繊維強化ポリプロピレン射出成形平板の

ウェルドライン特性[†]

泊 清 隆* 原 田 敏 彦* 濱 田 泰 以**
前 川 善 一 郎** 李 美 恵***

Weldline Properties in Fiber Reinforced Polypropylene Injection Molded Plaques

by

Kiyotaka TOMARI*, Toshihiko HARADA*, Hiroyuki HAMADA**

Zenichiro MAEKAWA** and Lee MEIHUI***

The strength properties of weldline part have been studied in fiber reinforced polypropylene injection molded plaques. Mechanical tests were carried out for two types of weldline, such as (1) weldline formed by counter flows from double gates, and (2) weldline formed by concurrent flows divided by an insert core in a cavity. Thin plaques were injection molded using either the double gate mold or the single gate mold with a circle insert core. Cylinder temperature and mold temperature were kept constant, and injection speed and holding pressure were varied within the appropriate range. The effects of "counter flow" type weldline on the strength depended on molding conditions, injection speed and holding pressure, while the "concurrent flow" type weldline was independent of the molding conditions. As the strengths of specimens with weldline, weld strengths, were almost same for both types of weldline, injection molding can be designed based on the weld strength using the double gate dumb-bell tensile bars. Further the concurrent flow weld strength was influenced by the specimen geometry. The weld strength with a half of core hole contour reduced more remarkably than the one without it. Because the contour affected as a notch and induced the stress concentration. And near the hole, the difference of orientation angle along weldline, the local anisotropy, was larger, when the core diameter was wider. Thus, the weld strength of 20 mm hole specimen was lower than that of 10 mm hole specimens. These results indicate that geometries must be taken into consideration in order to estimate the properties of weldline.

Key words : Weldline, FRTP, Polypropylene, Injection molding, Fiber orientation, Flow length, Tensile strength

1 緒 言

短繊維強化熱可塑性樹脂 (FRTP) は、生産性の高い射出成形によって機械的物性・耐熱性などに優れた製品を製造できるためさまざまな分野で応用されている。しかし、射出成形中に熔融樹脂の合流部に生じるウェルドラインでは、ファウンティンフロー効果により繊維が流動方向に直角に配向しやすいため補強効果を発揮できず、ウェルドラインの無い場合に比べて著しく強度が低下し、問題となることが多い。

ウェルドラインは発生機構の観点から以下の2種類に大別できる (Fig. 1)。

I. 複数の流動先端が互いに反対方向から合流して

生じる流動方向に直角なウェルドライン (対向流ウェルドライン)。

II. ピンやコアなどの金型内部品により分離した流動先端が再合流後に並走しながら生成する流動に平行なウェルドライン (並走流ウェルドライン)。

Fig. 1. Type of weldline.

[†] 原稿受理 平成3年8月23日 Received Aug. 23, 1991

* 大阪市立工業研究所 〒536 大阪市城東区森之宮, Osaka Mun. Tech. Res. Inst., Joto-ku, Osaka, 536

** 正 会 員 京都工芸繊維大学繊維学部高分子学科 〒606 京都市左京区松ヶ崎御所海道町, Dept. of Polymer Tech., Kyoto Inst. of Tech., Sakyo-ku, Kyoto, 606

*** 京都工芸繊維大学繊維学部高分子学科 〒606 京都市左京区松ヶ崎御所海道町, Dept. of Polymer Tech., Kyoto Inst. of Tech., Sakyo-ku, Kyoto, 606

この両者にはいくつかの相違点がある。一般に射出成形品の繊維はスキン層／コア層間のせん断力により流動方向に配向するが、対向流ウェルドライン周囲のごく小さな領域では繊維が厚さ方向に配向し、ウェルドライン部とそれ以外の部分で全く異なる繊維配向となる。これに対して、並走流ウェルドラインでは、その界面に沿って樹脂が流動する。それにともない繊維は厚さ方向ではなく、ウェルドライン以外の領域とはほぼ同様に流動方向に配向するため、成形品全体としては異方性の差の少ないほぼ均一な繊維配向分布となる。

