

フィルムと粘着剤の機械的特性が粘着フィルムの
くさび押抜き特性に及ぼす影響

長岡技術科学大学

情報・制御工学 専攻

金子 智

論文概要

本論文は、粘着ラベルのように粘着剤を上下層のプラスチックフィルムで挟み込んだ積層フィルムのくさび押抜き加工を対象に、プラスチックフィルムの機械的特性の異方性と粘着剤の粘弾性特性および加工条件が切断特性に及ぼす影響を明らかにすることを目的とし、くさび刃が受ける応答荷重および被加工材の変形状態を実験および有限要素解析により比較検討した。異方性を有する PET フィルムを対象に、切断方向により切断特性が異なることを示し、それらが引張物性および摩擦係数によって特徴づけられることを明らかにした。また、粘弾性特性を有するアクリル系粘着剤を対象に、応力緩和特性および面外圧縮試験により推定した瞬間弾性率を考慮した解析結果が押し込み率 40% 以内において十分な予測精度を有していることを示した。さらに、粘着剤の見かけの降伏限界を上回ることによって粘着剤の濡れ広がりが進行することを明らかにした。積層フィルムを対象に、押し込み初期は粘着剤の圧縮流動変形が支配的であり、粘着剤層が十分に流動することでくさび刃の食い込みや反り上がり変形が生じる押し込み中期以降には刃先角度に起因した PET フィルムの切断過程が支配的となることを明らかにした。

要 旨

くさび刃と面板を合せた加工法であるくさび押抜き加工は、金属材料や電子機器関連部品をはじめ包装用板紙や粘着製品のような薄膜な材質に対して多く利用されている。この加工方法は、不適切な刃先形状の選定や刃先端の摩耗、潰れによる刃先形状の変化によってダレやバリ等の切断面形状の悪化や部分的な未切断箇所が生じるなどの切断不良が問題となる場合が多い。これに対して、くさび刃の刃先形状や被加工材との摩擦係数、被加工材の材料特性に起因する切断特性などに着目した多くの研究が報告され、弾塑性材料の切断特性を説明するのに十分な検討が行われている。

粘弾性特性を有する粘着製品のくさび押抜き加工においては、粘着剤の濡れ性や積層界面の剥離挙動に起因した特有の切断不良が生じることが広く知られている。しかし、粘着製品の切断不良に関しては、生産現場での経験的な知見を基に対策を講じているのが現状であり、学術的なアプローチは十分に行われていない。

本論文では、粘着製品のくさび押抜きにおける課題を考慮し、中間層の粘着剤を上下層のプラスチックフィルムで挟み込んだ積層フィルムのくさび押抜き加工において、プラスチックフィルムの機械的特性の異方性と粘着剤の粘弾性特性および切断方向や刃先角度などの加工条件が積層フィルムの切断特性に及ぼす影響を明らかにすることを目的とし、くさび刃が受ける応答荷重および被加工材の変形状態を実験および有限要素解析により明らかにした。

くさび押抜き加工における切断特性は、くさび刃が受ける応答荷重および被加工材の変形状態を実験および有限要素解析により比較検討した。本論文では、積層フィルムの構成が複雑であることから各層の切断特性をそれぞれ明確にするため、段階的な検討として、

(1) 面内および面外方向に異方性を有するポリエチレンテレフタレート (PET) フィルムの切断特性、(2) くさび押込みにおけるアクリル系粘着剤の材料物性の推定および変形挙動、(3) 上下層の PET フィルムで粘着剤を挟み込んだ積層フィルムのくさび押抜き特性と加工条件が及ぼす影響をそれぞれの章としてまとめた構成となっている。

第 1 章「緒論」では、粘着製品の概要とくさび押抜き加工で生じる不具合に関して述べ、くさび押抜きにおける従来の研究状況を概観し、本研究の目的と構成を示した。

第 2 章「くさび押抜きにおけるプラスチックフィルムの切断特性に及ぼす異方性の影響」では、面内および面外方向に異方性を有する PET フィルムのくさび押抜きによる切断特性を明らかにすることを目的として、同一の刃先角度 42° を用いた場合に切断方向に対する応答荷重および変形状態、切断面形状の関係を実験的に調査し、摩擦係数の違いや下敷きの変形の影響を有限要素解析により比較した。これらの検討から、異方性によって異なる引張物性や切断ごとに变化する摩擦力に起因した変形抵抗の違いによって、切断面形状が 3 つの変形状態として得られ、切断方向により異なる頻度で発生することを明らかにした。

第 3 章「くさび押込み過程での粘着剤の粘弾性特性の推定と変形状態の予測」では、ア

クリル系粘着剤のくさび押し込み過程における機械的特性および変形特性を明らかにすることを目的として、粘着剤のくさび押し込みに対する応答荷重と変形状態を実験および有限要素解析により評価した。材料物性として、せん断応力緩和試験により応力緩和特性を実測し、面外圧縮試験とそれに対応する有限要素解析により瞬間弾性率を推定した。2次元線形粘弾性くさび押し込みモデルによる解析結果は、くさび刃の押し込みに伴う粘着剤上面の沈み込み領域が発生し、押し込み率約40%以内において押し込み速度や刃先角度が変更となった場合でもくさび押し込み特性が実験結果とよく一致することを示した。さらに、押し込み率40%以上においては粘着剤の見かけの降伏限界を上回ることでくさび刃と粘着剤上面の接触界面の濡れ広がりが増進し、くさび刃との接触面積が増加することで切断抵抗が増大することを明らかにした。

第4章「粘着フィルムのくさび押し抜き特性に及ぼす加工条件の影響」では、中間層のアクリル系粘着剤を上下層のPETフィルムで挟み込んだ積層フィルムの切断特性を明らかにすることを目的とし、積層界面を接着した構成にて刃先角度に対する応答荷重および変形状態の関係を実験および有限要素解析により比較検証した。くさび押し抜き過程では、応答荷重にPETフィルムの切断挙動に関連した2つの極大点が生じた。なお、第1極大点に達するまでは粘着剤層の圧縮流動変形が支配的であり、第1極大点以降では刃先直下の粘着剤層が流動変形により十分に除去されることから、PETフィルムの切断特性と同様の傾向を示すことを明らかにした。これらの関係は、異なる刃先角度に対しても同様の挙動を示し、刃先角度が増加するほど、応答荷重および反り上がり変形が増大することを明らかにした。一方、剥離材を有する積層フィルムに関しても切断特性を実験的に比較した結果、反り上がり変形に起因した積層界面の滑りあるいは剥離が生じ、応答荷重や反り上がりが積層界面を接着した構成に比べて全体的に低い値を示すことを明らかにした。

第5章「結論」において、本研究で得られた結果をまとめ、今後の課題を述べた。

以上本論文では、粘着フィルムのくさび押し抜き加工において、プラスチックフィルムの機械的特性の異方性と粘着剤の粘弾性特性および切断方向や刃先角度などの加工条件が切断特性に及ぼす影響を明らかにした。これらの研究成果は生産現場において不具合の発生を防止する加工条件の選定に活用されると期待される。

3.3.1	実験方法および被加工材	60
3.3.2	押し込み速度に対する応答荷重の比較	62
3.3.3	沈み込み形状の観察	66
3.4	有限要素解析によるくさび押し込み挙動の評価	69
3.4.1	数値解析条件	69
3.4.2	応答荷重における切断速度の影響	71
3.4.3	沈み込み形状と塑性流動の影響	72
3.4.4	塑性流動に及ぼす刃先角度の影響	77
3.5	結 言	84
	参考文献	86
第 4 章	粘着フィルムのくさび押し抜き特性に及ぼす加工条件の影響	87
4.1	緒 言	87
4.2	くさび押し抜き加工における実験および解析方法	88
4.2.1	実験方法および被加工材	88
4.2.2	有限要素法による数値解析条件	90
4.3	結果および考察	93
4.3.1	実験結果	93
4.3.1.1	応答荷重と反り上がりの関係	93
4.3.1.2	応答荷重に及ぼす刃先角度の影響	96
4.3.1.3	反り上がり形状に及ぼす刃先角度の影響	101
4.3.2	有限要素解析によるくさび押し抜き挙動の比較	105
4.4	切断方向による切断特性の影響	111
4.5	剥離材を有する積層フィルムの切断特性	115
4.6	結 言	122
	参考文献	123
第 5 章	結 論	124
	研究業績	129
	謝 辞	131

第1章 緒論

1.1 本研究の背景

1.1.1 粘着製品と粘着剤の特徴

異なる表面同士を結合させる粘着剤は単体で直接使用されることは少なく、その大半が板紙やプラスチックフィルム、発泡体、金属箔などの薄く柔軟な基材に均一に塗布され、粘着テープや粘着ラベルといった粘着製品として商品化されている。Fig. 1-1 に示すように、粘着製品は梱包用、マスキング用テープやシールおよび文具、洗剤容器、化粧品などの商品名を表示する商品表示用印刷ラベルなどの我々の身近にあるものから、粘着剤または基材の特性に高度な機能を付加することで、建材、医療、電子・光学分野などの幅広い市場で活用されている[1-1,2]。近年では、環境配慮や電子機器の小型化・高機能化に伴い、粘着剤の更なる高付加価値化の要求が高まりを見せていることから、今後も利用範囲は拡大していくものと考えられる[1-3-5]。このような背景から、粘着製品の設計・開発がより複雑化しており、生産現場において塗布・乾燥・貼合・切断といった製造工程の生産性向上が求められている。

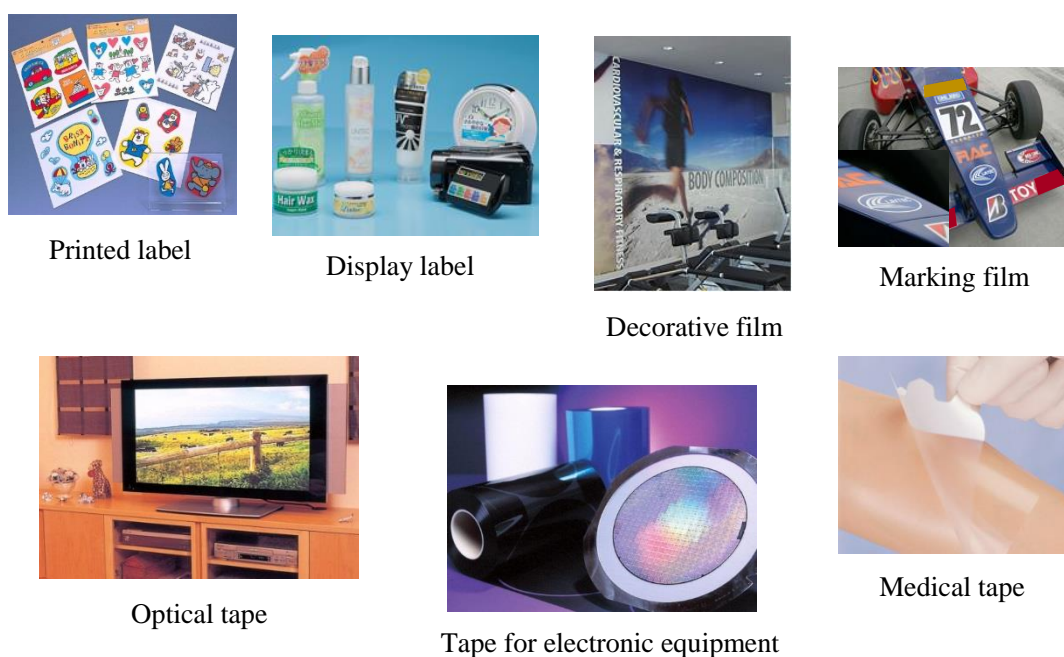


Fig. 1-1 Applications of PSA product.

ここで、粘着剤は感圧性接着剤（Pressure-Sensitive Adhesive : PSA）と呼ばれることから接着剤の一種であり、「室温、無溶剤の状態、指圧程度の圧力で押さえるだけで接着できるもの」と理解され、粘着剤は永久的に強く接着する接着剤とは大きく異なり、「これを被着体から引き剥がす場合痕跡を残すことなく除去できる」と定義されている[1-6-8]。

粘着製品の構成は Fig. 1-2 に示すように、(a)様々な機能を付与された基材に粘着剤を塗布した片面粘着テープ、(b)芯材となる基材の両面に粘着剤を塗布した両面粘着テープ、そして(c)粘着剤が塗布された基材に対して粘着剤面の保護を目的に剥離材を貼付した粘着ラベルの大きく3つに分けられる。これら粘着製品は、被着体に貼付直後から接着力を発現し、再剥離することを考慮して設計される。粘着テープは、通常ロール状に巻き取られた状態であり、必要数量を巻き出して使用されるが、粘着ラベルは粘着剤表面を保護する剥離材を有するため、シート状で使用されることが多い。また、粘着ラベルは剥離材が工程紙の役割を果たすことで基材表面への印刷やコーティングといった加工中の搬送も容易となることや、使用時に剥離材を剥がす仕様であることが粘着テープとの相違点である。なお、両面粘着テープにおいて、基材（芯材）がなく粘着剤の両面を剥離力に差を設けた剥離材で積層した基材レスの構成も多く使用されており、主に電子部品やディスプレイ関連の貼合部材等に適用されている^[1-9,10]。

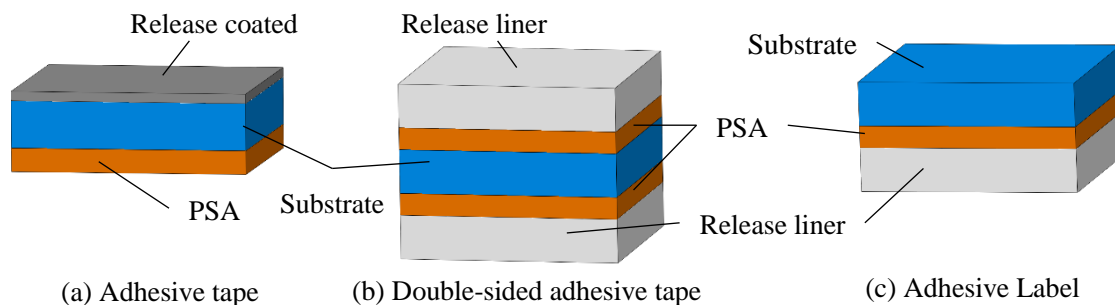


Fig. 1-2 Structure of PSA product

粘着剤は高分子材料であり、容易に被着体に接着し、被着体を汚染することなく剥がすことが可能な機能を発現するために、顕著な粘弾性特性（常温では固体状であり、低圧力下では被着体に濡れていく液体としての性質を示す）を持つことが知られている。このように粘着剤は、非常に小さな力で容易に大変形をすることや弾性と粘性の両方の性質を併せ持つ粘弾性体であるため、その変形挙動はひずみ速度や温度に強く影響され、時間経過とともに応力が減衰する応力緩和を示すのが特徴である。なお、粘着テープの剥離時には Fig. 1-3 に示すように、粘着剤と被着体の間で大変形（糸曳き）を伴い剥がされていく過程が観察されている^[1-11-13]。このような積層界面での大変形は粘着剤の複雑な変形挙動に依存しており、

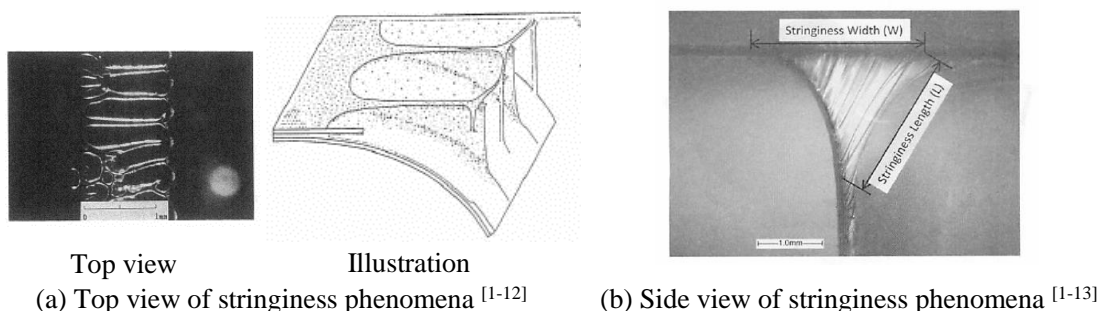


Fig. 1-3 Peeling process of adhesive tape.

実験および数値解析によって剥離挙動に関する多くの研究が行われている[1-14-18].

粘着剤の種類は、物理的および化学的組成の観点から分類することができ、ベースポリマーの種類から、ゴム系、アクリル系、ウレタン系、シリコーン系などが挙げられる。中でもアクリル系粘着剤は原料となるモノマーの種類が多く、共重合の組成を調整することでガラス転移温度を自由に調整できることや架橋剤を使用することで粘着力を弱粘着から強粘着まで設計できるため、幅広い用途に展開されている[1-8,1-19].

このアクリル系粘着剤は、耐熱性や耐候性が良好であることから、主に、商品名表示用の粘着ラベルや各種保護フィルム等に使用されている。Fig. 1-4 に示すように、粘着ラベルは通常、表面に商品名等が印刷された基材と粘着剤の保護および搬送用の工程材として使われる剥離材の間に粘着剤を挟み込んだ積層構成であり、使用時には剥離材を剥がして被着体に粘着面が接触するよう貼付される。なお、粘着ラベルは使用される範囲の基材と粘着剤を切断し剥離材が未切断となる半切り（ハーフカット）加工が施されることが多く、ユーザーが必要とする際に剥離材から剥がして商品などに貼付される。

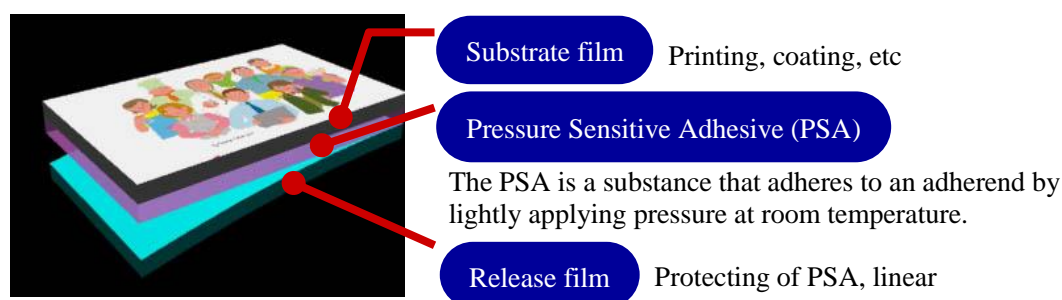


Fig. 1-4 Structure of adhesive label.

その他の用途として、アクリル系粘着剤は透明性も良好であることから、Fig. 1-5 に示すような光学用途向け高透明性粘着テープ（Optical Clear Pressure-Sensitive Adhesive : OCA Tape）としてスマートフォンやタブレット端末などのパネル接着やディスプレイ保護を目的に使用されている。なお、このOCAテープは基材レス両面粘着テープであり、非常に高い透明性だけでなく、高温高湿下での耐久性や、パネル段差周囲への追従性、プラスチックからのアウトガスによる発泡抑制などが要求性能として挙げられる[1-7,1-20].

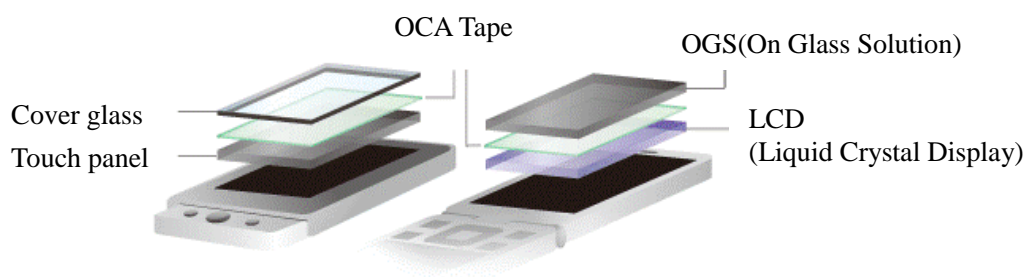


Fig. 1-5 Optical clear pressure-sensitive adhesive tape.

1.1.2 粘着製品における切断加工

幅広い用途で使用される粘着製品は、粘着剤層の厚みや材質、積層構成も様々であり、製造時には粘着剤の塗布や乾燥などの工程で塗布量のムラやスジ、発泡などの不具合が発生する場合がある。これらの製造工程で生じる不具合は、粘着層（厚み）の均一性や粘着物性の安定化に直結するため、かねてより実験観察や数値解析技術を活用した不具合発生メカニズムの解明と対策指針が提示されてきた^[1-5,21]。

しかし、多くの粘着製品は粘着加工を施した後にロール状に巻き取られ、最終工程で型抜きや裁断、断裁（切り落とし）といった切断加工が行われる。上述した粘着ラベルやOCAテープなどでは様々な任意形状に切断可能な型抜き（ハーフカットあるいはフルカット）を、半導体製造用テープでは用途に併せて（回転）型抜き、裁断を行うことが多い。これらの切断工程では、刃物を使用して粘着製品を切断するため、ダレやバリといった切断面形状の悪化だけでなく、粘着剤の濡れ性や剥離挙動に起因した粘着製品特有の問題が生じることが広く知られている。粘着製品の切断工程で生じる不具合に関しては、生産現場での経験的な知見を基に対策を講じているのが現状であり、学術的なアプローチは十分に行われていない。なお、レーザーを用いた型抜き加工においては、レーザー加工技術の進歩により、従来よりも低コスト、高速で良好な断面形状を得ることは可能であるが、ハンドリング性や作業性、装置導入コスト等の観点から、刃物での切断が依然として広く求められている。

以上のことから、製造工程の最終段階となる切断加工において、学術的な知見を基に切断に伴う様々な不具合の改善及び事前対策を講じることで製品開発における試行回数や製造時の歩留まりの削減に大きく貢献できると考えられる。なお、本研究では、使用用途が多く材料物性として一般的なアクリル系粘着剤を用い、粘着ラベルなどに広く適用される型抜き加工を対象に切断技術の検討を進めることとする。

1.2 型抜き加工に関する諸問題

1.2.1 型抜き方式とその特徴

型抜き加工は押抜き工具（Punch）と対応する穴型（dies）を組み合わせた金型押し加工の総称である^[1-22]。型抜きの生産技術は従来、金属材料や包装用板紙、電子機器関連部品の製造に多く利用されており、粘着製品に関しても同様の技術が活用されている。粘着ラベルの型抜き加工を対象にすると、Fig. 1-6に示すような加工工程を有する装置が一例として挙げられる。この装置はロール状に巻かれた粘着ラベル（基材に粘着剤を塗布し、剥離材と張り合わせた状態）を巻出して印刷、乾燥、（箔押し、ラミネート）などの処理をした後、型抜きを行い、不要部材をカス上げ・巻取りながら、製品の供給形態に応じてシートカットまたは巻取りなどの加工工程が一貫して行われる^[1-21]。

ここで、型抜きは基材表面に印刷やコーティングが施された粘着ラベルを抜き刃により、任意形状に半切り（ハーフカット）あるいは全切り（フルカット）する工程であり、切断方式には平圧式と輪転（ロータリー）式の2種類が挙げられる。

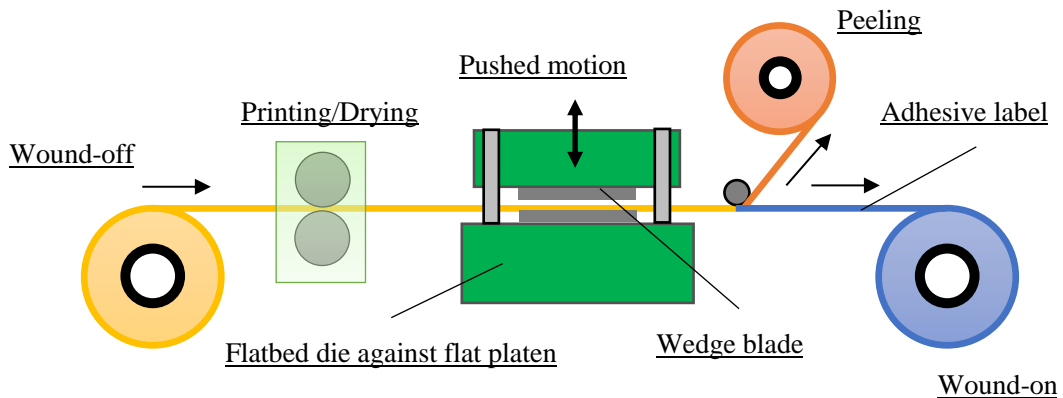


Fig. 1-6 Illustration of die cutting process.

平圧式は、Fig. 1-7 に示すようにベニヤ板やアクリル樹脂板などを用いた土台にくさび状の抜き刃（ゼンマイ刃）が埋め込まれた抜き型とそれに対向する位置に面板（下敷き）を配置した構造となっている。また、切断後の被加工材の確実な型離れや面内変形によるシワなどを防止するために抜き型にはゴム材や発泡体を用いた押さえを装着していることが多い。装置の中央にある上下定盤に抜き型と面板を固定し、下方あるいは上方どちらかの定盤を昇降運動させることにより搬送されてきた粘着ラベルを押抜く。この方式は小ロット向けであり、納期や価格の面からゼンマイ刃が使用されるため抜き刃が安価となるのが特徴である。

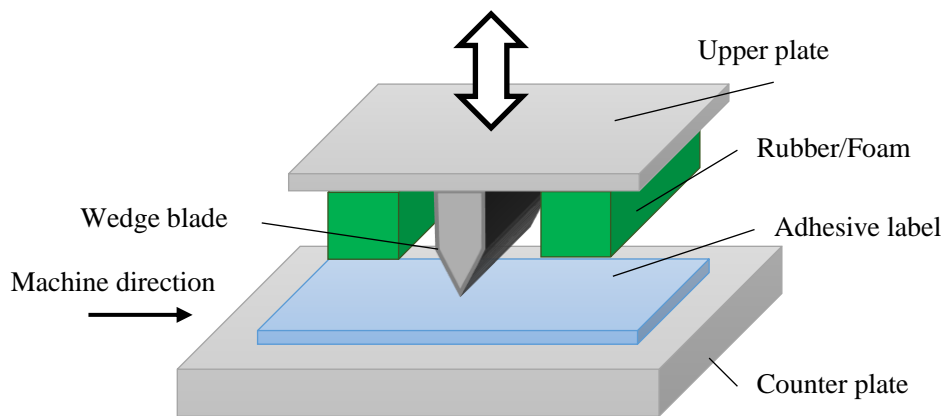


Fig. 1-7 Schematic diagram of flat platen die cutter.

輪転（ロータリー）式は、Fig. 1-8 に示すように円周上に抜き刃が付いたダイカットロールと面板あるいは回転体の面板であるアンビルロールの間を粘着ラベルが通過することで押抜く。ダイカットロールには金型彫刻刃を使用することが多く、高コストであり大ロット向けであった。しかし、ダイカットロールにマグネットロールとエッチング刃の組み合わせが使用されるようになったことで刃物コストの低減が可能となっている。

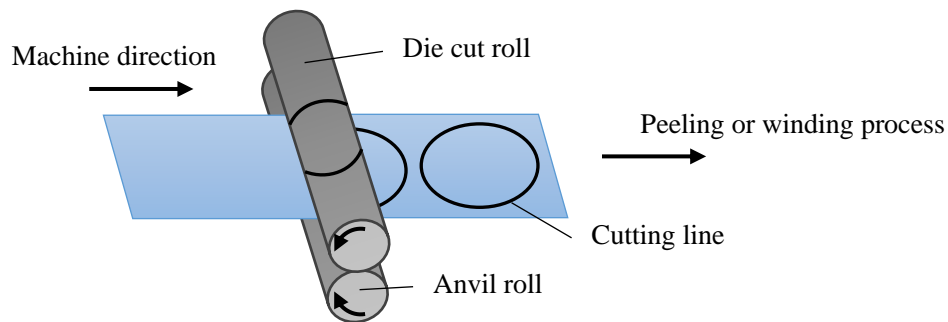


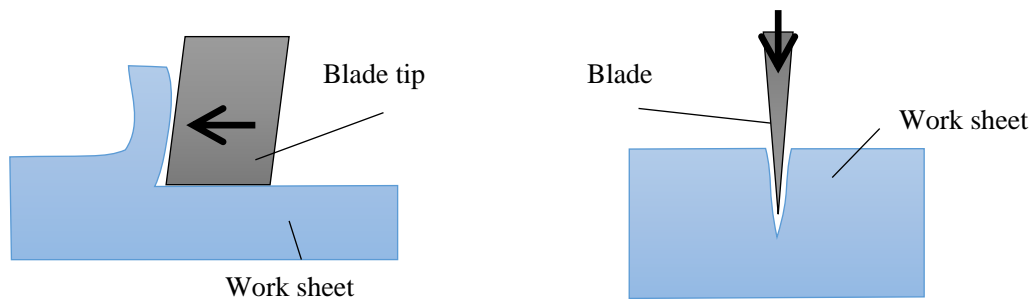
Fig. 1-8 Schematic diagram of rotary die cutter.

本研究で対象とする粘着ラベルは、多品種少量生産であり複雑な形状を高速でかつ安価に成形する必要があることから、平圧式によるくさび押抜き加工が多く使用されている。

1.2.2 型抜き工程の概要

切断加工においては選択する加工方法によって切断時の変形形態は異なり、切断過程の特徴に基づいて以下の Fig. 1-9 に示す 2 つに分類することができる^[1-22]。

- (a) 直交切り：刃先面が被加工材に対して直交する切り方（例 切削、研削、引掻き）
- (b) 接線切り：刃物が被加工材に対して接線方向に動く切り方（例 突切り、包丁の切断）



(a) Orthogonal cutting (ex. milling, sawing) (b) Tangential cutting (ex. Plunge cutting, slicing)

Fig. 1-9 Classification of cutting.

本研究で対象とする型抜き加工は大きく分けると接線切りに該当し、Fig. 1-10 に示すように被加工材の材質や加工形状に応じて以下の 2 種類の加工法が挙げられる。

- (a) せん断加工：せん断応力によって塑性的な切断変形がなされる加工法（例；穴抜き加工）
- (b) くさび押抜き加工：くさび両刃と面板を合わせた加工法。包丁のように刃先角度が小さいときは、接線切りに属する。一方、刃先角度が大きいとき、あるいは刃先が潰れて台形状になっているときは、直交方向に塑性流れを生じ、局部的に直交切りのような動きをする。大域的な流れをみると接線切りと理解できる。

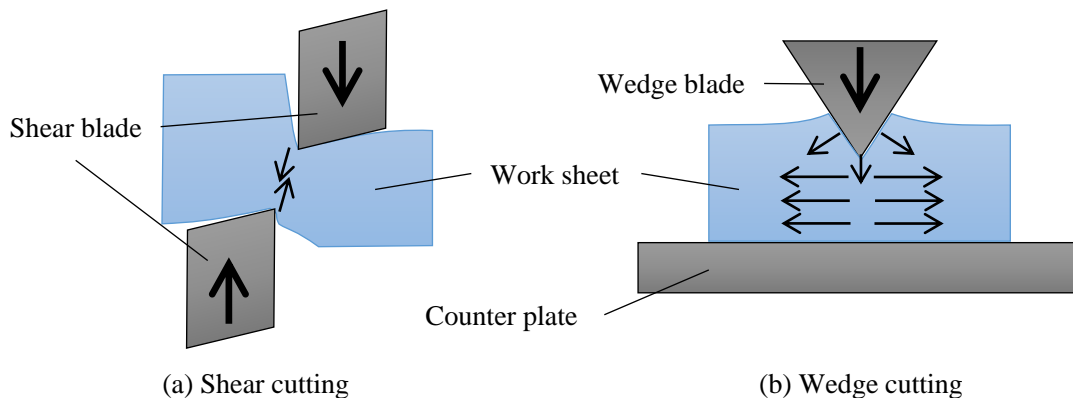


Fig. 1-10 Cutting method

ここで、平圧式に関してくさび押抜き加工とせん断加工の相違点に着目する。

くさび押抜き加工での切断過程では、くさび刃の先端が台形状の場合に、刃先端面での押付け、刃先端面での押込み、くさび押込み、くさび食い込み、くびれ、据込みの6つの変形段階（刃先端が鋭利なくさび刃の場合には、押込み、食い込み、くびれの3段階）に分類される^[1-23-26]。また、くさび刃の形状に起因した分力によって横方向への引張と縦方向への据込み（圧縮）の応力が切断面に集中する。一方、せん断加工では上下工具の作用線に沿って最大せん断応力が切断面に集中する。

切断時の塑性流動の違いとしては、くさび押抜き加工はくさび刃の押込み体積に起因する押退けによって横方向へ流動変形し、自由表面への隆起が生じることや面内での圧縮ひずみによって全体にわたって変形を引き起こすのに対して、せん断加工は面内横方向への圧縮ひずみがほとんど生じないため、切断面近傍の変形が支配的となる。

平圧式での加工適性を比較すると、くさび押抜き加工は切断後に同一面内で部材を保持することから、せん断加工の貫通方式よりも後処理の観点から大きな利点を持つ。すなわち、くさび押抜き加工では、型抜き後に被加工材の面外方向に凹凸部分を持たないため、切れ残りがあっても(1) 搬送が容易に可能(2) 切断途中で面内方向の引張・圧縮の干渉が少ない。さらに、くさび刃と面板との組み合わせであれば、上下の型の位置合わせ精度は相対的に緩くてもよい^[1-22]。

以上のことから、被加工材が包装用板紙や粘着ラベルのような薄く柔軟な材質に対しては、くさび押抜き加工が多くの利点を有している。一方、被加工材が金属や厚い樹脂成型品などの材質であれば応力の集中箇所が分散されにくいせん断加工が適している。なお、くさび押抜き加工に関しては、不完全な切断が生じた場合でも後処理が容易で、上下の位置合わせ精度も緩くてよい金型であることから、製造原価や生産加工技術の観点から優位性があると思われる。

1.2.3 くさび押抜き加工における切断不良の発生状況

くさび押抜き加工における切断不良として、前項で述べたようにくさび刃と面板により切断を行うため、せん断加工で生じるような切断面のかえりが生じにくい。しかし、くさび刃先端と被加工材あるいは面板が接触することから、刃先端の摩耗や潰れなどで刃先端形状が変化することがあり、切断面のダレや押し込み不十分による未切断、紙材における糸状紙粉などが生じやすくなる。

粘着ラベルのくさび押抜き加工で生じる切断不良としては、Fig. 1-11 に示すような(a)粘着製品の刃物との共上がり、(b)刃物への粘着剤の付着、(c)剥離材の剥離不良（カス上げ不良）に繋がる積層界面の剥離、(d)切断面からの粘着材の流出などが挙げられる。これらの不良は、粘着剤の厚みや材料物性、積層構成などによって発生の有無が異なり、生産現場の経験的な知見により刃先角度やゴム押さえ等の加工条件を適切に選定することで対策を講じているのが現状である。しかし、対象とする粘着ラベルの基材あるいは粘着剤の材質が変更されると、切断不良の発生状況が変化することがあり、従来の対策手法では不具合が改善できず、反対の傾向に対策を施すことで不具合なく加工可能となる場合がある。とりわけ、中間層に粘着剤を有する粘着ラベルはくさび押し込み過程で大きな変形を生じる。この大きな変形は、粘着剤と剥離材の積層界面で剥離を引き起こす要因となる可能性があり、粘着ラベルの厚み構成や粘着剤の材料物性にも強く影響することが経験的に知られている。したが

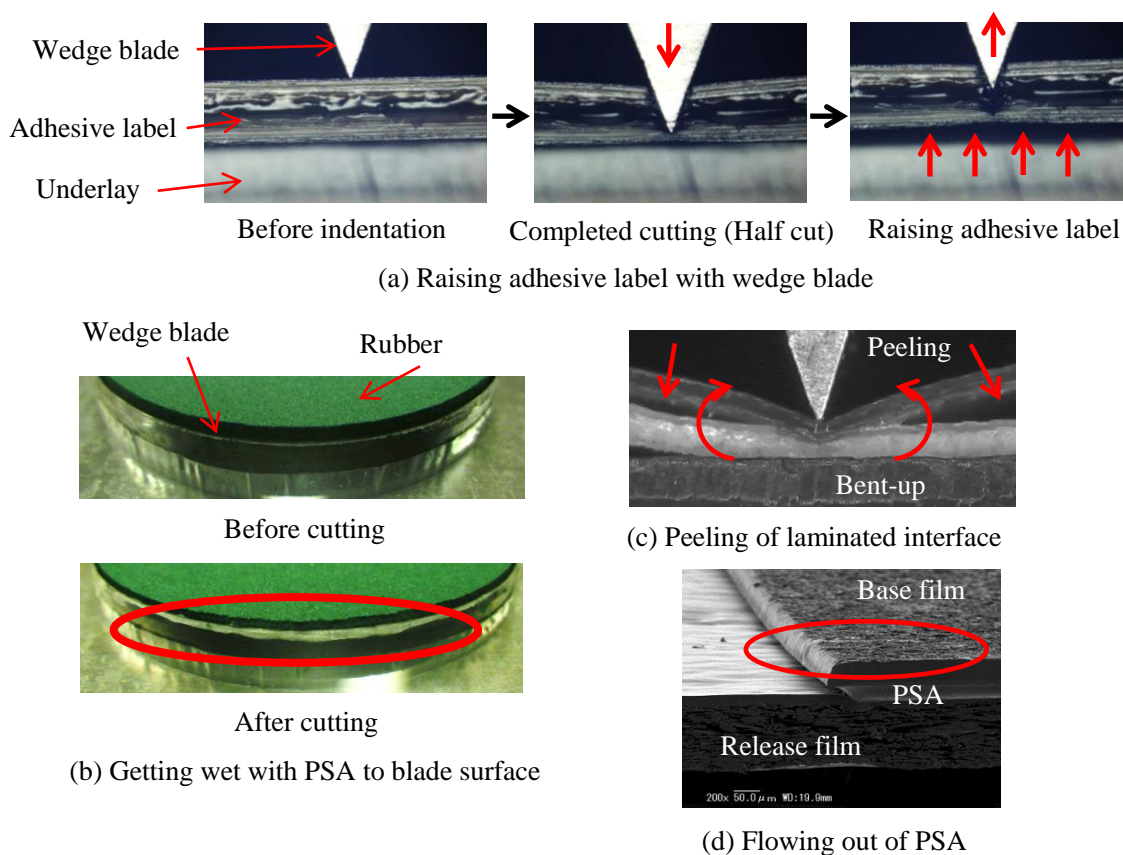


Fig. 1-11 Cutting defects of adhesive label.

