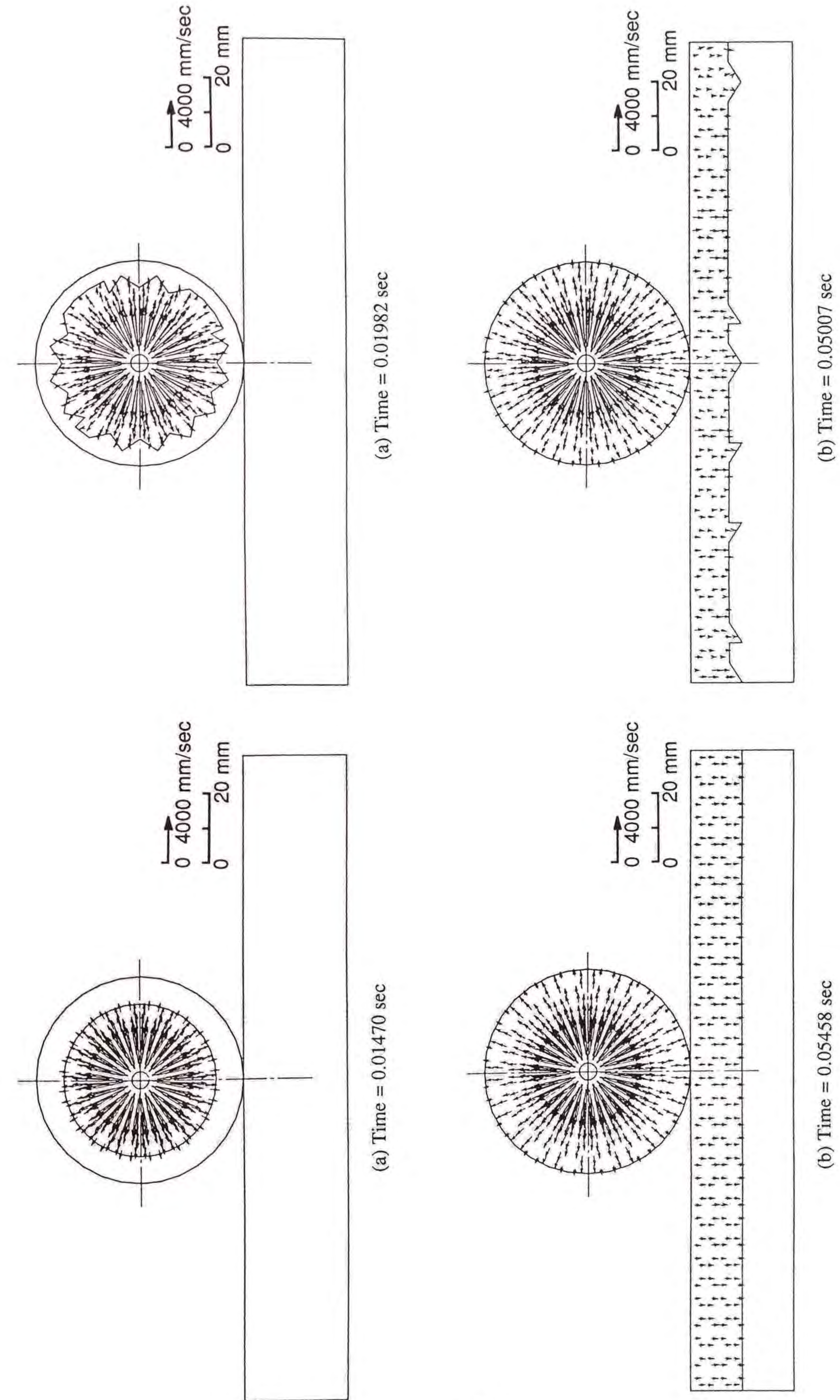


Fig.7-13 Velocity vectors on element obtained by flow analysis. (Normal case)

Fig.7-14 Velocity vectors on element obtained by flow analysis. (Considering eigenvalue analysis)