これまでに、前者は、2点ゲートダンベル試験片を用いて評価されることが多かった。これは物性の評価が容易であることから多くの研究が行われてきている^{1)~8)}。後者に関する研究は、ピンあるいはコアを挿入した金型を用いた研究がいくつか見受けられるが、系統的な知見は少なく、わずかに Criens らの研究などがあるだけである^{9)~11)}。そして、この両者の違いを明確に区別して同時に検討した研究は非常に少ないのが現状である。

ウェルドラインの形成過程の違いとともに問題となるのは、実際の成形品に生じたウェルドラインはさまざまな形態で破壊することである。荷重の方向が常に界面に直角になるとは限らず、また静的荷重・衝撃荷重などさまざまな形で荷重が加わる。複雑なウェルドライン破壊機構を考えるためには、このような点も考慮しなければならない。

本研究では、結晶性熱可塑性樹脂であるポリプロピレンの短繊維強化材料を用いて、射出成形平板における対向流および並走流ウェルドラインの強度を測定しその差異を検討するとともに、ウェルドライン強度に及ぼす負荷方向や試験片形状の影響についても検討した。なお、成形品強度に大きな影響を及ぼす繊維配向は非常に複雑であるため、本論文では定量的な評価は行わなかった。

2 実験方法

2・1 射出成形

ガラス繊維強化ポリプロピレン (FRPP; 三井石油化学㈱社製, E7000, 繊維含有率 30 wt%) を用いて、次の2種類の平板を射出成形した。

Fig. 2. Injection molded plaques, (a) the plaque A, in which a weldline is generated by counter flows from double gates, (b) the plaque B, in which it is generated by concurrent flow divided by an inserted core.

(1) 平板 A : 200×100×3 mm の長方形平板で2点ゲートにより中央部に対向流ウェルドラインを有する (Fig. 2(a)).

(2) 平板 B : 平板 A と同形状で、キャビティ中央部に円形穴 (穴径は 20 mm と 10 mm) を有する。穴後部に並走流ウェルドラインが形成される (Fig. 2(b)).

用いた射出成形機はインラインスクリュ式射出成形機 N100BII (日本製鋼所㈱社製; スクリュ径 40 mm, 型締め力 980 kN, 最大射出圧力 170 MPa)。各平板の主な成形条件を Table I に示す。射出速度は流量制御弁を最大にして、射出圧力 (1 次圧: P_f) で制御した。 P_f が大きいほど樹脂の充てん速度は高くなる。キャビティへの樹脂充てんが完全に終了した後、射出圧力を P_f (1 次圧) から P_h (2 次圧) に切り替えた。 P_f の設定は最小充てん圧力を基準にして 2 水準とした。平板 A と平板 B は、ほぼ同寸法だがゲートから流動末端までの距離が平板 B の方が長くなるため、平板 B の方が若干高い射出圧力の設定となった。 P_h の設定は、基本的には P_f を基準に上下に変化させたが、バリ発生のために、平板 A では高圧力設定が不

Table I. Molding Conditions.

Parameter	Plaque A	Plaque B
Cylinder temperature	200°C	200°C
Molding temperature	40°C	40°C
Filling pressure (P_f)	59.8, 71.8 MPa	89.9, 107.7 MPa
Holding pressure (P_h)	12.0, 59.8 MPa	0, 12.0, 35.9, 59.8, 89.8 MPa
Back pressure	8.4 MPa	8.4 MPa
Injection time	10 sec	15 sec
Cooling time	20 sec	20 sec

Fig. 3. Tensile test specimens machined from injection molded plaques.