って、切断不良に対する適切な対策指針を提示するためには、粘着ラベルの材料物性と積層構成を踏まえた上で、切断特性を把握しておく必要がある。

このような背景から、本研究の最終目標としては粘着フィルムのくさび押抜き加工に対して、①被加工材の積層構成および各層の材料物性から、生じる可能性のある切断不良をあらかじめ予測し適切な防止策を提案可能とすること②切断不良の発生リスクを抑える粘着製品を材料設計の段階から検討可能とすることを挙げている。しかしながら、本最終目標に対しては、様々な加工条件に対するくさび押抜き特性を把握・予測しておくことが不可欠であり、従来の研究内容から粘着フィルムの切断特性を十分に説明できるかを確認しておく必要がある。

1.3 従来の研究と課題

くさび押抜き加工における従来の研究としては、刃先形状や被加工材の材質、面板の剛性などが切断特性に及ぼす影響に着目し、数多く行われてきた。いずれも切断された被加工材の品質が議論の対象とされることが多いが、本研究においてはくさび押抜き過程でくさび刃が受ける抵抗力と被加工材の変形状態または切断後の断面形状を総合して切断特性として定義する。

以下に、本研究の対象であるくさび押抜き加工に関連する代表的な従来の研究内容を述べる。

(1) 金属材料に対するくさび押抜きの切断特性

くさび刃を用いた被加工材の切断に関しては、弾塑性体へ工具を押付けた場合に生じる抵抗力と変形状態および応力場に対する塑性力学に基づいた解析が広く知られている。Hill は半無限剛塑性体へのくさび刃の押し込みに対する応答荷重および変形状態に関して、すべり線場理論を用いて説明した^[1-27]。また、Grunzweig らも同様に半無限剛塑性体への鋭利なくさび押し込みにおいて、刃先角度およびくさび刃傾斜面と被加工材との摩擦係数を考慮した理論解を導き、実験結果と良く一致することを示した^[1-28]。さらに、剛塑性体への鋭利な

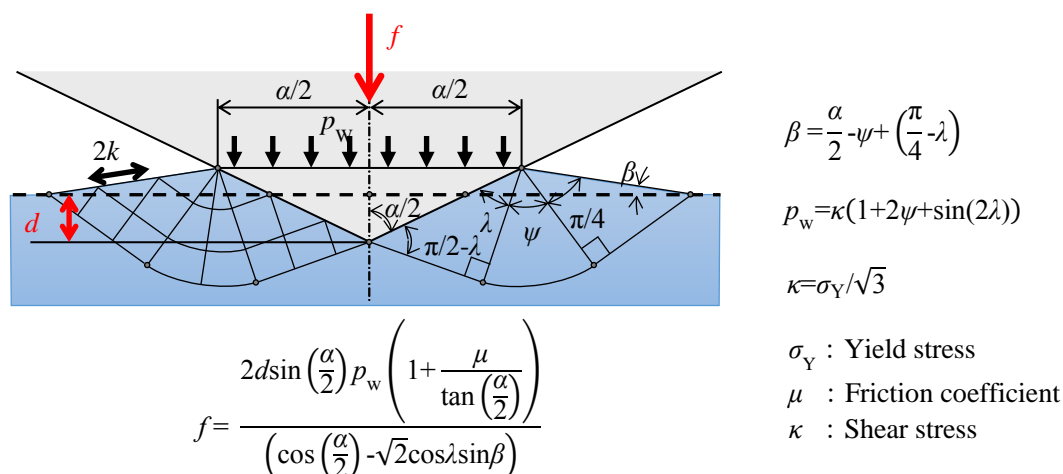


Fig. 1-12 Slip line field of wedge indentation

くさび刃の押込みに関して、板材の硬さ試験における圧子角度と板厚限界の関係^[1-29]、および板材の切断における板厚の影響を考慮した解析^[1-30]が、Hill によって報告されている。これらの滑り線場理論に基づくくさび押込みの基礎理論は、Fig. 1-12 に示すように、刃先角度およびくさび刃傾斜面と被加工材との摩擦係数およびすべり線角度、被加工材の降伏応力が切断時の応答荷重に影響することを示しており、くさび押抜きにおける前半部の特性を理解するために有用である。

上記内容に関しては、くさび押抜き加工における押込み前半の特性を議論したものであり、くさび押抜き後半の切り離しの挙動に関しては主に後述する内容で議論されている。

田村らは、Fig. 1-13 に示すような上下対の2つのくさび刃の間に設置した純鋼板を、上下のくさび刃を互いに押込むことで鋼板を切断する加工方法において、その切断過程で押込み、食い込み、くびれの3つの段階に分類されることを示した^[1-24]。さらに、刃先角度と摩擦係数を変化させた場合の応答荷重と変形状態をすべり線場法（Hill および Grunzweig らの理論）に基づく解析と実験の比較から議論した。畑中らは、くさび刃による金属材料の切断実験及び剛塑性材料の有限厚さを考慮した有限要素法による検討（材料内部の応力、ひずみ分布を計算）を行い、上下対の2つのくさび刃による切断に対しては刃先角度と切り口面の関係^[1-31]、くさび刃と面板による切断に対しては刃先形状の影響と被加工材の各破壊条件式の評価^[1-32]、リング状くさび刃による切断では直線状のくさび刃との比較^[1-33]がそれぞれ報告されている。また、金属材料のくさび押込みに関しては、村山らが、くさび刃と面板による切断に対してアルミニウムを対象に刃先端幅を変更した有限要素解析と実験の結果から、刃先形状がくびれ変形に及ぼす影響を明らかにした^[1-26]。また、Chajjit らは、下敷きの材質を変更した検討から下敷きと被加工材の剛性や厚みの比率に起因して被加工材の変形状態が3つに分類可能であることを示した^[1-34]。さらに Bai らは、銅に対する上下対の2つのくさび刃による切断において、異方性を考慮した延性破壊モデルを適用することで、田村ら^[1-24]が示した押込み過程で生成される3つの亀裂タイプを有限要素解析により示した^[1-35]。

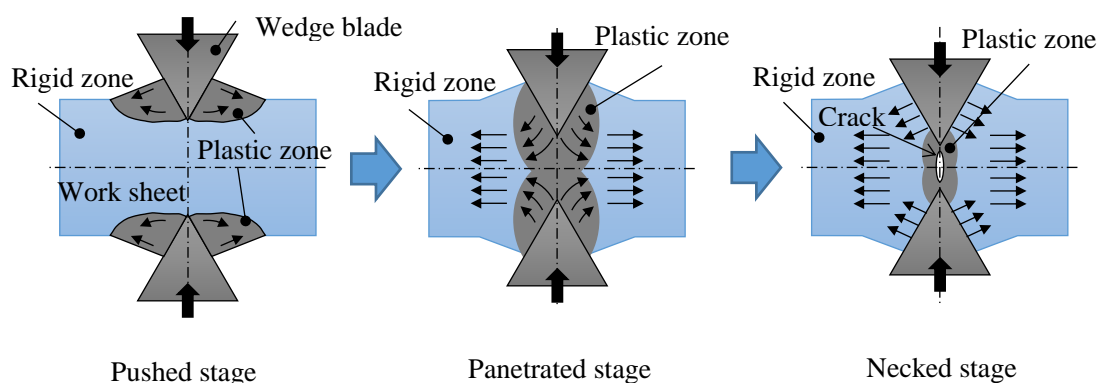


Fig. 1-13 Schematic diagram of deformation process in wedge cutter indentation.

(2) 非金属材料に対するくさび押抜きの切断特性

被加工材の材質が変更されると切断特性に強く影響を及ぼすことが知られており、特に

非金属材料はその変形特性が多岐にわたる。非金属材料に対するくさび押抜き加工に関して、永澤らは板紙を主な対象に、切断時に刃物が受ける応答荷重測定や断続的な切断面形状観察および有限要素解析による切断挙動の考察を行い、紙製品に特有の切断不良である糸状紙粉などの発生挙動が、刃先の潰れ（先端幅）形状と板紙の厚さ等の幾何学的因子および紙基材の含水率などに強く支配されることを明らかにした[1-36,37]。さらに、板紙の面内方向および面外方向の異方性を考慮した有限要素解析による種々検討[1-38,39]やゴム押さえの効果、板紙を1~3枚積層した状態での切断挙動などについても報告されている[1-40,41]。この他に、青木は紙を相対的に薄い粘着剤で積層した構成に対して、切断刃の回転および高速切断での荷重応答の変化を実験的に示した例もある[1-42]。

紙製品以外としては、粘着ラベルにも使用されるような樹脂材料を被加工材とした例が多く報告されている。永澤らは、樹脂成型品（板材）のくさび押抜き加工にも着目し、Fig. 1-14に示すような厚さ0.5, 1.0 mmのポリカーボネート（PC）板に対する2段くさび刃での押抜きにおいて刃先高さとの関係から、切断面形状に3つの変形状態が得られ、その発生頻度も刃先高さとの関係から影響することを実験的に提示した[1-43]。さらに

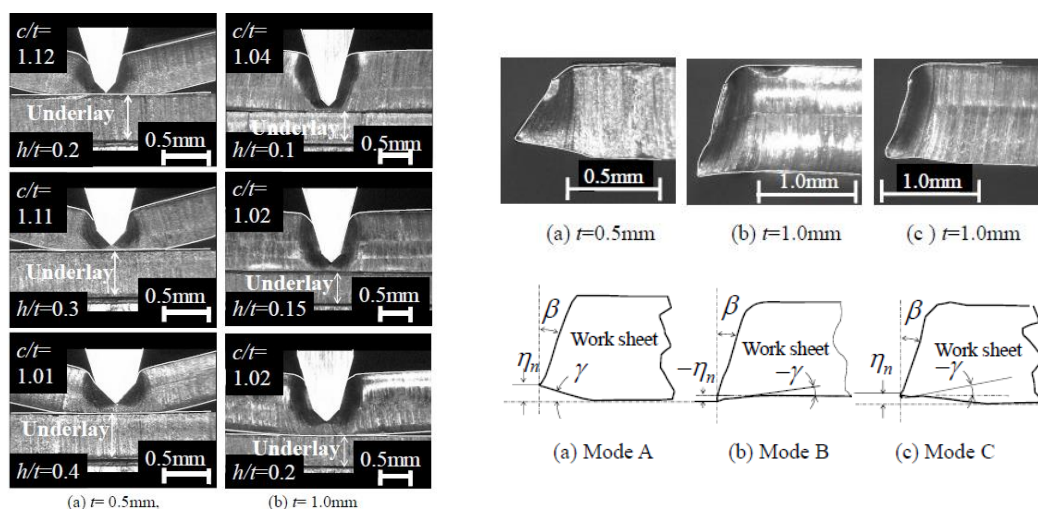


Fig. 1-14 Cutting profiles of PC sheet [1-43].

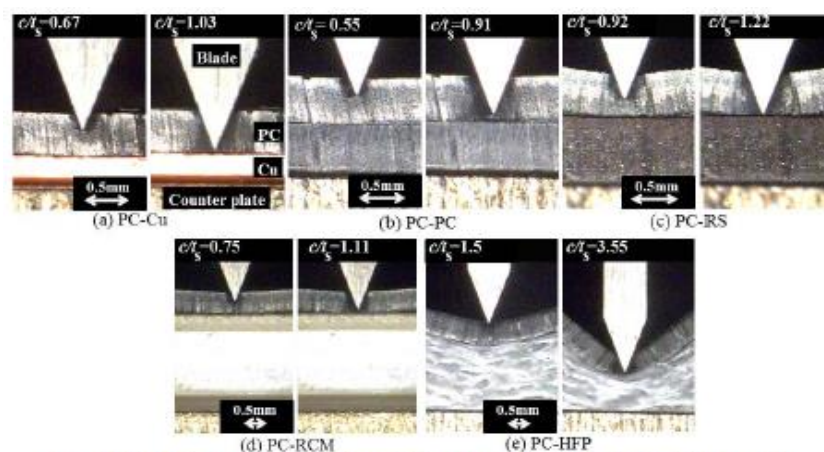


Fig. 1-15 Side view of sheared work sheet by varying underlay [1-45].

永澤らは、PC板の2層積層構成によるくさび押抜きにおいて、積層界面の粘着剤の有無による切断挙動の違いを実験的に比較した。これにより、被加工材と下敷きが樹脂材料同士の場合には、同様の加工条件においても凝着などに起因して接触状態が不安定となり、切断ごとに変化する摩擦係数によって異なる変形状態が得られることを明らかにした^[1-44]。また Pusit らは、Fig. 1-15 に示すように PC 板のくさび押抜きに対して下敷きの剛性を変更した検証を行い、低剛性の下敷きを用いることで見かけの刃先角度の増加やすべり変形の拘束などに強く影響することを示した^[1-45]。一方、石川らは剛性が極めて低いポリスチレンフォーム材を対象にくさび刃を切断線に沿って水平に移動させながら垂直に押込む方式での実験を行い、切断角が増大することで有効刃先角度の減少を伴い切断面の精度が向上することを報告している^[1-46]。ここで、粘着ラベルではプラスチックフィルムのような薄く柔軟で異方性を有する材質が基材や剥離材として使用されているが、樹脂材料を対象としたいいずれの研究内容においても被加工材の異方性による切断方向の影響に関して詳細な検討を行った事例はあまりみられない。

プラスチックフィルムやゴムのように紙や樹脂の板材よりも十分に柔らかい材料に関しては、ナノインデンテーションを代表する微小な押し込みに対しての実験および有限要素解析による検討が種々行われているが、材料物性を線形弾性体や超弾性体と仮定した解析事例が多い^[1-47-49]。また、粘弾性体を被加工材としたくさび押抜きの研究としては、ポリウレタンシートに対する刃先端形状の影響^[1-50,51]およびシリコーンゴムに対する切断速度の影響^[1-52-54]を実験および有限要素解析により比較検証した例が挙げられる。なお、前者は超弾性体、後者は非線形弾性および線形粘弾性体と仮定して材料特性を考慮している。しかし、いずれも鋭利なくさび刃による突切りを対象とし、き裂の進展による破壊を仮定していることや材料物性を引張試験により評価しており、粘着剤のように顕著な粘弾性特性および接着性を伴う材料に対して鈍角なくさび刃による押し込み過程で生じる大きな圧縮流動変形に言及したものは見受けられない。

上記のくさび押抜き加工に関する研究事例で挙げたように、くさび刃の形状および被加工材との摩擦係数の影響、被加工材の材料物性に起因する切断特性などに着目して多くの研究が報告されていることがわかる。特に、刃先形状をはじめとする加工条件に関する内容は、弾塑性材料の切断特性を説明するのに十分な検討が行われている。しかしながら、粘着ラベルの基材や剥離材として使用されるプラスチックフィルムのように高分子材料で異方性を有する材質や粘着剤のように大きな流動変形を伴う粘弾性材料のくさび押抜き特性に関しては十分に調査されていないのが現状である。さらに、積層体に対しても実験的な研究がいくつか行われてはいるが、粘着フィルムのような各層の厚みが同程度の積層体の変形に着目した事例は見受けられない。これらの粘着フィルムに対する機械的特性とくさび押抜きにおける切断特性の相互関係を把握することで、本研究の最終目標に掲げる切断不良の予測、対策および発生リスクの抑制の実現に貢献できると期待される。

1.4 本論文の目的と概要

本論文では、前節で述べた従来の研究内容と粘着フィルムのくさび押抜きにおける課題を考慮し、中間層の粘着剤を上下層のプラスチックフィルムで挟み込んだ積層フィルムのくさび押抜き加工において、プラスチックフィルムの機械的特性の異方性と粘着剤の粘弾性特性および切断方向や刃先角度などの加工条件が積層フィルムの切断特性に及ぼす影響を明らかにすることを目的とする。

くさび押抜き加工における切断特性は、くさび刃が受ける応答荷重および被加工材の変形状態をくさび押抜き試験および有限要素解析により評価した。本論文では、積層フィルムの構成が複雑であることから各層の切断特性をそれぞれ明確にするため、段階的な検討として、(1) 面内および面外方向に異方性を有するポリエチレンテレフタレート (PET) フィルムの切断特性、(2) くさび押込みにおけるアクリル系粘着剤の材料物性の推定および変形挙動、(3) 上下層の PET フィルムで粘着剤を挟み込んだ積層フィルムのくさび押抜き特性と加工条件が及ぼす影響をそれぞれの章としてまとめた構成となっている。

以下に各章の概要を述べる。

第1章「緒論」では、粘着製品の概要とくさび押抜き加工で生じる不具合に関して述べ、くさび押抜きにおける従来の研究状況を概観し、本研究の目的と構成を示した。

第2章「くさび押抜きにおけるプラスチックフィルムの切断特性に及ぼす異方性の影響」では、面内および面外方向に異方性を有する PET フィルムのくさび押抜きによる切断特性を明らかにすることを目的として、同一の刃先角度 42° を用いた場合に切断方向に対する応答荷重および変形状態、切断面形状の関係を実験的に調査し、摩擦係数の違いや下敷きの変形の影響を有限要素解析により比較した。これらの検討から、異方性によって異なる引張物性や切断ごとに変化する摩擦力に起因した変形抵抗の違いによって、切断面形状が3つの変形状態として得られ、切断方向により異なる頻度で発生することを明らかにした。

第3章「くさび押込み過程での粘着剤の粘弾性特性の推定と変形状態の予測」では、アクリル系粘着剤のくさび押込み過程における機械的特性および変形特性を明らかにすることを目的として、粘着剤のくさび押込みに対する応答荷重と変形状態を実験および有限要素解析により調査した。粘着剤の材料物性として、せん断応力緩和試験により応力緩和特性を実測し、面外圧縮試験とそれに対応する有限要素解析により瞬間弾性率を推定した。2次元線形粘弾性くさび押込みモデルによる解析結果は、くさび刃の押込みに伴う粘着剤上面の沈み込み領域が発生し、押込み率約40%以内において押込み速度や刃先角度が変更となった場合でもくさび押込み特性が実験結果とよく一致することを示した。さらに、押込み率40%以上においては粘着剤の見かけの降伏限界を上回ることにくさび刃と粘着剤上面の接触界面の濡れ広がりが増進し、くさび刃との接触面積が増加することで切断抵抗が増大することを明らかにした。

第4章「粘着フィルムのくさび押抜きに及ぼす加工条件の影響」では、中間層のアクリル系粘着剤を上下層の PET フィルムで挟み込んだ積層フィルムの切断特性を明らかにするこ

とを目的とし、積層界面を接着した構成にて刃先角度に対する応答荷重および変形状態の関係を比較検討した。くさび押抜き過程では、応答荷重に PET フィルムの切断挙動に関連した 2 つの極大点が生じた。なお、第 1 極大点に達するまでは粘着剤層の圧縮流動変形が支配的であり、第 1 極大点以降では刃先直下の粘着剤層が流動変形により十分に除去されていることから、PET フィルムの切断特性と同様の傾向を示すことを明らかにした。これらの関係は、異なる刃先角度に対しても同様の挙動を示し、刃先角度が増加するほど、応答荷重および反り上がり変形が増大することを明らかにした。一方、剥離材を有する積層フィルムに関しても切断特性を実験的に比較した結果、反り上がり変形に起因した積層界面の滑りあるいは剥離が生じ、応答線荷重や反り上がりが全体的に低い値を示すことを明らかにした。

第 5 章「結論」において、本研究で得られた結果をまとめ、今後の課題を述べた。

参 考 文 献

- [1-1] 地畑健吉, “粘着製品の開発と環境対応” シーエムシー出版, 2004.
- [1-2] I. Benedek and M. M. Feldstein, “Hand book of Pressure-Sensitive Adhesives and Products: - Three Volume Set, 1st ed.” CRC Press, 2008.
- [1-3] “日本のラベル市場 2016” ラベル新聞社, 2016.
- [1-4] 地畑健吉, “機能性粘着製品の開発と応用” シーエムシー出版, 2016.
- [1-5] “最新の接着・粘着技術 Q&A” 産業技術サービスセンター, 2013.
- [1-6] J. Dow, “Adhesives Fundamentals & Practice” Society of Chemical Ind. P. 127, 1954.
- [1-7] 木村馨, 砂川誠, “高機能接着剤・粘着剤” 共立出版, p.3, 1989.
- [1-8] D. Satas, “Handbook of Pressure Sensitive Adhesive Technology, 3rd ed.” Satas & Associates, 1999, pp.1-35, 444-514.
- [1-9] 日本粘着テープ工業会編, “粘着ハンドブック 第3版” 日本粘着テープ工業会, 2005.
- [1-10] 地畑健吉, 北崎寧昭, 加納義久, 杉崎俊夫, “-粘着剤の設計と粘着製品の信頼性を重視した-粘着技術の3A” リアライズ理工センター, 2006.
- [1-11] 宮城善一, “粘着テープのはく離現象観察装置の試作” 日本接着協会誌, Vol. 20, No. 7, 1984, pp. 288-294.
- [1-12] 浦濱圭彬, “粘着テープのはく離挙動の解析 (第2章) はく離のモルフォロジー” 日本接着協会誌, Vol. 24, No. 2, 1988, pp. 44-49.
- [1-13] 伊藤慶子, 浦濱圭彬, 中村吉伸, “粘着剤剥離挙動の研究 第1報 架橋度と剥離荷重がアクリル系粘着剤糸曳き挙動に与える影響” 日本接着協会誌, Vol. 47, No. 8, 2011, pp. 294-301.
- [1-14] D. H. Kaelble, “Peel Adhesion : Micro-Fracture Mechanics of Interfacial Unbonding of Polymers”, Transaction of The Society of Rheology, Vol. 9, 1965, pp. 135.
- [1-15] A. J. Kinloch, C. C. Lau, J. G. Williams, “The Peeling of Flexible Laminates”, International Journal of Fracture, Vol. 66, 1994, pp. 45-70.
- [1-16] 畑敏雄, “はく離のレオロジー” 材料, Vol. 13, No. 128, 1964, pp. 341-346.
- [1-17] 朱峰承興, “粘着剥離挙動と粘着剤伸長変形との相関” 日本接着協会誌, Vol. 43, No. 12, 2007, pp. 481-487.
- [1-18] 高橋航圭, 熊谷理, 勝山優一朗, 因幡和晃, 岸本喜久雄, 山田幹典, 谷中雅顕, “粘着剥離の非線形粘弾性を考慮したはく離強度評価” 日本機械学会論文集, Vol. 82, No. 833, 2016, pp. 1-14.
- [1-19] B. Istvan, “Pressure-Sensitive Adhesives and Applications, 2nd ed.” Marcel Dekker, 2004, pp.161-223.
- [1-20] 中林彰宏, “タッチパネル構成部材の選び方・使い方と貼り合わせ技術” 技術情報協会, 2011.
- [1-21] 加工技術研究会編, “コンバーテックのすべて” 加工技術研究会, 2014.

- [1-22] 複合材型加工研究会編, “板紙類の押し抜き加工” 太陽書房, 2016.
- [1-23] H. Klingelhofer, Krafverlauf, “Bandstahlschnitt von Mehrlagigem Karton” 52, 1963,1322.
- [1-24] 田村公男, 工藤英明, “加工硬化した純銅のナイフ形刃切断における切断力と切断時期” 塑性と加工, Vol. 7, No. 66, 1966, pp.360-370.
- [1-25] M. Murayama, S. Nagasawa, Y. Fukuzawa, I. Katayama, “Effect of Sheet Thickness and Friction on Load Characteristics of Crushed Center Bevel Cutter Indented to Aluminum Sheet” Computational Methods in Contact Mechanics, VI, WIT Press, 2003, pp.115-124.
- [1-26] 村山光博, 永澤茂, 福澤康, 片山勇, “アルミニウム板への台形刃押込みの荷重特性と変形機構” 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 70, No. 693, 2004, pp.298-304.
- [1-27] R. Hill, E. H. Lee, S. J. Tupper, “The Theory of Wedge Indentation of Ductile Materials” Proceedings of Royal Society, Vol. A, No. 188, 1947, pp.273-.
- [1-28] J. Grunzweig, I. M. Longmann, N. J. Petch, “Calculations and Measurements on Wedge-Indentation” Journal of the Mechanics and Physics of Solid, Vol. 2, 1954, pp.81-86.
- [1-29] R. Hill, “A Theoretical Investigation of the Effect of Specimen Size in the Measurement of Hardness” Philosophical magazine, Vol. 41, 1950, pp.745-753.
- [1-30] R. Hill, “On the Mechanics of Cutting Metal Strips with Knife-Edged Tools” Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 1, 1953, pp.265-270.
- [1-31] 畑中伸夫, 山口克彦, 高倉章雄, 飯塚高志, “くさび形工具による金属板の切断加工の FEM シミュレーション” 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 68, No. 668, 2002, pp.1303-1309
- [1-32] 畑中伸夫, 山口克彦, 高倉章雄, 飯塚高志, “くさび型工具によるアルミニウム板の突切り切断加工の有限要素法解析” 軽金属, Vol. 52, No. 8, 2002, pp.352-358.
- [1-33] 畑中伸夫, 山口克彦, 高倉章雄, 飯塚高志, 成田憲一, “くさび形工具によるアルミニウム円板の切断加工シミュレーション” 軽金属, vol. 54, No. 9, 2004, pp.361-366.
- [1-34] S. Chajjit, S. Nagasawa, Y. Fukuzawa, M. Murayama, A. Hine, “Effect of Underlay Rigidity on Cutting Characteristics of Alminumu Foil during Wedge Shearing Process” Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing, Vol. 2, No. 4, 2008, pp.800-811.
- [1-35] Y. Bai, T. Atkins, “Tension and Shear Cracking during Indentation of ductile Materials by Opposed Wedge” Engineering Fracture Mechanics, Vol. 96, 2012, pp.49-60.
- [1-36] 永澤茂, 福澤康, 山口貴史, 村山光博, 山口大志郎, 片山勇, “板紙の型抜きにおける糸状紙粉の発生に及ぼす刃先形状の影響” 塑性と加工, Vol. 43, No. 498, 2002, pp.624-628.
- [1-37] 永澤茂, 菊池一哉, 多賀智治, 村山光博, 福澤康, 片山勇, “くさび刃による板紙の切断特性” 塑性と加工, Vol. 48, No. 558, 2007, pp.650-654.
- [1-38] 村山光博, 永澤茂, 福澤康, 片山勇, “板紙の異方性とひずみ依存性を考慮した型抜き荷特性の解析” 日本機械学会論文集 (C 編), vol. 70, No. 694, 2004, pp.292-298.

- [1-39] S. Nagasawa, D. Yamagata, Y. Fukuzawa, M. Murayama, “Stress Analysis of Wedged Rupture in Surface Layer of Coated paperboard” *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 178, 2006, pp.358-368.
- [1-40] 永澤茂, チェジット セキサン, 高橋卓也, 福澤康, 菊池一哉, 日根哲 “白板紙の切断特性に及ぼす押型の影響” *塑性と加工*, Vol. 50, No. 576, 2009, pp.29-33.
- [1-41] 永澤茂, 柄沢元文, 福澤康, “くさび押抜き加工による印刷用板紙の重合断裁特性” *塑性と加工*, Vol. 50, No. 585, 2009, pp.52-56.
- [1-42] 青木勇, “ナイフ刃状工具による紙及びラミネート紙の切断加工” *精密工学会誌*, Vol. 55, No. 11, 1989, pp.85-90.
- [1-43] 永澤茂, 高橋卓也, 福澤康, “ポリカーボネート板のくさび押抜き特性に及ぼす刃先高さの影響” *塑性と加工*, Vol. 51, No. 594, 2010, pp.69-73.
- [1-44] S. Nagasawa, T. Takahashi, M. Fujikura, “Contact Stability on Cutting Characteristics of Polycarbonate Sheets Subjected to Two-Line Wedge Indentation”, *Journal of Solid Mech. And Mate. Eng.*, Vol.4, No.5, (2010), pp.578-589.
- [1-45] P. Mitsomwang, S. Nagasawa, S. Chaijit, M. Fujikura, Y. Mutoh, “Effect of Underlay Stiffness on Cutting Profile of Polycarbonate Sheet During Wedge Indentation Process” *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, Vol. 6, No. 7, 2012, pp.1168-1179.
- [1-46] 石川憲一, 横山恭男, 津和秀夫, “高分子材料のナイフ状工具による切断に関する研究” *精密機械*, Vol. 45, No. 11, 1979, pp.1303-1308.
- [1-47] P. Fredriksson, P. L. Larsson, “Wedge indentation of thin films modelled by strain gradient plasticity” *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 45, 2008, pp.5556-5566.
- [1-48] V. Le Saux, Y. Marco, G. Bles, S. Calloh, S. Moyne, S. Plessis, P. Charrier, “Identification of Constitutive Model for Rubber Elasticity from Micro-Indentation Tests on Natural Rubber and Validation by Macroscopic Tests” *Mechanics of Materials*, Vol. 43, 2011, pp.775-786.
- [1-49] B. Setiyana, R. Ismail, J. Jamari, D. J. Schipper, “A Numerical Investigation of Mechanical Response of Unfilled Styrene Butadiene Rubber by Static Straight Blade Indentation” *Journal of Mechanical Engineering*, Vol. SI1(1), 2017, pp.43-51.
- [1-50] C. T. McCarthy, M. Hussey, M. D. Gilchrist, “On the Sharpness of Straight Edge Blades in Cutting Soft Solids: Part I – Indentation Experiments” *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 74, 2007, pp.2205-2224.
- [1-51] C. T. McCarthy, A. Ni Annaidh, M. D. Gilchrist, “On the Sharpness of Straight Edge Blades in Cutting Soft Solids: Part II – Analysis of Blade Geometry” *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 77, 2010, pp.437-451.
- [1-52] S. Schuldt, L. Boden, Y. Schneider, H. Rohm, “Pre-Crack Cutting Properties of Viscoelastic Food Models” *Journal of Food Engineering*, Vol. 169, 2016, pp.272-277.
- [1-53] M. Boisly, S. Schuldt, M. Kastner, Y. Schneider, H. Rohm, “Experimental Characterization and

Numerical Modelling of Cutting processes in Viscoelastic Solids” Journal of Food Engineering, Vol. 191, 2016, pp.1-9.

[1-54] P. Mitsomwang, S. Nagasawa, H. Kuroiwa, Y. Fukushima, “Deformation Analysis of Silicone Sheet Subjected to Keen WC Blade Indentation” International Journal Automation Technology, Vol. 8, No. 5, 2014, pp.761-772.

第 2 章 くさび押抜きにおけるプラスチックフィルムの切断特性に及ぼす異方性の影響

本章は本研究が対象としている粘着フィルムにおいて、基材や剥離材として用いられるプラスチックフィルムを被加工材とする。本章では、面内および面外方向に異方性を有するポリエチレンテレフタレート (PET) フィルムを被加工材としたくさび押抜き加工において、同一の刃先角度 42° を用いた場合に切断方向に対する切断特性の違いを実験および有限要素解析により議論した内容を提示する。

2.1 緒言

第 1 章で述べたように、くさび押抜き加工は粘着ラベルや包装用印刷板紙、電気回路用樹脂基板などの型抜きを行う方法として広く普及しており、いずれの用途においてもダレやバリ等の切断面形状の悪化や部分的な未切断箇所が生じるなどの切断不良が問題となる場合がある。一方、粘着製品の基材や剥離材に広く用いられるプラスチックフィルムの多くは、その製造過程で一般的に一軸あるいは二軸延伸の工程を経ることによって延伸方向や延伸倍率の大きい方向に高分子鎖の配向が生じることから、配向方向に機械的物性が向上した異方性を持つ材料^[1-21, 2-1-4]である。このような材料では、Fig. 2-1 に示すような型抜き加工において搬送方向 (MD:Machine direction) とその直交方向 (CD:Cross machine direction) に対して切断面の形状不良が異なる状態で生じることがある。これらのことから、プラスチックフィルムの切断特性を切断方向に着目して議論する必要がある。

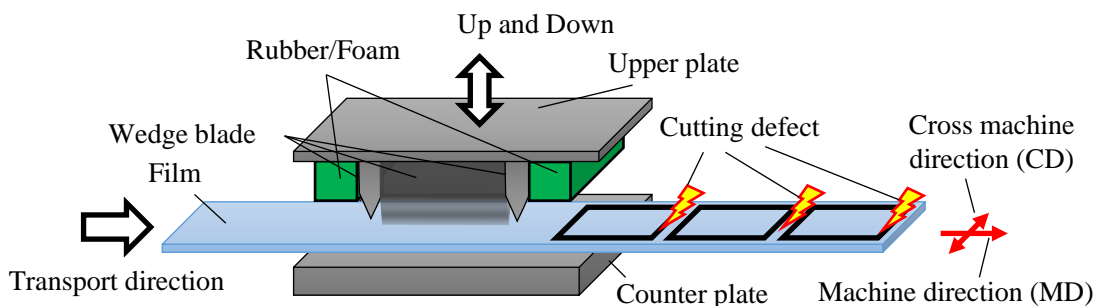


Fig. 2-1 Schematic of die cutting process and cutting defects.

くさび押抜き加工における従来の研究に関しては、永澤らが板紙を対象に面内および面外方向の異方性の影響に対して実験および解析により調査した例^[1-38]や、高分子材料であるポリカーボネート (PC) 板を対象に切断特性が接触界面の凝着などに起因する摩擦係数の変化を強く受けることを示した例^[1-44]などが報告されている。さらに、高分子材料のクラックの形成に関する研究^[2-5]や引張破断において延性から脆性に変化するプラスチックフィルムの破壊形態に関する研究^[2-6]なども報告されている。しかし、高分子材料に関してはいずれも機械的特性を等方性と仮定しており、プラスチックフィルムのように薄く柔軟であり延伸により面内および面外方向に異方性を有する被加工材を対象とした例は少ない。この

プラスチックフィルムに対しては、ウェブハンドリング分野における裁断加工などにおいて切断特性に関する基礎研究^[2-7-11]が行われているが、くさび押抜き加工において同一の刃先角度 42° を用いた場合の切断方向による応答荷重や断面形状に関する十分な議論が行われていないのが現状である。

本章では、被加工材として Table 2-1 に示すディスプレイまたは印刷基材用として広く使用される PET フィルム^[2-12]を選定した。本 PET フィルムは MD と CD への二軸延伸により、面内および面外方向の機械的特性に異方性を有している。本 PET フィルムのくさび押抜き加工において、同一の刃先角度 42° を用いた場合に切断方向が切断特性に及ぼす影響を明らかにすることを目的とし、PET フィルムの押抜き過程において応答荷重の測定と変形過程および切断面形状の観察を切断方向ごとに行った。さらに、摩擦係数の違いならびに下敷きの沈み込みによる変形状態と内部応力状態への影響を有限要素解析により相対的に比較した。

Table 2-1 Test material of film

Test film	PET film
Material	Polyethylene terephthalate
Brand	コスモシャイン [®] A4300 (TOYOBO Co., LTD.)
Thickness t / mm	0.1

2.2 くさび押抜き加工における実験および解析方法

2.2.1 実験方法および被加工材

Fig. 2-2 にくさび押抜き加工の実験装置構成及び被加工材の概要を示す。切刃の材質には切断挙動の違いを安定して比較するため超硬合金 FM10K を用いた。切刃の形状は胴厚 $t_b=0.9$ mm, 刃先角度 $\alpha=42^\circ$, 先端幅 $w=2$ μm とした刃渡り $L_b=30$ mm の直線刃を使用した。ここで、粘着製品のくさび押抜き加工で使用されるくさび刃は、主に刃先角度が $\alpha=30\sim 60^\circ$ の範囲で使用され、本章では使用頻度が高いとされる $\alpha=42^\circ$ を選定した。被加工材としては、厚み $t=0.1$ mm の PET フィルムを長さ $L=40$ mm \times 幅 $B=20$ mm の短冊状とし、長手方向が MD および CD となるようそれぞれ切り出した。切断方向の違いを比較するため、被加工材の長手方向が切断線と直交するようそれぞれ設置し、下敷きには厚み $t_0=0.5$ mm のポリカーボネート (PC) 板を用いた。切断方法としては、切刃を固定した上部クロスヘッドを速度 $V=0.05$ $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ で被加工材が切断されるまで下降させた。このとき、刃先に加わる荷重 F と切刃の押し込み変位 (移動量) D をロードセル (10 kN 定格) の取り付けられたクロスヘッドで同時に計測した。PET フィルムの切断幅 B に対する線荷重 $f=F/B$ および機械装置の弾性逃げを補正した押し込み深さ $d=(D-F/K)$ の関係から押抜き過程における応答線荷重を求めた。ここで、 $K=24.5\times 10^3$ $\text{N}\cdot\text{mm}^{-1}$ は下敷きの変形を含めない機械装置単体のばね係数を表しており、荷重 F が大きいほど押し込み変位 D と実際の押し込み深さ d との差が大きくなる。くさび刃の

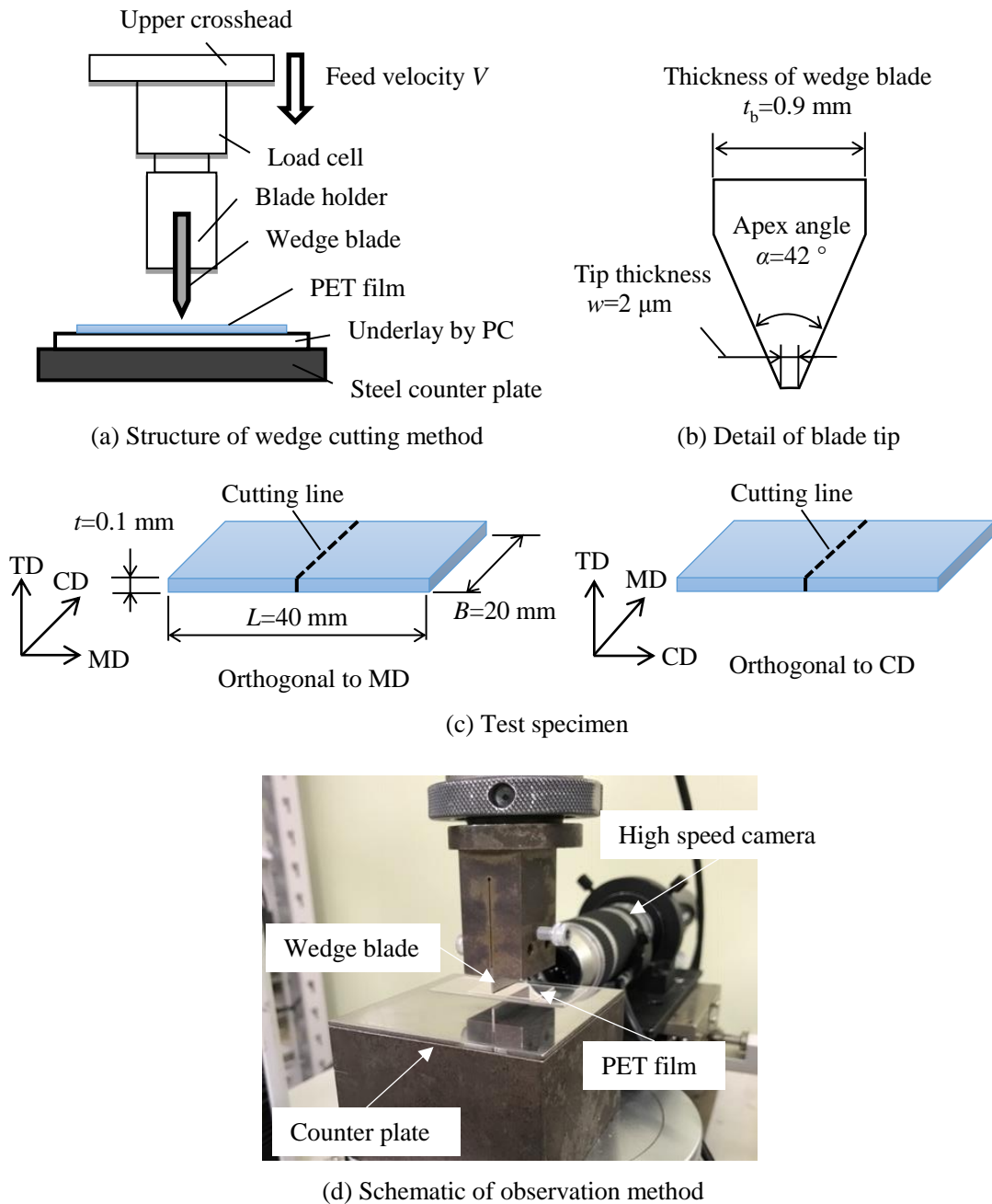


Fig.2-2 Schematic of wedge cutting test apparatus and test specimen.

押抜きに伴う PET フィルムの変形過程を装置正面に設置した高速度カメラを用いて観察した。試験は切断線が MD 直交方向および CD 直交方向となる条件に対して各 20 回以上実施し、切断後の断面形状および切口面状態をデジタル顕微鏡で観察した。なお、被加工材の準備と試験は平均気温 297 K、平均湿度 50%の恒温室において実施した。

Fig. 2-3 に引張試験^[2-13]により得られた PET フィルムの MD および CD に対する真応力 σ_t - 真ひずみ ϵ_t 線図の一例を示す。同図から、PET フィルムは面内方向に異方性を有しており、特に塑性域での引張特性が大きく異なることがわかる。また、Table 2-2 に示すのは、

引張試験の10回測定の平均値（最小値～最大値）であり、CDはMDよりも弾性率 E_P および0.2%耐力 $\sigma_{P0.2}$ 、引張強度 σ_{PB} は高い値であるが破断ひずみ ϵ_{PB} は低い値であることがわかる。このような異方性を有しているのはMDよりもCDの延伸倍率が大きく、高分子鎖がCDへ配向しているためである。ここで、厚み方向（TD:Thickness direction）の機械的特性に関しては、圧縮試験から弾性率 $E_T=2770$ MPaが得られており、面内方向に対して面外方向は約半分の値となることがわかる。なお、塑性域の計測は圧縮荷重が極端に増大したため困難であった。

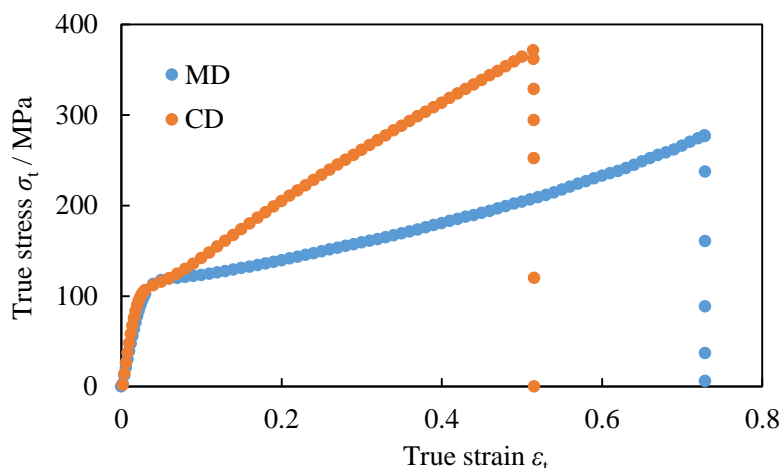


Fig. 2-3 True stress-strain curves of the PET films.

Table 2-2 Tensile properties of PET film.():min~max.