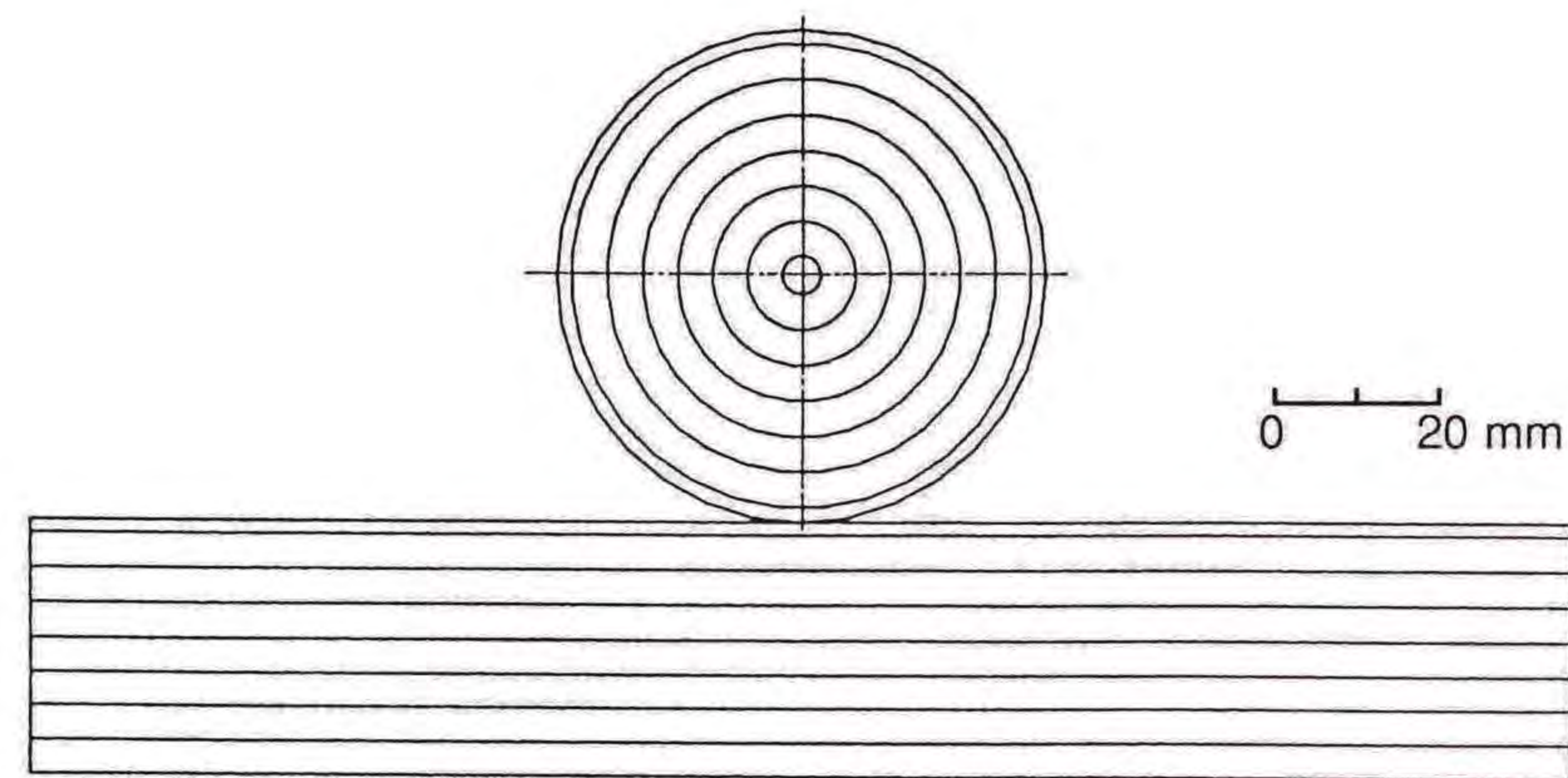


Fig.7-15 Filling-up process obtained by flow analysis.
(Normal case)