可能であった。

2・2 引張試験

上記平板成形品から Fig. 3 に示すように 4 種類の試験片を機械加工で製作した。試験片 A: 平板 A の対向流ウェルドラインに直角な短冊状試験片。試験片 B₁: 平板 B の穴後部に形成する並走流ウェルドラインに直角な短冊状試験片。試験片 B₂: 同じく並走流ウェルドラインに対して 45° の角度で切り出した短冊状試験片。試験片 B₃: 平板 B の穴を切欠きとして持つ非対称形状の試験片。

対向流ウェルドラインと並走流ウェルドラインの強度比較は試験片 A と試験片 B₁ を用いた。試験片 B₂ では荷重方向が界面に対して 45° となる場合の並走流ウェルドラインの強度試験を、また、試験片 B₃ のような非対称試験片ではウェルドライン界面に曲げ応力がかかる場合の強度試験が行える。

引張試験はすべて、試験速度 1 mm/min, 試験雰囲気 23°C, 50%RH で行った。試験片はすべてウェルドラインにおいてぜい性破壊した。破断時の荷重からウェルド強度 (σ_w) を計算した。

電子顕微鏡 (日本電子 (株) 社製 T100) を用いて各試料の破断面観察を行った。

2・3 繊維配向角測定

平板 B に関しては、成形品中の繊維配向を観察した。試験片表面の凹凸を除去するために 200~300 μm 程度研磨し、顕微鏡写真を撮影した。観察した繊維配向分布はスキン層に相当する。この写真を用いて、穴近傍のウェルドライン部における繊維配向角を測定した。タブレット・デジタイザ (ID モデル, 武藤工業 (株) 社製) を用いて写真に観察された繊維の両端の座標 (穴端部を原点としてウェルドラインを X 軸とした座標系) を入力し、各繊維の中心点座標およびウェルドラインに対する配向角を計算した。

3 結果と考察

3・1 対向流ウェルドラインの特性

3・1・1 破断面観察 破断面の SEM 写真を Fig. 4 に示す。観察位置は破断面のほぼ中央である。ガラス繊維は界面に平行に配向しており、界面を貫通した

ガラス繊維は全く見られなかった。全体的には、ファウンティンフロー現象により厚さ方向に配向していることが分かる。これは、ダンベル試験片に生じたウェルドラインの場合と同様である^{12),13)}。

3・1・2 ウェルド強度と諸因子 Fig. 5 は平板 A に生じる対向流ウェルドラインの強度 (σ_w) の幅方向分布を示す。試験片幅が 100 mm なので、位置 0, 100 mm が試験片両端部に相当し、50 mm が中央に相当する。○ は充てん圧力 $P_f=59.8$ MPa, 保圧 $P_h=59.8$ MPa の場合、△ は、 $P_f=71.8$ MPa, $P_h=12.0$ MPa, □ は $P_f=59.8$ MPa, $P_h=12.0$ MPa の場合である。どの成形条件の場合も、端部と中央部で全く一定の強度となった。ショートショット法を用いた樹脂流動挙動の観察によると、ゲート付近では樹脂は放射状に拡散流動するため半円状の流動先端を形成したが、キャビティ両端に到達した後は壁面に遮られた樹脂が平板長手方向に流動し始めるために、半円状の流動先端の円弧半径が次第に大きくなり、ウェルドラインが形成されるゲートから 100 mm の位置ではほぼ直線状となった。これより、樹脂の流動方向は平

Fig. 4. Fracture surface of the "counter flow" type weldline.

Fig. 5. Variations of the "counter flow type" weld strength in the plaque A;

○: $P_f=59.8$ MPa, $P_h=59.8$ MPa,
 △: $P_f=71.8$ MPa, $P_h=12.0$ MPa,
 □: $P_f=59.8$ MPa, $P_h=12.0$ MPa.