Tensile direction	MD	CD
Young's modulus E_P / MPa	4450 (4389~4517)	5550 (5266~5769)
Proof stress $\sigma_{P0.2}$ / MPa	50	80
Tensile strength σ_{PB} / MPa	298 (277~322)	387 (376~393)
Breaking true strain ϵ_{PB}	0.73 (0.729~0.825)	0.54 (0.515~0.580)

2.2.2 有限要素法による数値解析条件

PET フィルムのくさび押抜きに関して、切断方向に対する変形状態および内部応力状態の違いを有限要素解析により比較した。解析には汎用構造解析プログラムの Abaqus/Explicit を用い、慣性力の影響を無視できる準静的（内部エネルギーと運動エネルギーの比が5%以内）となるようにステップ時間を短縮し数値計算を行った。ここで、くさび刃による押抜き過程において切断方向に対する切断挙動を比較することが目的となることから、亀裂や破断の発生を考慮せず切り離しを実施しない2次元弾塑性接触問題とし、各切断方向に対して材料物性を変更して解析した。Fig. 2-4 にモデル化したくさび刃とPETフィルム、下敷きとなるPCの概略をTable 2-3に解析条件を示す。Fig. 2-4(a)より、PETフィルムは厚み $t=0.1$ mm、PCは厚み $t_0=0.5$ mmとし、それぞれ弾塑性体と仮定した。なおFig. 2-3(b)に示すように、くさび刃は刃先角度 $\alpha=42^\circ$ 、先端幅 $w=2$ μm 、刃先角部半径 $r=0.25$ μm の剛体とした。境

境界条件としては、下敷き底面の X 軸（水平）および Y 軸（鉛直）方向の変位を拘束し、くさび刃に Y 軸下方向の強制変位を与えることで、押抜き過程を再現した。

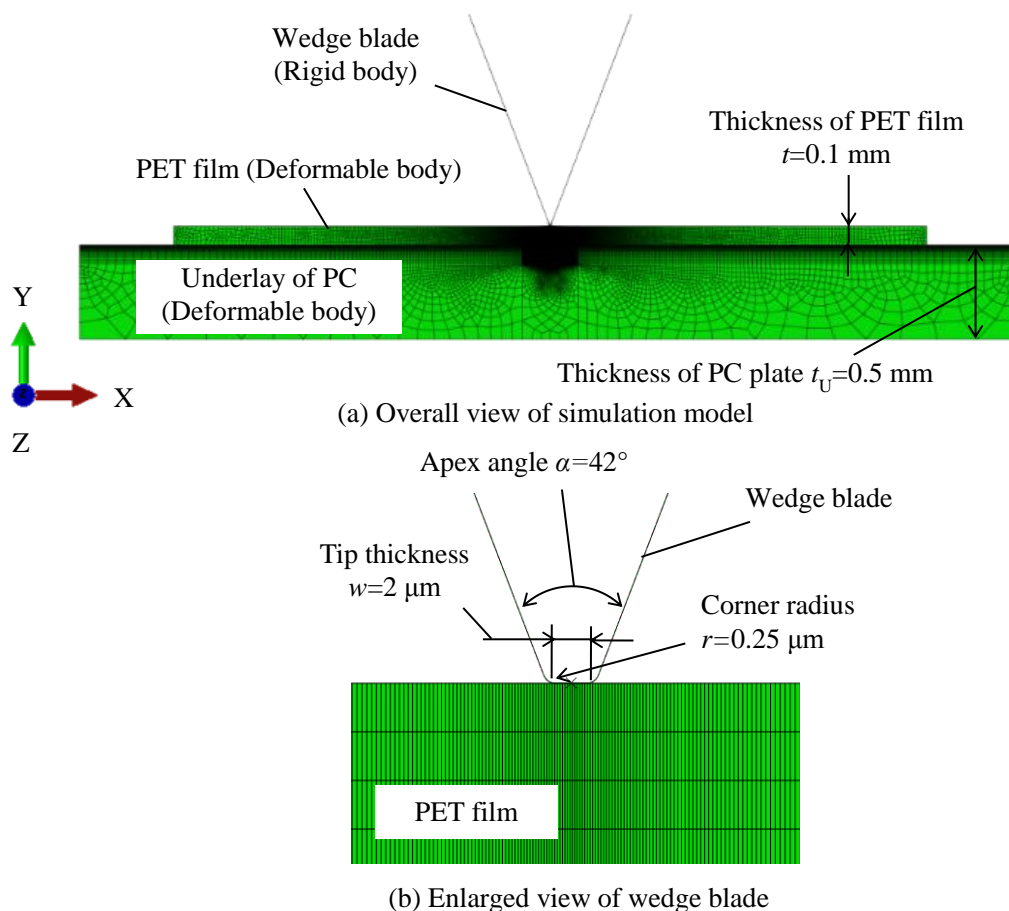


Fig. 2-4 Two dimensional plane strain wedge indentation FEM model.

Table 2-3 Precondition of wedge indentation FEM model.

Code	Abaqus/Explicit
Element type	Four nodes quadrilateral plane strain element
Material types	PET film : Isotropic/Elastic- Isotropic/Plastic (non-breaking), Orthotropic/Elastic- Isotropic/Plastic (non-breaking) PC : Isotropic/Elastic-Plastic (non-breaking) Wedge blade : Rigid body
Mesh control	ALE adaptive meshing method
Boundary condition	Lower surface for PC : Fixed displacement in X and Y-direction Wedge blade : Displacement of 0.1 mm in -Y-direction
Friction model	Coulomb
Friction coefficient	Wedge blade – PET film : $\mu_{bp} = 0.1, 0.3$ PET film – PC : $\mu_{pu} = 0.1, 0.3$

PET フィルムの弾性率に関して、くさび押抜き後半では面内長手 (X 軸) 方向への引張変形が作用することから、Table 2-2 に示す単軸引張試験結果を基に、等方弾性を仮定し CD 直

交方向の切断に対しては CD の弾性率を MD 直交方向の切断に対しては MD の弾性率をそれぞれ設定した。なお、本 PET フィルムは面内方向だけでなく面外方向にも異方性を有する材料であることから、弾性率の直交異方性を仮定 (TD の弾性率を考慮) した条件においても CD および MD 直交方向の切断に対して各弾性率をそれぞれ設定した。直交異方弾性においては X, Y, Z 軸に対して弾性率 E_X , E_Y , E_Z をそれぞれ定義し、CD 直交方向の切断に対しては X 軸の弾性率 E_X に CD の弾性率を用いた。ここで、各方向のポアソン比 ν_{XY} , ν_{XZ} , ν_{YZ} は正確な値の測定が困難であることから、面外方向では 0.05 を面内方向では 0.3 を仮定した。また、横弾性係数 G_{XY} , G_{XZ} , G_{YZ} は Gambell らの示した関係式(2-1)-(2-3)を利用した^[2-14]。Table 2-4 に直交異方弾性の設定に用いた各パラメータを切断方向ごとに示す。

$$\frac{1}{G_{XY}} = \frac{1+\nu_{XY}}{E_X} + \frac{1+\nu_{YX}}{E_Y} \quad (2-1)$$

$$\frac{1}{G_{YZ}} = \frac{1+\nu_{YZ}}{E_Y} + \frac{1+\nu_{ZY}}{E_Z} \quad (2-2)$$

$$\frac{1}{G_{ZX}} = \frac{1+\nu_{ZX}}{E_Z} + \frac{1+\nu_{XZ}}{E_X} \quad (2-3)$$

Table 2-4 Elastic constants of PET film.

Orthogonal to MD (X-axis: MD, Y-axis:TD, Z-axis:CD)								
E_X / MPa	E_Y / MPa	E_Z / MPa	ν_{XY}	ν_{XZ}	ν_{YZ}	G_{XY} / MPa	G_{XZ} / MPa	G_{YZ} / MPa
4450	2770	5550	0.05	0.3	0.05	1630	1900	1760
Orthogonal to CD (X-axis: CD, Y-axis:TD, Z-axis:MD)								
E_X / MPa	E_Y / MPa	E_Z / MPa	ν_{XY}	ν_{XZ}	ν_{YZ}	G_{XY} / MPa	G_{XZ} / MPa	G_{YZ} / MPa
5550	2770	4450	0.05	0.3	0.05	1760	1900	1630

Table 2-5 Yield behavior of PET film.

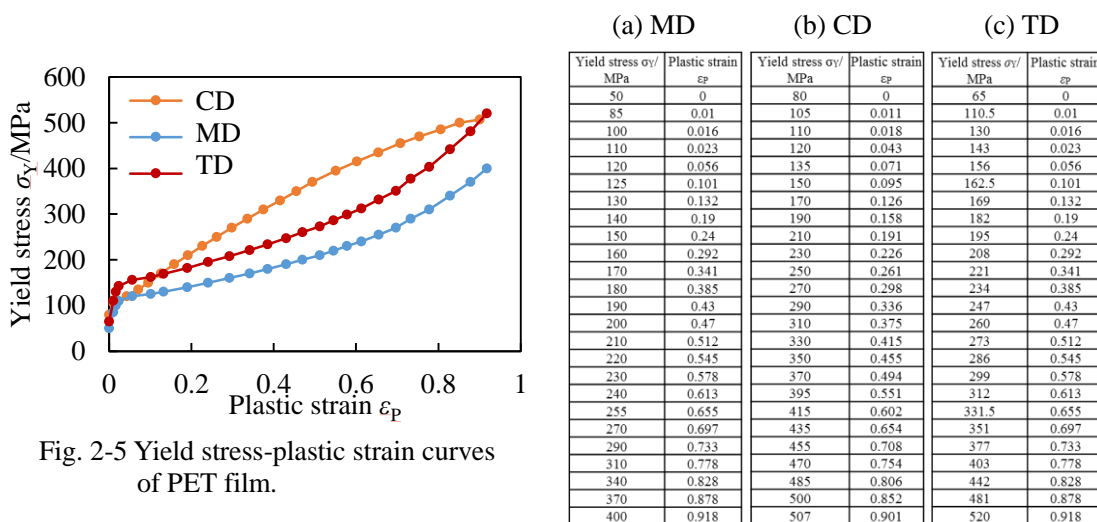


Fig. 2-5 Yield stress-plastic strain curves of PET film.

次に降伏挙動に関して、等方弾性を仮定したモデルでは降伏挙動も等方性を仮定し Fig. 2-2 の引張試験結果から、Fig. 2-5 および Table 2-5 に示す 0.2%耐力を基準とした MD と CD の塑性ひずみに対する降伏応力を表形式で指定し、切断方向ごとにそれぞれ適用した。また、直交異方弾性を仮定したモデルでは、TD の降伏挙動の測定が困難であったことや各方向の降伏挙動に比例関係がみられないことから、等方性を仮定した。設定値としては、TD の 0.2%耐力を MD と CD の 0.2%耐力の相加平均となる $\sigma_{T0.2}=(50+80)/2=65$ MPa と仮定し、Fig. 2-5 および Table 2-5 に示すように MD の降伏応力を基準に 1.3 倍とした塑性ひずみに対する降伏応力を表形式で適用した。ここでは、等方塑性を仮定しており、各切断方向に対して同じ TD の降伏挙動を設定した。なお、降伏挙動に関しては、温度やひずみ速度によりその特性が変動することが知られている^[2-16]が、本検討範囲においては変形挙動に及ぼす影響が小さいため一定と仮定した。下敷きとなる PC は等方弾塑性を仮定し、Table 2-6 に示す X 軸方向に対する引張試験から機械特性を与えた。

Table 2-6 Mechanical properties of PC plate with X-direction for underlay.

Young's modulus E_U / MPa	2650
Proof stress $\sigma_{U0.2}$ / MPa	52.9
Poisson ratio ν_U	0.3
Tensile strength σ_{UB} / MPa	153.7
Breaking strain ϵ_{UB}	0.57

接触界面の摩擦条件に関しては、クーロン摩擦を仮定し Fig. 2-6 に示す刃先と PET フィルム間 μ_{bp} および PET フィルムと下敷き間 μ_{pu} の摩擦係数を設定した。後述するように摩擦係数 μ_{bp} は実測が困難であったため、滑り線場理論に基づいた押し込み初期の応答線荷重と実験結果を比較することで $\mu_{bp}=0.1, 0.3$ を種々設定した（参考として刃物と PET 板材の摩擦係数 0.12^[2-15]）。また、摩擦係数 μ_{pu} は傾斜法^[2-17]により約 $\mu_{pu}=0.3$ であったが、凝着等の不安定な接触状態の影響を調査するため必要に応じて変更した。ここで、押抜き過程の接触圧力や発熱の影響によって摩擦係数が変化する可能性も考えられるが、摩擦係数の大小関係による切断特性への影響を調査するため一定値と仮定した。なお、PET フィルムはその製膜工程によって表面粗さなどの表面状態に異方性が生じにくいことから、摩擦係数に異方性の影響はないものとした。

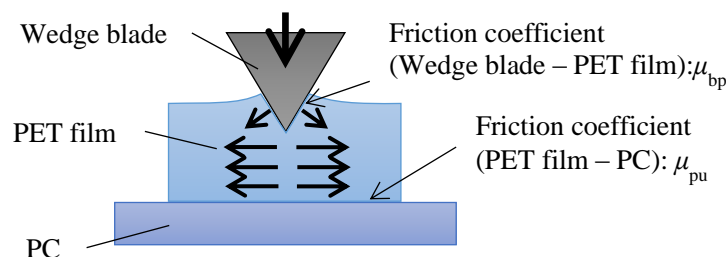


Fig. 2-6 Friction coefficients of contact interface during wedge indentation.

PET フィルムと下敷きのメッシュに関しては、それぞれ 4 節点平面ひずみ要素で分割した。刃先端と接触する PET フィルム中央部の要素長さは応力集中やひずみが大きく変化するため最小で $l_p=0.05 \mu\text{m}$ となるようにし、下敷き表面の中央部の要素長さも沈み込みなどの局所的な変形が生じることから最小で $l_u=0.05 \mu\text{m}$ となるようにした。なお、解析中にはメッシュに大きなひずみが生じることから ALE アダプティブリメッシュ機能を用いてメッシュのゆがみを制御した。Fig. 2-7 に示す刃先端周囲における変形前と押し込み初期 ($d=0.03 \text{ mm}$) のメッシュ形状のように、リメッシュ時には要素数を変更することなく初期メッシュの疎密を維持するよう実施した。

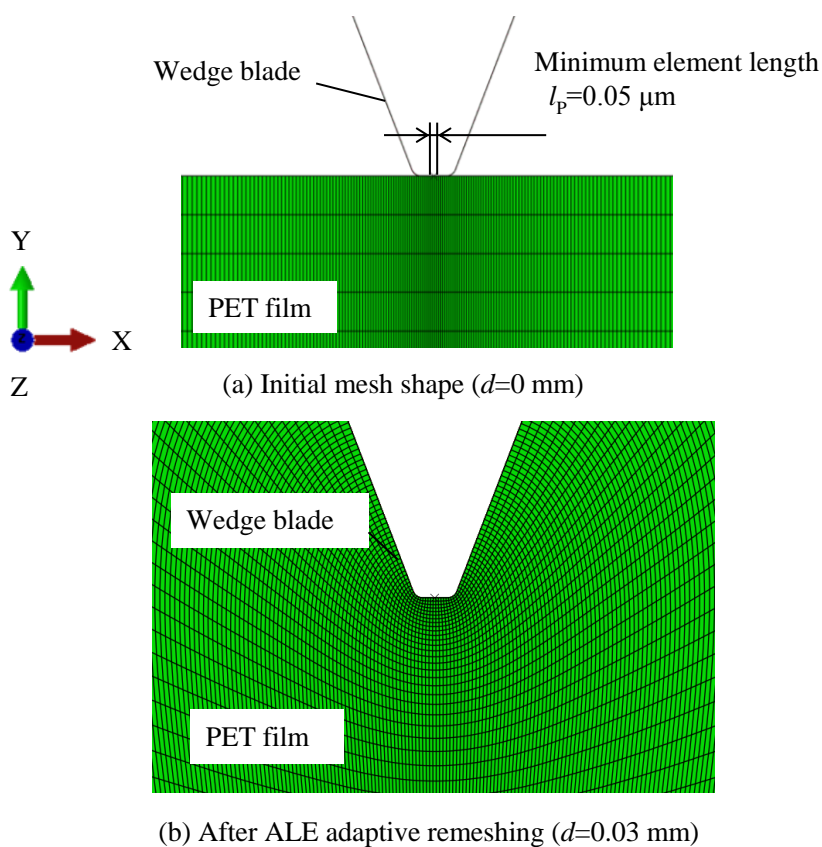


Fig. 2-7 Mesh shape around the wedge blade.

2.3 結果および考察

2.3.1 切断方向による変形状態および応答線荷重の比較

Fig. 2-8 に示すのは CD 直交方向および MD 直交方向に切断時の PET フィルム側面の変形過程を高速カメラで撮影した一例である。ここで、押し込み深さ d は刃先端が PET フィルム表面に接触した位置を基準とした。Fig. 2-8(a) は CD 直交方向の切断過程を示しており、 $d=0 \text{ mm}$ は押し込み直前の初期状態を示し、 $d=0.05, 0.08 \text{ mm}$ では PET フィルム表層への刃先の食込みや下敷きの圧縮変形による沈み込みが生じていることがわかる。また、 $d=0.105 \text{ mm}$ は PET フィルムが完全に切り離される直前を示しており、さらに押し込み深さが増加して PET フィルムが切り離されることで下敷きが元の高さ位置まで変形した。なお、Fig. 2-8(b) に示

す MD 直交方向での切断過程においても同様の挙動が確認されたが、CD 直交方向に比べ同じ押し込み深さにおける下敷きの沈み込み量は小さくなった。

Fig. 2-9 に押し込み深さ $d=0.105$ mm における刃先端周囲の拡大図と変形過程の模式図を切

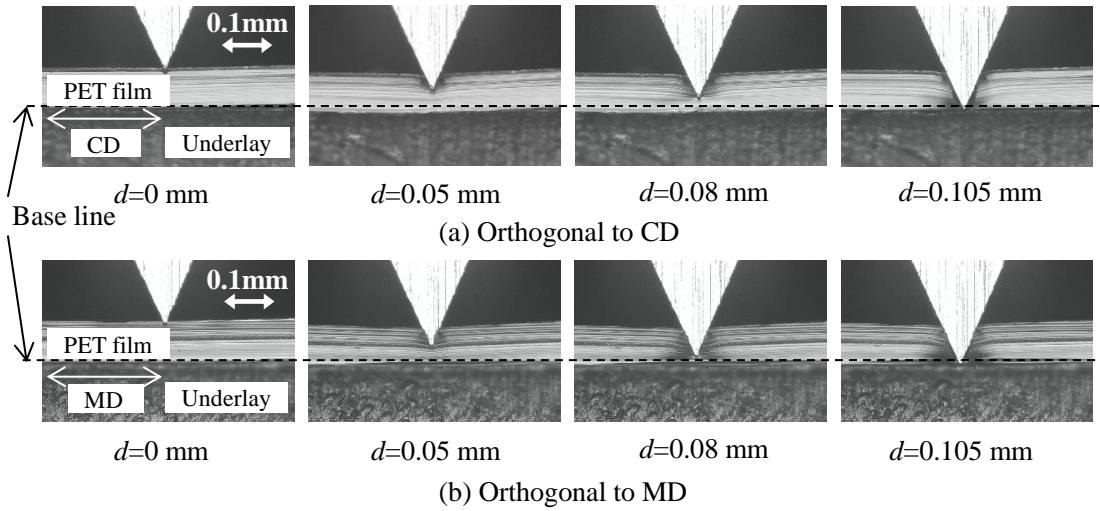


Fig. 2-8 Side view of PET film during wedge indentation process.

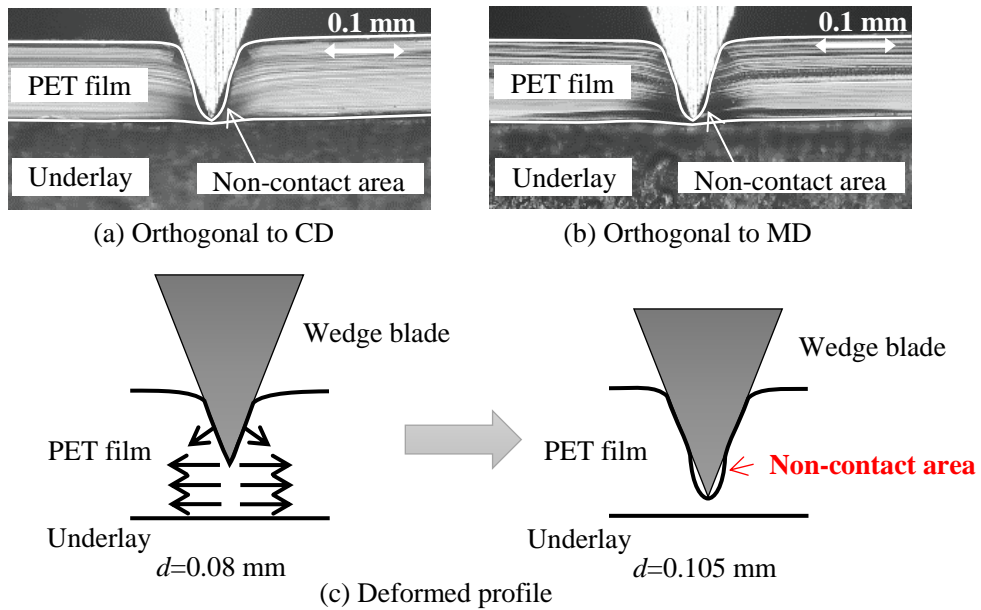


Fig. 2-9 Side view of PET film during wedge indentation process at $d=0.105$ mm.

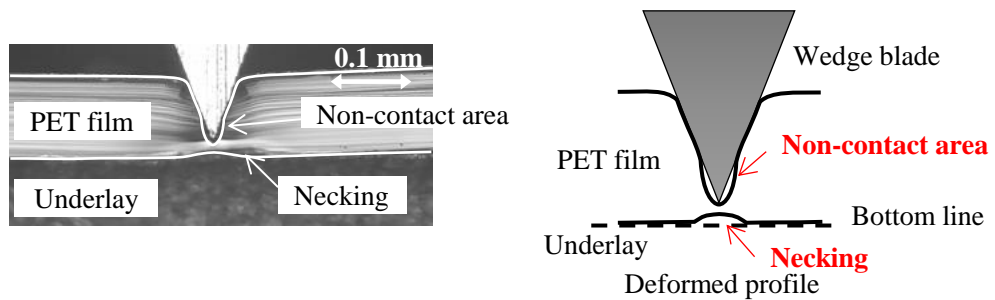


Fig. 2-10 Side view of PET film during wedge indentation process at $d=0.09$ mm.

断方向ごとに示す. Fig. 2-9(a), (b)の拡大図から, 完全に切り離される直前ではいずれの切断方向においても刃先端周囲の刃先傾斜面と切り口面が非接触となる隙間が生成されていることがわかる. これは Fig. 2-9(c)に示す模式図のように, くさび刃の押し込みに伴う押し広げに起因した面内長手 (横) 方向への塑性流動によるものであり, $d=0.08$ mm 以降で生じたと考えられる. また, Fig. 2-10 に示すような切り離し前の $d=0.09$ mm においては, 刃先端直下の未切断部にネッキングが発生する場合があることを確認した.

Fig. 2-11 に各切断方向に対する押し込み深さ d と応答線荷重 f の関係を示す. プロットは切断方向ごとに全ての測定結果を重ねて表示している. 結果より, 押し込み深さが (i) $0 < d < 0.05$ mm の範囲では, 応答線荷重 f は初期のなじみ工程を除き一定の勾配で増加し, (ii) $0.05 < d < 0.10$ mm の範囲では, PET フィルムの降伏あるいは破断の進行によって勾配が低下し始め, 最大値を示した後に減少していく挙動を示す. その後, (iii) $d=0.10$ mm 以降では, 応答線荷重 f が減少し再び線形に増加し始めており, その急増点が完全に PET フィルムが切り離されて刃先が下敷きの PC 板に接触し始めていることを示している. ここで, Table 2-7 に各切断方向における最大値を示す押し込み深さ d_{MAX} と最大線荷重 f_{MAX} , PET フィルムが完全に切り離される押し込み深さ d_{END} をそれぞれ示す. なお, いずれも測定結果の平均値 (最小~最大) を示している. Table 2-7 より, d_{MAX} は CD 直行方向で $d_{MAX}=0.0799$ mm, MD 直交方向で $d_{MAX}=0.0735$ mm と CD 直交方向の方が約 0.006 mm 深い位置であり, f_{MAX} は CD 直交方向に切断する方が MD 直交方向よりも平均で約 $1 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ 高いことがわかる. なお, 実測値の平均最大荷重 $F_{MAX}=200$ N に対し機械装置の弾性逃げを補正することで d_{MAX} は切刃の押し込み変位 (移動量) D よりも約 0.008 mm (10%) 浅い位置を示したが, 荷重 F が小さくなる d_{MAX} で大きな変化はなく切断方向によらずほぼ同等であった.

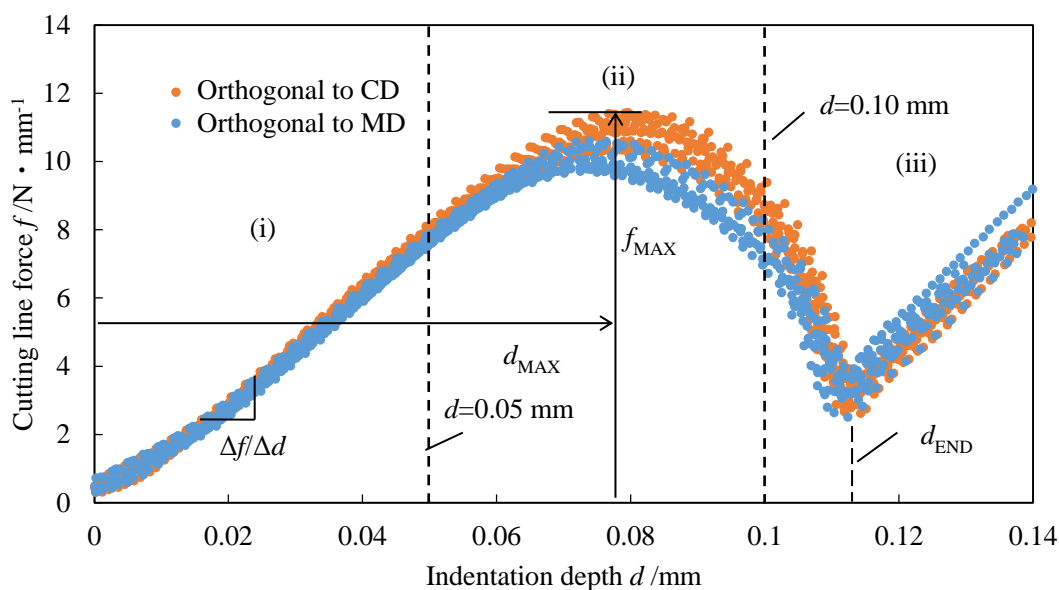


Fig. 2-11 Relationship between the cutting line force and the indentation depth for orthogonal to CD and MD.

Table 2-7 Depth at break completion, peak maximum force and its depth in wedge indentation. ():MAX~MIN.

Cutting direction	Orthogonal to CD	Orthogonal to MD
Indentation depth at peak line force d_{MAX} / mm	0.0799 (0.0772~0.0836)	0.0735 (0.0701~0.0779)
Peak maximum line force f_{MAX} / N·mm ⁻¹	10.9 (10.3~11.4)	10.1 (9.74~10.7)
Indentation depth at break completion d_{END} / mm	0.113 (0.111~0.115)	0.112 (0.109~0.115)

以上の結果より、各切断方向に対する押し込み深さ d と応答線荷重 f の関係に以下の特徴が見出された。

押し込み深さ d が(i)の範囲では、応答線荷重の増加勾配 $\Delta f/\Delta d$ の平均値（最小～最大）が MD 直交方向で $\Delta f/\Delta d=164$ (159~169) N·mm⁻²，CD 直交方向で $\Delta f/\Delta d=171$ (164~178) N·mm⁻² であり，CD 直交方向の勾配が約 4%大きかった。測定誤差を考慮すると，切断方向による増加勾配の違いは無視できる。この押し込み範囲では，厚み方向の剛性が変形抵抗の支配因子であるため，切断方向に対してほぼ同様の切断挙動を示したと考えられる。(ii)の範囲では， d =約 0.070~0.083 mm で最大線荷重 f_{MAX} を示す。このとき，MD より CD の直交方向に切断した方が f_{MAX} は高い値を示し，その大きな線荷重によって下敷きの沈み込み量も増加した。なお，応答線荷重が大きくなると下敷きの沈み込み量も単調に増加すると考えられるが，CD 直交方向の $d=0.050$ mm よりも応答線荷重の大きい MD 直交方向の $d=0.080$ mm の方が沈み込み量は小さくなっている。ここで， $d=0.050$ ， 0.080 mm のそれぞれで MD よりも CD 直交方向の方が沈み込み量は大きい，PET フィルムへの実際の切り込み量は CD 直交方向の方が小さいことがわかる。切断方向によって切り込み量が等しい場合，下敷きの沈み込み量は応答線荷重に比例して増加すると考えられるが，切り込み量が異なる場合には，等しい応答線荷重で比較すると切り込み量が大きい方が沈み込み量は小さくなると考えられる。切り込み量が大きい場合には，下敷きとの摩擦が大きく，くさび刃との接触面積も増加するため応答線荷重は高い値を示すが，下敷きが相対的に浮き上がり沈み込み量は小さくなるといえる。なお，検出された f_{MAX} とその押し込み深さにバラツキが生じている。凝着などによって摩擦係数が大きくなる状態では応答線荷重も増加することが知られている^[44]ことから，PET フィルムと刃先および下敷き間の不安定な摩擦状態がバラツキを生じた要因の一つと考えられる。(iii)の範囲では下敷きの沈み込みにより PET フィルムの厚み $t=0.100$ mm よりも深く押し込まれた d =約 0.110 mm で切断されることを意味しているが，破断の進展とともに下敷きが圧縮されることから応答線荷重はゼロ点を示さず再度増加していく。

2.3.2 切断方向による切断面形状の観察

Fig. 2-12 にはデジタル顕微鏡で観察した代表的な切断面形状を示す。観察結果より，切断面下部を対象に特徴的な 3 つの変形状態（モード A,B,C）に分類できることがわかった。また，Fig. 2-13 に各変形状態を模式的に図示し，同図中の切断面中段部に位置する断面傾斜角

度 Ψ と底面から変曲点までの距離 t_{w1} , 底面から下方向への変形量 t_{w2} を計測した. ここで, いずれの変形状態においても, 切断面上部に刃先の押し込みに起因するダレが存在し, 中段部に形成される断面傾斜角度 Ψ は切断方向によらず $\Psi \approx 18^\circ$ ($16 \sim 20^\circ$: 刃先半角 $\alpha/2$ の約 86%) で概ね一定の傾斜を示した. これは, 押し込み初期段階では刃先端面の押し込みによる圧縮変形となることや刃先の食込み過程で PET フィルム表面の引き込みが微小であることなどから, 切断面上部から中段部にかけては切断方向による差が生じ難くなったものと考えられる. 以下に切断面下部を対象に分類した各モードの特徴的な傾向を述べる.

モード A に関して, $t_{w1} \approx 0.020$ mm の位置に変曲点が存在し, 下部は面内長手方向へ引き伸ばされた形状を有している. また, 底面から下方向への変形を生じている ($t_{w2} > 0$). これは Fig. 2-9 に示した押し込み深さ $d = 0.080 \sim 0.105$ mm にて生成される刃先近傍の隙間, または Fig. 2-10 に示したネッキングが生じることで切断面下部が面内長手方向に引き伸ばされ, 刃先の押し込みにより下方向へ沈み込んだ姿勢で破断に至るためと考えられる. モード B に関しては, モード A と同様に $t_{w1} \approx 0.020$ mm の位置に変曲点が存在し, 下部は面内長手方向に引き伸ばされた形状を有しているが, 底面の下方向への変形がほぼゼロである ($t_{w2} \geq 0$). これは, 刃先の押し込みによる下方向への沈み込みはあっても, 刃先近傍の隙間およびネッキングの生成に伴う横方向への流動による部材反り上がりがわずかに勝って破断が生じるためと考えられる. モード C に関しては, 下部の変曲点が存在せず (t_{w1} なし), 中段部から底面にかけてほぼ一定の傾斜を有している ($t_{w2} \geq 0$). この要因としては, 刃先近傍の隙間やネッキングが起こるよりも早く刃先端直下で破断が進行することなどが考えられる.

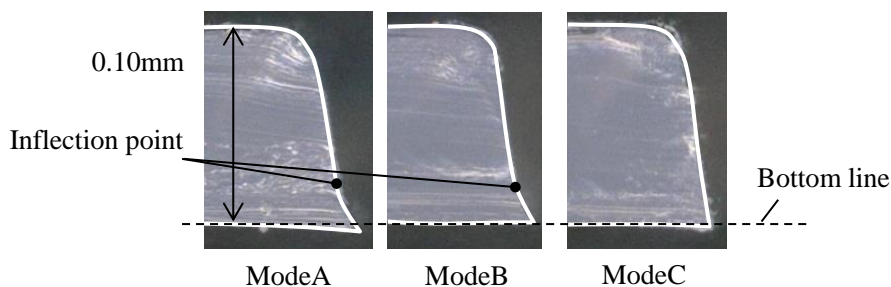


Fig. 2-12 Classification of the cutting profile.

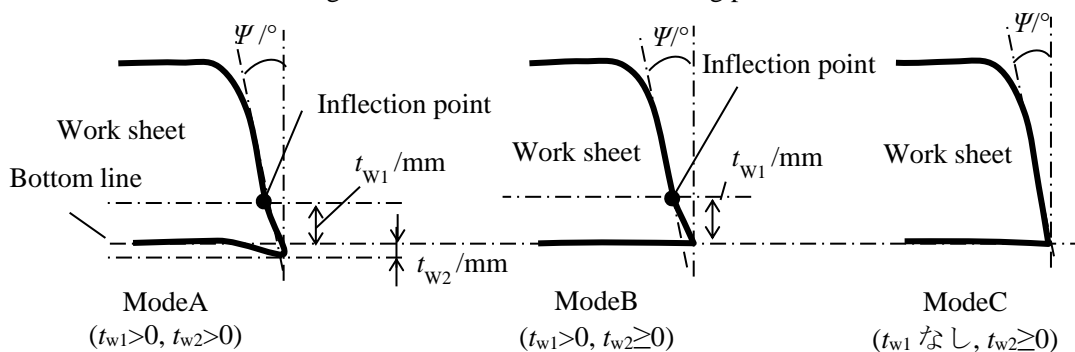


Fig. 2-13 Measured parameters of the cutting profile.

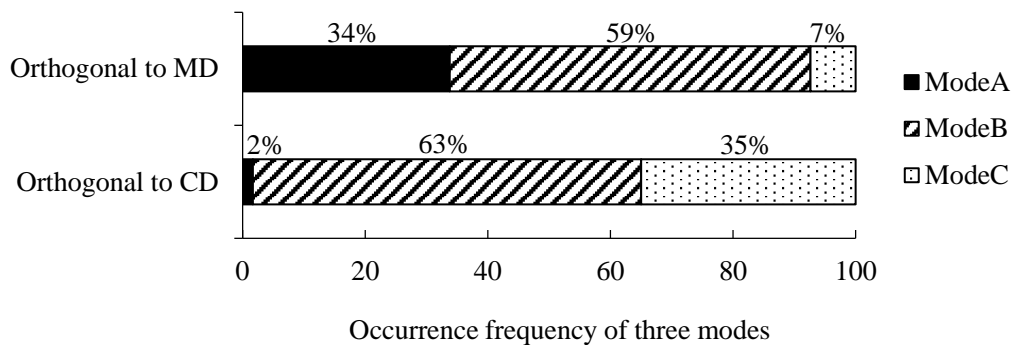


Fig. 2-14 Occurrences of the cutting profile modes with the cutting direction.

Fig. 2-14 に各変形状態の発生頻度を切断方向ごとに示す. いずれの切断方向でもモード B は約 60%発生していることがわかる. モード A は MD 直交方向に切断する場合に, モード C は CD 直交方向に切断する場合に, それらの発生頻度は高くなる傾向を示し, それぞれ約 35%発生している. ここで, 最大線荷重 f_{MAX} の測定結果と各変形状態の発生状況を比較すると, MD 直交方向に切断した場合のモード A は, 平均よりも低い値 $f_{MAX}=9.74\sim 9.85\text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ を示すときに発生し, CD 直交方向に切断した場合のモード C は, 平均よりも高い値 $f_{MAX}=11.2\sim 11.4\text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ を示すときに発生した. これらの発生頻度の違いと f_{MAX} のバラツキは, 摩擦状態や破断ひずみの不安定さが影響しているものと考えられる. 以上の結果と考察から, 同一の刃先角度 42° かつ被加工材の厚み $t=0.1\text{ mm}$ を用いた場合でも, 機械的特性の異方性によって切断方向により異なる切断面形状が得られることを明らかにした.

2.3.3 切り口面と変形状態の関係

切断面形状における各変形状態の発生頻度が PET フィルムと刃先および下敷きとの摩擦状態に影響している可能性があることから, 切り口面をデジタル顕微鏡で観察した. Fig. 2-15 に各切断方向で発生頻度が多かったモード B の切断面形状と切り口面の観察結果を切断方向ごとに並べて示す. 同図より, 切り口面上部にはダレによる断面傾斜角の違いが確認でき, 下部には変曲点付近から底面にかけて刃物との擦れとみられる顕著な擦り傷が生じている. 擦り傷の発生に関しては, 押抜き過程において Fig. 2-9 に示したような刃先近傍の隙間が生じることにより, 刃先と切り口面が擦れながら破断が進行していくためと考えられる. 従って, 変曲点の発生した位置から顕著な擦り傷が生じると考えられる.

Fig. 2-16 にはモード A とモード C の切断面形状と切り口面の観察結果を示す. モード A においては, モード B と同様に変曲点とみられる位置から底面にかけて顕著な擦り傷が生じていることがわかる. これに対しモード C においては, 下部に生じる擦り傷が底面付近にしか観察されず, 中段部から底面にかけて一様の切り口面状態を有している. このことから, 一定の切断面傾斜を有するモード C が形成されるときには, 刃先傾斜面と切り口面は常に接触した状態を保つために擦り傷が生じにくくなったものと考えられる. さらにモー

ド C は前項 2.3.2 で述べたように最大線荷重 f_{MAX} が平均よりも高い値となることがわかっており、PET フィルムと刃先および下敷きとの変形抵抗（滑りの抑制）が顕著となって面内長手方向の塑性流動が抑制されるため、擦り傷が生じにくいとみなすことができる。

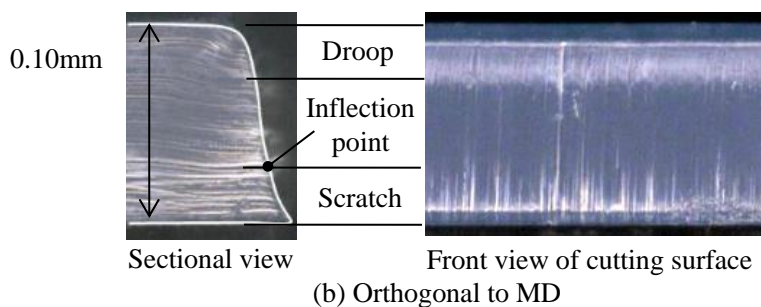
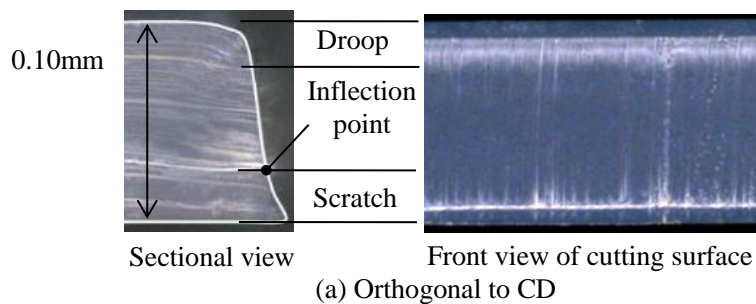


Fig. 2-15 Cutting profiles of Mode B for cutting direction.

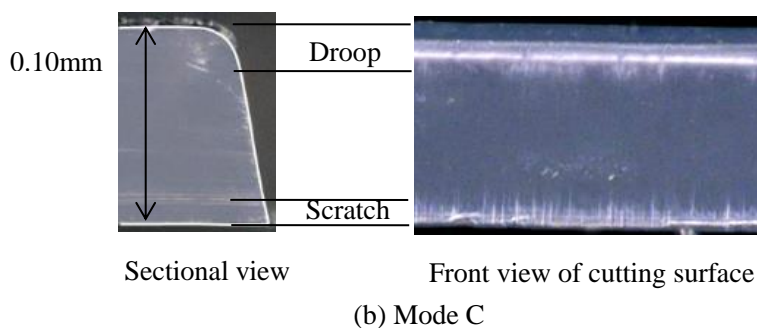
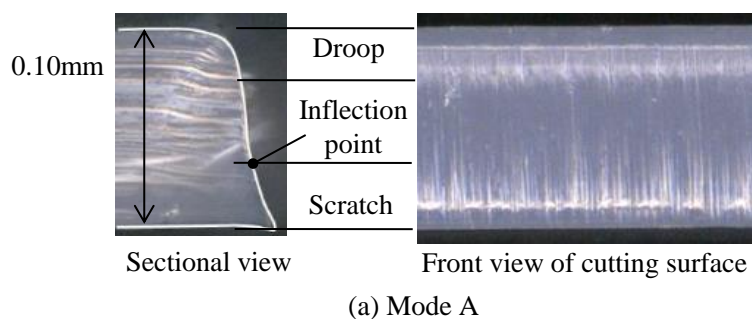


Fig. 2-16 Cutting profiles of Mode A and C for orthogonal to CD.

2.3.4 有限要素解析による切断方向のくさび押抜き挙動

前節 2.3.3 までの内容から、切断方向によって切断特性が異なることを実験的に明らかにした。しかし、切断方向による変形挙動の違いを十分に説明しきれていないことや、最大線荷重 f_{MAX} のバラツキや各変形状態の発生頻度の違いが摩擦状態や変形過程に影響していると考えられることから、有限要素解析によりそれらを比較検討した。

まず、有限要素解析における材料物性として等方弾性および直交異方弾性を仮定したモデルにおいて、各切断方向に対する切断特性の違いを比較した。Fig. 2-17 に各材料物性モデルにより計算された押し込み深さ d と応答線荷重 f の関係を切断方向ごとにそれぞれ示す。ここで、刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数に関しては、Nagasawa らが推定した刃先と PET 板間の摩擦係数 0.12^[2-15]を参考に $\mu_{bp}=0.1$ と仮定し、PET フィルムと下敷き間 μ_{pu} の摩擦係数は傾斜法の測定結果から $\mu_{pu}=0.3$ と設定した。なお、直交異方弾性を仮定したモデルにおいては、押し込み前半のみの結果を示している。

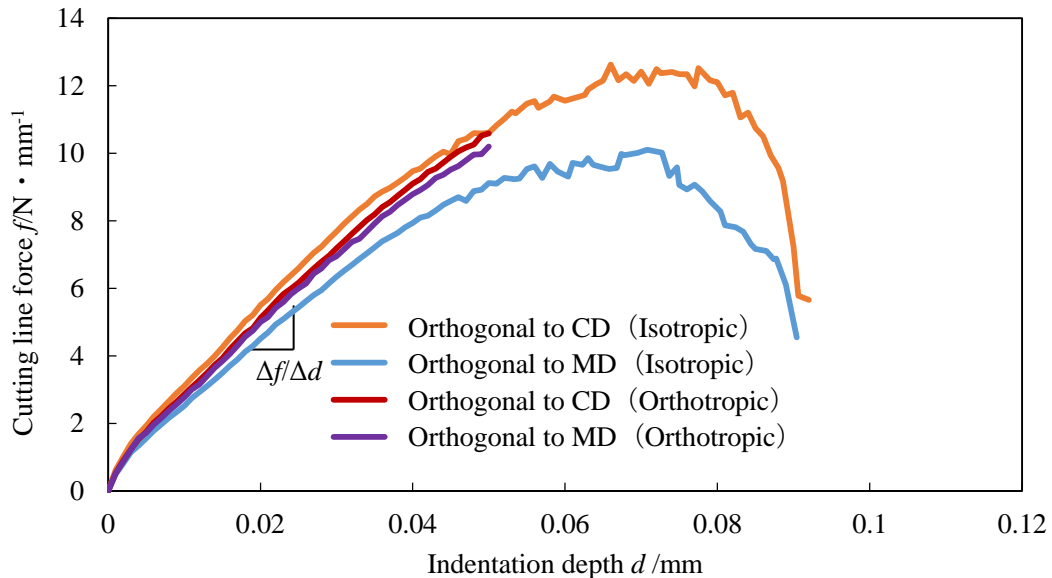


Fig. 2-17 Relationship between the cutting line force and the indentation depth of blade when the $\mu_{bp}=0.1$, $\mu_{pu}=0.3$.