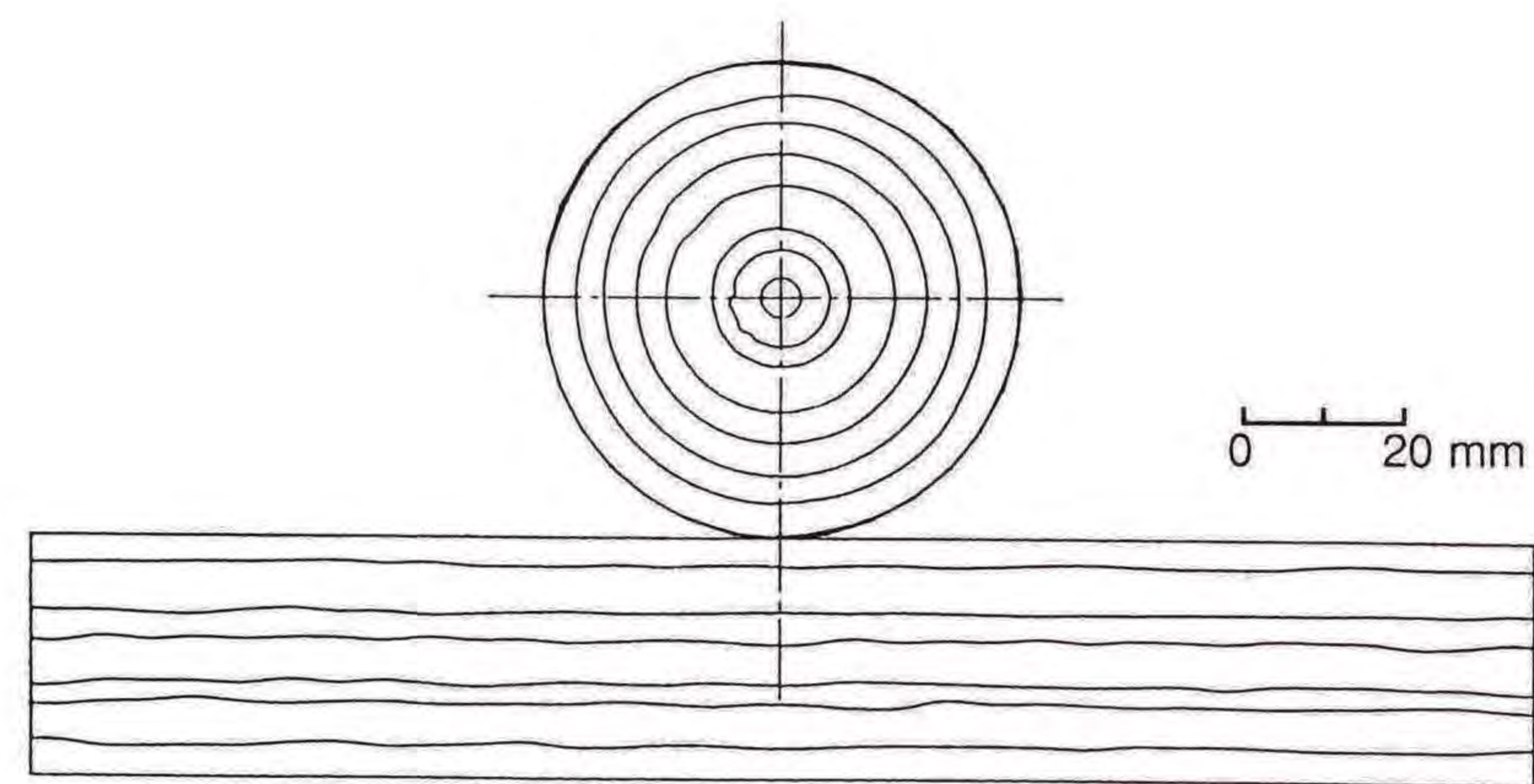


Fig.7-16 Filling-up process obtained by flow analysis.
(Considering eigenvalue analysis)