板中央でも両端でも平板の長手方向に一致しているものとみなせる。ダンベル試験片と比較して幅広なためにウェルドライン合流時の樹脂流動は不均一になると予測されたが、このようにほぼ同時にウェルドラインが形成するために強度差が生じなかったと考えられる。

射出圧力の影響は、 $P_f=59.8$ MPa, $P_h=12.0$ MPaと最も低圧の場合に、 $\sigma_w=29$ MPaと最低強度であったのに対して、 $P_f=71.8$ MPaに増圧した場合、および $P_h=59.8$ MPaに増圧した場合、おのおの、 $\sigma_w=33$ MPa, 34 MPaとなり、強度が14~17%向上した。充てん速度、保圧が高いほどウェルド強度が高くなった。ダンベル試験片を用いた筆者らの研究でも同様の傾向が認められた。^{12)~15)}ダンベル試験片に生じた対向流ウェルドでは、高射出圧力によってウェルド部の樹脂が強く圧縮されて、結果的に強度が向上した。圧縮により樹脂と繊維の密着が向上するためと考えられる。

3・2 並走流ウェルドラインの特性

3・2・1 破断面観察 破断面のSEM写真をFig. 6に示す。観察位置は破断面のほぼ中央である。対向流ウェルドラインの場合と同様に、ガラス繊維は界面に平行に配向しており、界面を貫通したガラス繊維は全く見られなかった。しかし、配向方向は試験片に平行となっている。樹脂はこの写真の左から右方向へ流動しているが、繊維はこの流動方向に平行に配向していることになる。ウェルドライン形成過程の違いがこのような繊維配向の違いとなって現れたが、どちらも界面を貫通した繊維は全く存在しなかった。

3・2・2 ウェルドライン強度の位置依存性 Fig. 7

Fig. 6. Fracture surface of the "concurrent flow" type weldline.

はコア径10 mmの場合に生じた並走流ウェルド強度(σ_w)のコアからの流動距離に対する変化を示している(試験片B₁)。つまり、流動距離が0 mm付近の値は穴近傍のウェルド強度に、50 mm付近の値は末端のウェルド強度に相当する。ここでは、 $P_f=109.8$ MPa, $P_h=29.4$ MPaの場合について示している。最も穴に近い、流動距離5 mmでは若干低い強度となったが、

Fig. 7. Weld strength of specimen B₁ vs. flow length from the core (10 mm core).

Fig. 8. Weld strength of specimen B₁ vs. flow length from the core (20 mm core).

ほとんど一定強度となった。平均強度は約 33 MPa となり、成形条件は同一ではないが、前述の対向流ウェルド強度とほぼ同じ強度であった。一般に、並走流ウェルドラインでは、コアに近い樹脂ほど合流後も他の部分の充てん完了まで比較的低下で停滞し、この間に金型により冷却されるので、保圧過程でも充分な樹脂圧力が伝わらず、外観上非常に明瞭なラインが現れる傾向がある。しかし、本研究の条件では、そのような樹脂の滞留現象がウェルド強度に及ぼす影響は無く、末端までほぼ一定強度であった。並走流ウェルドラインではゲート側と末端側とで距離差や時間差が生じるため、材料に伝わる圧力条件なども異なるはずである。しかし、実際には顕著な強度差が見られなかったことから、成形条件の影響はほとんど無いものと考えられる。これは対向流ウェルドラインの場合と異なる。このような傾向は、コア径 20 mm の場合も 10 mm の場合と同じであった (Fig. 8)。すなわち、並走流ウェルド強度は、コア径やコアからの流動距離 (滞留時間) によらず、平均強度 33 MPa と一定であった。

3・2・3 負荷角度の影響 ウェルドラインに対して 45° の角度で切り出した試験片 B₂ の場合のウェルド強度 (σ_w) と保圧 (P_h) の関係を Fig. 9 に示す。充てん圧力 (P_f) が 89.8 MPa (○) と 107.7 MPa (△) の結果を示している。充てん圧力によらず、 $P_h=20$ MPa の時、若干低強度である以外は σ_w はほぼ一定となり、保圧の影響は小さい。また、充てん圧力の影響も認められなかった。ただし、20 mm 径で、 $P_f=107.7$ MPa の場合にだけ数 MPa 強度が低下している。この挙動は対向流ウェルドの場合と逆であり、その原因は不明である。この場合を除くと平均強度は 38 MPa であった。負荷角度が 0° の試験片 B₁ と比べ

Fig. 9. Results of tensile test with specimen B₂.