Fig. 2-17 より、すべての条件にて押し込み深さ d に対して応答線荷重 f は押し込み初期から一定勾配で増加していることがわかる。また、等方弾性を仮定したモデルにおいては、その後勾配の低下と共に最大値を示して減少する挙動が見られる。押し込み前半 ($d=0.005\sim 0.050$ mm) の応答線荷重の増加勾配 $\Delta f/\Delta d$ に関して、等方弾性を仮定したモデルでは MD 直交方向で $\Delta f/\Delta d=192$ N \cdot mm⁻²、CD 直交方向で $\Delta f/\Delta d=231$ N \cdot mm⁻² であり、CD 直交方向の勾配が約 17% 大きく、実験結果における約 4% の差と比べ大きく異なる傾向となった。しかし、押し込み後半 ($d=0.060\sim 0.080$ mm) における最大線荷重 f_{MAX} は MD 直交方向よりも CD 直交方向の方が約 2.5 N \cdot mm⁻¹ 高く、最大値を示す押し込み深さ d_{MAX} は CD 直交方向の方が約 0.008 mm 深い値となり、切断方向による傾向が実験結果と相対的に一致するものであった。これらの傾向は、PET フィルムを等方性と仮定し、MD と CD の部材で異なる弾性率と降伏挙動を示す

と仮定したためである。一方で、直交異方弾性を仮定したモデルでは押し込み前半の勾配 $\Delta f/\Delta d$ が MD 直交方向で $\Delta f/\Delta d=195 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-2}$ 、CD 直交方向で $\Delta f/\Delta d=202 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-2}$ とその差は約 4% であり、実験結果と同様の傾向を示した。これは、TD の弾性率は切断方向を変化させても一定であることから応答線荷重に明確な差が生じなかったと考えられる。なお、押し込み後半においては切断方向によらず降伏挙動を同一のパラメータとしたため、切断方向による明確な差が見られなかった。ここで、応答線荷重の最大値付近のバラツキに関しては、刃先エッジ部の PET フィルム表層の要素への食い込みによる不安定な滑りやステップ時間の短縮化による影響と考えられる。なお、解析結果において最大値を示す押し込み深さ d_{MAX} は実験結果より小さい値を示したが、これは降伏挙動の異方性を考慮していないことにより塑性流動が早期に生じたためと考えられる。

次に、Fig. 2-18 に等方弾性を仮定したモデルにおいて応答線荷重 f が一定の勾配で増加している押し込み深さ $d=0.020 \text{ mm}$ および勾配が低下し始める押し込み深さ $d=0.050 \text{ mm}$ における最大及び最小主応力の絶対値が最大となる値のベクトル表示を各切断方向に対して示す。Fig. 2-18(a),(c)より、 $d=0.020 \text{ mm}$ では刃先傾斜面の鉛直方向および刃先端直下の Y 軸方向へ

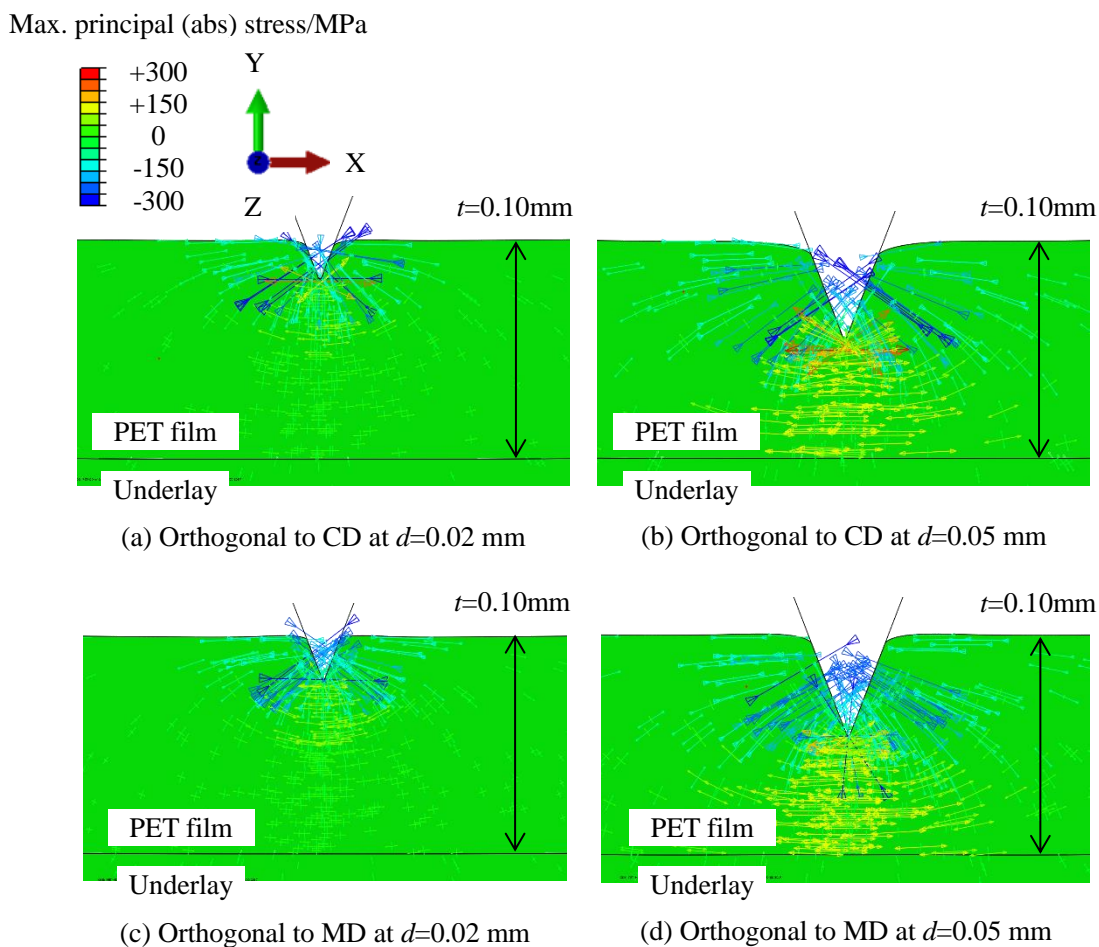


Fig. 2-18 Deformation profile and vector of the maximum and minimum principal stress of PET film in orthogonal to CD and MD at $d=0.02, 0.05 \text{ mm}$.

の圧縮応力が主として作用していることがわかる。一方で Fig. 2-18(b),(d)より、 $d=0.050$ mmでは刃先傾斜面の鉛直方向への圧縮応力および刃先端直下の X 軸方向への引張応力が主として作用していることがわかり、MD 直交方向よりも CD 直交方向の方が X 軸方向へ高い引張応力が生じていることがわかる。なお、直交異方弾性を仮定したモデルにおいても同様の傾向を示すことを確認している。これらの傾向と Fig. 2-11 に示した応答線荷重 f の測定結果および Fig. 2-17 に示した等方弾性と直交異方弾性を仮定したモデルの解析結果から、押し込み深さ d が(i)の範囲ではくさび刃の押し込みによる面外方向の圧縮変形が強く影響するため、切断方向によってほぼ同様の勾配を示したといえる。また、(ii)の範囲ではくさび刃の押し込みによる面内長手方向の引張変形が広い範囲で生じるため切断方向により異なる挙動を示し、MD よりも引張強度が大きい CD の直交方向に切断する方が最大線荷重 f_{MAX} は高い値を示したといえる。以上のことから、本解析モデルによる切断挙動に関して、押し込み前半は TD 方向の弾性率を考慮した直交異方弾性を仮定したモデルが、押し込み後半は引張特性の塑性域を切断方向ごとに考慮した等方弾性を仮定したモデルが有用と考えられる。

これらの結果を踏まえて、以下の解析では押し込み後半の変形挙動に関して議論するため、等方弾性を仮定したモデルを用いて各切断方向に対する切断特性の違いを比較した。

Fig. 2-19 に各切断方向において応答線荷重 f が減少傾向となる押し込み深さ $d=0.080$ mm での変形状態および最大主応力の分布を示す。なお、変形状態を比較しやすくするため、変形前の初期形状を重ねて表示している。結果より、いずれの切断方向でも刃先近傍の隙間およびネッキングが生じていることがわかる。また、下敷きの沈み込みも起きており、沈み込み量は MD 直交方向に比べて CD 直交方向の方が大きい。これらの変形状態は観察結果と同様の傾向を示した。このように、PET フィルムの反りが小さく刃先端直下に強い引張応力が作用することから、面内長手方向への引張変形による局所的な塑性変形によって、隙間やネッキングが発生したと考えられる。また、 d がさらに増加するとくさび刃の押し広げによって面内長手方向への引き伸ばしが大きくなり、切断面形状に変曲点が形成される。

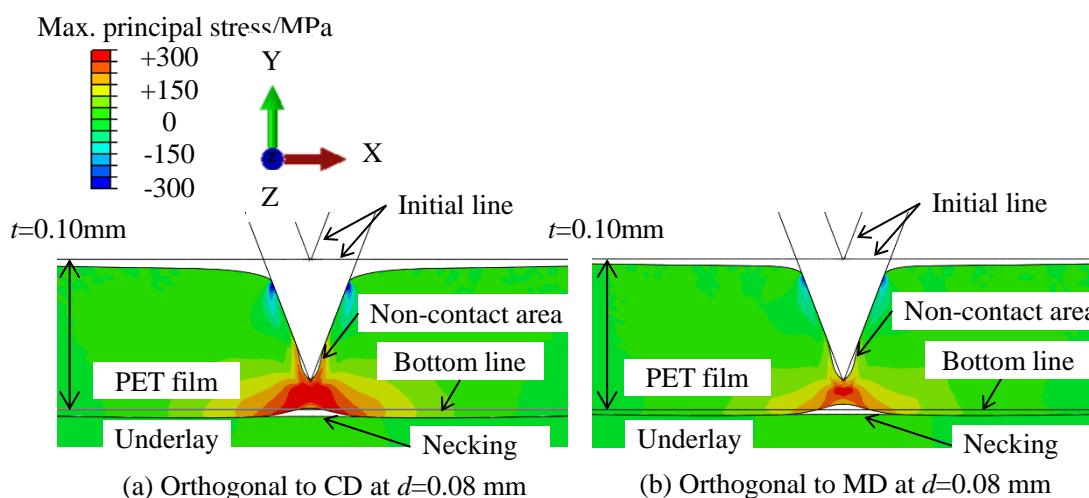


Fig. 2-19 Deformation profile and the maximum principal stress of PET film when the $\mu_{bp}=0.1, \mu_{pu}=0.3$ with respect to the cutting direction at $d=0.08$ mm.

Fig. 2-20 に示すのは、各切断方向に対して解析が中断される直前の押し込み深さ $d=0.085$ mm まで押し込み、くさび刃を除去した後の変形状態である。同図より、くさび刃の除去後には切断面上部に弾性回復による傾斜角の変動が見られたが、切断面下部には刃先近傍の隙間およびネッキングに伴う断面形状の変曲点や引き伸ばされた形状が確認できる。実際には未切断部が完全に切り離されまでくさび刃が押し込まれることでモード A, B の形状が得られると考えられる。

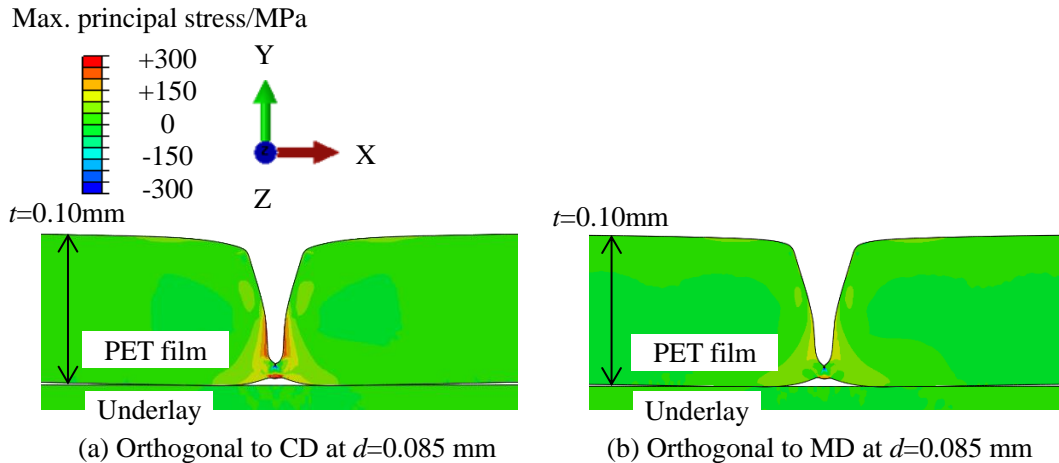


Fig. 2-20 Deformation profile and the maximum principal stress of PET film after removal of wedge blade when the $\mu_{bp}=0.1$, $\mu_{pu}=0.3$ at $d=0.085$ mm.

2.3.5 摩擦係数および下敷きの沈み込みが及ぼす切断特性への影響

Fig. 2-11 に示した最大線荷重 f_{MAX} のバラツキや各変形状態の発生頻度に関して、PET フィルムと刃先および下敷きとの摩擦状態の不安定さが影響を及ぼしている可能性があるため、有限要素解析により摩擦係数の大小関係が切断特性に及ぼす影響を比較した。

ここで、刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数に関しては、第 1 章で述べた滑り線場理論に基づいた理論解を用いて選定した。Fig.2-21 に押し込み前半において刃先角度 $\alpha=42^\circ$ 、降伏応力 $\sigma_Y=65$ MPa と仮定したときの滑り線場理論に基づいた応答線荷重 f と実験結果を比較した図を示す。これより、本条件下において、理論解は $d=0.005\sim 0.02$ mm の範囲で $\mu_{bp}=0.1$ 、 $d=0.02\sim 0.05$ mm の範囲で $\mu_{bp}=0.3$ と仮定した場合に実験結果と増加勾配が概ね一致した。これらのことから、刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数は $\mu_{bp}=0.1\sim 0.3$ の範囲に存在すると推定できる。そこで本解析では、摩擦係数を大きく変更し変形状態への影響を定性的に比較するため、刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数を $\mu_{bp}=0.1, 0.3$ および PET フィルムと下敷き間 μ_{pu} の摩擦係数を $\mu_{pu}=0.1, 0.3$ の組合せで全 4 条件を比較した。

Fig. 2-22 に各摩擦条件に対する押し込み深さ d と応答線荷重 f の関係を切断方向ごとに示す。結果より、各切断方向においていずれかの摩擦係数が大きくなることで最大線荷重 f_{MAX} は増大し、特に刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数が大きい場合には、Fig. 2-21 に示した滑り線場理論に基づく理論解と同様に押し込み初期の勾配も増大し f に及ぼす影響が顕著であった。なお、 μ_{bp} が大きい場合の解析結果は実験結果と比べて極大値が比較的大きな値を

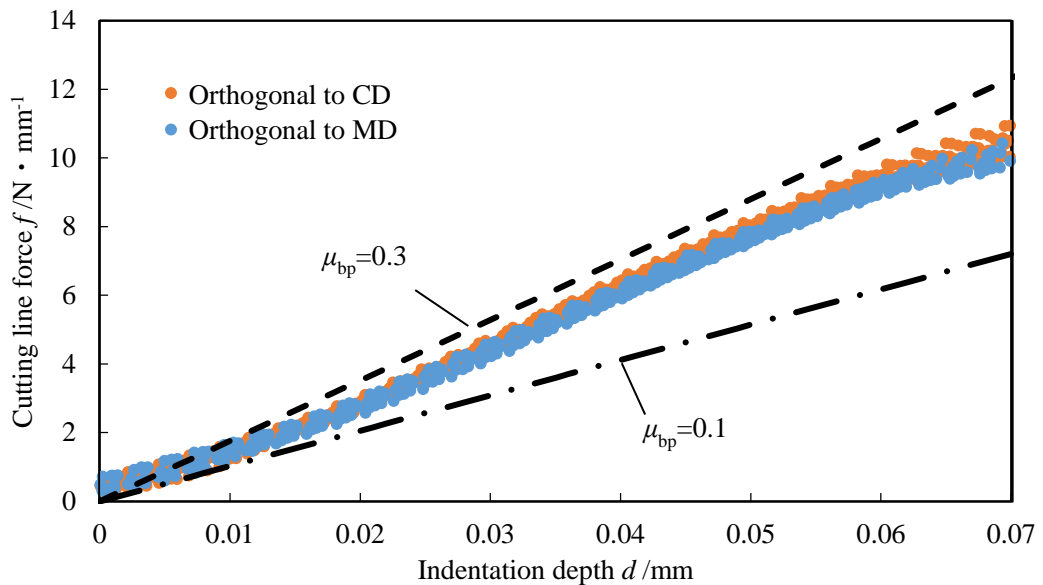
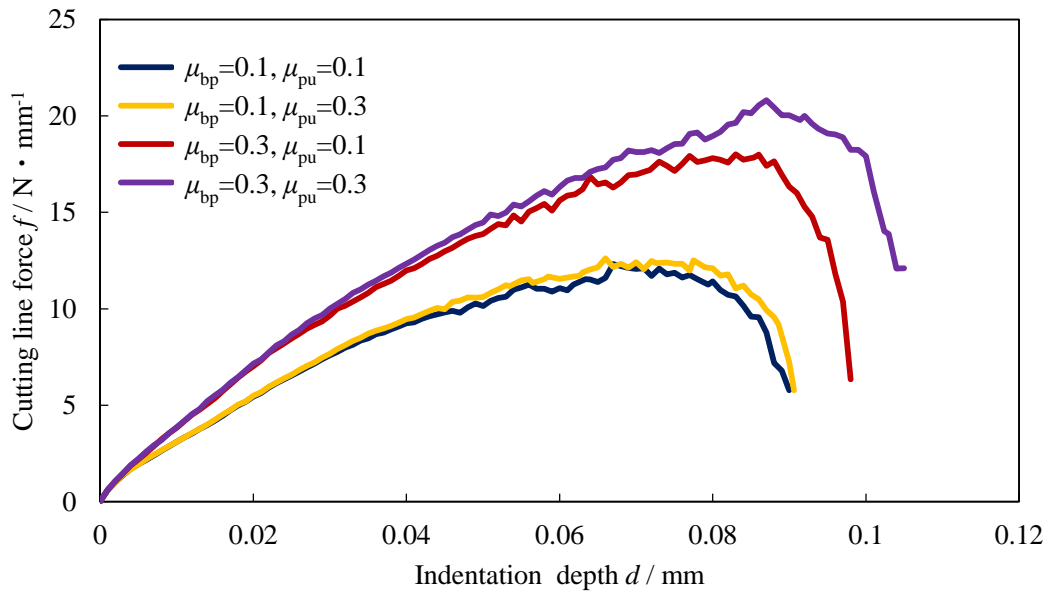


Fig. 2-21 Cutting line force for slip line field theory.

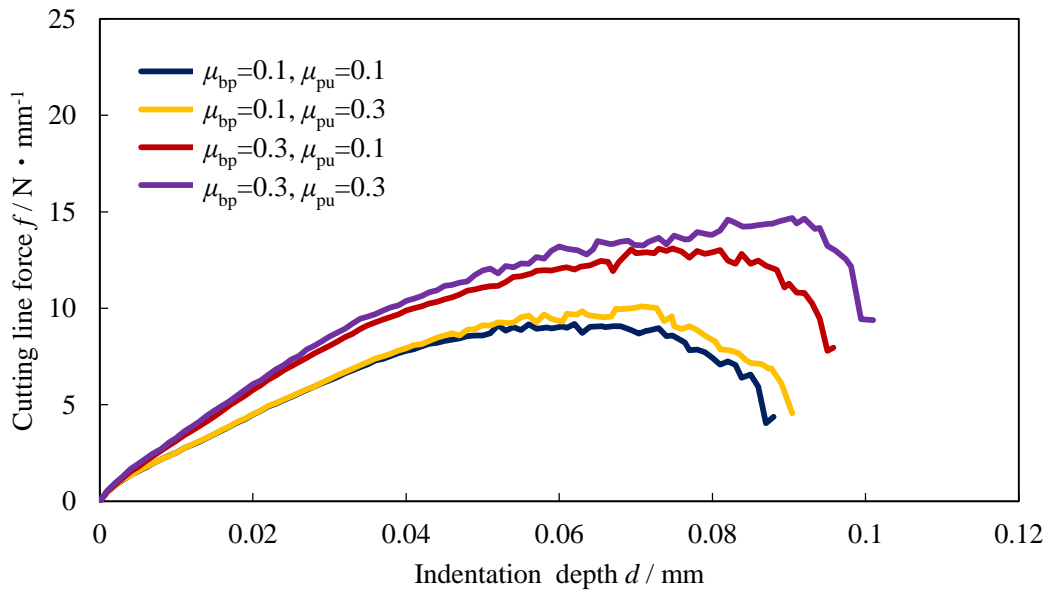
示したが、これは摩擦係数が実際よりも大きく見積もられた値であることや材料の破断を考慮していないことから実際よりも変形抵抗が増加し続けたことで、極大値を示す押し込み深さ d_{MAX} を大きく上回ったためと考えられる。切断方向による違いを比較すると、摩擦係数の違いが f の増減に及ぼす影響は同様の傾向を示したが、 μ_{bp} が大きくなる場合の f_{MAX} の増加率は MD 直交方向よりも CD 直交方向の方が大きいことがわかる。

Fig. 2-23 に各摩擦条件に対して押し込み深さ $d=0.08$ mm での変形状態および最大主応力の分布を切断方向ごとに示す。同図より、各切断方向において摩擦係数が $\mu_{bp}=\mu_{pu}=0.1$ と $\mu_{bp}=0.1$, $\mu_{pu}=0.3$ の条件では刃先近傍の隙間およびネッキングが生じているが、 $\mu_{bp}=0.3$, $\mu_{pu}=0.1$ と $\mu_{bp}=\mu_{pu}=0.3$ の条件では刃先の押し込みおよび食い込みに伴う PET フィルム上表面の引き込みや下敷きの沈み込みが大きくなり隙間やネッキングといった変形が生じていないことがわかる。また、いずれかの摩擦係数が大きくなることで、刃先端直下の高い引張応力が生じる領域が縮小した。切断方向による変形状態の違いを比較すると、いずれの摩擦係数の組み合わせにおいても下敷きの沈み込みは MD 直交方向よりも CD 直交方向の方が大きい。また、応力状態に関しては MD 直交方向よりも CD 直交方向の方が刃先端直下に作用する引張応力が大きいことがわかる。ここで、Fig. 2-24 に刃先近傍の隙間およびネッキングの有無による変形状態の違いに関しての概略図を示す。同図より、変形過程では刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数の影響が大きく、 μ_{bp} が小さい場合 ($\mu_{bp}=0.1$) に比べて大きい場合 ($\mu_{bp}=0.3$) には下敷きの沈み込みが大きくなることで PET フィルムの反り上がりも増大し、見かけの刃先角度がわずかに増加すると考えられる。

以上のことより、刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数が大きくなる場合には下敷きの沈み込みも増大することから、引張変形によって応答線荷重 f に及ぼす影響が顕著となり、Fig. 2-22 に示す摩擦係数の増加に起因した最大線荷重 f_{MAX} の増加率は MD 直交方向よりも引張強度の大きい CD 直交方向の方が高くなったと考えられる。



(a) Orthogonal to CD



(b) Orthogonal to MD

Fig. 2-22 Effect of friction coefficient on the simulated cutting line force response of PET film.

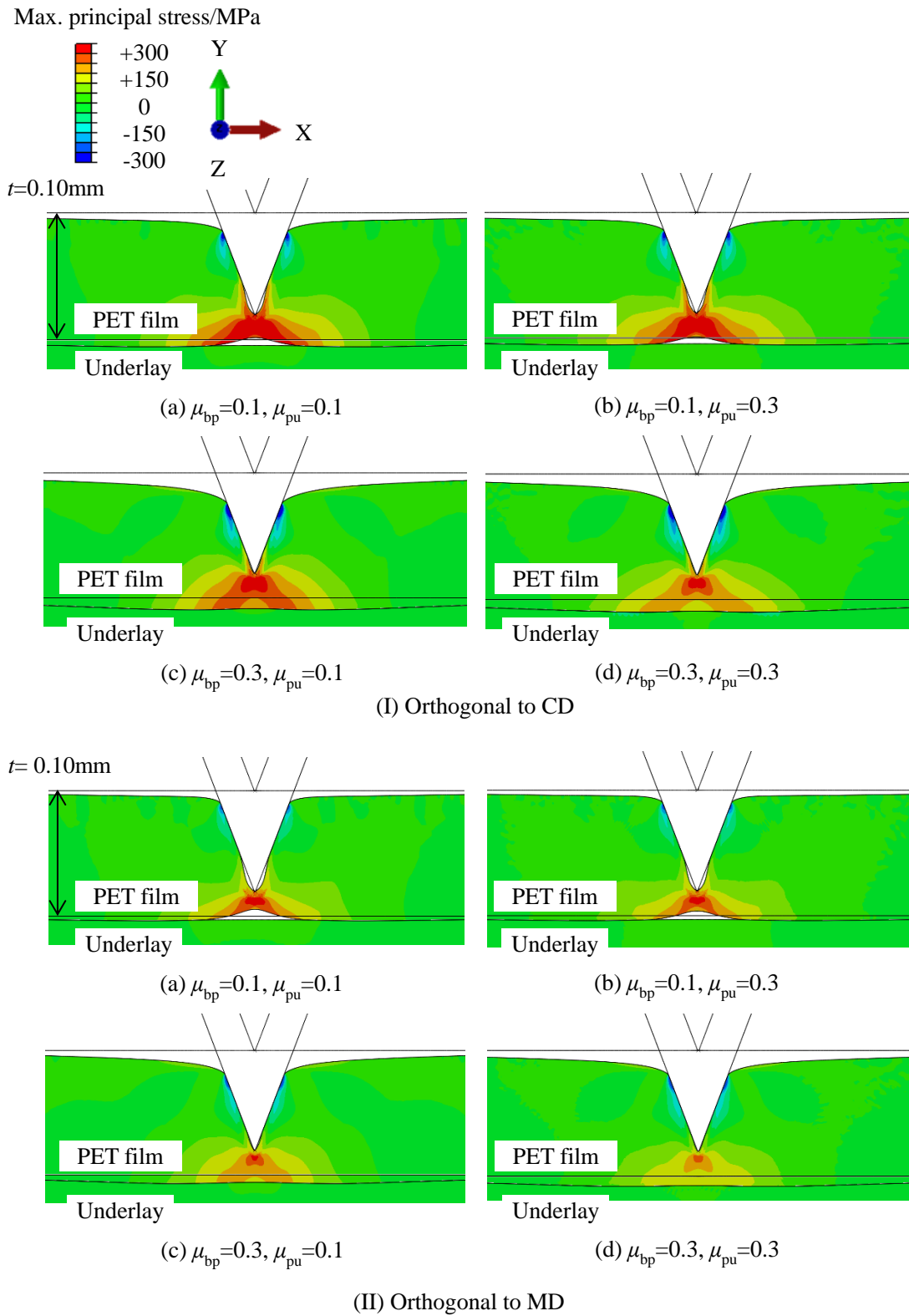


Fig. 2-23 Deformation profile and the maximum principal stress of PET film with respect to friction coefficient at $d=0.08\text{ mm}$.

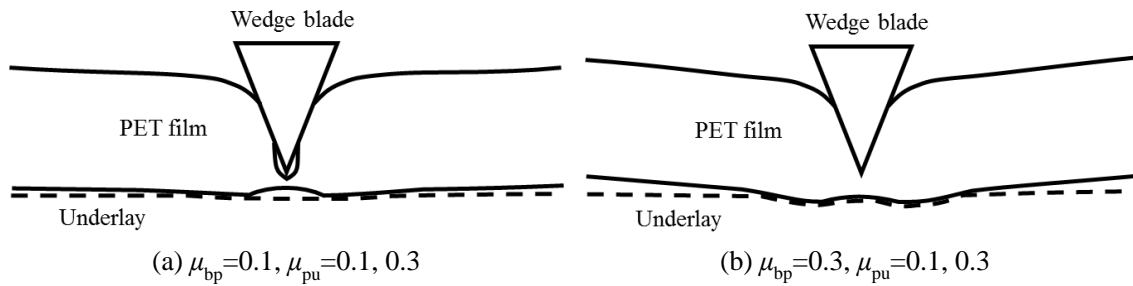


Fig. 2-24 Schematic diagram of deformation profile with respect to friction coefficient.

ここで、Fig. 2-25、Fig. 2-26 に CD および MD 直交方向での押込み深さ $d=0.085$ mm においてくさび刃を除去した後の変形状態および傾斜面片側の切断面形状プロファイルをそれぞれ示す。同図には、刃先近傍の隙間およびネッキングの発生の影響を比較するため、 $\mu_{bp}=\mu_{pu}=0.1$ および $\mu_{bp}=\mu_{pu}=0.3$ の摩擦条件に対する結果を示す。Fig. 2-25、Fig. 2-26 より、いずれの切断方向においても同様の傾向が得られた。刃先近傍の隙間やネッキングが生じていた $\mu_{bp}=\mu_{pu}=0.1$ の条件において、切断面上部には弾性回復による傾斜角度のわずかな変化が見られ、切断面下部には明確な変曲点や引き伸ばされた形状が確認できる。この形状のまま完全に切り離されるまでくさび刃が押込まれることでモード A の変形状態が得られやす

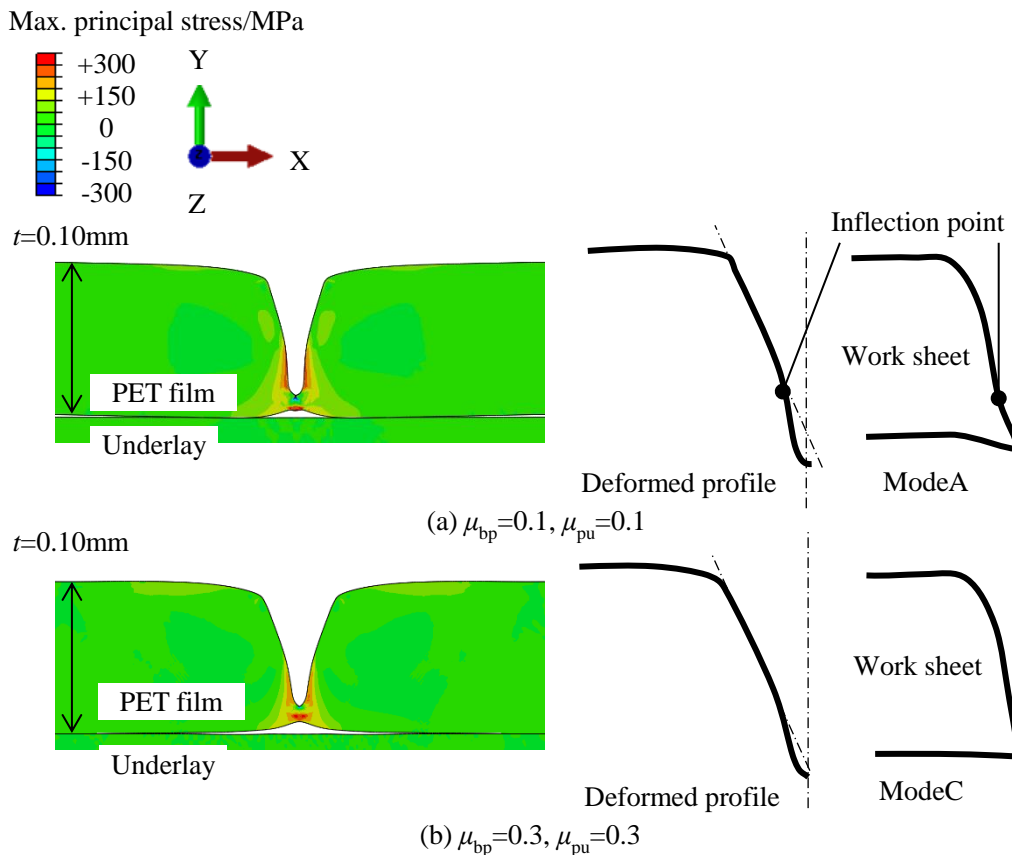


Fig. 2-25 Deformation profile and the maximum principal stress of PET film in orthogonal to CD after removal of wedge blade with respect to friction coefficient at $d=0.085$ mm.

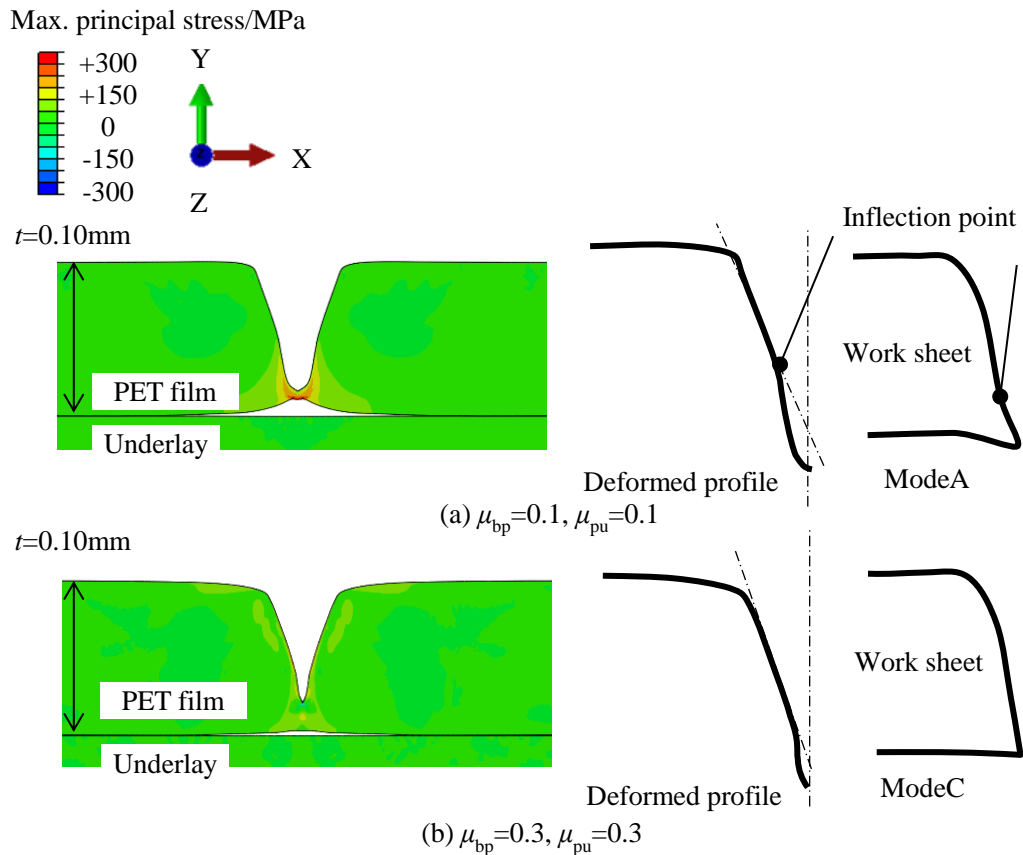


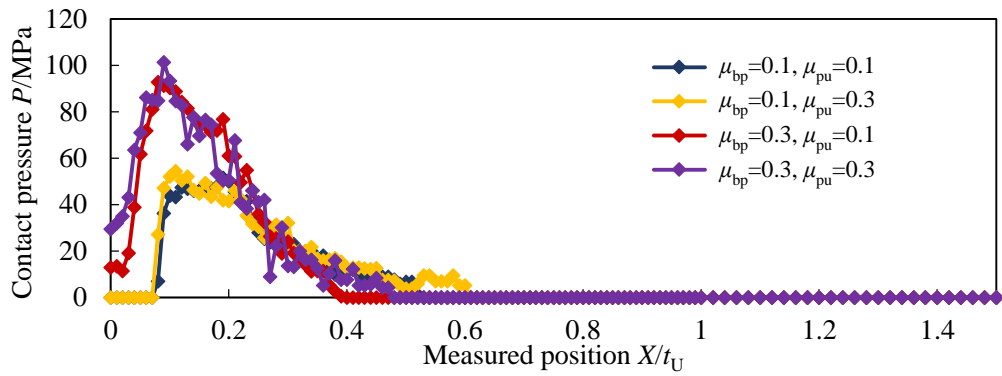
Fig. 2-26 Deformation profile and the maximum principal stress of PET film in orthogonal to MD after removal of wedge blade with respect to friction coefficient at $d=0.085$ mm.

くなると考えられる。一方で、下敷きの沈み込みが大きくネッキング等も生じていない $\mu_{bp}=\mu_{pu}=0.3$ の条件において、切断面上部の傾斜角度の変化がわずかにみられるものの切断面下部は概ね直線状のプロファイルを有していることが見て取れる。つまり、この形状のまま切り離されるまことでモードCの変形状態が得られると考えられる。

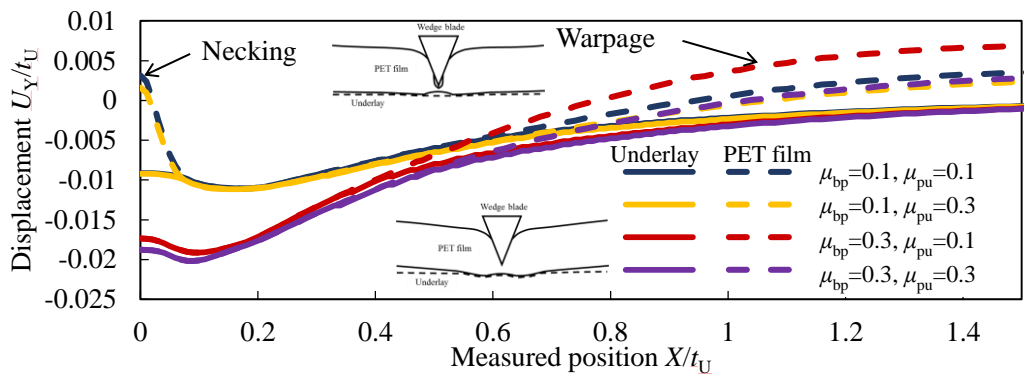
次に、Fig. 2-24 に示すような下敷きの沈み込みの状態を詳細に比較した。Fig. 2-27 に Fig. 2-23 に示した押し込み深さ $d=0.08$ mm における変形状態から、沈み込み部に作用する接触圧力 P と PET フィルム下表面と下敷き上表面の Y 軸方向変位 U_Y を切断方向ごとにそれぞれ示す。横軸は幅方向の中央を基準 ($X=0$) とした下敷きの厚み t_U に対する X 軸方向の測定位置 X/t_U とし、左右対称であることから片側のみ表示した。Fig. 2-27(a), (c)の縦軸は下敷き上表面に働く接触圧力 P を示し、Fig. 2-27(b), (d)の縦軸は PET フィルム下表面（破線）ならびに下敷き上表面（実線）における Y 軸方向の初期位置を基準 ($U_Y=0$) とした下敷きの厚み t_U に対する Y 軸方向の変位 U_Y/t_U を示している。

Fig. 2-27 より、刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数が小さい場合には、刃先端直下となる $X/t_U < 0.08$ の範囲で接触圧力 P が 0 となり、下敷き上表面から PET フィルム下表面の浮き上がりによるネッキングが生じていることがわかる。また、 $X/t_U=0.6$ 付近で下敷き上表面から PET フィルム下表面が離れていることから下敷きの沈み込みに伴う PET フィルムのそ

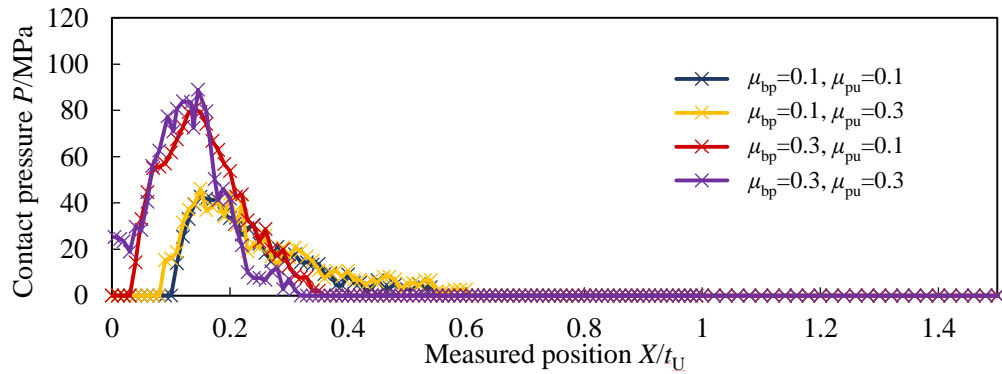
り上がりがわずかに生じている。一方、刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数が大きい場合には、摩擦係数が小さい場合と比べて接触圧力 P が増加しているため、刃先端直下の下敷きの沈み込みが大きくなり、浮き上がりも生じていない。また、 $X/t_U=0.4$ 付近で下敷きの沈み込みに伴う PET フィルムのそり上がりが生じている。これより、下敷きの沈み込みが大きい場合には PET フィルムがくさび押込みによる折り曲げを起こし、みかけのくさび角度を増加させることから、面内長手方向への変形が拘束されるため隙間とネッキングの発生が抑制されるとともに応答線荷重 f も高い値を示したと考えられる。このとき、CD 直交方向と MD 直交方向では各摩擦条件に対して同様の傾向を示したが、MD 直交方向よりも CD 直交方向の方が P は最大約 13MPa 高く、沈み込み変位も最大約 0.004 mm 大きいことがわかる。摩擦条件に対して PET フィルムのそり上がりが生じている位置としては、 $\mu_{bp}=\mu_{pu}=0.1$ のとき $X/t_U=0.52(\text{CD}), 0.42(\text{MD})$, $\mu_{bp}=0.1, \mu_{pu}=0.3$ のとき $X/t_U=0.64(\text{CD}), 0.52(\text{MD})$, $\mu_{bp}=0.3, \mu_{pu}=0.1$ のとき $X/t_U=0.39(\text{CD}), 0.32(\text{MD})$, $\mu_{bp}=\mu_{pu}=0.3$ のとき $X/t_U=0.46(\text{CD}), 0.38(\text{MD})$ となり、PET フィルムと下敷き間 μ_{pu} の摩擦係数が大きい場合あるいは下敷きの沈み込みが大きい CD 直交方向に切断する場合に変形抵抗が増加することでわずかに遠くなったと考えられる。



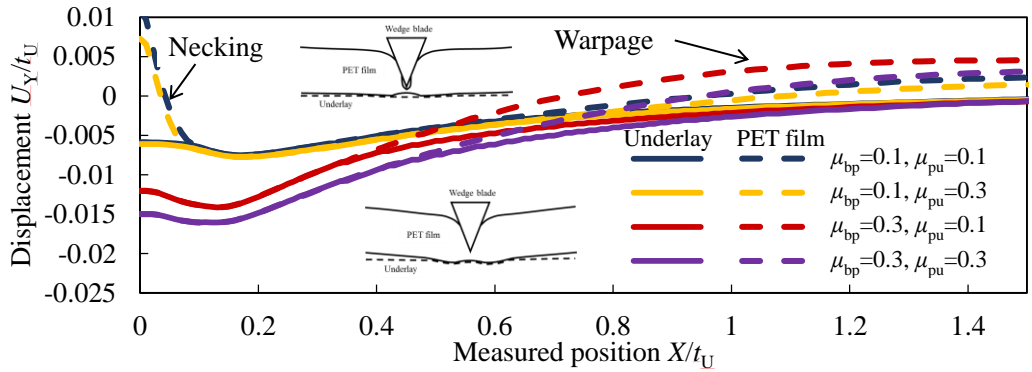
(a) Contact pressure between underlay and PET film in orthogonal to CD



(b) Displacement for Y-axis in orthogonal to CD



(c) Contact pressure between underlay and PET film in orthogonal to MD



(d) Displacement for Y-axis in orthogonal to MD

Fig. 2-27 Contact pressure distribution and warpage due to subduction of the underlay with thickness of $t_U=0.5$ mm at $d=0.08$ mm.