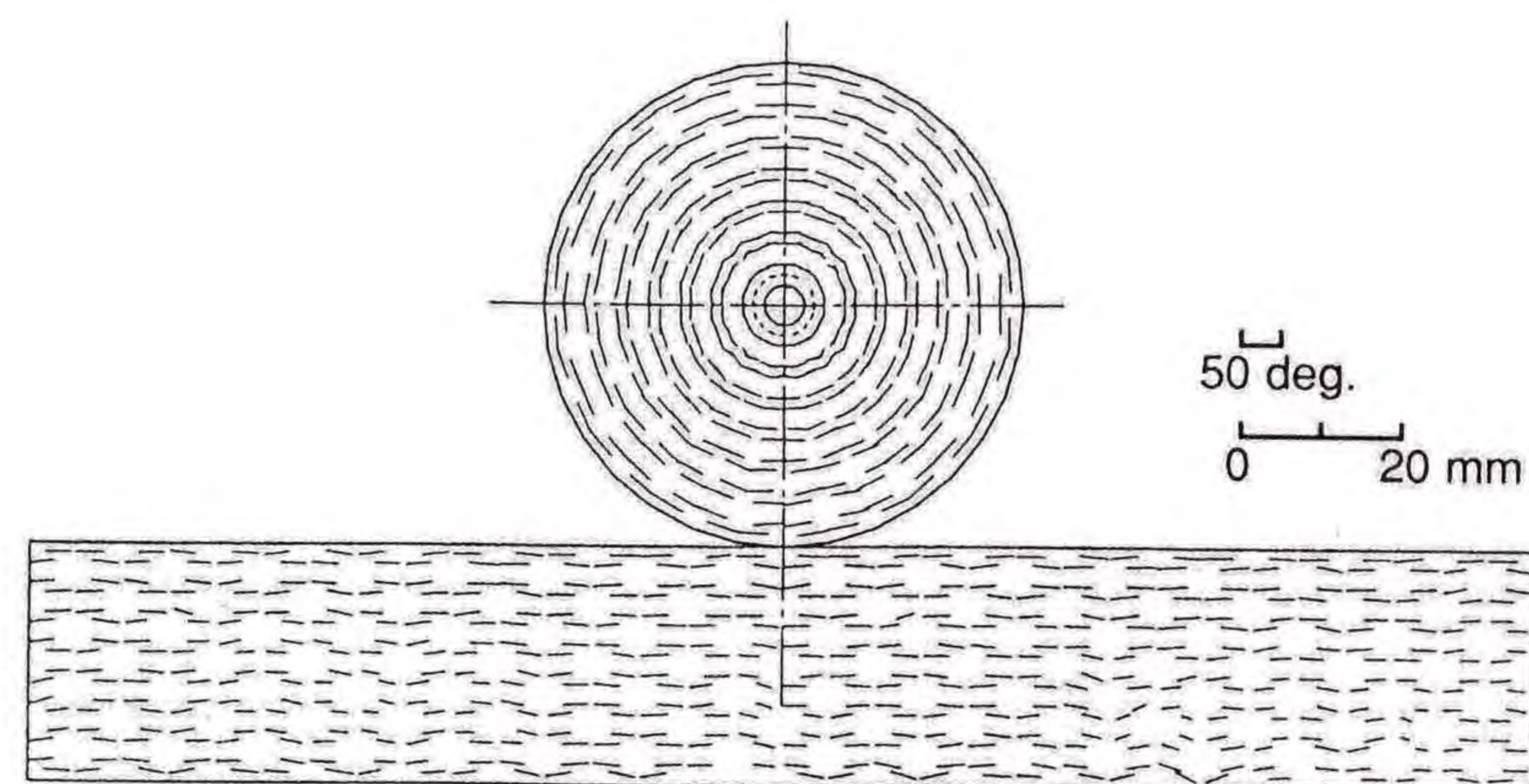


Fig.7-17 Fiber orientation obtained by numerical analysis.
(Considering eigenvalue analysis)

法はこの不安定さを合理的に表していると考えられる。よって固有値解析を用いて初期変形挙動を予測しそれを流動解析および繊維配向解析を用いることで実際的な流動状態および繊維配向を表すことが可能であると考えられる。

7. 5 結言

射出成形過程の材料流動に不安定現象が存在し、現在の流動解析方法ではその現象を追うことは困難であるため、この章では材料流動の不安定現象の存在を明らかにするとともに数値解析におけるその微視的検討を射出過程の材料流動の初期に対して行った。この章において提案された固有値の影響を考慮した流動解析と実験解析を比較することによりその有用性、有効性について検証を行った。

以上の結果から、以下の結論を得た。

- (1) ショートショット成形品のフローフロントの形状を調べた結果、その流動中に不安定現象が存在することが認められた。
- (2) 流動の固有値解析を行うことにより射出時の微小変形挙動を予測し、材料流動の不安定現象を表現することが可能となった。
- (3) 固有値解析の結果を流動解析および繊維配向解析に導入することにより、より現実的な流動状態、繊維配向状態を表現できた。
- (4) 以上の結果より、固有値解析の影響を考慮した本流動解析の手法は他の形状の成形品における非定常の材料流動解析に対しても十分有効であると考えられる。

- 1) 高分子学会, "プラスチック加工の基礎", p.28, (1982) 工学調査会.
- 2) 西村敬一, 塑性と加工, 32, 371, pp.1452~1457, (1991).
- 3) 高橋秀郎, 塑性と加工, 32, 371, pp.1439~1445, (1991).
- 4) 巽友正, 後藤金英, "流れの安定性理論", p.4, (1976) 産業図書.
- 5) 富田幸雄, "レオロジー", p.167, (1975) コロナ社.
- 6) 高橋秀郎, 松岡孝明, プラスチックス, 33, 12, pp.24~28, (1982).
- 7) O.C.Zienkiewicz著, 吉識雅夫・山田嘉昭監訳, "基礎工学におけるマトリクス有限要素法", pp.334~339, (1975) 培風館.
- 8) 川原睦人, "有限要素法流体解析", pp.71~77, pp.232~234, (1985) 日科技連出版社.
- 9) E.Broyer, C.Gutfinger and Z.Tadmor, Transactions of the Society of Rheology, 19, 3, pp.423~444, (1975).