P_f : ○, ●: 89.8 MPa, △, ▲: 107.7 MPa, core diameter; white: 10 mm, black: 20 mm.

ると 15% 高い強度であった。試験片はウェルドラインに沿って破断していることから、ウェルド界面に垂直に生じる引張応力および平行に生じるせん断応力は、おのおの $38 \cos^2 45^\circ = 19$ MPa 程度となる。これは、ウェルドラインにおいて引張破壊が生じるには低い値であることから、ウェルドライン破壊の主因は引張破壊ではなくせん断破壊であると考えられる。

3・2・4 試験片形状の影響 Fig. 10 は、平板 B から切り出した各試験片 (B₁~B₃) のウェルド強度 (σ_w) を示している。前述の試験片 B₁ に比べて、穴部分を外形の一部に含む試験片 B₃ の場合は、同じ並走流ウェルドラインでありながら、強度がさらに大きく低下している。また、試験片 B₁ の場合と異なり、コア径の影響が大きく現れた。10 mm 径で $\sigma_w=22$ MPa,

Fig. 10. Influence of specimen geometry on the weld strength.

20 mm 径で $\sigma_w=17$ MPa となった。これは、穴部分が片側き裂として作用するために応力集中を招いたためと考えられる。しかし、一般に、応力集中係数は切欠き径（穴径）が小さいほど高くなり、穴径が大きいほど強度が低くなるはずである。したがって、試験片 B₃ を用いた試験結果は応力集中の観点だけでは説明ができない。

3・2・5 穴付近の繊維配向観察 そこで、穴近傍の観察を行った。Fig. 11 は穴近傍の繊維配向の顕微鏡写真である。(a) はコア径 10 mm, (b) は 20 mm の場合である。左側の穴端部から中央横方向にウェルド

Fig. 11. Fiber orientation at weldline near the circle hole.

Fig. 12. Schematic representation of fiber orientation in the plaque B.

ラインが存在する。ウェルドラインを軸とした上下対称の繊維配向分布である。この図で確認できるように、穴付近では前述の点 A に相当する位置の前後で繊維配向分布の異なる領域が存在している。これを模式的に表すと Fig. 12 のようになる。点 A よりコア側では対向流ウェルドラインに特徴的な厚さ方向に繊維配向した領域（領域 I）が、点 A より末端側では平板長手方向に繊維配向した並走流ウェルドライン領域（領域 II）が存在している。領域 I は微小なために試験片 B₁ ではほとんど影響を及ぼさなかったが、試験片 B₃ では穴側が破壊開始点となるため微小な領域 I が強度に影響を及ぼすこともあると考えられる。

つぎに、領域 I と II の境界線上の繊維配向角と穴端部から距離の関係を Fig. 13 に示す。(a) はコア径 10 mm の場合について示している。穴端部から 1 mm の位置で繊維配向角はおよそ 40° だが、ウェルドラインに沿って緩やかに減少して、35 mm 付近でほぼ 0° となった。配向角 0° の位置は領域 I と領域 II の境界点である。一方、コア径 20 mm の場合（同図(b)）も同

(a) Core diameter 10 mm.

(b) Core diameter 20 mm.

Fig. 13. Relationship between distance from hole edge and orientation angle.