次に、下敷きの沈み込みが生じない状況を考慮するため、下敷きを剛体と仮定した条件において Fig. 2-22 と同じ摩擦係数の組み合わせにて切断特性を比較した。Fig. 2-28 に各摩擦条件に対する押し込み深さ d と応答線荷重 f の関係を切断方向ごとにそれぞれ示す。結果より、Fig. 2-22 と同様にいずれかの摩擦係数が大きくなることで f は増大した。また、押し込み初期の勾配は Fig. 2-22 の結果よりもわずかに増加する傾向であった。最大値を示す押し込み深さ d_{MAX} に関しては、刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数が小さい場合では下敷きの沈み込みによる大きな差は見られないが、刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数が大きい場合では Fig. 2-22 と比べて下敷きの沈み込みが生じないことから約 0.01 mm 浅い位置を示した。

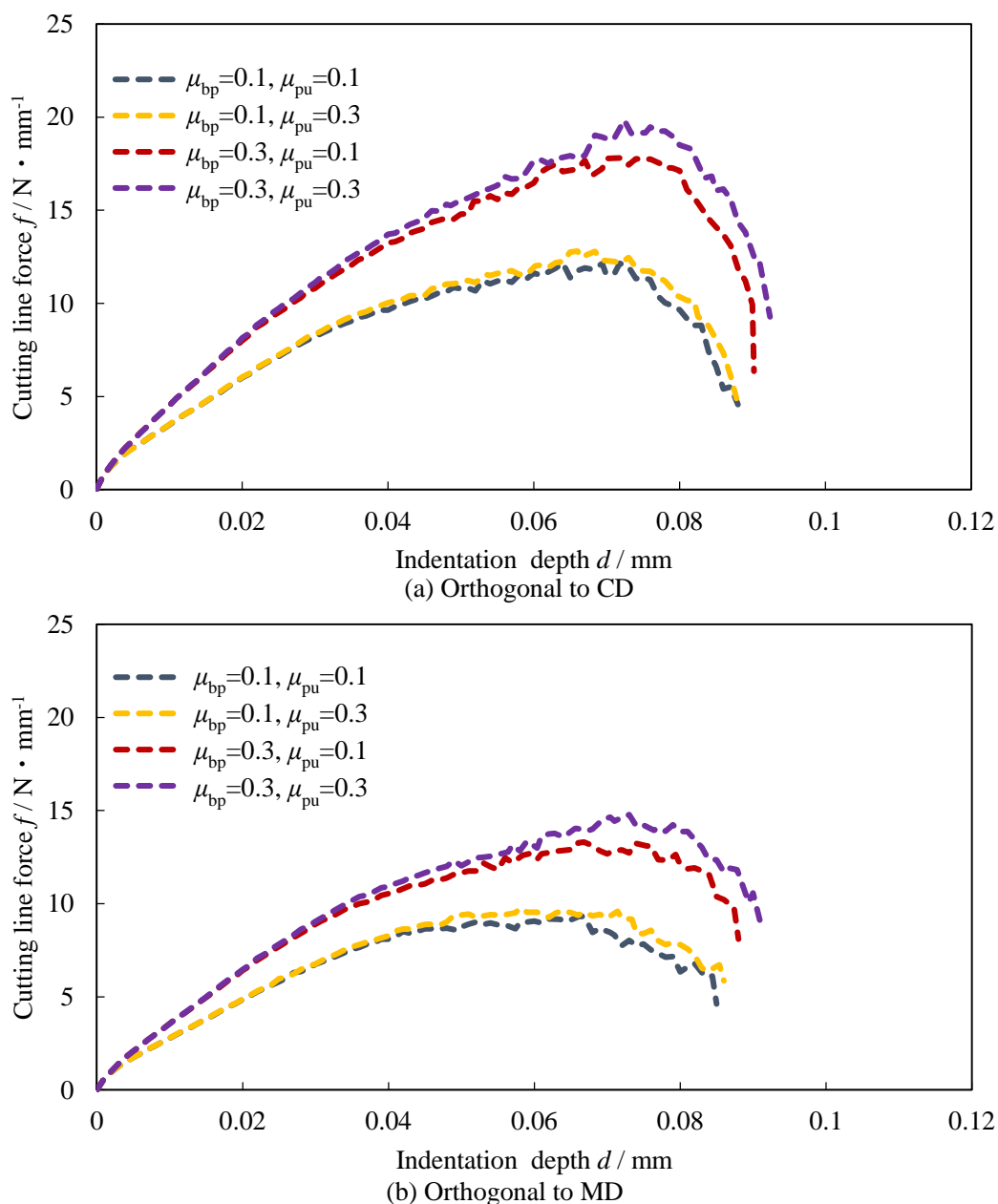


Fig. 2-28 Effect of friction coefficient on simulated cutting line force response of PET film when the underlay was assumed to be a rigid body.

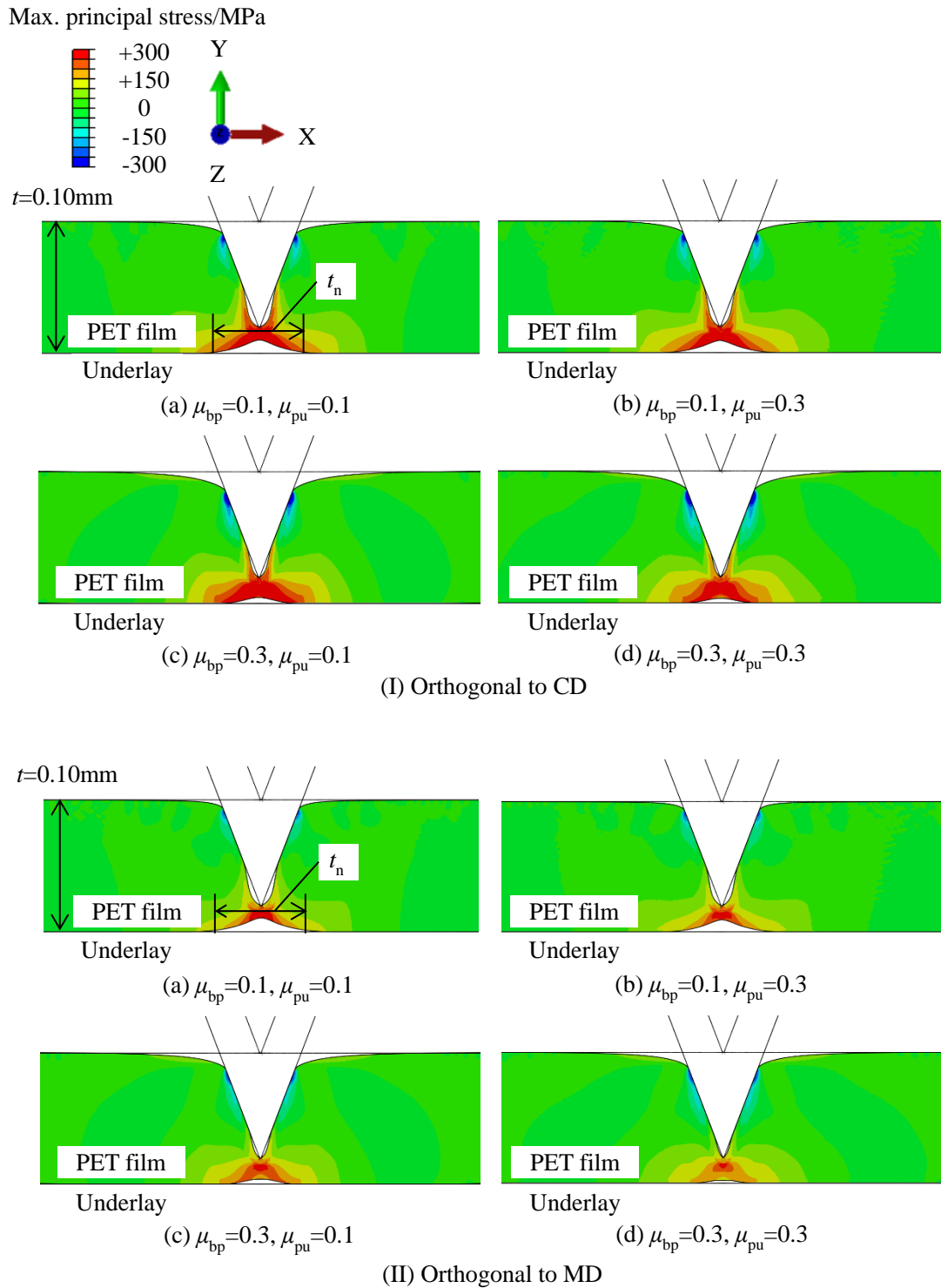


Fig. 2-29 Deformation profile and the maximum principal stress of PET film at $d=0.08$ mm when the underlay was assumed to be a rigid body.

Fig. 2-29 に各摩擦条件において下敷きを剛体と仮定した場合の変形状態および最大主応力の分布を切断方向ごとにそれぞれ示す。なお、Fig. 2-23 の結果と比較するため押し込み深さを $d=0.08$ mm とした。Fig. 2-29 より、下敷きを剛体と仮定することでいずれの条件においても刃先近傍の隙間およびネッキングが発生していることがわかり、上述したような下敷きの沈み込みが生じると PET フィルムの折り曲がりによって面内長手方向への変形を拘束し、刃先近傍の隙間やネッキングの発生を抑制することが確認された。また、摩擦条件の違いを比較すると、同図に示すネッキング幅 t_n は $\mu_{bp}=\mu_{pu}=0.1$ のとき t_n =約 0.071 mm (CD), 0.078 mm (MD) , $\mu_{bp}=0.1, \mu_{pu}=0.3$ のとき t_n =約 0.068 mm (CD), 0.071 mm (MD), $\mu_{bp}=0.3, \mu_{pu}=0.1$ のとき t_n =約 0.043 mm (CD), 0.040 mm (MD), $\mu_{bp}=\mu_{pu}=0.3$ のとき t_n =約 0.039 mm (CD), 0.035 mm (MD) であり、摩擦係数が大きい方が低い値を示し、刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数の影響が顕著であった。また、これらの結果と反り上がり発生位置の関係から、PET フィルムと下敷き間 μ_{pu} の摩擦係数が大きくなることで面内長手方向の変形抵抗が増加するため、刃先端直下での塑性変形領域が減少するものといえる。

以上の解析結果から、摩擦係数及び下敷きの沈み込みが切断挙動に影響を及ぼすことを明らかとした。刃先と PET フィルムの摩擦係数 μ_{bp} および下敷きの沈み込みが小さい場合には、変形抵抗が小さく滑りが生じやすいことから、応答線荷重が低い値を示しモード A の変形状態が発生しやすくなると考えられる。一方で、 μ_{bp} および沈み込みが大きい場合には、変形抵抗が大きく滑りも生じにくいことから、高い応答線荷重を示しモード C が発生しやすくなると考えられる。

これまでに、摩擦係数と下敷きの沈み込みが応答線荷重 f および切断面形状に影響を及ぼすことを示したが、 f の測定結果における押し込み初期 (i) の範囲では増加勾配に大きな差が見られない。このことから、本条件下においては刃先と PET フィルム間 μ_{bp} よりも PET フィルムと下敷き間 μ_{pu} の摩擦係数が強く影響している可能性がある。また、PET フィルムと下敷き間に関しては、高分子同士の接触になることから、高压条件下などにより凝着が顕著となる場合には極めて大きな値を示すことが予想される。従って、凝着状態を想定し、実測値よりも十分に大きい約 5 倍と仮定した $\mu_{pu}=1.5$ の条件において影響を比較した。

Fig. 2-30 に刃先と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数を $\mu_{bp}=0.1$ と固定し、PET フィルムと下敷き間 μ_{pu} の摩擦係数として $\mu_{pu}=0.05, 0.1, 0.3, 1.5$ の 4 条件に対する押し込み深さ d と応答線荷重 f の関係を切断方向ごとにそれぞれ示す。同図より、 μ_{pu} が大きくなることで最大線荷重 f_{MAX} は増加しており、特に凝着状態を想定した $\mu_{pu}=1.5$ で極端に増大した。なお、押し込み初期段階での f はほぼ一定の増加勾配であることがわかる。Fig. 2-31 に摩擦条件 $\mu_{bp}=0.1, \mu_{pu}=1.5$ における $d=0.08, 0.09$ mm の変形状態および最大主応力分布を切断方向ごとにそれぞれ示す。Fig. 2-31(a), (c) より、 $d=0.08$ mm では切断方向によらず刃先近傍の隙間とネッキングが発生していないことから、 $\mu_{pu}=1.5$ の凝着状態を想定した大きい摩擦係数においても面内長手方向の変形抵抗が著しく増大するものと考えられる。一方、Fig. 2-31(b), (d) に示す $d=0.09$ mm においては隙間とネッキングがわずかに見られ、CD よりも MD 直交方向の方が

その変形量は大きく、隙間の発生に伴う変曲点が明確に生じていることが確認できる。

ここで、Fig. 2-32, Fig. 2-33 に各切断方向での摩擦条件 $\mu_{bp}=0.1$, $\mu_{pu}=1.5$ における押し込み深さ $d=0.085$ mm において、くさび刃を除去した後の変形状態および傾斜面片側の切断面形状プロファイルをそれぞれ示す。Fig. 2-32 より、CD 直交方向における切断面形状は概ね直線状のプロファイルを有していることが見て取れる。したがって、凝着状態を想定した大きい摩擦係数においても変形抵抗が増大し、モード C の変形状態が得られると考えられる。

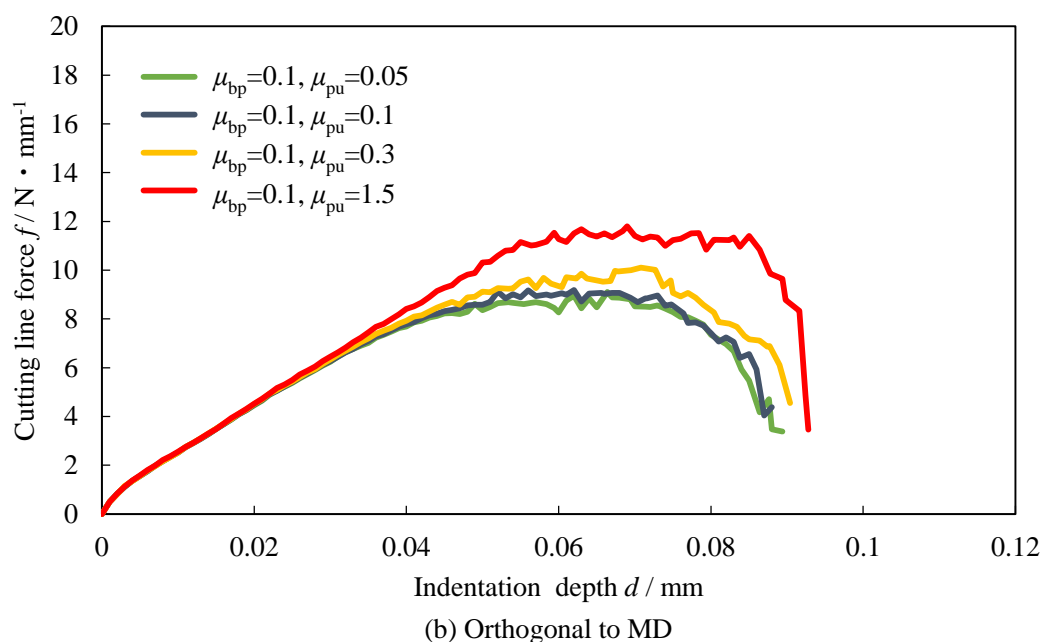
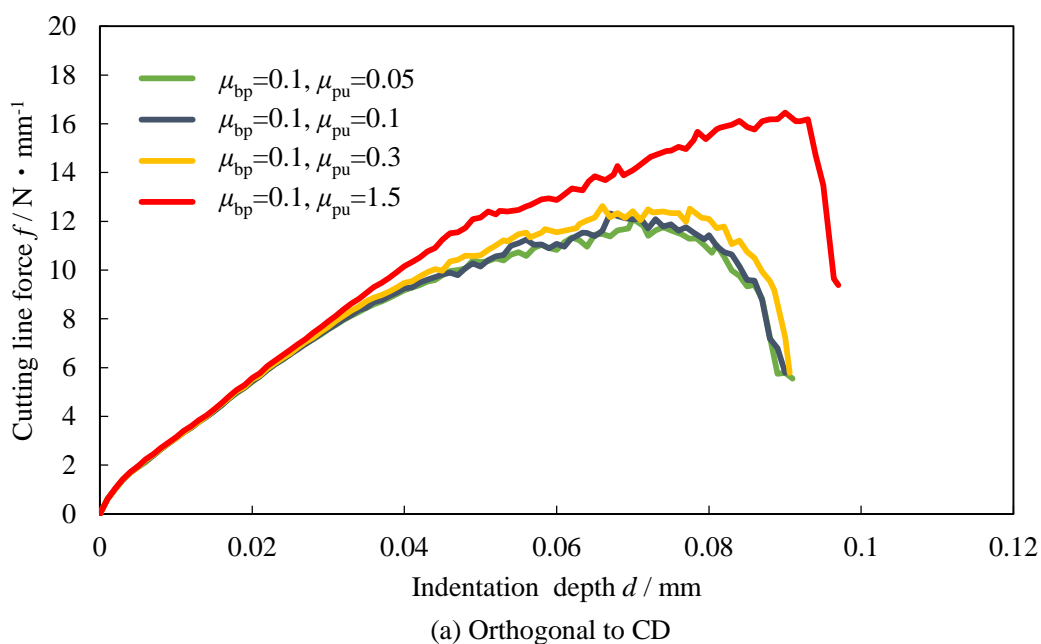


Fig. 2-30 Effect of friction coefficient μ_{pu} on the simulated cutting line force response of PET film.

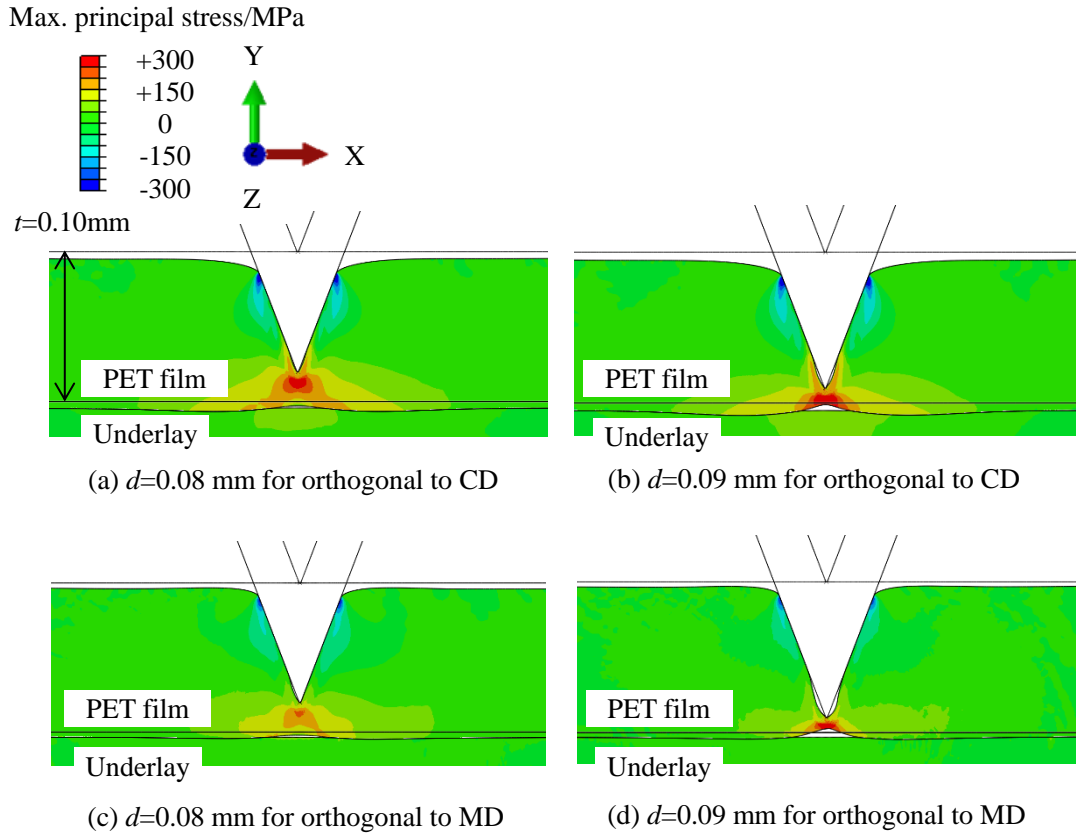


Fig. 2-31 Deformation profile and the maximum principal stress of PET film with friction coefficient $\mu_{bp}=0.1$, $\mu_{pu}=1.5$ at $d=0.08, 0.09\text{ mm}$.

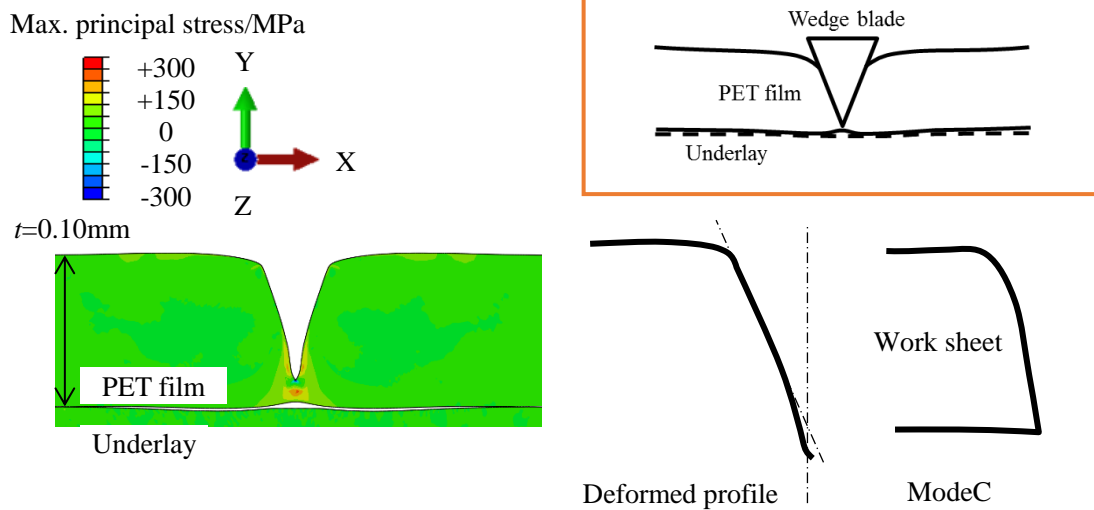


Fig. 2-32 Deformation profile and the maximum principal stress of PET film in orthogonal to CD after removal of wedge blade with the $\mu_{bp}=0.1$, $\mu_{pu}=1.5$ at $d=0.085\text{ mm}$.

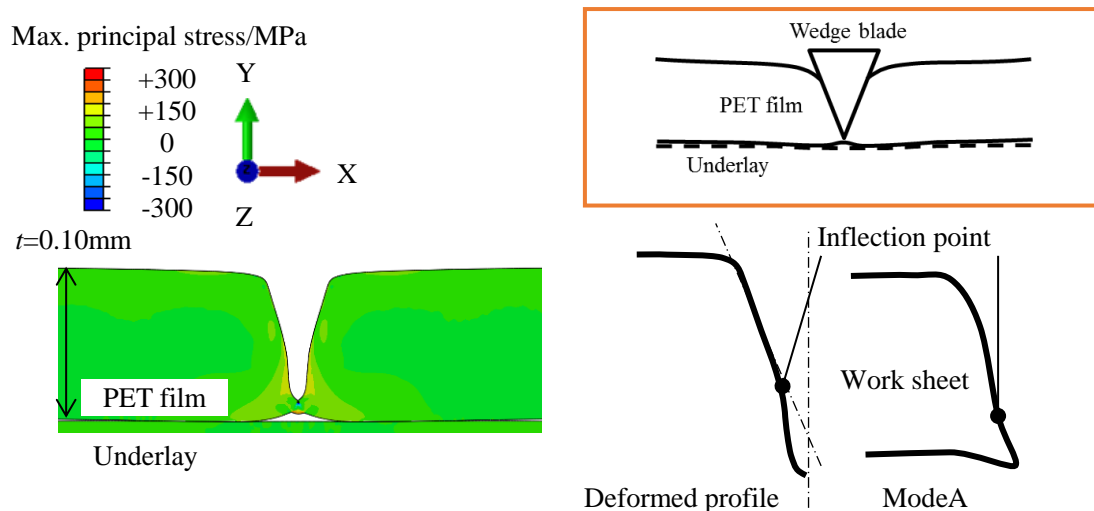


Fig. 2-33 Deformation profile and the maximum principal stress of PET film in orthogonal to MD after removal of wedge blade with the $\mu_{bp}=0.1, \mu_{pu}=1.5$ at $d=0.085$ mm.

一方、Fig. 2-33 より、MD 直交方向における切断面形状は切断面下部に明確な変曲点や引き伸ばされた形状が確認できる。MD 直交方向においては、凝着状態を想定した大きい摩擦係数の場合でも刃先端の隙間が生じていることから、モード A の変形状態が得られやすくなると考えられる。

以上の解析結果から、切断面形状における各変形状態の発生要因としては以下が考えられる。

切断方向によらず発生頻度の高いモード B に関しては、接触界面に凝着が起らず相対的に摩擦が小さい条件で、押し込み過程における刃先端直下の面内長手方向への塑性変形によって刃先近傍の隙間またはネッキングが生じた後、破断に至ることで生じると考えられる。モード A に関しては、刃先近傍の隙間またはネッキングが生じた後に未切断部が大きく引き伸ばされ、刃先の降下と共に下方向に押し込まれてから破断に至るためと考えられる。このことから、CD よりも破断ひずみが大きい MD の直交方向に切断し、摩擦による抑制が小さい状態である応答線荷重 f が低い値を示す場合に発生しやすくなったと考えられる。一方、モード C に関しては、刃先端直下の摩擦拘束を含む変形抵抗が著しく増大し、面内長手方向の塑性変形領域が減少することで刃先近傍の隙間またはネッキングが生じる前に破断に至るためと考えられる。変形抵抗が増大する要因としては、PET フィルムと下敷きの凝着や下敷きの沈み込みによる PET フィルムの折り曲げが挙げられる。このことから、MD よりも引張強度が高い CD の直交方向に切断し、摩擦および下敷きの沈み込みが大きい状態となる応答線荷重 f が高い値を示す場合に発生しやすくなったと考えられる。また、CD は MD よりも破断ひずみが小さいことから刃先近傍の隙間やネッキングが生じる前に破断が進行することで、モード C がより発生しやすくなったと考えられる。

2.4 結 言

本章では、機械的特性に異方性を有する厚さ $t=0.1$ mm の PET フィルムに対するくさび押抜き加工において、同一の刃先角度 42° を用いた場合に切断方向が切断特性に及ぼす影響を応答線荷重の測定と変形過程、切断面形状の観察および有限要素解析により相対的に比較し、以下のことを明らかにした。

- (1) 応答線荷重測定および切断挙動観察の結果より、押し込み深さ $0 < d/t < 0.5$ の範囲では、応答線荷重の増加勾配は切断方向によらずほぼ同等となる。一方、押し込み深さ $0.7 < d/t < 0.83$ の範囲では、応答線荷重は MD よりも引張強度の大きい CD の直交方向に切断する方が高い値を示し、下敷きの沈み込みも大きくなる。また、いずれの切断方向でも切り離し直前に刃先近傍の隙間やネッキングが生じる場合がある。
- (2) 切断面形状は切断面下部を対象に特徴的な 3 つの変形状態（モード A, B, C）が存在し、底面から変曲点までの距離 t_{w1} と底面から下方向への変形量 t_{w2} により分類した。
モード A：押し込み後期で生じる刃先近傍の隙間やネッキングによって断面形状に変曲点が存在し、切断面下部が面内長手方向へ引き伸ばされ、さらに底面から下方向への変形を生じている。（ $t_{w1} > 0, t_{w2} > 0$ ）
モード B：モード A と同様に切断面下部は面内長手方向に引き伸ばされるが、底面の下方向への変形がほぼ 0 である。（ $t_{w1} > 0, t_{w2} \geq 0$ ）
モード C：中段部から底面にかけてほぼ一定の傾斜を有している。（ t_{w1} なし, $t_{w2} \geq 0$ ）
- (3) 各変形状態は切断方向により異なる発生頻度で得られた。モード B は切断方向によらず約 60% 発生した。モード A は MD 直交方向に切断し応答線荷重が低い値を示す場合に、モード C は CD 直交方向に切断し応答線荷重が高い値を示す場合に発生頻度が高くなり、それぞれ約 35% 発生した。
- (4) 有限要素解析により切断方向の違いを比較した結果、押し込み初期 ($d/t < 0.5$) は面外方向の圧縮変形が支配的であり、くさび刃と PET フィルム間の摩擦係数を $\mu_{bp} = 0.1$ とすることで直交異方弾性を仮定した解析結果は実験結果と良い一致を示した。一方、押し込み中期以降 ($0.7 < d/t$) では面内長手方向の引張変形が主として作用し、等方弾性を仮定した解析結果は応答線荷重や下敷きの沈み込みの大小関係と刃先近傍の隙間やネッキングの有無などが実験結果と相対的に一致した。押し込み中期以降の挙動は引張特性により特徴づけることができる。
- (5) 有限要素解析により摩擦係数の違いおよび下敷きの沈み込みの影響を示した。
 - (a) PET フィルムに対する刃物および下敷き間の摩擦係数を大きくした場合に応答線荷重および下敷きの沈み込み量が増加した。
 - (b) 下敷きの沈み込みが PET フィルムの折り曲げを起し、変形抵抗を増大させる。
 - (c) PET フィルムと下敷き間の摩擦係数が大きい場合に刃先端直下の塑性変形領域は減少し、刃先近傍の隙間およびネッキングの発生範囲が縮小した。これは凝着を想定し摩擦係数を十分に大きくした場合に顕著であった。

(6) 切断方向に対する各変形状態の発生要因を分類した。

- (a) 切断方向によらず面内長手方向への局所的な塑性変形によって刃先近傍の隙間やネッキングが生じるとき、変曲点が形成されることでモード B が発生する。
- (b) MD 直交方向に切断する場合、切断抵抗が相対的に小さいことから、摩擦による抑制が小さい条件となる。さらに、破断ひずみも大きいことから面内長手方向への引き伸ばしが大きいモード A が発生しやすくなる。
- (c) CD 直交方向に切断する場合、切断抵抗が相対的に大きいことから、押付け荷重が大きくなる。これにより、凝着や下敷きの大きな沈み込みによる長手方向への塑性流動が抑制され、変曲点が生成されない傾向となり、モード C が発生しやすくなる。

以上のように、従来の研究において刃先形状や被加工材の厚みの違いによって切断面形状が大きく変化することが知られていたが、PET フィルムの機械的特性の異方性に着目し、切断面形状を詳細に調べることで、同一の刃先角度 42° かつ被加工材の厚み $t=0.1 \text{ mm}$ を用いても切断方向の違いにより切断面形状が異なる傾向で得られることを実験および有限要素解析により示した。これより、異方性によって異なる引張物性や切断ごとに変化する摩擦力に起因した変形抵抗の違いによって、切断面形状が3つの変形状態として得られ、切断方向により異なる頻度で発生することを明らかにした。機械的特性に異方性を有する被加工材を加工する場合には、被加工材への押抜き方向を考慮して行う必要があるといえる。

参 考 文 献

- [2-1] 松本喜代一, 泉由美子, 今村力造, “ポリエチレンテレフタレートフィルムの乾熱法二軸延伸に伴う機械的性質と構造の変化” 繊維学会誌, Vol. 28, No. 6, 1972, pp.179-188.
- [2-2] 山田敏郎, “フィルムの成形加工” 繊維機械学会誌, Vol. 55, No. 12, 2002, pp. 464-470.
- [2-3] 技術情報協会, “フィルム製膜・延伸の最適化とトラブル対策”, 技術情報協会, 2007.
- [2-4] 石原英昭, “プラスチックフィルムの基礎と応用 ポリマー, プロセッシング, プロダクトの実用例”, 加工技術研究会, 2010.
- [2-5] 石川優, “高分子材料の強じん性化” 高分子論文集, Vol. 47, No.2, 1990, pp.83-97.
- [2-6] B. C. Ogazi-Onyemaechil, Y. W. Leong, H. Hamada, “Dependence of Polyethylene Terephthalate Crack-tip Temperature on Stress Intensity and Notch Sensitivity” Polymer Journal, Vol. 42, No. 7, 2010, pp. 592-599.
- [2-7] C. Arcona, T. A. Dow, “The Role of Knife Sharpness in The Slitting of Plastic Films” Journal of Materials Science, Vol. 31, 1996, pp.1327-1334.
- [2-8] R. R. Meehan, S. J. Burns, “Mechanics of Slitting and Cutting Webs” Experimental Mechanics, Vol. 38, No. 2, 1998, pp.103-109.
- [2-9] H. Lu, B. Wang, J. Ma, H. Viswanathan, M. Li, “Finite Element Simulation of Shear Slitting of Aluminum Webs” Proceedings of the Seventh International Conference on Web Handling, 2003, pp.353-368.
- [2-10] S. Aggarwal, B. Bhushan, N. Katsube, “Finite Element Analysis of The Magnetic Tapes Slitting Process” Journal of Materials Processing Technology, Vol. 166, 2005, pp.205-217.
- [2-11] S. Aggarwal, B. Bhushan, N. Katsube, “Three-dimensional Finite Element Analysis of The Magnetic Tapes Slitting Process” Journal of Materials Processing Technology, Vol. 170, 2005, pp.71-88.
- [2-12] 東洋紡株式会社, <http://www.toyobo.co.jp/seihin/film/kogyo/list/optics/>.
- [2-13] “日本工業規格, JIS K 7127” 1999.
- [2-14] J. G. Gampbell, “The In-plane elastic constants of paper” Application Science, Vol. 12, No. 3, 1961, pp.356-357.
- [2-15] S. Nagasawa, K. Sato, M. Murayama, M. Fukuzawa, “Effect of Tool Condition on Bending Characteristics of Polyethylene Terephthalate Board Subjected to Two-line Wedge Indentation” Proceedings of international conference on technology of plasticity 2011, 2011, pp.984-989.
- [2-16] A. He, G. Xie, H. Zhang, X. Wang, “A Comparative Study on Johnson-Cook, Modified Johnson-Cook and Arrhenius-Type constitutive Models to Predict The High Temperature Flow Stress in 20CrMo Alloy Steel” Materials and Design, Vol. 41, 2013, pp.677-685.
- [2-17] “日本工業規格, JIS P 8147” 2010.