射出成形法は熱可塑性樹脂の代表的な成形法の一つで、数多くの分野で広く利用されている。特にガラス繊維や炭素繊維の短繊維によって強化されたFRTPは優れた機械的性質をもち、その応用開発が進められているが、充填不良、ウェルドラインでの強度低下、そりなどの欠陥が発生し易くなる。そしてFRTP成形品に生ずる強化繊維配向は機械的特性に異方性を生じ、そりや変形などを生じることが多く、金型の設計を困難なものとしている。その対処として、従来は金型の設計において経験や勘による試行錯誤の繰り返しにより克服が計られていたが、近年、計算力学的手法の発展にともない、各種の数値解析の研究開発に移行する傾向にある。しかしながら、流動プログラムの多くは、主に強化材を含まない熱可塑性樹脂用に開発されており、非定常性を十分に考慮していないために、実際の流動や変形を完全に予測できないことが多い。そこで本論文においては、非定常を考慮した流動解析、繊維配向解析および変形解析の三つの解析からなる一連の解析システムの開発を試みた。また、多くの数値解析システムで生じている実際の成形品との食い違いの原因と考えられる不安定な流動挙動を表現するためのアプローチの方法を検討した。本論文にまとめた研究はFRTP射出成形用の金型設計や成形条件の決定の支援を行うためのシステムの開発を目的としている。

まず第2章では、FRTPの射出成形品に生ずる繊維配向状態を解明することを目的とし、有限要素法を用いた非定常流動解析を行い、その結果を用いて繊維配向のシミュレーションを行った。そして実験結

果との比較検討を行うことにより、その解析法の有効性を確認した。

さらに流動解析では厚さ方向の樹脂と金型壁面との摩擦を考慮することにより、充填過程や流動状態などにおいて数値解析結果と実験結果の間に良い一致が得られた。この章で考案した簡便な繊維配向モデルを用いた数値解析結果と実験で得られた配向状態は定性的に良い適合性がみられた。ここに二次元平板形状の成形品における繊維配向を定性的に予測する数値解析手法が確立されたと思われる。

第3章では、FRTPの射出成形品の変形解析の確立に一指針を与えることが計られた。すなわち、円形平板を対象として有限要素法を用いた数値解析により欠陥であるそりを求めた。

その結果、実験より求められるFRTP射出成形品の材料定数は、繊維の配向状態に大きく左右されるが、そのときに生成するそりは熱収縮の異方性、材料の剛性の分布という要因が平衡する点において決定され、そりのモードはガラス繊維の配向状態により決まるという思考法の有効性が確認された。また変形解析結果は実験結果に対して定性的には非常に良い一致を与えた。二次元平板形状の成形品におけるそりを定性的に予測する数値解析手法が開発され、第2章で示した流動解析から変形解析までの一貫したシミュレーションが射出成形において可能となった。

第4章では、スキン層とコア層の繊維配向の不均一性を考慮することにより成形品のそりの状態をよりの確に予測することを目的とした。まず、熱伝導を考慮した流動解析を行い、スキン層の厚さを数値解析で求める試みを行った。そして樹脂の固化時に発生する発熱量を考慮

することによって、スキン層厚さを定性的に評価することができた。

次に、スキン/コア構造のそれぞれの層での繊維配向を明らかにし、これらのデータをもとにして、強化繊維の配向が材料物性に及ぼす影響に対し修正を加え、有限要素法による変形解析を行った。その結果、積層板の複合則を応用した変形解析は既存の数値解析結果に比べ実際の変形状態とより良い一致を示し、スキン層の繊維配向を考慮したことにより定量的に近づけることが可能となった。