様の減少傾向となったが、その程度は異なっている。穴端部からの距離 1 mm では 10 mm 径の場合よりも大きい配向角 60° であるが、ウェルドラインに沿って急激に減少し始め、その変化度合は 10 mm 径の場合よりも大きい。このような角度変化に見られるように、コア径が大きいほど領域 I の分布形状がウェルドラインに対して鋭角的になる。これが穴径以上に応力集中係数に影響を及ぼすのではないかとと思われる。この点に関しては今後さらに検討する必要がある。

4 結 言

本研究では、短繊維強化ポリプロピレン射出成形品強度に及ぼすウェルドラインの影響を検討した。

「対向流ウェルドライン」と「並走流ウェルドライン」を、生成過程の違いから定義した。ウェルド界面のガラス繊維は、前者に関してはファウンティンフロー効果により厚さ方向に配向し、後者に関しては流動方向に配向していた。しかし、どちらも界面に平行配向した繊維ばかりで、界面を貫通した繊維は存在しなかった。このため両者の強度には顕著な差は現れなかった。対向流ウェルドライン強度は射出圧力の影響を受けたのに対して、並走流ウェルドラインでは影響はなかった。

円形コアにより生成した並走流ウェルドライン強度は、短冊状試験片での評価では、コア径の影響を受けなかった。しかし、穴部分を形状の一部として持つ非対称試験片で評価すると、コア径の影響が現れた。コア径が大きいほど、ウェルド強度が低下した。これは切欠き効果による応力集中だけでなく、穴近傍の局所的な繊維配向の影響によるものと思われる。コア径が大きいほどコア周辺に存在する特異領域の形状が鋭角的となり強度低下を招くと考えられる。

また、ウェルドラインに対する負荷角度が 45° になると、引張破壊ではなくせん断破壊が生じるため 90° 方向に引張る場合よりも高い強度を示すことが分かった。

以上のように、ウェルドラインの強度特性にはさまざまな因子が影響を及ぼすことが分かり、実験で求めた基礎データを実際の製品設計に適用するにはさらに詳細な検討が必要である。

最後に、実験にご協力いただいた大東化成工業(株)濱元秋雄氏に感謝致します。

(平成 3 年 8 月 23 日 第 1 回高分子材料シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) S. C. Malguarnera and A. I. Manisali, *Polym. Eng. Sci.*, **21**, 586 (1981).
- 2) S. C. Malguarnera, A. I. Manisali and D. C. Riggs, *Polym. Eng. Sci.*, **21**, 1149 (1981).
- 3) R. J. Crawford and P. P. Banham, *J. Mech. Eng. Sci.*, **16**, 110 (1974).
- 4) P. Hubbauer, *Plast. Eng.*, **29**, 37 (1973).
- 5) T. Kakisaki, K. Endo and T. Kuroda, *Plastics*, **25**, 58 (1974).
- 6) G. R. Bell and D. C. Cook, *Plast. Eng.*, **35**, 18 (1979).
- 7) S. G. Kim and N. P. Suh, *Polym. Eng. Sci.*, **26**, 1200 (1986).
- 8) E. M. Hagerman, *Plast. Eng.*, **29**, 67 (1973).
- 9) R. M. Criens and H. G. Mosle, *Polym. Eng. Sci.*, **23**, 591 (1983).
- 10) S. Y. Hobbs, *Polym. Eng. Sci.*, **14**, 621 (1974).
- 11) M. Rahmani and B. Fisa, *SPE ANTEC Proceedings*, **37**, 400 (1991).
- 12) H. Hamada, M. Itami, A. Yotsutsuji and K. Tomari, *Proceedings Intern. Sympo. Comp. Mater. Stru.*, p. 477 (1986).
- 13) 濱田泰以, 前川善一郎, 堀野恒男, 泊 清隆, 四辻 晃, 伊丹正郎, 李 貴琪, *高分子論文集*, **44**, 649 (1987).
- 14) H. Hamada, Z. Maekawa, T. Horino, K. Lee and K. Tomari, *Intern. Polym. Process.*, **2**, 131 (1988).
- 15) K. Tomari, H. Hamada, Z. Maekawa and K. Lee, *Proceedings of 31st Japan Congress on Material Research*, p. 179 (1988).