第3章 くさび押込み過程での粘着剤の粘弾性特性の推定と変形状態の予測

第2章では、粘着フィルムの基材や剥離材として用いられる面内および面外方向に異方性を有するポリエチレンテレフタレート（PET）フィルムのくさび押抜き加工を対象に、同一の刃先角度 42°を用いた場合に切断方向によって異なる切断特性を示す要因を実験および有限要素解析により比較検討し、引張物性および摩擦係数による変形抵抗の違いによって3つの切断面形状が異なる頻度で得られることを明らかにした。次に、本章は粘着フィルムの中間層として用いられる粘着剤を被加工材とする。くさび押込み過程における粘着剤の変形特性を把握することを目的に、粘着剤の機械的物性を評価および推定し、くさび押込みに対する応答線荷重と変形状態を実験および有限要素解析により比較検討した内容を提示する。

3.1 緒言

第1章で述べたように、粘着剤は、「感圧性接着剤（Pressure Sensitive Adhesive : PSA）」と呼ばれ接着剤の一種であり、粘着テープや粘着ラベルなどの様々な用途で使用されている。この粘着剤は粘弾性を有する高分子材料の一種^[1-8]であることから、室温で軽い圧力を加えることで粘着力を発現する材料であり、異なる材料同士の表面を容易に結合するために使用される。また、粘着剤は粘弾性特性を有することからその変形挙動は、ひずみ速度および温度環境に強く影響される。粘着剤の分類としては、物理的・化学的な組成の観点からアクリル系、天然ゴム系、シリコーン系などが挙げられる^[1-19]。

くさび押込みに関する過去の研究内容に関して、固体材料としては、積層構造^[3-1]や樹脂材料^[1-45, 2-15, 3-2]、粘弾性材料^[1-50-54]の切断挙動に関する論文がいくつか報告されている。さらに、粘弾性材料の時間に依存する複雑な変形特性を予測するための数値解析手法に関連した研究も多く報告されている^[3-3-8]。しかし、粘弾性体のくさび押込みに関しては、鋭利なくさび刃による突っ切りや機械的特性を引張物性により評価した内容が主であり、粘着剤のような比較的粘性の強い粘弾性固体であり低圧力下で被着体に濡れやすい性質を有する被加工材に対しての切断特性や圧縮流動挙動に関する研究はほとんど報告されていない。

そこで本章では、実験および粘弾性特性を考慮した有限要素解析によって粘着剤のくさび押込み過程における変形特性を明らかにすることを目的とする。被加工材として、Table 3-1 に示す汎用の粘・接着剤用途であるアクリル系溶液樹脂^[3-9]を原料とした粘着剤を作成した。

Table 3-1 Test material of PSA

Material	Acrylic PSA
Brand	ニッセツ® (NIPPON CARBIDE INDUSTRIES Co., INC.)
Thickness t_p / mm	0.5

厚さ 0.5 mm のアクリル系粘着剤を用いて、主に刃先角度 $\alpha=60^\circ$ のくさび刃による押込みの変形特性を実験と数値解析により比較検討した。粘着剤の材料物性として、せん断応力緩和試験により応力緩和特性を測定し、面外圧縮試験とそれに対応する有限要素解析により圧縮過程における見かけの瞬間弾性率を推定した。そして、くさび押込みに対する有限要素解析の有効性を検証するために、応答線荷重と変形状態を実験結果と比較した。さらに、くさび刃の刃先角度を $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ に変更したときの粘着剤へのくさび押込み特性についても比較検討した。

3.2 粘着剤の材料物性評価

3.2.1 粘弾性特性の材料物性モデル

アクリル系粘着剤のくさび押込み特性を検討するため、実験および有限要素解析により応答線荷重と変形状態を比較した。本解析には汎用構造解析プログラムの Abaqus/Explicit を用いた。

粘弾性固体である粘着剤の変形特性に関しては、等方性の線形粘弾性を仮定した。粘弾性構成式はせん断ひずみ $\gamma(t)$ とせん断応力 $T(t)$ の関係から、Eq. (3-1) として定義される。ここで、せん断ひずみ $\gamma(t)$ は時間 t で変化するせん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}(t)$ として示され、せん断応力 $T(t)$ は粘弾性体の応答を特徴付けるせん断緩和弾性率 $G_R(t)$ によって表される。なお、Eq. (3-1) 中の変数 s は時間 t より以前の任意の時間である。

$$T(t) = \frac{d}{dt} \int_0^t G_R(t-s) \gamma(s) ds = \int_0^t G_R(t-s) \dot{\gamma}(s) ds \quad (3-1)$$

次に、Fig. 3-1 に示すようなバネとダッシュポットを直列につないだ Maxwell モデル^[3-10] を n 個並列につなげた一般化 Maxwell モデルから、せん断緩和弾性率 $G_R(t)$ をプロニー級数で近似^[3-11] することで $G_R(t)$ は Eq. (3-2) に示すように仮定される。ここで、 $G_0 = G_R(0)$ は瞬間せん断弾性率であり、 G_i は i 番目の項のせん断弾性率、 τ_i は i 番目の項 ($i=1, 2, \dots, n$) の緩和時間である。

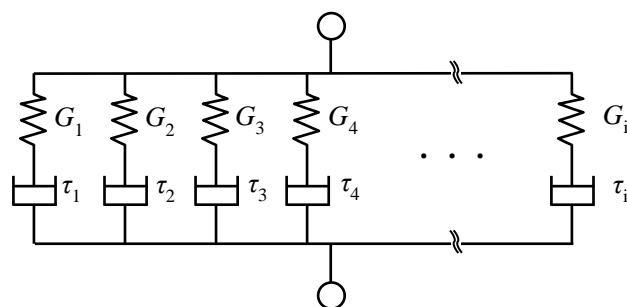


Fig.3-1 Generalized Maxwell model.

$$G_R(t) = G_0 - \sum_{i=1}^n G_i \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right) \right) \quad (3-2)$$

粘弾性体に作用するせん断応力は、試験片に対して瞬間的にせん断ひずみが加えられた後、長時間に亘ってせん断ひずみを一定に保持する応力緩和試験によって評価することができる。Fig. 3-2 に示すような Maxwell モデルにおけるせん断応力の緩和応答から、緩和応答の開始時刻 $t=0$ において、せん断ひずみ $\gamma(t)$ が瞬間的に付与されると仮定すると、 $t>0$ に対して $\dot{\gamma}(0)=0$ となりせん断応力 $T(t)$ が緩和していくので、Eq. (3-3) が得られる。

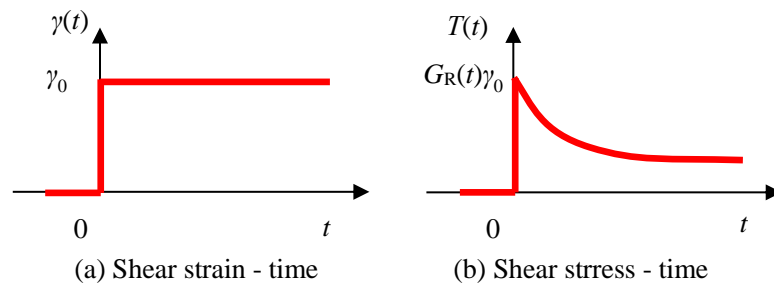


Fig.3-2 Shear stress relaxation behavior of Maxwell model.

$$T(t) = G_R(t)\gamma_0 = G_0 g_R(t)\gamma_0 \quad (3-3)$$

ここで、解析プログラム Abaqus/Explicit の入力形式となる無次元せん断緩和弾性率 $g_R(t)$ は $g_R(t)=G_R(t)/G_0$ の関係より定義され、 γ_0 は一定のせん断ひずみとして指定される。Eq. (3-1) のせん断応力 $T(t)$ は、 $g_R(t)$ を用いて Eq. (3-4) の形に置き換えられる。

$$T(t) = G_0 \int_0^t g_R(t-s)\dot{\gamma}(s)ds \quad (3-4)$$

せん断応力の緩和応答の過程で、無次元せん断緩和弾性率 $g_R(t)$ は Eq. (3-5) として表される^[3-9]。ここで、係数 g_i は、 i 番目の項の無次元せん断弾性率 ($i=1,2, \dots, n$) である。

$$\frac{T(t)}{G_0\gamma_0} = g_R(t) = 1 - \sum_{i=1}^n g_i \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right) \right) \quad (3-5)$$

Eq. (3-5) における係数 g_i および τ_i はせん断応力緩和試験の測定結果から最小 2 乗法を用いて近似的に求めることができる。

3.2.2 せん断応力緩和挙動の測定

本論文で使用するアクリル系粘着剤の応力緩和特性は、静的なせん断応力緩和試験^[3-12,13]によってせん断応力 $T(t)$ の緩和応答を測定し、無次元せん断緩和弾性率 $g_R(t)$ を算出することで評価した。この緩和試験は、試験片を 296 K \pm 1 K および 50% \pm 1% RH で管理した環境に 24 時間以上保管した後に、Fig. 3-3 に示すレオメーター (MCR302 Anton-Paar^[3-14]) による平行プレート PP08 を用いて実施した。試験片の厚さは $t_p=0.5$ mm であり、直径は平行プレートの直径と同様の $\Phi=8$ mm とした。なお、緩和応答を測定するために一定のせん

断ひずみ γ_0 を約 0.05 秒で与えるよう調整し, γ_0 の影響を比較するため, $\gamma_0=5, 10, 20, 40\%$ の 4 条件とした. 試験片は, せん断応力緩和試験の間, γ_0 で保持され, 時間経過に対するせん断応力 $T(t)$ を 0.05 秒間隔で測定した.

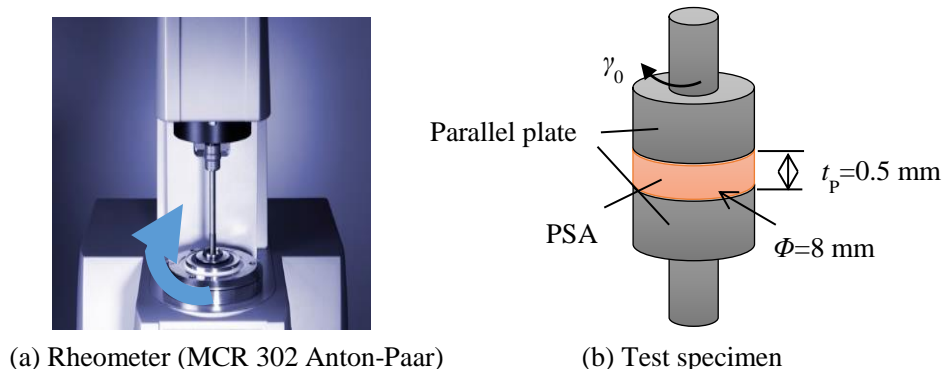


Fig.3-3 Shear stress relaxation test apparatus.

Fig. 3-4 に各せん断ひずみに対するせん断応力緩和曲線を示す. なお, 同図中に Eq. (3-5) において $i=1\sim 3$ の $n=3$ 項とした各測定結果の近似曲線を示す. Fig. 3-4 より, 無次元せん断緩和弾性率 $g_R(t)$ は測定時間 $t < 100$ s におけるすべてのせん断ひずみ γ_0 に対してほぼ同様の傾向を示した. これより, 本アクリル系粘着剤は $t < 100$ s において, $\gamma_0=5\sim 40\%$ の範囲に対して線形の粘弾性応答 (3 項を有する一般化 Maxwell モデル) を示すことがわかった. Table 3-2 は, $\gamma_0=5, 10, 20, 40\%$ における $i=1\sim 3$ の各項の無次元せん断緩和弾性率 g_i および緩和時間 τ_i をそれぞれ示す.

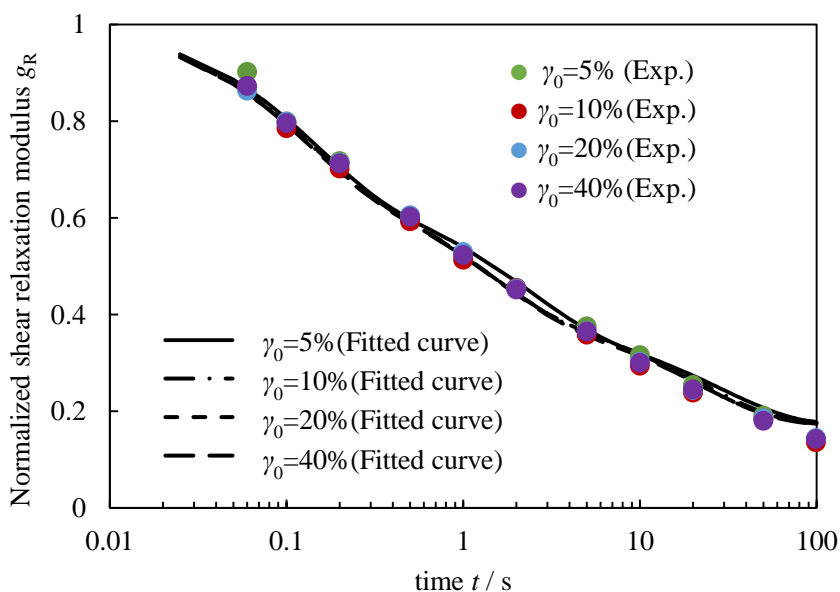


Fig. 3-4 Relaxation curves of the acrylic PSA sheet.

Table 3-2 Relaxation properties at shear strain $\gamma_0=5, 10, 20, 40 \%$.

i	g_i / MPa				τ_i / s			
	5%	10%	20%	40%	5%	10%	20%	40%
1	0.351	0.322	0.315	0.327	0.138	0.119	0.116	0.118
2	0.273	0.278	0.276	0.279	0.212	1.351	1.254	1.398
3	0.206	0.227	0.232	0.223	29.02	23.17	20.09	22.06

ここで、後述する面外圧縮試験およびくさび押し込み試験の有限要素解析に適用する緩和特性としては Table 3-2 に示すせん断ひずみ $\gamma_0=40\%$ を代表値として選定した。Eq. (3-3) および Eq. (3-5) から、解析中に算出されるせん断緩和弾性率 $G_R(t)$ は等方性の線形粘弾性固体を仮定すると、瞬間せん断弾性率 G_0 に入力パラメータである $g_R(t)$ を乗じることで Eq. (3-6) として表される。

$$G_R(t) = G_0 \left(1 - \sum_{i=1}^3 g_i \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right) \right) \right) \quad (3-6)$$

瞬間的な応答を表す 0 次項の瞬間せん断弾性率 G_0 に関しては Eq. (3-7) に示すように瞬間弾性率 E_0 とポアソン比 ν から推定される。

$$G_0 = \frac{E_0}{2(1+\nu)} \quad (3-7)$$

ここで、入力パラメータである粘着剤の瞬間弾性率 E_0 を求めるためには、引張試験または圧縮試験を行う必要がある。しかし、粘着剤は流動性の高い材料であることから、面内引張試験によって測定することは困難であった。これは、試験片を固定するチャックの間で生じるわずかな滑りや試験片内でひずみ速度に大きな差が生じるためである。一方、面外圧縮試験の場合、押し込み工具に対する接触面の境界条件を固着として考慮する必要がある。くさび押し込みに関しては、その変形仮定が圧縮変形の形態に近いことから、 E_0 は以下に説明する面外圧縮試験結果とそれに対応する有限要素解析結果の比較から推定した。

3.2.3 面外圧縮試験による瞬間弾性率の推定

Fig. 3-5 に面外圧縮試験の概略を示す。面外圧縮試験では、圧縮速度の影響を比較するために、上部押し込み平板の圧縮速度を $V_C=0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ として選定した。試験片には厚さ $t_p=0.5 \text{ mm}$ のアクリル系粘着剤を用いて一辺の長さが $L_C=2 \text{ mm}$ の直方体とした。なお、圧縮試験は各圧縮速度 V_C に対して 8 回実施した。

面外圧縮の有限要素解析に関しては、汎用構造解析プログラムの Abaqus/Explicit を使用した。Fig. 3-6 にモデル化した 3 次元面外圧縮試験の概略を Table 3-3 に解析条件を示す。ここで、Z 軸を厚さ（圧縮）方向として、X-Z 平面と Y-Z 平面を対称面とした 4 分の 1 対称モデルとして扱った。アクリル系粘着剤は厚さが $t_p=0.5 \text{ mm}$ の等方性線形粘弾性体、上下の平

板は剛体とそれぞれ仮定し，互いの接触界面は Abaqus の滑りを生じない粗い摩擦モデル (Rough friction) を用いて固着条件とした．粘着剤のメッシュは，8 節点 6 面体要素を用いて約 25500 要素に分割した．固定された下板に対して上板を圧縮速度 $V_c=0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ の 3 条件で下降させて面外圧縮試験を再現した．緩和特性は Eq. (3-5) と Table 3-2 に示すせん断ひずみ $\gamma_0=40\%$ の値を用いて，緩和特性モデルの無次元せん断弾性係数 g_i と緩和時間 τ_i を設定した．静的な弾性率としては，有限要素解析に設定する瞬間弾性率 E_0 の値を $\Delta E_0=0.1 \text{ MPa}$ の間隔で変化させて，試験結果に対する最小誤差が得られるまで繰り返し検討した．ここで，ポアソン比は，粘着剤が非圧縮材料であり，安定収束のための経験的な事実

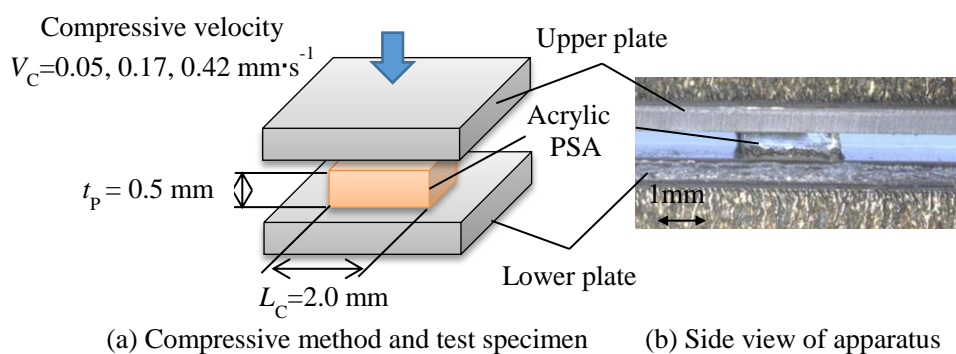


Fig.3-5 Schematic of compressive test apparatus.

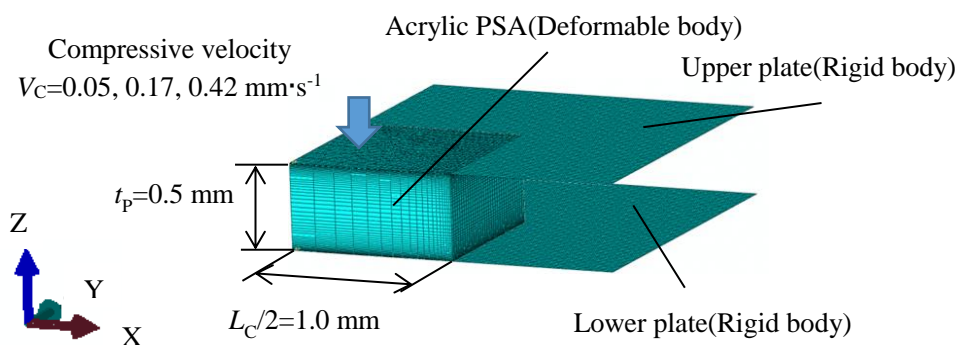


Fig.3-6 Three dimensional out-of-plane compressive FEM model.

Table 3-3 Precondition of out-of-plane compressive FEM model..

Code	Abaqus/Explicit
Element type	Eight nodes hexahedron element
Symmetric plane	X-Z plane and Z-Y plane
Material types	PSA : Isotropic/Linear Viscoelastic (non-breaking), Upper and Lower plate :Rigid body
Mesh control	ALE adaptive meshing method
Boundary condition	Lower plate : Fixed displacement Upper plate : Velocity of $0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ in Z-direction
Friction model	Rough friction (no slip)

から、 $\nu=0.49$ と仮定した。

Fig. 3-7 は面外圧縮試験における圧縮速度 $V_C=0.05 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ での実験及び解析から得られた圧縮応力 σ_C —圧縮ひずみ ε_C 曲線を示す。なお、解析結果は瞬間弾性率 $E_0=0.6, 0.7, 0.8 \text{ MPa}$ の条件を重ねて示している。実験および解析結果から、 σ_C は ε_C に対して指数関数的に増加していることがわかり、解析結果においてはアクリル系粘着剤の瞬間弾性率を $E_0=0.7 \text{ MPa}$ とした場合に、 $\varepsilon_C<0.4$ の範囲で実験結果との相対誤差が最小であった。また、Fig. 3-8 に $\varepsilon_C=0.4$ において側面から計測した変形後の幅 t_C をそれぞれ示す。同図より、実験結果は $t_C=2.54 \text{ mm}$ であったのに対し、解析結果は $t_C=2.42 \text{ mm}$ でありほぼ同様の形状を有していることが確認できる。

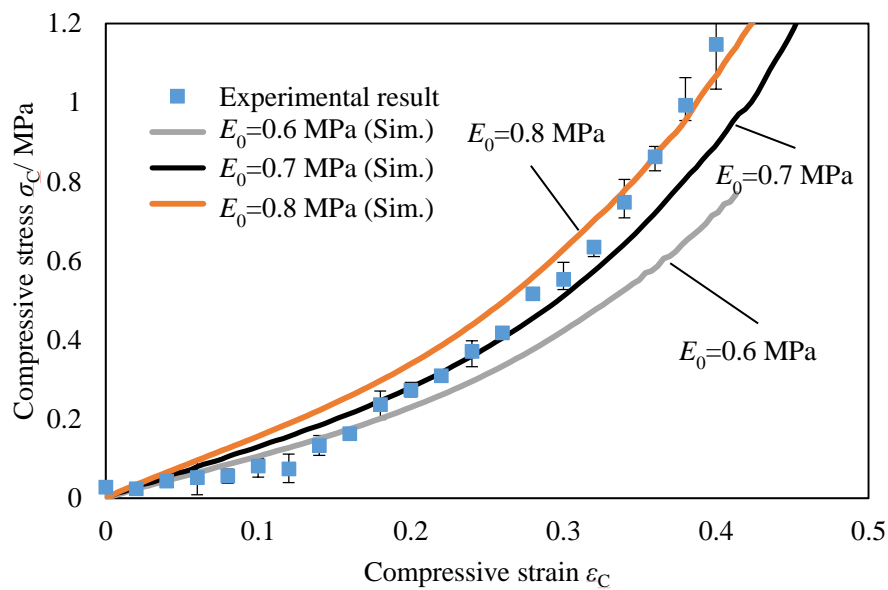


Fig.3-7 Compressive stress - strain curves of the acrylic PSA sheet with compressive velocity $V_C=0.05 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

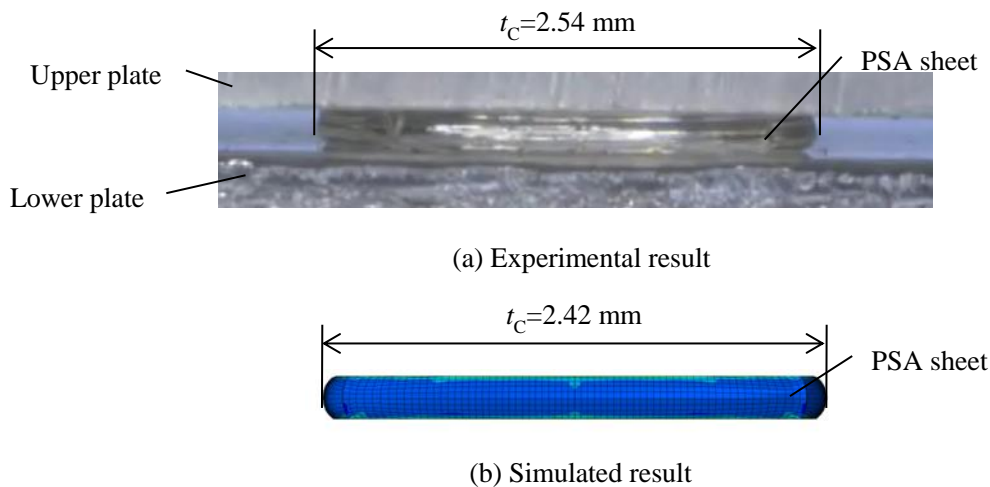


Fig.3-8 Side view of compressive deformation shape at compressive strain $\varepsilon_C=0.4$

Fig. 3-9 に圧縮速度 $V_C=0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ に対する圧縮応力 σ_C –圧縮ひずみ ε_C 曲線の実験および解析結果を示す. なお, 解析結果における瞬間弾性率は $E_0=0.7 \text{ MPa}$ と設定した. 同図から, すべての圧縮速度 V_C において σ_C は ε_C に対して指数関数的に増加し, さらに V_C に対しても増加した. これより, E_0 を実験結果 ($\varepsilon_C < 0.4$ の範囲) と比較し最小の誤差であった $E_0=0.7 \text{ MPa}$ と仮定することで, 各圧縮速度 V_C における解析結果は $\varepsilon_C < 0.3$ の範囲で実験結果と概ね一致していることがわかる. なお, $\varepsilon_C > 0.3$ の範囲における σ_C の不一致は粘着剤の大変形における非線形弾性挙動あるいは流動変形に伴う上下平板との接触状況によるものと考えられる. 以上の検討から, くさび押し込み過程における粘着剤の瞬間弾性率を $E_0=0.7 \text{ MPa}$ と推定した.

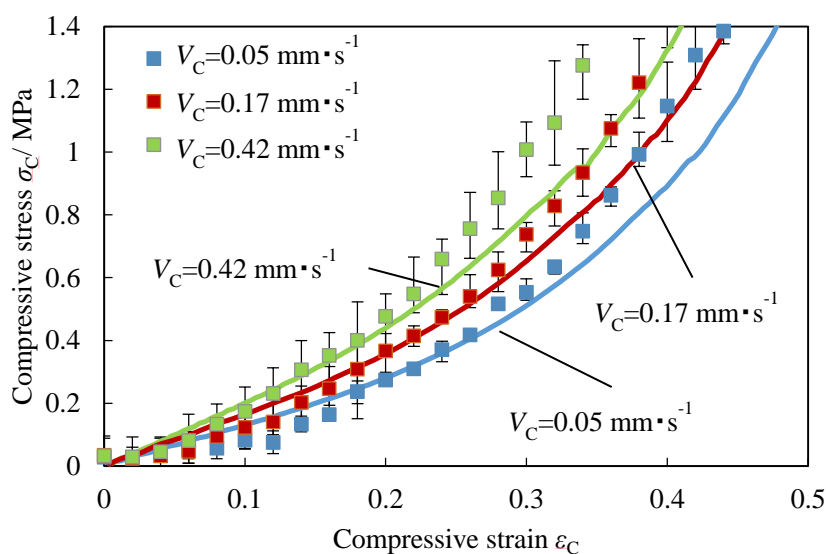


Fig.3-9 Compressive stress – strain curves of the acrylic PSA sheet when the instantaneous elastic modulus was chosen as $E_0=0.7 \text{ MPa}$.

3.3 くさび押し込み試験による変形挙動の評価

3.3.1 実験方法および被加工材

Fig. 3-10 にくさび押し込み加工の実験装置構成および被加工材の概要を示す. 本くさび押し込み試験では, 被加工材として厚さ $t_p=0.5 \text{ mm}$ のアクリル系粘着剤を長さ $L=40 \text{ mm}$, 幅 $B=20 \text{ mm}$ の矩形形状として切り出した. 被加工材を下敷きとなる厚み $t_U=0.5 \text{ mm}$ のポリカーボネート (PC) 板の上に積層させ後, 固定された面板の上に設置した. ここで, Table 3-4 に下敷きとなる PC の水平 (面内) 方向に対する引張特性を示し, 下敷きは被加工材 ($E_0=0.7 \text{ MPa}$) に対して非常に高い剛性を有していることが確認できる. くさび刃は被加工材に対して垂直に取り付けられ, 粘着剤が十分に切断されるまで押し込まれた. くさび刃の材質には超硬合金 FM10K を用い, 胴厚 $t_b=0.9 \text{ mm}$, 先端幅 $w=2 \mu\text{m}$ とした刃渡り $L_b=30 \text{ mm}$ の直線刃とした. 刃先角度は粘着剤の押し込み変形を対象とするため主に $\alpha=60^\circ$ とした. ここで, くさび刃の高さ h は, $h=t_b/(2 \times \tan(\alpha/2))=0.9/(2 \times \tan(30))=0.78 \text{ mm}$ と推定され, 被加工材の厚み $t_p=0.5 \text{ mm}$ よりも十分に大きいことがわかる.

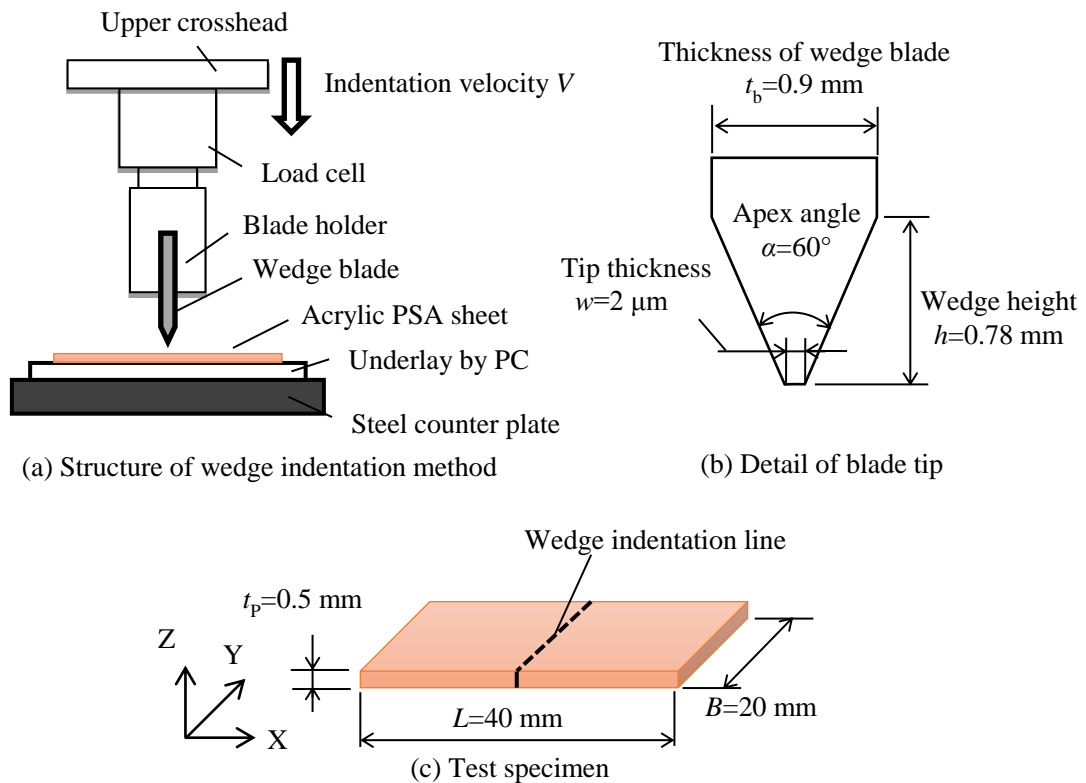


Fig. 3-10 Schematic of wedge indentation test apparatus and test specimen.

Table 3-4 Mechanical properties of PC plate with horizontal direction.

Young's modulus E_U / MPa	2650
Proof stress $\sigma_{U0.2}$ / MPa	52.9
Poisson ratio ρ_U	0.3
Tensile strength σ_{UB} / MPa	153.7
Breaking strain ϵ_{UB}	0.57

試験装置において、くさび刃を固定した上部クロスヘッドには、ロードセル（10 kN 定格）が取り付けられており押し込み深さ D と押し込み荷重 F を同時に計測した。くさび押し込み過程での計測結果から、粘着剤の切断幅 B に対する応答線荷重 $f=F/B$ および機械装置の弾性逃げを補正した押し込み深さ $d=(D-F/K)$ の関係からくさび押し込み特性を算出した。ここで、 $K=24.5 \times 10^3 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$ は下敷きの変形を含めない機械装置単体のばね係数を表しており、荷重 F が大きいほど押し込み変位 D と実際の押し込み深さ d との差が大きくなる。

くさび押し込み試験においては、押し込み速度 V の影響を比較するため、上部クロスヘッドの下降速度を $V=0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ の3条件として実施した。試験は被加工材を $296 \text{ K} \pm 1 \text{ K}$ および $50\% \pm 1\% \text{ RH}$ の環境に設定された恒温室に24時間以上保管した後、各押し込み速度に対して10回実施した。なお、くさび押し込み過程における粘着剤の変形状態を装置正面に設置した高速度カメラを用いて観察した。

3.3.2 押し込み速度に対する応答荷重の比較

Fig. 3-11 に押し込み速度 $V=0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ に対する応答線荷重 f と押し込み深さ d の測定結果を示す。ここでは、各押し込み速度 V に対して全ての測定結果を重ねて表示している。なお、 d はくさび刃の先端がアクリル系粘着剤の上面に接触した位置をゼロと定義した。

結果より、以下の特徴が見出された。(i) 応答線荷重 f は押し込み深さ d の増加とともに指数関数的に増加した。これは、最大値を示さず単調増加することを意味している。このとき、 d に対する f の増加勾配は、 $d>0.4$ で急激に増加した。(ii) 応答線荷重 f は押し込み速度 V の増加とともに増大した。(iii) 押し込み深さ d に対する応答線荷重の増加傾向は、 $d=0.4\sim 0.45 \text{ mm}$ 付近で変局点を生じた。 $d=0.52 \text{ mm}$ に達したとき、くさび刃が粘着剤を完全に切断し、下敷きに接触するため、荷重応答の増加勾配は急激な増加傾向を示した。

ここで、押し込み深さ d と押し込み速度 V を用いて荷重応答を特徴付けるため、Eq. (3-8) に示すように、応答線荷重 f を d と V の関数であると仮定した。

$$f=f(d,V) \quad (3-8)$$

応答線荷重 f または f の増加勾配に及ぼす押し込み速度 V の影響を比較するため、応答線荷重の増加勾配 $\Delta f/\Delta d$ を定義し、各押し込み速度 V に対して Fig. 3-11 の結果から算出した。なお、増加勾配 $\Delta f/\Delta d$ は一定の押し込み深さの間隔 $\Delta d=0.01 \text{ mm}$ にて算出した。Fig. 3-12 に押し込み深さ d と $\Delta f/\Delta d$ の関係を示す。同図より、 $\Delta f/\Delta d$ は $d<0.44 \text{ mm}$ の範囲で指数関数的に増加したが、 $d\geq 0.44 \text{ mm}$ の範囲ではほぼ一定であった。ここで、 $\Delta f/\Delta d$ は $0.38\leq d<0.44 \text{ mm}$ 付近で

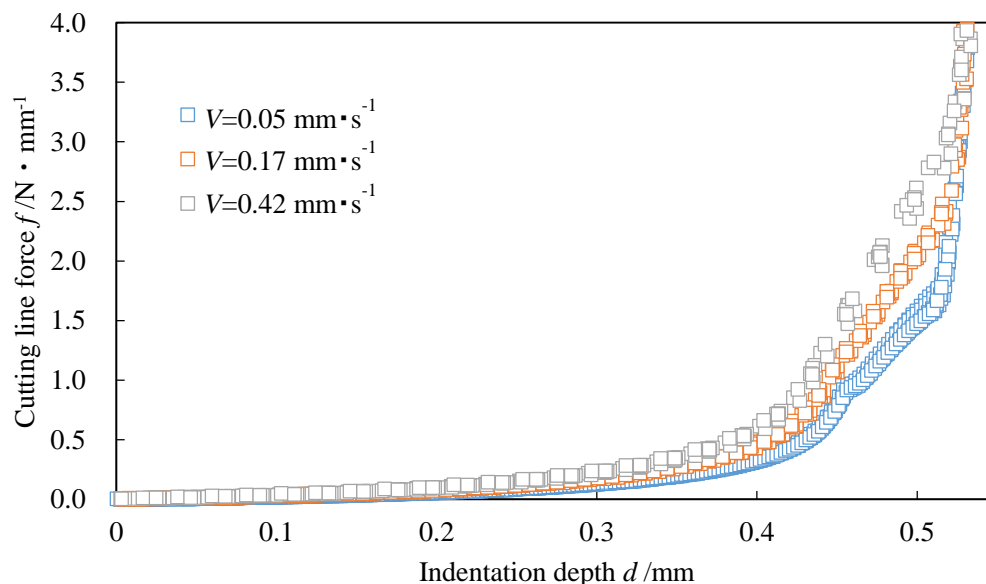


Fig. 3-11 Relationship between the cutting line force f and the indentation depth d for $V=0.05, 0.17$ and $0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$

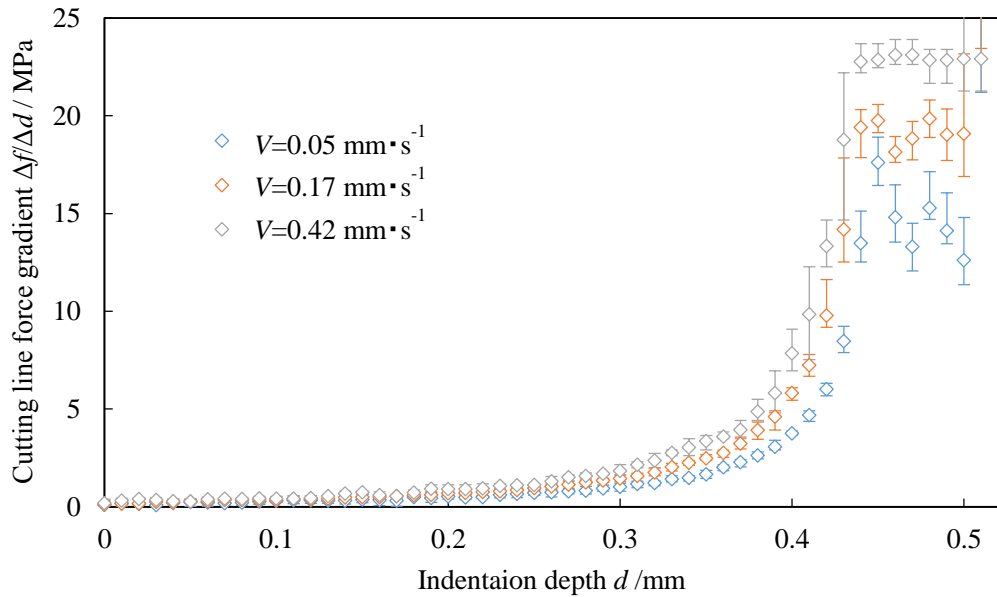


Fig. 3-12 Relationship between the cutting line force gradient $\Delta f/\Delta d$ and the indentation depth d for $V=0.05, 0.17$ and $0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

極端な増加を示したことから、荷重応答は (I) 指数関数的な増加 (II) 極端な増加 (III) 増加勾配の飽和の3段階に分類することができる。

Fig. 3-13 に押し込み深さ $d=0.15, 0.35, 0.40, 0.44 \text{ mm}$ に対する押し込み速度 V と増加勾配 $\Delta f/\Delta d$ の関係を示す。同図から、各押し込み深さ d における $\Delta f/\Delta d$ は $\ln(V)$ に対してほぼ線形であることがわかり、その誤差は非常に小さいことが見て取れる。 $\Delta f/\Delta d$ と $\ln(V)$ の関係を、Eq. (9) によって線形近似した。ここで、微分形式で表される $\Delta f/\Delta d$ は、各押し込み速度 V に対してそれぞれ算出されることから、偏微分形式で $\partial f/\partial d$ と表記されている。

$$\frac{\Delta f}{\Delta d} = \frac{\partial f}{\partial d} = \kappa_1 \ln(V) + \kappa_0 \quad (3-9)$$

Table 3-5 に押し込み深さ $d=0.15, 0.35, 0.40, 0.44 \text{ mm}$ に対して Eq. (3-9) の線形近似によって得られた係数 κ_1 および κ_0 を押し込み深さごとにそれぞれ示す。Fig. 3-13 および Table 3-5 から、Eq. (3-9) の係数 κ_1 および κ_0 は、 d に依存して増加しており d の関数として表されることがわかる。これらのことから、応答線荷重の増加勾配 $\partial f/\partial d$ は $\ln(V)$ および d に対しての関数であるといえる。

Fig. 3-14 に係数 κ_0 と押し込み深さ d との関係を示す。係数 κ_0 は、 $0 < d < 0.38 \text{ mm}$ の範囲において指数関数的に増加していることがわかり、Eq. (3-10) で近似した。一方、 $0.38 \leq d < 0.44 \text{ mm}$ の範囲においては、係数 κ_0 は押し込み深さ d に対してほぼ線形に増加していることがわかり、Eq. (3-11) で線形近似した。さらに、 $d \geq 0.44 \text{ mm}$ の範囲では、ほぼ一定の値を示した。

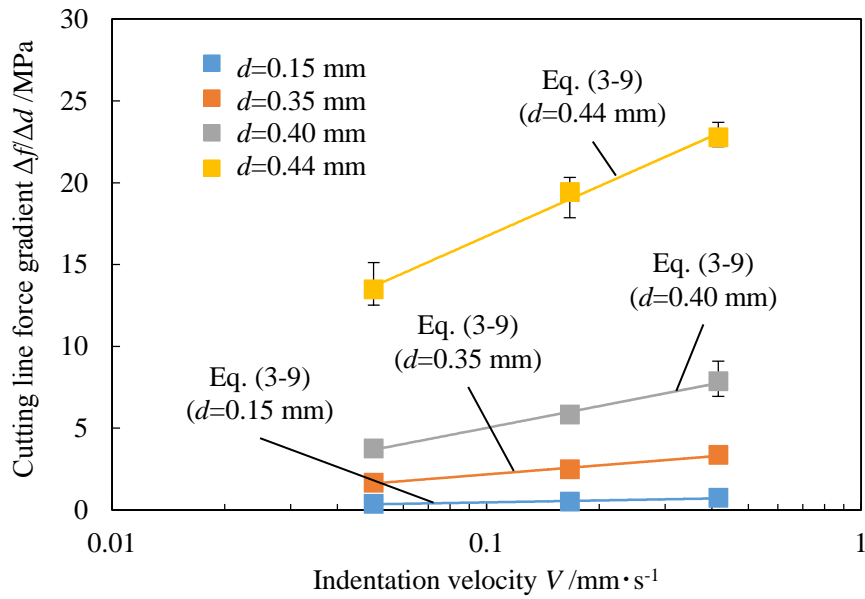


Fig. 3-13 Relationship between the cutting line force gradient $\Delta f/\Delta d$ and the indentation velocity V for indentation depth $d=0.15, 0.35, 0.40$ and 0.44 mm.

Table 3-5 The coefficient κ_1 and κ_0 in Eq. (3-9) at indentation depth $d=0.15, 0.35, 0.40$ and 0.44 mm.

d / mm	κ_1	κ_0
0.15	0.17	0.86
0.35	0.79	4.01
0.40	1.92	9.45
0.44	4.41	26.9

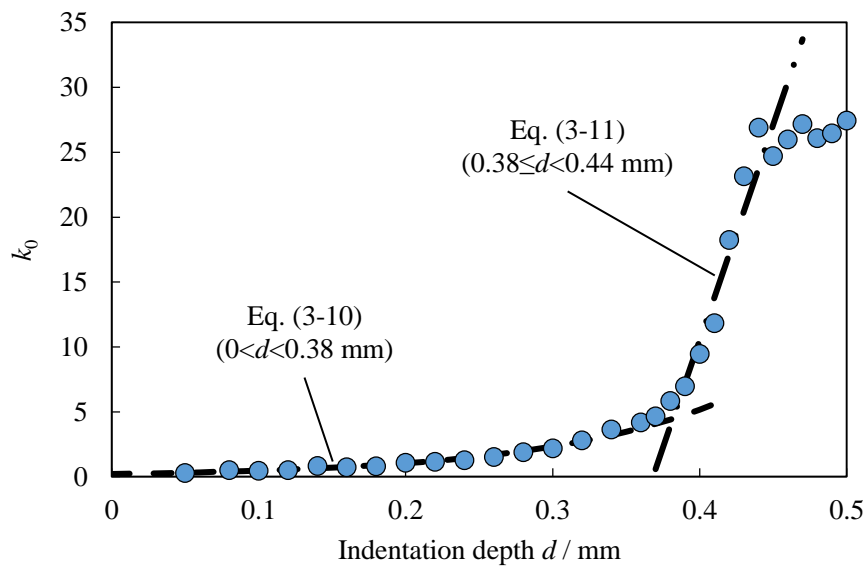


Fig. 3-14 The coefficient κ_0 of Eq. (3-9) for the indentation depth d .