第5章では、一般的な成形品に適用することを目的とし、薄肉三次元射出成形品に対する強化繊維配向を予測するための簡便な数値解析法を開発した。まず、流動の数値解析は箱形成形品を解析対象とし、厚さ方向の影響と各面をつなぐ稜線部の影響を考慮した二次元平面等温流れの有限要素解析を用いた非定常流動解析を行った。次に、繊維配向の数値解析を行い、実験結果と比較検討した。流動については、例として箱形を展開した形で各面を薄肉平板として取り扱い、各面をつなぐ節点に座標変換を用い、稜線部において摩擦を小さくすることにより二次元解析を適用することが可能となった。繊維配向については三次元構造体に対しても二次元化することにより得られた速度勾配テンソルを用いることにより、ウェルドライン等の流動解析に考慮されていない部分を除けばここで提案した解析手法が有効であることが確認された。

第6章では、より汎用性のある一貫した数値解析システムの開発を目的とした。流動解析を複雑な形状にもより良く対応できるように厚さ方向の速度分布を考慮した解析へと改良を行った。そして、繊維配

向解析および変形解析を行い、実験結果と比較検討した。

ウェルドライン部を除いて実験結果と数値解析結果の間にはよい一致がみられ、厚さ方向の速度分布を考慮した流動解析も可能となり、厚さの偏差をとまなう複雑な金型形状にも対応できるようになった。また、これらの解析結果により得られた繊維配向を用いた変形解析においては、ウェルドライン発生部分を除いて成形品の変形状態のシミュレーションを行うことができた。

第7章では、実際の成形現場において生じている成形過程の不安定現象の存在を観察し、その不安定な流動挙動の予測を試みた。実験により円筒成形品のショートショットのフローフロントの形状を調べた結果、その流動中に不安定現象が存在することが認められた。そして材料の不均一充填は材料流動の不安定性にあると考え、これを表現する方法として固有値解析法を用いるモデルを提案した。その結果、実験で起こった不均一充填の傾向をよく表すことができた。すなわち、流動の固有値解析を行うことにより射出時の微小変形挙動を予測し、材料流動の不安定現象を表現することが可能であることがわかった。また、固有値解析の結果を流動解析および繊維配向解析に導入することにより、より現実的な流動状態、繊維配向状態を表現することが可能となった。

以上の結果よりFRTP射出成形における非定常を考慮した解析システム確立への指針が示されたものと考えられる。本論文において考案された解析システムは、そりや変形を最小に抑える設計や製品特性の予測にとって有効であると考えられる。そして、異方性を利用した部

分的な強度の向上を目的とする製品開発への応用も期待できる。そのためにはリアルタイムの対話型のシステムや三次元画像処理が必要となるが、コンピュータ技術の発達により近い将来において可能となると思われる。また、数個の同一形状部品を同時に成形する多数個取り金型や複数の異形状部品のキャビティをもつファミリー成形金型の設計に対する評価が可能になると考えられる。

主な使用記号

C_{ijkl}	: 異方性材料定数 (Pa)
c	: 比熱 (cal/°C/g)
[D]	: 二次元速度勾配テンソル (1/sec)
e_{ij}	: 変形速度テンソル (1/sec)
E	: ヤング率 (Pa)
ΔE_{ij}	: 要素内のひずみ増分 (-)
F_i	: 力 (N)
Δf	: 節点力増分 (N)
G_{LT}	: セン断弾性係数 (Pa)
I	: 配向率 (deg.)
K	: 擬塑性粘度 (Pa·sec ⁿ)
K_{kl}	: 剛性マトリクス (N/mm)
L	: 境界の辺の長さ (mm)
N	: 全要素数 (-)
n	: 構造粘度指数 (-)
p	: 圧力 (Pa)
Δq	: 流量 (mm ³ /sec)
Q	: 発熱量 (cal)
Δr	: 節点変位増分 (mm)
T	: 温度 (°C)
T_{ck}	: コア層の厚み (mm)

T_{melt}	: 樹脂の融点 (°C)
Δt	: 時間刻 (sec)
T_i	: 表面力とその増分 (N)
u	: x 方向速度 (mm/sec)
v	: y 方向速度 (mm/sec)
α	: 線膨張係数 (1/°C)
β	: 摩擦係数 (-)
δ	: 仮想変位量 (mm)
δ_{ij}	: クロネッカのデルタ (-)
ϵ	: ひずみ (-)
$\Delta \epsilon$: ひずみ増分 (-)
θ	: 角度 (°)
θ_m	: 平均配向角 (°)
μ	: 粘性係数 (kg/mm/sec)
ν	: 動粘性係数 (mm ² /sec)
ν_{LT}	: ポアソン比 (-)
ρ	: 流体の密度 (kg/mm ³)
σ_{ij}	: 応力 (Pa)
$\Delta \sigma_{ij}$: 応力の増分 (Pa)
ω	: 繊維状物体の回転角速度 (°/sec)
I_{IIe}	: 変形速度テンソルの二次の不変量 (1/sec ²)

第2章 樹脂流動と強化繊維の配向

1) 平井恒夫, 片山傳生, 平井三友, 米田慎, "射出成形における強化繊維の配向に関する研究", 材料, 34, 378, pp.256~261, (1985).

2) T.Hirai, T.Katayama and M.Hirai, "Out-of-Plane Deformation Caused by Flow State and Fibre Orientation of Composites after Injection Moulding Process", Proceedings of International Symposium on Composite Materials and Structures, pp.1098~1103, (1986).

第3章 離型後の成形品の変形

3) 平井恒夫, 片山傳生, 平井三友, 松本直樹, "GRT P射出成形品における変形解析", 材料, 35, 392, pp.508~514, (1986).

4) T.Hirai, A.Inoue, T.Semba and M.Hirai, "Finite Element Analysis of Thermal Residual Stress in Antisymmetrically Laminated Composites", Mechanical Behaviour of Materials IV, Vol.2, pp.1039~1045, (1983).

第4章 スキン層の生成とその影響

5) 平井恒夫, 片山傳生, 平井三友, 経澤昌芳, "射出成形におけるスキン層の生成とその影響", 材料, 38, 427, pp.334~340,

(1989).

第5章 薄肉三次元成形品の樹脂流動と強化繊維の配向

6) 平井恒夫, 片山傳生, 平井三友, 川釣正哉, "射出成形における箱形成品品の強化繊維配向の解析", 材料, 38, 427, pp.341~346, (1989).

第6章 成形過程を考慮した薄肉三次元成形品の変形

7) 平井三友, 平井恒夫, 片山傳生, 石川健, "箱型射出成形品における成形過程を考慮した変形解析", 材料, 42, 475, pp.359~363, (1993).

8) T.Hirai, T.Katayama, M.Hirai and T.Ishikawa, "Flow Analysis in Consideration of Velocity Distribution in the Thickness Direction. -In CAD for Injection Moulding of FRTP-", Proceedings of the Third International Conference on Automated Composites, pp.14/1~14/6, (1991).

第7章 不安定流動を考慮した流動解析

9) 平井三友, 平井恒夫, 片山傳生, 土橋英記, "射出成形法における不安定流動を考慮した流動解析について", 材料, 42, 474, pp.228~232, (1993).

10) M.Hirai, T.Fukuda, T.Katayama and T.Hirai, "Approach to Control of Fibre Orientation by Restriction at

Flow Front in Injection Moulding ", Proceedings of the 7th International Conference on Composite Materials, 1, pp.147 ~ 152, (1989).

11) T.Hirai, T.Katayama, M.Hirai and K.Kagawa, " Experimental and Theoretical Studies of Injection Moulding Considering the Unstable Flow Behaviour ", Proceedings of the 8th International Conference on Composite Materials, 2, pp.15.C.1 ~ 15.C.9, (1991).

謝辞

本論文に集録した一連の研究の遂行および論文をまとめるにあたり、多大なる御指導、御鞭撻を賜りました、大阪市立大学工学部 福田武人教授の御厚情に深甚なる感謝の意を捧げます。

本論文をまとめるにあたり、有意義な御教示を賜りました、大阪市立大学工学部 東恒雄教授ならびに同 南斎征夫教授に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、終始かわらぬ御指導、御教示を賜りました同志社大学 平井恒夫名誉教授ならびに同 工学部 片山傳生教授に心から感謝の意を表します。

本研究を行うにあたり、実験にご協力頂きましたダイセル化学工業株式会社 阪本雄二氏、プラスチック技術振興センター 上田誠一前所長、東敬一所長、尾浦正幸氏および木原武久氏に心から感謝の意を表します。

実験に際し、樹脂を提供していただいた徳山曹達株式会社 本岡孝之氏に心から感謝の意を表します。

最後に、計算や実験など種々な面でご協力頂いた同志社大学平井・片山研究室の関係各位ならびにこれまでの卒業生の方々に心から感謝の意を表します。