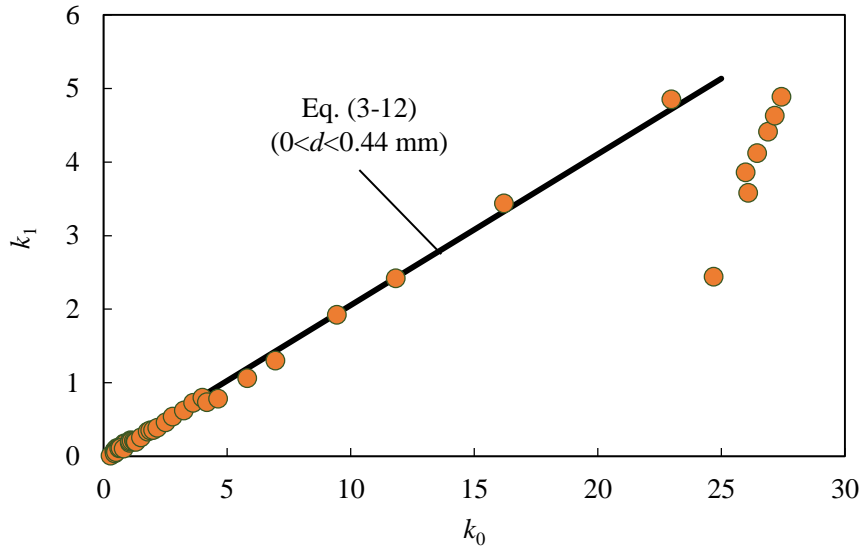


Fig. 3-15 Relationship between the coefficient κ_1 and κ_0 of Eq. (9) for $d < 0.5$ mm.

Fig. 3-15 に押し込み深さ $d < 0.50$ mm における係数 κ_1 と κ_0 の関係を示す. 同図では, $0 < d < 0.44$ mm の範囲において係数 κ_1 と κ_0 は Eq. (3-12) で表されるような原点を通る比例関係にあることを示している. しかし, この比例関係は $d \geq 0.44$ mm の最終段階では異なる傾向を示した. ここで, Eq. (3-9) に Eq. (3-12) を代入し Eq. (3-9) の係数 κ_1 を取り除くことで, $0 < d < 0.44$ mm の範囲において Eq. (3-13) の関係式を得た. Eq. (3-13) から, 荷重応答を押し込み深さ d および押し込み速度 V の 2 つの独立した関数に分離可能であることが明らかになった.

$$\kappa_0 = 0.21 \exp(d/0.125) \quad (\text{for } 0 < d < 0.38) \quad (3-10)$$

$$\kappa_0 = 331.3 d - 122.0 \quad (\text{for } 0.38 \leq d < 0.44) \quad (3-11)$$

$$\kappa_1 = 0.205 \kappa_0 \quad (\text{for } 0 < d < 0.44) \quad (3-12)$$

$$\frac{\partial f}{\partial d} = \kappa_0 (1 + 0.205 \ln(V)) \quad (\text{for } 0 < d < 0.44) \quad (3-13)$$

Eq. (3-13) を押し込み深さ d に関して積分することによって, d の範囲に応じて Eq. (3-14.1) および(3-14.2)の近似式が得られた. なお, d に対応する範囲としては Eq. (3-10) と(3-11)の 2 式が用いられた.

$$f(d, V) = \begin{cases} 0.0261(\exp(d/0.125) - 1)(1 + 0.205 \ln(V)) & (\text{for } 0 < d < 0.38) \\ (165.7d^2 - 122.0d + C_0)(1 + 0.205 \ln(V)) & (\text{for } 0.38 \leq d < 0.44) \end{cases} \quad (3-14.1)$$

$$(165.7d^2 - 122.0d + C_0)(1 + 0.205 \ln(V)) \quad (\text{for } 0.38 \leq d < 0.44) \quad (3-14.2)$$

ここで, 押し込み速度 $V > 0$ において任意の V に対する応答線荷重は $f(0, V) = 0 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$ となることから, $0 < d < 0.38$ mm の範囲を表す Eq. (3-14.1) の積分定数が得られる. 一方, $d = 0.38$ mm において Eq. (3-14.2) と(3-14.1) は一致することから, Eq. (3-14.2) の積分定数 C_0 は任意の速度 $V > 0$ に対して $C_0 = 22.96 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$ と推定した.

Fig. 3-16 に Eq. (3-14.1)および(3-14.2)の近似式で算出した応答線荷重 f と実験結果の比較を示す。結果より、 $0 < d < 0.44$ mm の範囲において近似式により得られた f は実験結果と広い範囲で良い一致を示し、その相関係数 R は $R > 0.99$ であった。これより、上記の実験的な検討から、本アクリル系粘着剤のくさび押し抵抗は、Eq. (3-14.1)および(3-14.2)に示すように押し込み速度 V の影響を受けることが明確となった。

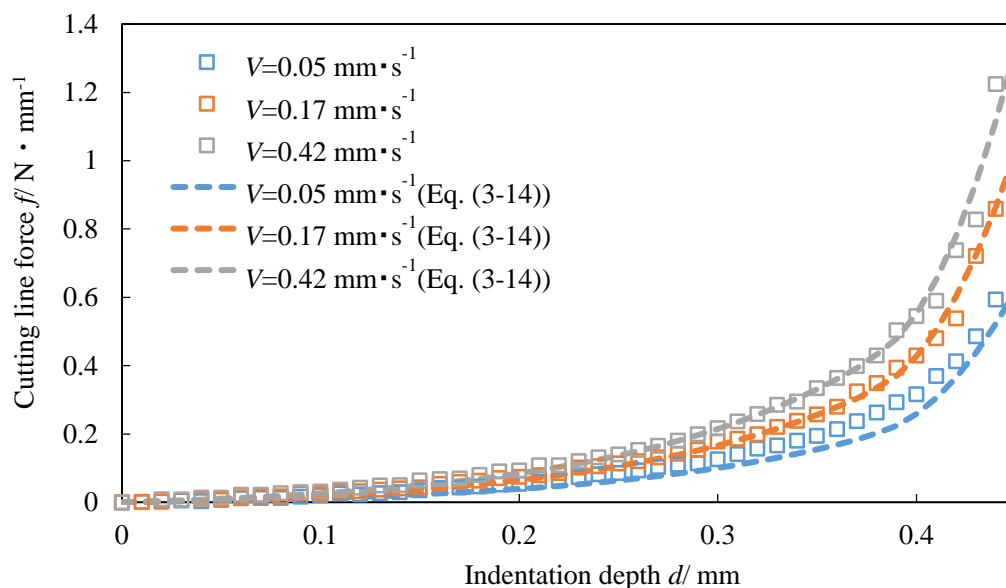


Fig. 3-16 Relationship between the cutting line force f for Eq. (14.1), (14.2) and the indentation depth d for $V=0.05, 0.17$ and 0.42 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ and the experimental results cited from a part of Fig. 3-11.

以上の結果から、粘着剤厚みを基準とした押し込み深さ d/t_p に対する荷重応答の関係において 3 つの傾向が確認された。：(1) $0 < d/t_p < 0.76$ の範囲において指数関数的に増加、(2) $0.76 \leq d/t_p < 0.88$ の範囲で急激に増加、(3) $0.88 \leq d/t_p < 1.0$ の範囲では増加勾配が飽和し、一定値を示す。(1)の指数応答は、面外圧縮応答の初期段階と同様の傾向であることから線形の粘弾性特性による評価が可能と考えられる。一方、(2)の急増応答や(3)の飽和応答ではそれぞれで非線形な挙動を示しており、これらの挙動の違いは、後述するくさび押し過程の沈み込みおよび流動変形の側面から議論される。

3.3.3 沈み込み形状の観察

Fig. 3-17 に示すのは、刃先角度 $\alpha=60^\circ$ のくさび刃による押し込みにおいて押し込み速度 $V=0.05, 0.17, 0.42$ $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ に対する粘着剤側面の変形過程を高速カメラで撮影した一例である。ここで、初期形状として $d=0$ mm、押し込み初期および押し込み中期の変形状態として $d=0.15, 0.30$ mm をそれぞれ示している。同図より、くさび刃の押し込みにより刃先近傍の粘着剤上面に沈み込み領域が観察され、 d が増加することで沈み込みが増大していることがわかる。これは、粘着剤とくさび刃表面の接触界面が接着による固着状態となることで、くさび刃の押し込み

に伴い粘着剤上面が引き込まれたためと考えられる。なお、 V に対する明確な違いは観察されなかった。一方、粘着剤下部の変形に着目すると、粘着剤が下敷きと接着していることから、延性材料の押し込み過程で見られるようなネッキングや被加工材の反り上がり等の変形は確認されなかった。

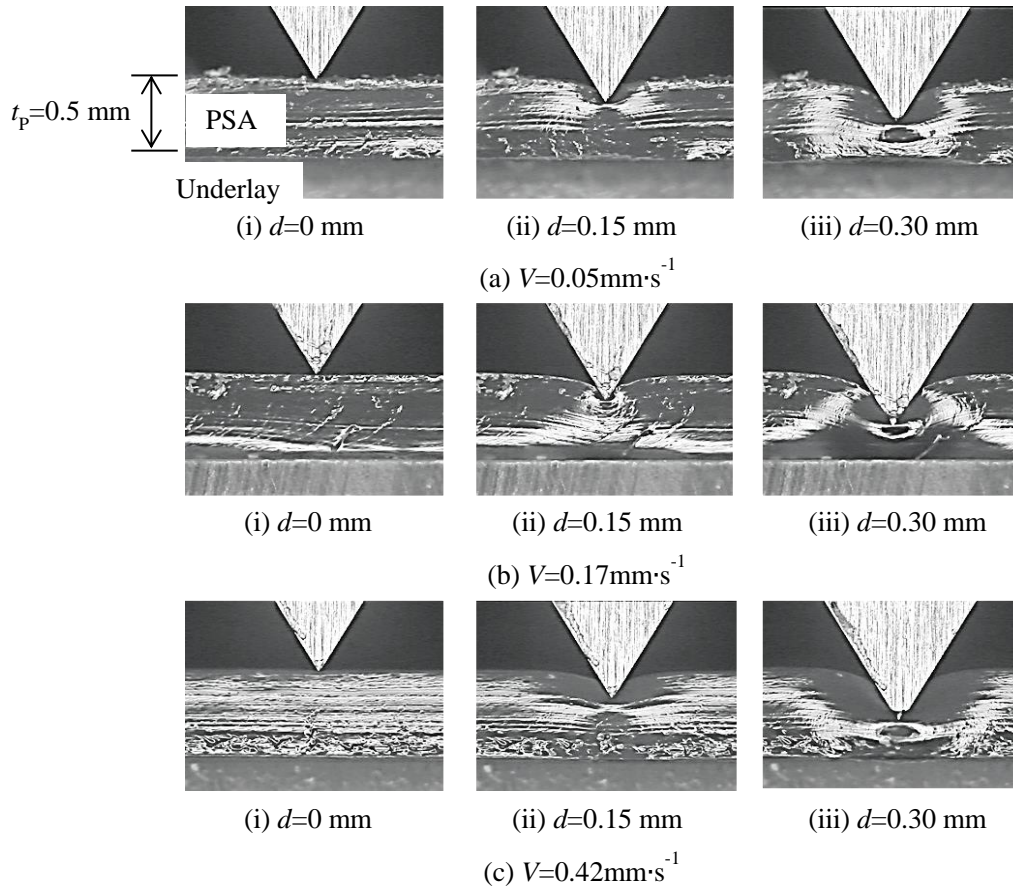


Fig. 3-17 Side view of wedge zone of 0.5 mm thickness acrylic PSA sheet with respect to indentation depth d for indentation velocity of $V=0.05, 0.17$ and $0.42 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$.

Fig. 3-18 に押し込み深さ $d=0.40 \text{ mm}$ および押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ における粘着剤側面の変形状態および模式図を示す。Fig. 3-18(a)から、粘着剤の下部が水平方向（側面図の手前側）へ大きく流出（流動変形）することで画像の焦点がずれていることがわかる。このことから、 $d > 0.30 \text{ mm}$ の範囲における粘着剤下部の変形状態を詳細に観察することは困難であった。そこで、押し込み深さの範囲が $0.10 < d < 0.50 \text{ mm}$ におけるくさび押し込み領域の変形状態を詳しく調べるため、Fig. 3-18(b)に示すように水平方向に対する粘着剤上面の沈み込み領域の傾斜角 φ を定義し、計測した。

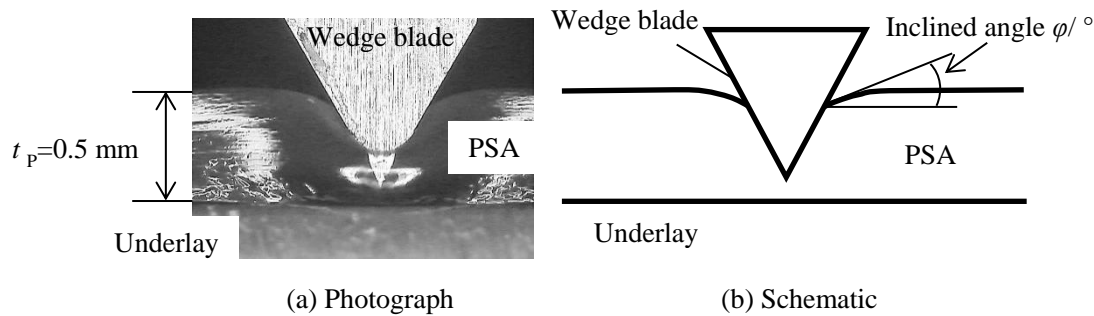


Fig. 3-18 Side view of wedge zone of 0.5 mm thickness acrylic PSA sheet at indentation depth $d=0.40$ mm and indentation velocity of $V=0.17$ mm·s⁻¹.

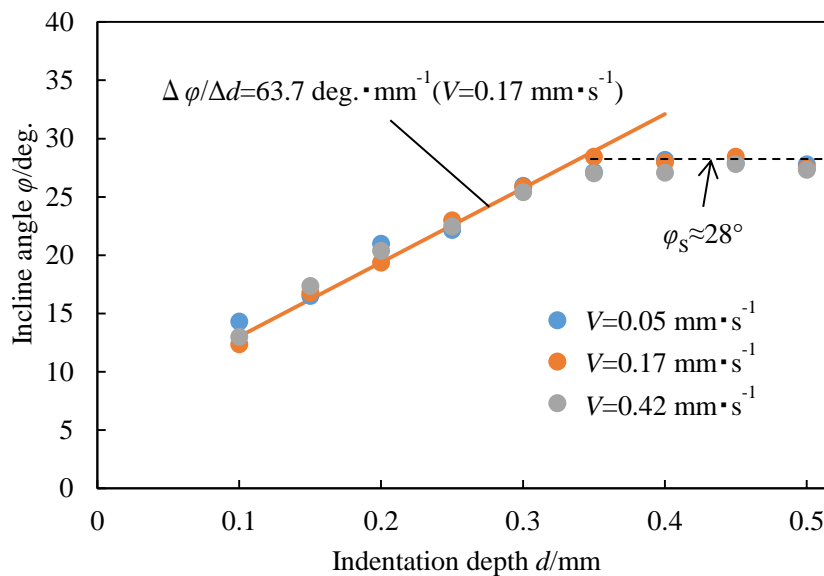


Fig. 3-19 Relationship between the incline angle ϕ and the indentation depth d .

Fig. 3-19 に各押し込み速度 V に対する傾斜角 ϕ と押し込み深さ d の関係を示す. 同図から, $d < 0.35$ mm の範囲において, いずれの押し込み速度に対しても ϕ は d とともに線形に増加し, $d \geq 0.35$ mm の範囲において, 一定傾斜角 $\phi_s \approx 28^\circ$ を示すことがわかった. 例として, $V=0.17$ mm·s⁻¹ の場合に, 0.10 mm $< d < 0.30$ mm の範囲に対する傾斜角の増加勾配 $\Delta\phi/\Delta d$ は $\Delta\phi/\Delta d=63.7$ deg·mm⁻¹ であった.

これらの沈み込み形状の観察結果から, 粘着剤厚みを基準とした押し込み深さ d/t_p に対して沈み込み領域の傾斜角 ϕ は $0 < d/t_p < 0.7$ の範囲において線形に増加し, $0.7 \leq d/t_p < 1.0$ の範囲においては増加勾配が飽和し, 一定となる挙動を示した. 前者はくさび刃表面に固着した粘着剤がくさび刃の押し込みに伴い引き込まれることが要因であり, 後者の飽和挙動は粘着剤上部の塑性流動によって生じたと考えられる.

粘着剤厚みを基準とした押し込み深さ d/t_p に対する傾斜角 ϕ と応答線荷重の増加勾配 $\partial f/\partial d$ を比較すると, $0.76 \leq d/t_p < 0.88$ における $\partial f/\partial d$ の急激な増加は $d/t_p \geq 0.7$ において ϕ が飽和挙動

を示したことに関係していると見て取れる。これは、粘着剤の降伏挙動やくさび刃の接触面への濡れ広がりおよび接触界面の滑りによる三次元的（水平方向）な塑性流動によってくさび刃表面と粘着剤上面の界面（せん断部分）における接触面積が増加したためと考えられる。 $0.88 \leq d/t_{wP} < 1.0$ における $\partial f / \partial d$ の最終的な飽和応答は、流動抵抗の増加や一種のネッキング現象によって引き起こされたと思われるが、下敷きと下面の浮き上がりや剥離は生じなかった。

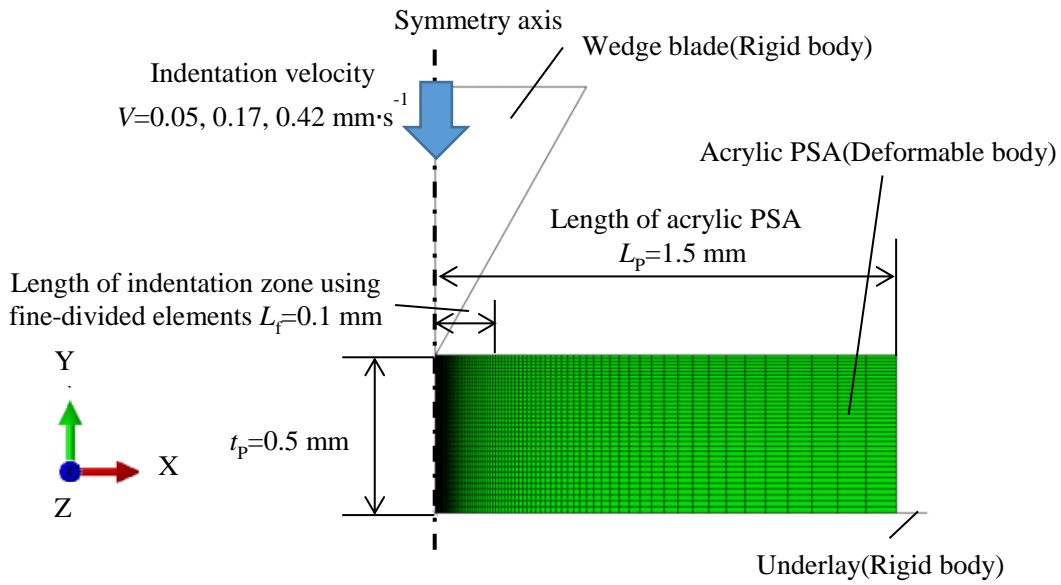
くさび押し込み過程における応答線荷重と変形状態および内部応力状態を比較するため、以下では有限要素解析による検討結果を示す。

3.4 有限要素解析によるくさび押し込み挙動の評価

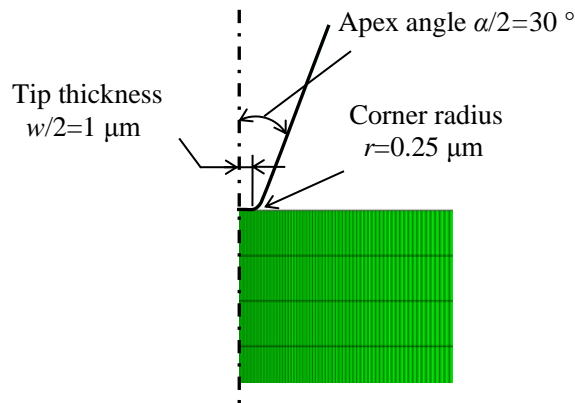
3.4.1 数値解析条件

アクリル系粘着剤のくさび押し込み挙動を解析するため、汎用構造解析プログラムの Abaqus/Explicit を用いた。Fig. 3-20 に 2 次元平面くさび押し込みモデルの概略を Table 3-6 に解析条件を示す。X 軸と Y 軸をそれぞれ水平方向と厚さ方向とし、対称軸を中心とした 2 分の 1 の対称モデルとして扱った。Fig. 3-20(a) より、アクリル系粘着剤（変形体）の厚さを $t_p = 0.5 \text{ mm}$ とし、X 軸方向の長さを厚さの 3 倍となる $L_p = 1.5 \text{ mm}$ とした。なお、くさび刃と下敷きは、粘着剤と比較して非常に高い剛性を有していることから、剛体と仮定した。変形体である粘着剤のメッシュは、4060 要素と 4366 節点を持つ 4 節点平面ひずみ要素を用いた。ここで、対称軸からの長さ $L_f = 0.1 \text{ mm}$ の押し込み領域は、沈み込みによる大きな変形を伴うため細かい要素を用いた。押し込み領域における X 軸方向の最小の要素長さは $0.5 \mu\text{m}$ とし、その他の X 軸方向の要素長さは比率 1.04 の粗密を有する形で分割した。Y 軸方向の要素長さは上面から下面へ $10 \sim 20 \mu\text{m}$ となるよう分割した。なお、Fig. 3-20(b) に示すように、くさび刃は刃先角度 $\alpha = 60^\circ$ を対象としていることから $\alpha/2 = 30^\circ$ とし、先端幅 $w/2 = 1 \mu\text{m}$ 、刃先角部半径 $r = 0.25 \mu\text{m}$ とした。

変形体の要素に生じる局所的な大きい変形に対しては、ALE アダプティブリメッシュ機能を用いてメッシュのゆがみを制御した。さらに、くさび押し込み過程の変形状態を比較するため、すべての要素は亀裂や破断が発生しないと仮定した。接触界面の摩擦条件に関して、粘着剤は押し込み過程でくさび刃と接触するときに粘着剤の濡れ広がりによって瞬時に固着（接着）していると考えられる。そこで、粘着剤とくさび刃および下敷きは Abaqus のすべりを生じない粗い摩擦モデル（Rough friction）を使用して互いに固着条件とした。境界条件としては、下敷きを完全拘束し、くさび刃を Y 軸下方向に下降させることでくさび押し込みを再現した。なお、押し込み速度を $V = 0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ の 3 条件で比較した。アクリル系粘着剤の材料物性に関して、等方性の線形粘弾性体と仮定し、Eq. (3-5) と Table 3-2 に示すせん断ひずみ $\gamma_0 = 40\%$ の値を用いて、応力緩和特性モデルの各項で無次元せん断緩和弾性率 g_i と緩和時間 τ_i を指定した。静的な弾性率としては、3.2.3 項での面外圧縮試験による実験および解析結果の関係から推定した瞬間弾性率 $E_0 = 0.7 \text{ MPa}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.49$ を指定した。



(a) Overall view of simulation model



(b) Enlarged view of wedge blade

Fig. 3-20 Two dimensional plane strain and a half symmetric wedge indentation FEM model.

Table 3-6 Precondition of wedge indentation FEM model.

Code	Abaqus/Explicit
Element type	Four nodes quadrilateral plane strain element
Symmetric axis	Fixed displacement in X-direction
Material types	PSA : Isotropic/Linear Viscoelastic (non-breaking), Wedge blade : Rigid body Underlay : Rigid body
Mesh control	ALE adaptive meshing method
Boundary condition	Underlay : Fixed displacement in X and Y-direction Wedge blade : Velocity of $0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ in -Y-direction
Friction model	Rough friction (no slip)

3.4.2 応答荷重における切断速度の影響

刃先角度 $\alpha=60^\circ$ のくさび刃を用いた粘着剤への押し込み過程を有限要素解析により計算した。Fig. 3-21 に押し込み速度 $V=0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ に対する数値解析により得られた応答線荷重 f と押し込み深さ d の関係を実線で示し、比較として Fig. 3-11 に示す実験結果から抜粋したプロットを重ねて示す。結果より、数値解析により得られた f は、いずれの V においても、 $d < 0.30 \text{ mm}$ の範囲で実験結果によって得られた応答荷重とよく一致することがわかった。なお、 $0.30 \leq d < 0.40 \text{ mm}$ の範囲では実験結果よりも解析結果の方が f の値は小さく、その誤差は d の増加とともに増大した。押し込み深さが最終段階となる $d \geq 0.40 \text{ mm}$ では、押し込み領域のメッシュが大きく歪むことによって解析を続けることが困難であった。

Fig. 3-21 に示すように、数値解析により得られた応答線荷重 f と押し込み深さ d の関係は押し込み速度 V の影響を受け、 V の増加に伴い f も増加していることがわかる。このことから、材料物性に設定した緩和特性のパラメータ (Fig. 3-4, Table 3-2, Eq. (3-6), (3-7)) を用いることで V が f に及ぼす影響を特徴づけられることが確認できる。以上のことから、せん断応力緩和試験での線形粘弾性応答および面外圧縮試験における圧縮ひずみ $\varepsilon_c < 0.3$ の範囲において推定した瞬間弾性率 E_0 を考慮することにより、アクリル系粘着剤の時間依存性を考慮したくさび押し込み抵抗が $d < 0.3$ の範囲にて十分な予測精度を有していることを示した。

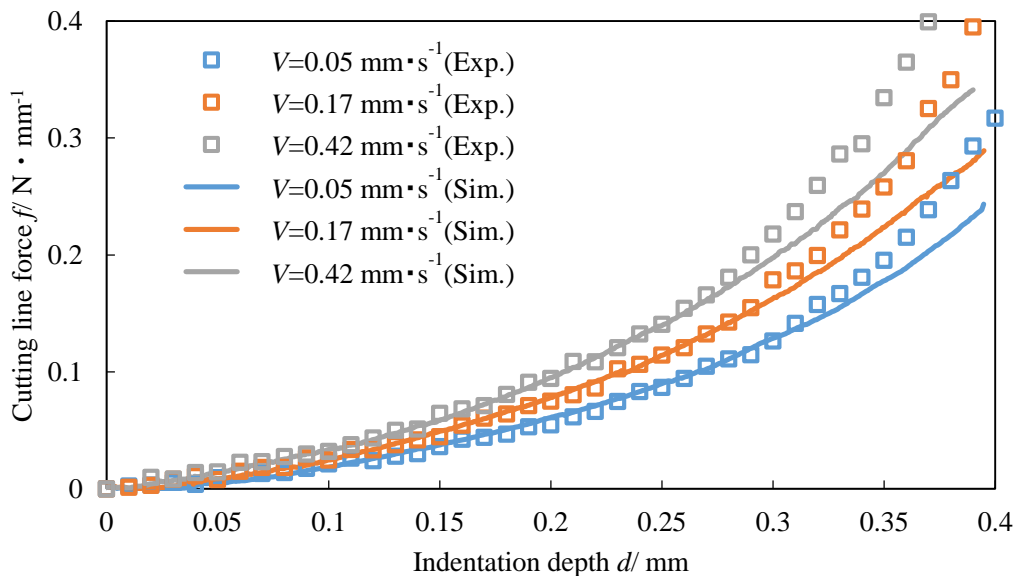


Fig. 3-21 Relationship between the simulated cutting line force f and the indentation depth for the indentation velocity $V=0.05, 0.17$ and $0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ and the experimental results cited from a part of Fig. 3-11.

3.4.3 沈み込み形状と塑性流動の影響

Fig. 3-22 および Fig. 3-23 に押し込み速度 $V=0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ に対して押し込み深さ $d=0.15, 0.30, 0.40 \text{ mm}$ における変形状態と最大および最小主応力の分布を示す。各図の変形状態より、Fig. 3-17 で観察されたような粘着剤上面の沈み込み領域が確認できる。また、実験観察結果と同様にして刃先直下のネッキングや被加工材の反り上がり等の変形は確認されなかった。ここで、解析条件では粘着剤とくさび刃間の接触条件を滑りが生じない固着状態と仮定していることから、くさび刃の降下に伴い粘着剤上面が引き込まれるため、解析結果に上記の沈み込み領域が形成されたと考えられる。

Fig. 3-22 から、押し込み深さ d が増加すると刃先端近傍と粘着剤上面に高い引張応力が生じていることがわかる。また、押し込み速度 V が増加すると、より高い引張応力を生じた。このことから、引張応力は粘着剤とくさび刃間の固着に伴う引き込みによって生じていると考えられる。一方、Fig. 3-23 より、くさび刃直下に位置する粘着剤の底部に高い圧縮応力が生じていることがわかり、 d および V が増加すると、より広範囲に高い圧縮応力が生じた。以上のことから、 V を増加させると、粘着剤内部の引張・圧縮応力が増大することおよび粘着剤内部の応力緩和が進行しにくくなることから、応答線荷重 f が増加したものと考えられる。

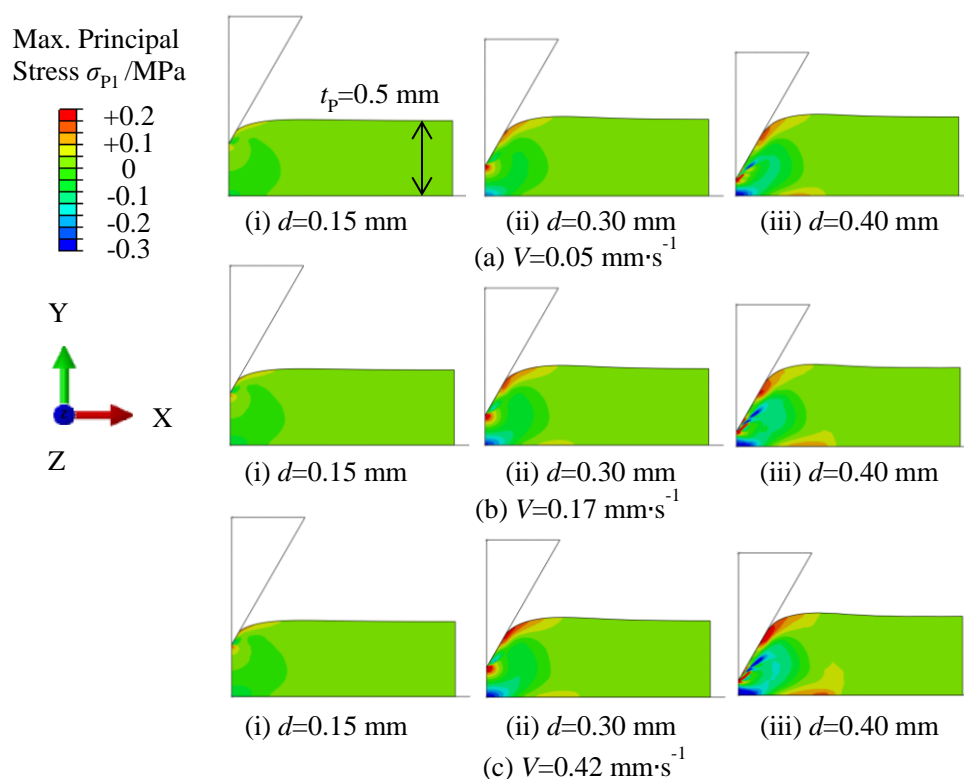


Fig. 3-22 Distribution diagram of the maximum principal stress in the acrylic PSA sheet subjected to a 60° wedge indentation at $d=0.15, 0.30, 0.40 \text{ mm}$.

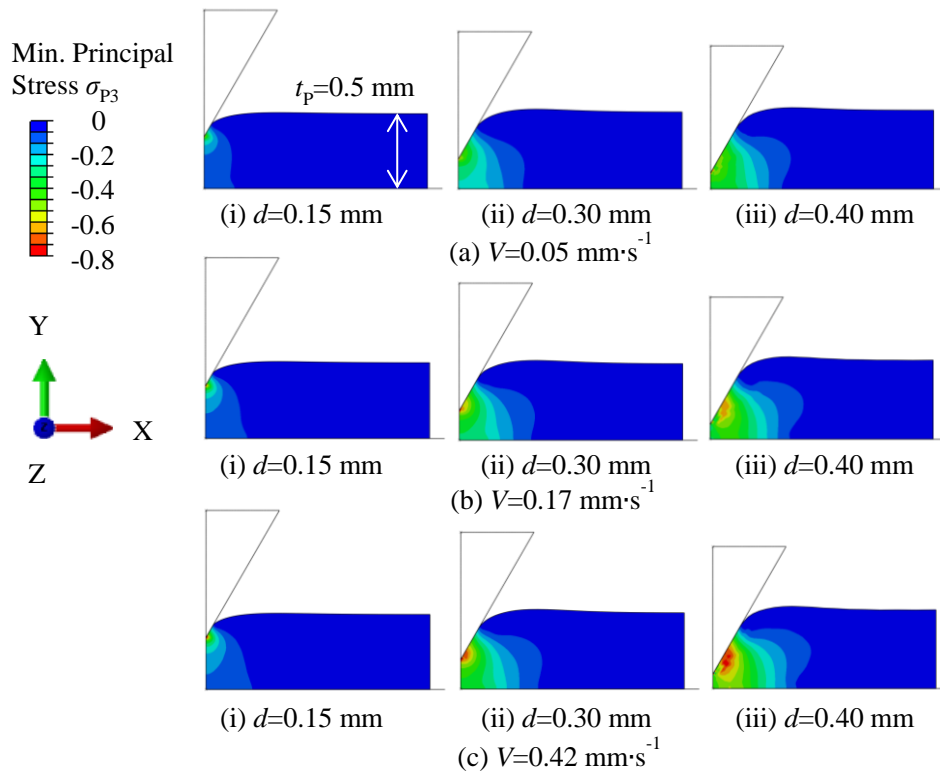


Fig. 3-23 Distribution diagram of the minimum principal stress in the acrylic PSA sheet subjected to a 60° wedge indentation at $d = 0.15, 0.30, 0.40$ mm.

有限要素解析により得られた変形状態から, Fig. 3-18 で示した水平方向に対する粘着剤上面の沈み込み領域の傾斜角 φ を計測した. Fig. 3-24 に押し込み速度 $V=0.05, 0.17, 0.42$ mm·s⁻¹ に対する解析結果より計測した傾斜角 φ と押し込み深さ d の関係を示す. なお, Fig. 3-17 に示す各実験結果も重ねて示す. 3.3.3 項で述べたように実験結果より計測した傾斜角 φ はいずれの押し込み速度においても $d < 0.30$ mm に対して線形に増加し, $d \geq 0.35$ mm の範囲では一定傾斜角 $\varphi_s \cong 28^\circ$ を示した. これに対して, 解析結果では $d < 0.40$ mm の範囲で線形に増加し, 押し込み深さが増加しても一定の傾斜角 φ_s を示さなかった. 押し込み速度 $V=0.17$ mm·s⁻¹ を例にした場合, $0.10 < d < 0.40$ mm の範囲にて解析結果から求めた傾斜角の増加勾配 $\Delta\varphi/\Delta d$ は $\Delta\varphi/\Delta d=80.1$ deg·mm⁻¹ であり, $0.10 < d < 0.30$ mm に対して実験結果から求めた増加勾配 $\Delta\varphi/\Delta d$ は $\Delta\varphi/\Delta d=63.7$ deg·mm⁻¹ であった. このように, 解析結果における増加勾配 $\Delta\varphi/\Delta d$ は $d < 0.30$ mm の範囲において実験結果よりも約 26% 大きい値を示した.

ここで, $d \geq 0.35$ mm の範囲において, 解析結果と実験結果の傾斜角 φ が異なる傾向を示した要因として, 実験では Fig. 3-25 に示すような粘着剤の降伏挙動 (塑性流動) に伴う濡れ広がりや粘着剤とくさび刃の不均一な接触による若干のせん断滑りが生じたためと考えられる. これにより, 解析結果よりも実験結果の方がくさび刃表面と粘着剤上面の接触面積が増加したため応答線荷重も高い値を示したと考えられる. $d \geq 0.35$ mm の範囲において実験結果の増加勾配 $\Delta\varphi/\Delta d$ に飽和応答が生じる要因を明らかにするため, 有限要素解析により応力状態を比較した.

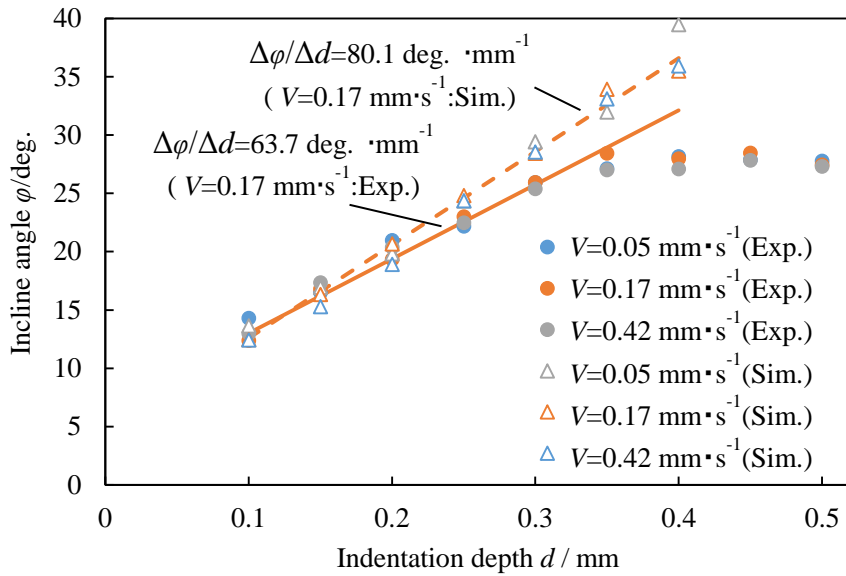


Fig. 3-24 Relationship between the incline angle ϕ and the indentation depth d for the indentation velocity $V=0.05, 0.17$ and $0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ with their corresponding experimental results.

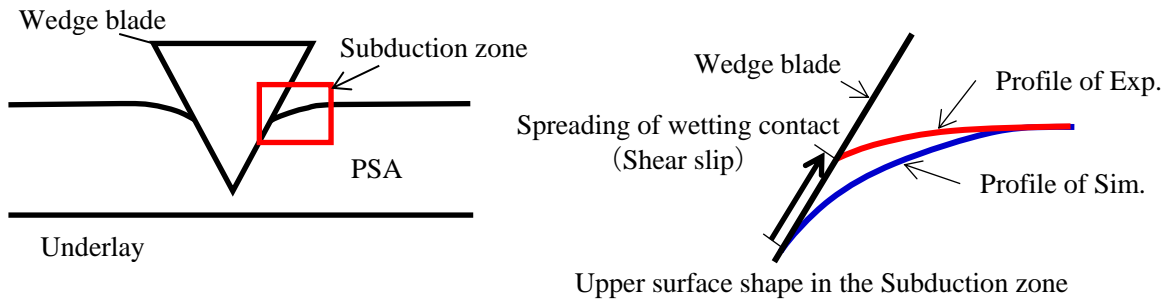


Fig. 3-25 Conceptual deformation shape when difference in the subduction shape between the experimental result and the simulated result.

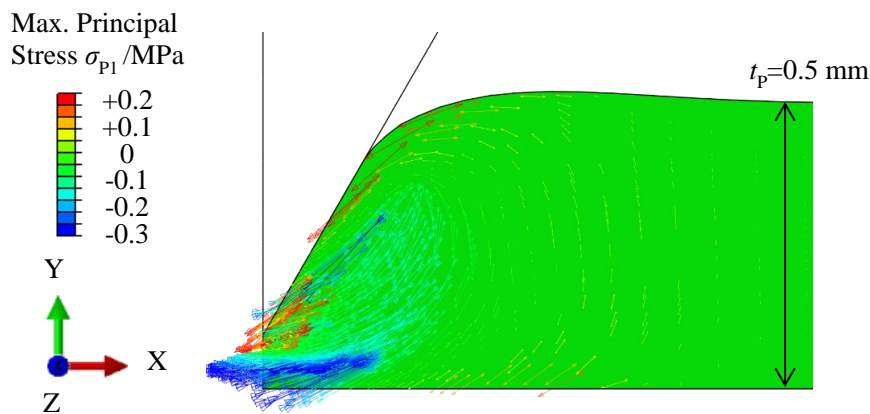
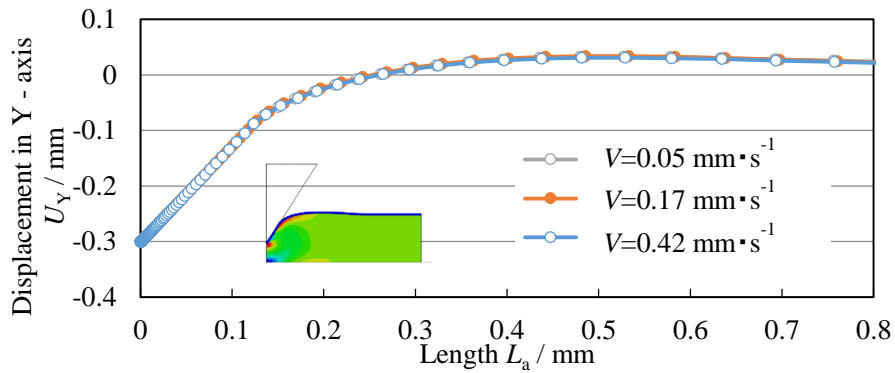


Fig. 3-26 Vector diagram of the minimum principal stress in the acrylic PSA sheet subjected a 60° wedge indentation at the indentation depth $d=0.40 \text{ mm}$ for indentation velocity of $V=0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

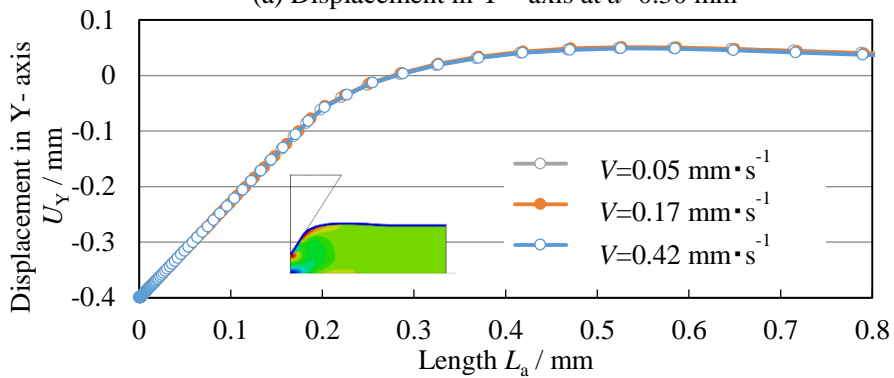
Fig. 3-26 に押し込み速度 $V=0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ および押し込み深さ $d=0.40 \text{ mm}$ における変形状態と最大主応力 σ_{P1} のベクトル図を示す。同図より、沈み込み領域における粘着剤上面の最大主応力 σ_{P1} は刃先傾斜面に沿う方向に高い引張応力が作用していることがわかる。このことから、粘着剤上面の最大主応力 σ_{P1} が沈み込み領域の変形状態に影響していると考えられる。

Fig. 3-27 は押し込み深さ $d=0.30, 0.40 \text{ mm}$ において、水平方向の位置 L_a に対する粘着剤上面の Y 軸成分の変位量 U_Y と最大主応力 σ_{P1} を示す。ここでは、Fig. 3-21 に示す応答線荷重の実験結果と解析結果に誤差が生じる $d=0.35 \text{ mm}$ 前後の押し込み深さを対象とした。なお、位置 L_a は対称軸をゼロと定義した。Fig. 3-27(a), (b)より、変位量 U_Y は $d=0.30 \text{ mm}$ で $L_a < 0.12 \text{ mm}$ 、 $d=0.40 \text{ mm}$ で $L_a < 0.2 \text{ mm}$ の範囲が負の値となりくさび刃の引き込みに起因した沈み込み領域となっていることがわかる。しかし、押し込み速度 V による U_Y の明確な違いは確認されなかった。また、Fig. 3-27(c), (d)より、粘着剤上面とくさび刃との接触領域付近の σ_{P1} を比較すると、実験から求めた傾斜角の増加勾配 $\Delta\phi/\Delta d$ に飽和が生じる押し込み深さで $\sigma_{P1}=0.15\sim 0.2 \text{ MPa}$ を上回っていることがわかる。したがって、 $\sigma_{P1}=0.15\sim 0.2 \text{ MPa}$ の範囲が粘着剤の濡れ広がりおよび界面の滑りが生じる見かけ上の降伏限界であると考えられる。

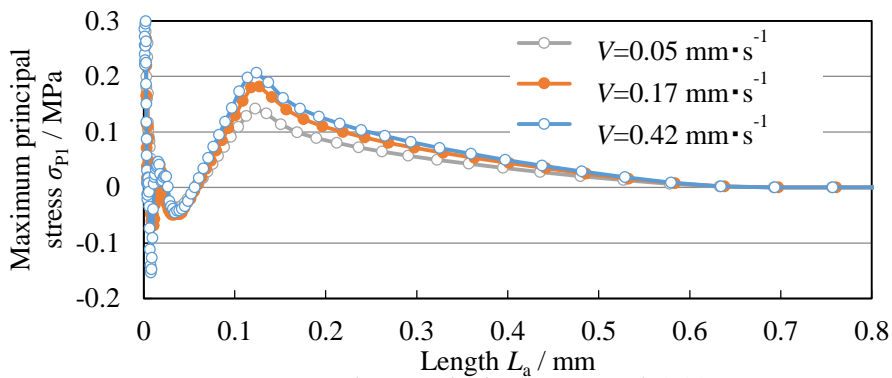
本有限要素解析では、粘着剤とくさび刃の接触界面は滑りを考慮していない粗い摩擦モデルを用いて摺動することなく固着していると仮定した。これは、本モデルにおいてくさび刃への粘着剤の濡れ広がりや滑りに起因した接触面積の増加を考慮していないことを意味している。上述のように、実験結果では押し込み深さ $d \geq 0.35 \text{ mm}$ の範囲で傾斜角の増加勾配 $\Delta\phi/\Delta d$ が飽和しており、これらは粘着剤上面における沈み込み領域の塑性流動（応力に依存する流動抵抗の降伏限界として）による濡れ広がりや接触界面の滑りによる接触面積の増加によって生じたと考えられる。したがって、塑性流動や滑りを考慮していない解析結果では $d \geq 0.35 \text{ mm}$ の範囲においても粘着剤上面の引き込みが継続し、傾斜角 ϕ が線形に増加したと考えられる。以上のことから、 $d \geq 0.35 \text{ mm}$ での応答線荷重の増加傾向 $\Delta f/\Delta d$ に関して、実験結果が解析結果よりも高い値を示した要因の 1 つとして、粘着剤の見かけの降伏限界（ $\sigma_{P1}=0.15\sim 0.2 \text{ MPa}$ ）を上回ることによるくさび刃と粘着剤の接触面積の増加が挙げられる。



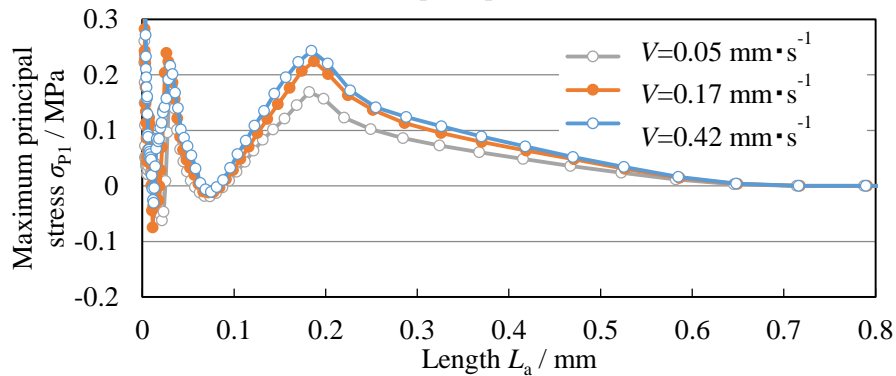
(a) Displacement in Y – axis at $d=0.30$ mm



(b) Displacement in Y – axis at $d=0.40$ mm



(c) Maximum principal stress at $d=0.30$ mm



(d) Maximum principal stress at $d=0.40$ mm

Fig. 3-27 Path-plotting diagrams of the displacement in Y – axis U_Y and the maximum principal stress σ_{p1} with respect to the length L_a of the upper surface of the acrylic PSA sheet at the indentation depth $d=0.30$ and 0.40 mm.

3.4.4 塑性流動に及ぼす刃先角度の影響

前項までに、刃先角度 $\alpha=60^\circ$ のくさび刃による押し込みに対して応答線荷重 f と粘着剤上面の沈み込み形状および内部応力状態について検討してきた。押し込み深さ $d \geq 0.35$ mm の範囲では、粘着剤の見かけの降伏限界 ($\sigma_{p1}=0.15 \sim 0.2$ MPa) を上回ることで、くさび刃表面への粘着剤の濡れ広がりが増加し接触面積が拡大するため実験結果が解析結果よりも増大する傾向を示すと推察した。これらの傾向は、沈み込み形状およびくさび刃と粘着剤の接触状態に影響している可能性があることから、刃先角度 $\alpha=42^\circ$ および 16° のくさび刃を用いた押し込み試験により比較検証した。なお、Eq. (3-5) および Table 3-2 に示す応力緩和特性と面外圧縮試験によって推定した瞬間弾性率 $E_0=0.7$ MPa が適用可能な範囲についても検証するため有限要素解析を実施し、両者を比較した。

Fig. 3-28 に刃先角度 $\alpha=42^\circ$ を用いたときの押し込み速度 $V=0.05, 0.17, 0.42$ mm \cdot s $^{-1}$ に対する応答線荷重 f と押し込み深さ d の関係を示す。ここで、解析結果を実線で、実験結果の抜粋を四角形のプロットで示した。解析結果により得られた f は、 $d < 0.25$ mm の範囲で実験結果とよく一致し、 $d \geq 0.25$ mm では解析結果が実験結果の応答よりも小さい値を示した。さらに、Fig. 3-29 に $\alpha = 16^\circ$ を用いたときの $V=0.05, 0.17, 0.42$ mm \cdot s $^{-1}$ に対する f と d の関係を示す。数値解析により得られた f は、 $d < 0.20$ mm の範囲で実験結果とよく一致した。

ここで、これまで測定してきた刃先角度 $\alpha=60^\circ, 42^\circ, 16^\circ$ の3条件を比較すると、押し込み深さ d に対する応答線荷重 f の関係は α に対して正の相関を示すことがわかる。この傾向は、滑りせん場理論に基づく理論解からも説明することができる^[1-27,28]。また、いずれの刃先角度においても、 f は押し込み速度 V とともに単調に増加していることがわかる。

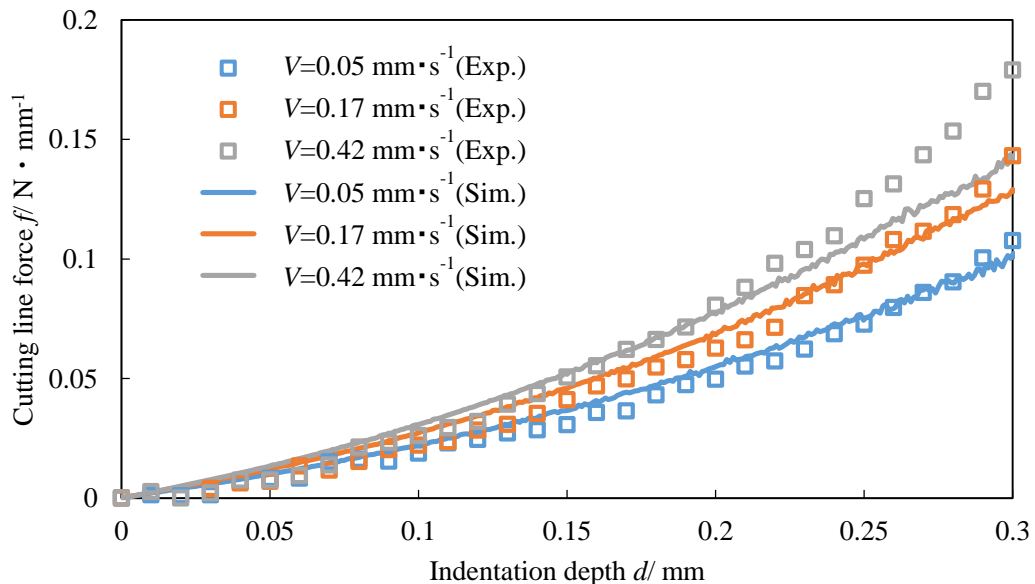


Fig. 3-28 Relationship between the simulated cutting line force and the indentation depth at the apex angle of $\alpha=42^\circ$ with their corresponding the experimental results.

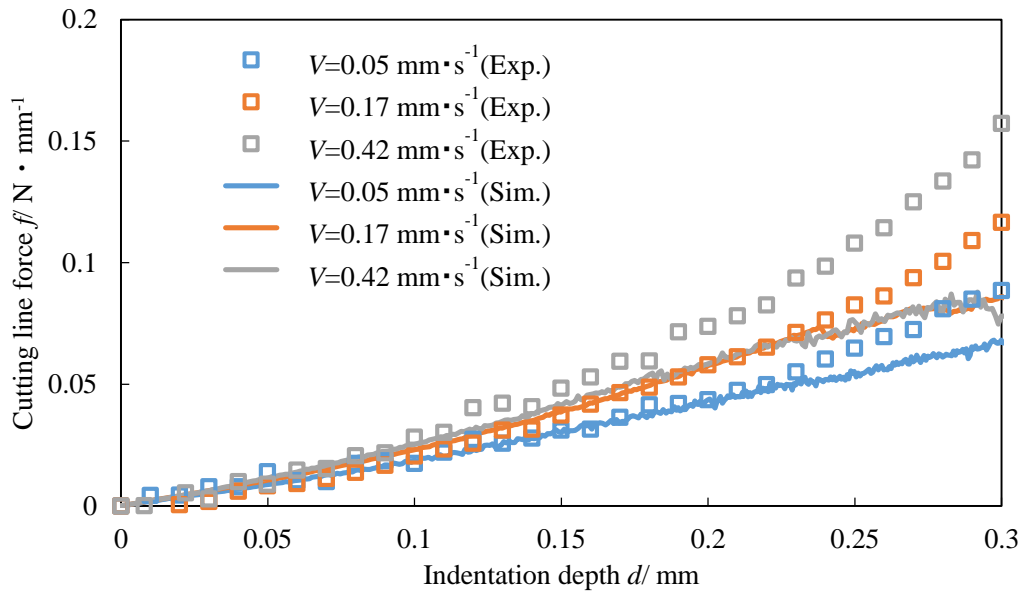


Fig. 3-29 Relationship between the simulated cutting line force and the indentation depth at the apex angle of $\alpha=16^\circ$ with their corresponding the experimental results.

各刃先角度において、応答線荷重 f の解析結果と実験結果の相対的な誤差に着目すると、刃先角度 α が小さいくさび刃を使用した場合に、誤差が生じる押し込み深さ d の範囲および f の誤差が増大することがわかる。これらの影響を詳細に調べるため、押し込み過程での変形状態および内部応力状態を比較した。なお、Fig. 3-27(a), (b)に示すように、 $\alpha=60^\circ$ の場合において押し込み速度 V による変形状態の明確な差が確認されていないことから、 $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ においては押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ の条件にて比較した。

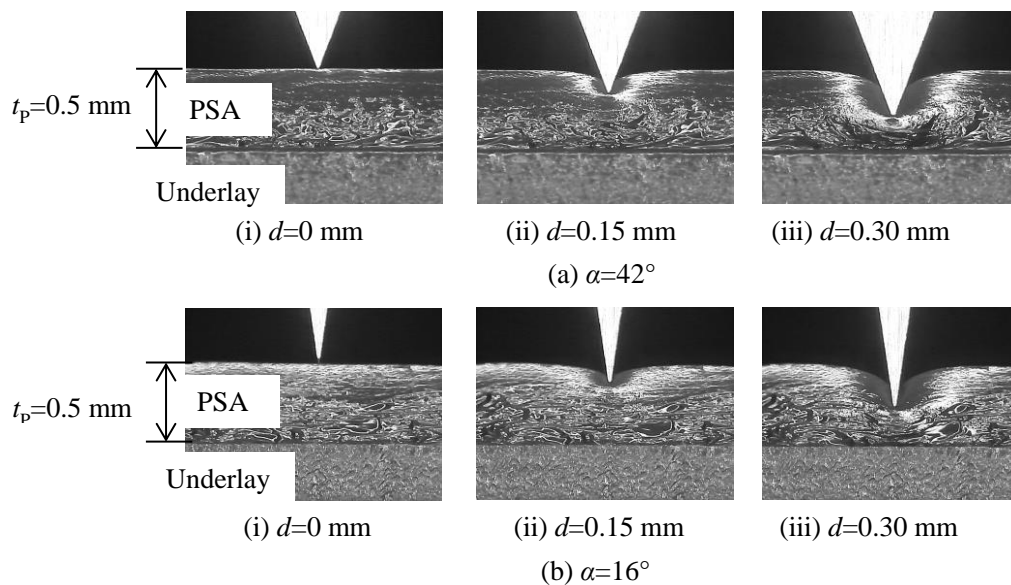


Fig. 3-30 Side view of wedge zone of 0.5 mm thickness acrylic PSA sheet with respect to indentation depth d when using apex angle of $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ for indentation velocity of $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

Fig. 3-30 に示すのは、押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ において刃先角度 $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ による粘着剤側面の変形過程を高速カメラで撮影した一例である。ここでは、押し込み深さ $d=0.15, 0.20, 0.30 \text{ mm}$ での変形状態をそれぞれ示す。同図より、いずれの刃先角度においても Fig. 3-17 に示す変形状態と同様に粘着剤上面の沈み込み領域が観察され、ネッキングや反り上がり等の変形は確認されなかった。

一方、Fig. 3-31 および Fig. 3-32 に刃先角度 $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ において押し込み深さ $d=0.15, 0.20, 0.30 \text{ mm}$ に対する変形状態と最大および最小主応力の分布を示す。結果より、解析結果の変形状態は実験結果とよく一致していることがわかる。また、Fig. 3-31 を見ると Fig. 3-22 と同様に d が増加すると刃先端近傍と粘着剤上面に高い引張応力が生じていることがわかる。

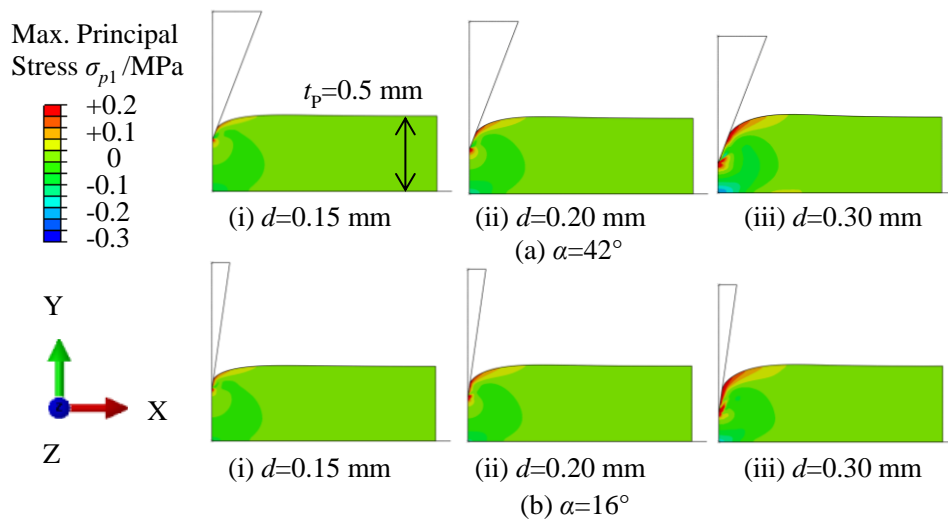


Fig. 3-31 Distribution diagram of the maximum principal stress in the acrylic PSA sheet at the indentation depth $d=0.15, 0.20, 0.30 \text{ mm}$ when using apex angle of $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ for indentation velocity of $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

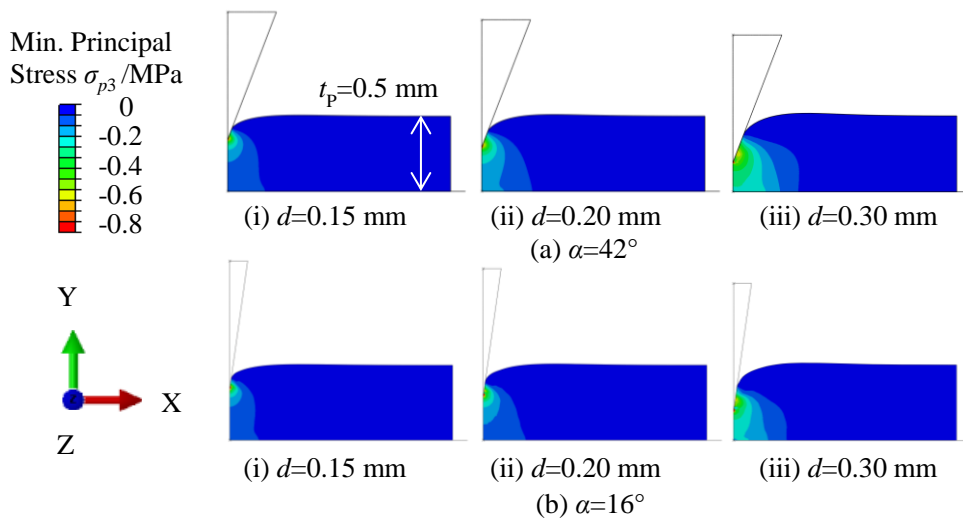


Fig. 3-32 Distribution diagram of the minimum principal stress in the acrylic PSA sheet at the indentation depth $d=0.15, 0.20, 0.30 \text{ mm}$ when using apex angle of $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ for indentation velocity of $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

ここで、 $\alpha=42^\circ$ よりも $\alpha=16^\circ$ の方がわずかに広い領域で高い引張応力が作用していることがわかる。一方 Fig. 3-32 を見ると Fig. 3-23 と同様にくさび刃直下に位置する粘着剤の底部に高い圧縮応力が生じていることがわかる。最小主応力においては $\alpha=16^\circ$ よりも $\alpha=42^\circ$ の方が広い領域で圧縮応力が作用していることがわかり、応答線荷重 f の大小関係と相関のある結果であった。

Fig. 3-33 に各刃先角度に対して実験結果および解析結果より計測した傾斜角 φ と押し込み深さ d の関係を示す。実験結果により計測した φ は、 $\alpha=42^\circ$ の場合に $d < 0.30$ mm, $\alpha=16^\circ$ の場合に $d < 0.25$ mm の範囲にてそれぞれ線形に増加した。このとき、実験結果から求めた傾斜角の増加勾配 $\Delta\varphi/\Delta d$ は、 $\alpha=42^\circ$ で $\Delta\varphi/\Delta d = 97 \text{ deg} \cdot \text{mm}^{-1}$, $\alpha=16^\circ$ で $\Delta\varphi/\Delta d = 128 \text{ deg} \cdot \text{mm}^{-1}$ となり、 $\alpha=16^\circ$ の方が大きい値を示した。また、一定傾斜角 φ_s は $\alpha=42^\circ$ の場合に $d \geq 0.30$ mm の範囲で $\varphi_s \approx 35^\circ$, $\alpha=16^\circ$ の場合に $d \geq 0.25$ mm の範囲で $\varphi_s \approx 50^\circ$ を示した。ここで、 α に対する一定傾斜角 φ_s の関係が Eq. (3-15) の線形近似によって得られ、一定傾斜 φ_s となる押し込み深さ d_s においても Eq. (3-16) に示す線形近似式で表される。なお、 d_s に関しては応答線荷重 f の実験結果と解析結果の誤差が増加し始める押し込み深さ d に対応していることがわかる。次に、解析結果より計測した傾斜角 φ は、 $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ のいずれの条件においても d に対して線形に増加した。解析結果から求めた傾斜角の増加勾配 $\Delta\varphi/\Delta d$ は、 $\alpha=42^\circ$ で $\Delta\varphi/\Delta d = 122 \text{ deg} \cdot \text{mm}^{-1}$, $\alpha=16^\circ$ で $\Delta\varphi/\Delta d = 127 \text{ deg} \cdot \text{mm}^{-1}$ であり、実験結果と比較すると $\alpha=42^\circ$ の場合は 26% 大きい値を、 $\alpha=16^\circ$ の場合はほぼ同様の値を示した。

$$\varphi_s = -0.505\alpha + 57.6 \quad (3-15)$$

$$d_s = 0.0022\alpha + 0.212 \quad (3-16)$$

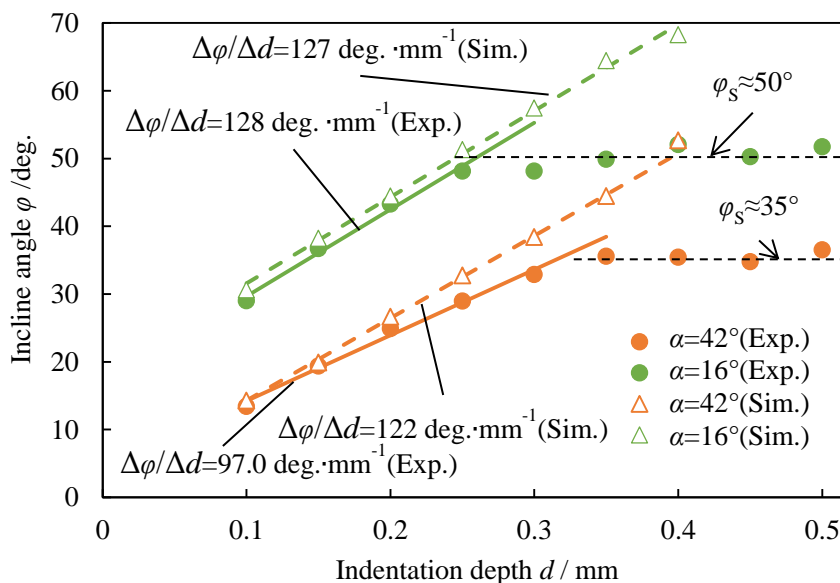
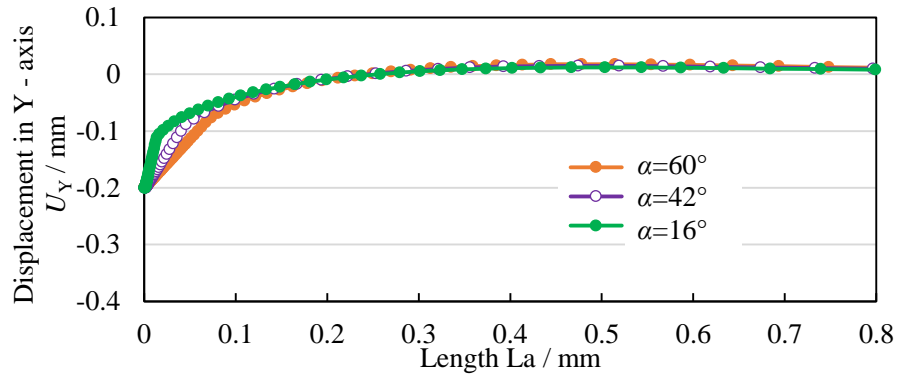


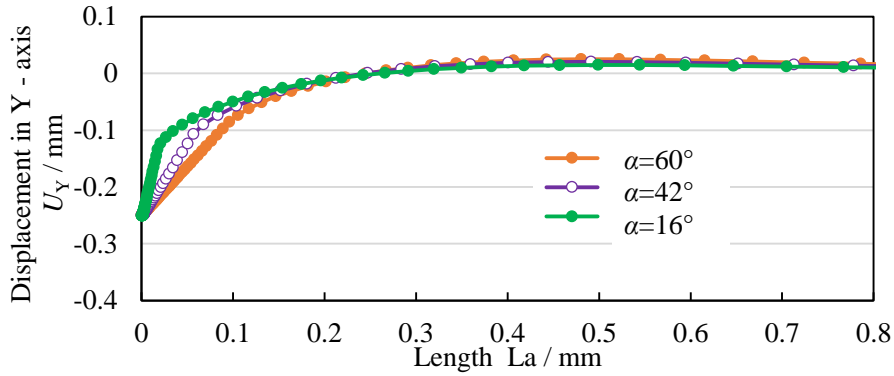
Fig. 3-33 Relationship between the incline angle φ and the indentation depth d in the case of $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ when choosing the indentation velocity of $V=0.17 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$.

刃先角度 α の違いに対して、くさび刃表面への粘着剤の濡れ広がりや接触界面の滑りによる接触面積の増加の影響を調べるため、粘着剤上面の応力状態を調査した。

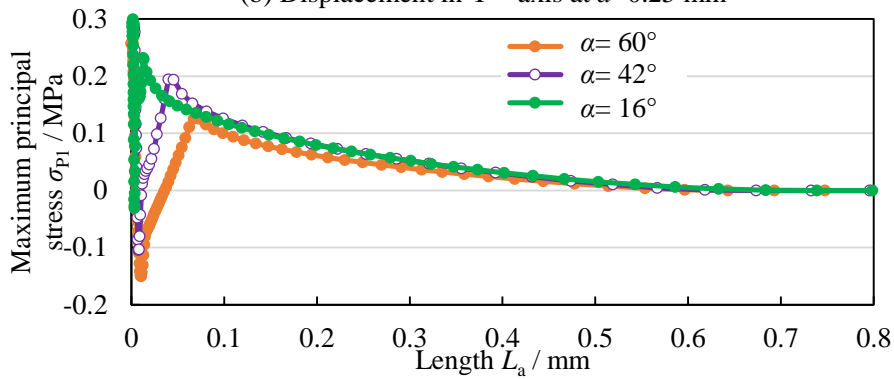
Fig. 3-34 に押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ での刃先角度 $\alpha=60^\circ, 42^\circ, 16^\circ$ において粘着剤上面の水平方向の位置 L_a に対する Y 軸成分の変位量 U_Y と最大主応力 σ_{P1} を示す。ここでは、Fig. 3-28, Fig. 3-29 に示す応答線荷重 f の実験結果と解析結果に誤差が生じる押し込み深さ $d=0.20, 0.25 \text{ mm}$ を対象とした。Fig. 3-34(a), (b)より、変位量 U_Y は各刃先角度 α に対応した沈み込み領域が確認でき、 α が小さい方がくさび刃の引き込みによる変形領域が大きいことがわかる。また、Fig. 3-34(c), (d)より、 σ_{P1} は $\alpha=42^\circ$ のとき $d=0.25 \text{ mm}$, $\alpha=16^\circ$ のとき $d=0.20 \text{ mm}$ で、見かけの降伏限界となる $\sigma_{P1}=0.2 \text{ MP}$ (3.4.3 項にて $\alpha=60^\circ$ のくさび刃を対象に推定) を上回っていることがわかる。これらのことから、 $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ においても応答線荷重 f および沈み込み形状における実験結果と解析結果の誤差は、見かけの降伏限界を上回ることによって粘着剤の濡れ広がりや接触界面の滑りに伴うくさび刃との接触面積の増加に起因したものといえる。さらに、 α が小さい方が粘着剤上面の引き込みによる変形が大きくなるため、浅い押し込み深さで σ_{P1} が大きくなったと考えられる。



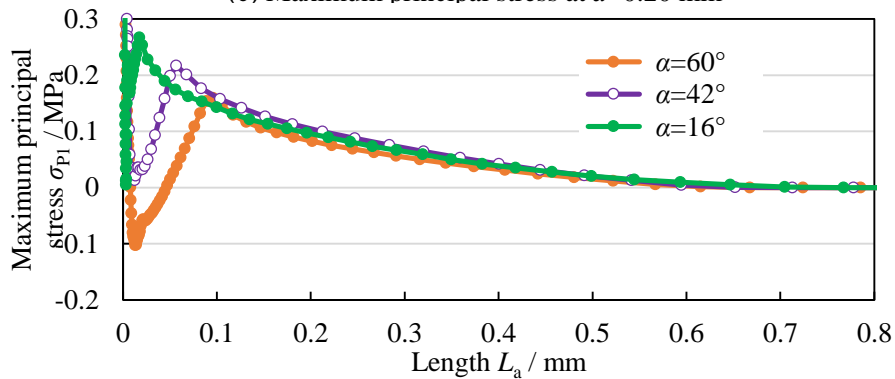
(a) Displacement in Y – axis at $d=0.20$ mm



(b) Displacement in Y – axis at $d=0.25$ mm



(c) Maximum principal stress at $d=0.20$ mm



(d) Maximum principal stress at $d=0.25$ mm

Fig. 3-34 Path-plotting diagrams of the displacement in Y – axis U_Y and the maximum principal stress σ_{p1} with respect to the length L_a of the upper surface of the acrylic PSA sheet at the indentation depth $d=0.20$ and 0.25 mm.

くさび押し込み特性を表す応答線荷重 f および粘着剤上面の傾斜角 φ に関して、実験結果と解析結果に誤差が生じている範囲の関係を詳細に調べるため、各刃先角度において f および φ の誤差を押し込み深さ $d=0.25, 0.30, 0.35, 0.40$ mm に対してそれぞれ算出した。Fig. 3-35 に代表例として、押し込み速度 $V=0.17$ mm \cdot s $^{-1}$ において各刃先角度に対する応答線荷重の誤差 f_{gap} N \cdot mm $^{-1}$ と傾斜角の誤差 φ_{gap} $^{\circ}$ の関係を示す。結果より、いずれの刃先角度においても f_{gap} と φ_{gap} の関係は正に強い相関を示した。

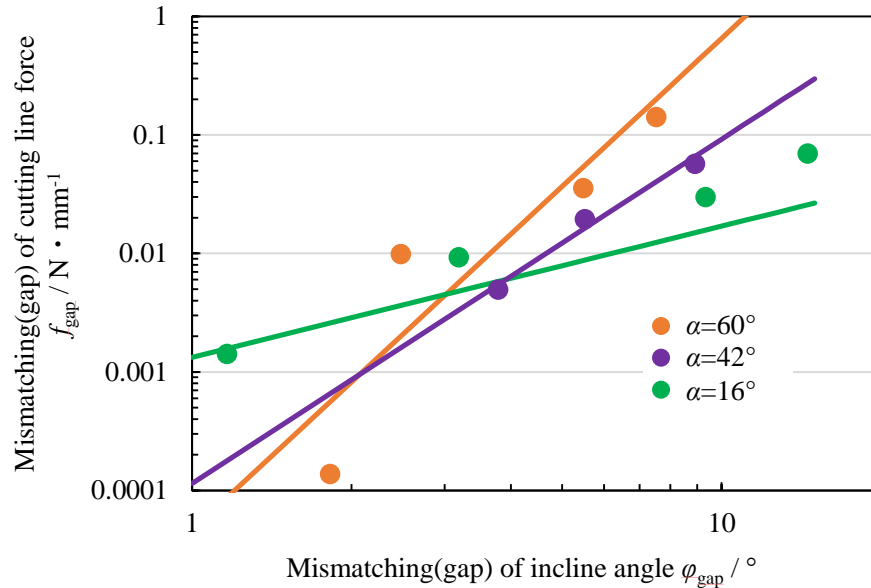


Fig. 3-35 Relationship between the mismatching(gap) of cutting line force f_{gap} and the mismatching(gap) of incline angle φ_{gap} for the indentation velocity $V=0.17$ mm \cdot s $^{-1}$.

この関係は、Eq. (3-17)に示す指数関数として近似できる。ここで、Eq. (3-17)の係数 F_e と N_e は、Eq. (3-18), (3-19)に示す刃先角度 α に対する関数として近似できる。なお、Table 3-7 に押し込み速度 $V=0.05, 0.17, 0.42$ mm \cdot s $^{-1}$ における係数 b_1, b_2, c をそれぞれ示す。

$$f_{\text{gap}} = F_e \varphi_{\text{gap}}^{N_e} \quad (3-17)$$

$$F_e = b_1 \alpha^{-b_2} \quad (3-18)$$

$$N_e = c \alpha \quad (3-19)$$

Table 3-7 The coefficient b_1, b_2 and c in Eq. (3-18), (3-19) for the indentation velocity $V=0.05, 0.17$ and 0.42 mm \cdot s $^{-1}$.

$V / \text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$	b_1	b_2	c
0.05	77.7	-3.159	0.045
0.17	4.37	-2.272	0.065
0.42	2.20	-2.074	0.048

ここで、押し込み速度 $V=0.05, 0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ の場合においても、 f_{gap} と ϕ_{gap} の関係は $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ の場合と同様の傾向を示しており、Table 3-7 に示すように係数 b_1, b_2, c はそれぞれ $2.20 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1} < b_1 < 77.7 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$, $-3.16 < b_2 < -2.07$, $0.045 < c < 0.065$ の範囲で表された。これらのことから、有限要素解析において粘着剤上面の沈み込み形状が解析精度に大きく影響することを示した。

以上の結果より、本モデルは刃先角度 $\alpha=60^\circ, 42^\circ, 16^\circ$ のくさび刃を用いた押し込みにおいてせん断応力緩和試験での線形粘弾性応答および面外圧縮試験における圧縮ひずみ $\varepsilon_c < 0.3$ の範囲において推定した瞬間弾性率 $E_0=0.7 \text{ MPa}$ を考慮することにより、アクリル系粘着剤の粘弾性特性を考慮したくさび押し込み抵抗が $d < 0.20$ の範囲にて十分な予測精度を有していることを示した。なお、 $d \geq 0.20$ の範囲においては粘着剤の見かけの降伏限界および接触界面の濡れ広がりやせん断滑りの影響を考慮することで解析精度が向上することを示した。

3.5 結 言

本章では、粘弾性特性を有する厚さ $t_p=0.5 \text{ mm}$ のアクリル系粘着剤に対するくさび押し込み特性を実験および有限要素解析により検討した。材料物性に関して、せん断応力緩和試験から応力緩和特性を測定し、面外圧縮試験から瞬間弾性率を推定した。くさび押し込みにおいて、押し込み速度 $V=0.05, 0.17, 0.42 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ および刃先角度 $\alpha=60^\circ, 42^\circ, 16^\circ$ に対する応答線荷重 f と変形状態および沈み込み領域の傾斜角 ϕ の関係において実験および粘弾性特性を考慮した有限要素解析を行い、以下のことを明らかにした。

- (1) 材料物性として、せん断応力緩和試験により応力緩和特性を実測し、面外圧縮試験とそれに対応する有限要素解析によりくさび押し込み過程における粘着剤の瞬間弾性率を $E_0=0.7 \text{ MPa}$ と推定した。面外圧縮において、解析結果は圧縮ひずみ $\varepsilon_c < 0.3$ の範囲で実験結果と良い一致を示した。
- (2) 刃先角度 $\alpha=60^\circ$ における応答線荷重 f の実験結果より、押し込み深さ d/t_p に対して3段階の増加傾向で分類した。(I) $0 < d/t_p < 0.8$ の範囲で指数関数的に増加、(II) $0.8 \leq d/t_p < 0.9$ の範囲で急激な増加、(III) $0.9 \leq d/t_p < 1.0$ の範囲で勾配の飽和。また、 f の増加勾配 $\partial f / \partial d$ は、 d と V それぞれの独立な関数として分離可能であった。
- (3) 刃先角度 $\alpha=60^\circ$ における応答線荷重 f に関して、線形粘弾性特性を考慮したくさび押し込みモデルは $d/t_p < 0.6$ の範囲において実験結果とよく一致した。 $0.6 < d/t_p < 0.8$ の範囲では、実験結果より小さい値を示し、その誤差は d/t_p とともに増大した。
- (4) 刃先角度 $\alpha=60^\circ$ における観察結果に関して、くさび刃の押し込みに伴う粘着剤上面の沈み込み領域を確認し、その傾斜角 ϕ は、 $d/t_p < 0.6$ の範囲で線形に増加し、 $d/t_p \geq 0.7$ の範囲で一定の傾斜角 $\phi_s \cong 28^\circ$ を示した。これに対して、解析結果においても同様の沈み込み領域を示し、その傾斜角 ϕ は $d/t_p < 0.8$ の範囲で線形に増加し、 $d/t_p \geq 0.7$ の範囲で実験結果と異なる傾向を示した。
- (5) 傾斜角の増加勾配が飽和した $d/t_p \geq 0.7$ において、実験では粘着剤の見かけの降伏限界

($\sigma_{p1}=0.15\sim 0.2$ MPa)を上回ることで、くさび刃表面への粘着剤の濡れ広がりが進行し、接触面積が増加することで応答線荷重 f の解析結果が実験結果よりも小さい値を示すと推察した。

- (6) 刃先角度 $\alpha=42^\circ, 16^\circ$ における応答線荷重 f および沈み込み形状に関する実験結果と解析結果より、 $\alpha=42^\circ$ のとき $d/t_p < 0.5$ 、 $\alpha=16^\circ$ のとき $d/t_p < 0.4$ の範囲において解析結果は実験結果と良い一致を示した。刃先角度が小さい場合には粘着剤上面の引き込みによる変形が大きくなるため、浅い押し込み深さで誤差が生じた。

以上のように、粘着剤の機械的特性を圧縮試験により推定する方法を示し、刃先角度 $\alpha=60^\circ, 42^\circ, 16^\circ$ のくさび刃を用いた押し込みにおいて、本モデルはせん断応力緩和試験での線形粘弾性応答および面外圧縮試験における圧縮ひずみ $\varepsilon_c < 0.3$ の範囲において推定した瞬間弾性率 $E_0=0.7$ MPa を考慮することにより、アクリル系粘着剤のくさび押し込み特性が $d/t_p < 0.4$ の範囲にて十分な予測精度を有していることを示した。また、 $d/t_p > 0.4$ の範囲においては粘着剤の見かけの降伏限界を上回ることにくさび刃と粘着剤上面の接触界面の濡れ広がりが進行し、くさび刃との接触面積が増加することで応答線荷重が増大することを明らかにした。

参 考 文 献

- [3-1] S. Chaijit, Y. Yajima, K. Kikuchi, S. Nagasawa, Y. Fukuzawa, A. Hine, “Deformation characteristics on surface layer of white-coated paperboard by center bevel blade subjected to pushing load” *Materials Science Forum*, Vol. 594, 2008, pp. 39-44.
- [3-2] S. Nagasawa, T. Takahashi, Y. Fukuzawa, “Effect of Tool Condition on Wedging Characteristics of Stacked Polycarbonate Sheets” *JP Journal of Solid and structures*, vol. 4, No. 2, 2010, pp. 65-84.
- [3-3] S. Theocaris, “Viscoelastic Properties of Epoxy Resins Derived from Creep and Relaxation tests at Different Temperatures” *Rheologica. Acta.*, 1962, pp. 92-96.
- [3-4] I. Emiri, N. W. Tschoegl, “Generating Line Spectra from Experimental Responses. Part I: Relaxation Modulus and Creep Compliance” *Rheologica. Acta.*, Vol. 32, 1993, pp. 311-321.
- [3-5] L. Cheng, X. Xia, W. Yu, L. E. Scriven, W. W. Gerberich, “Flat-Punch Indentation of Viscoelastic Material” *Journal of Polymer Science: Part B: Polymer Physics*, Vol. 38, 2000, pp. 10-22.
- [3-6] S. Okazawa, K. Kashiyama, Y. Kaneko, “Eulerian Formulation using Stabilized Finite Element Method for Large Deformation Solid Dynamics” *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 72, 2007, pp. 1544-1559.
- [3-7] Y. Kucuk, C. Mollamahmutoglu, Y. Wang, H. Lu, “Nonlinearly Viscoelastic Nanoindentation of PMMA under a Spherical Tip” *Exp. Mech.*, Vol. 53, 2013, pp. 731-742.
- [3-8] I. Zreid, R. Fleischhauer, M. Kaliske, “A Thermomechanically Coupled Viscoelastic Cohesive Zone Model at Large Deformation” *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 50, 2013, pp. 4279-4291.
- [3-9] 日本カーバイド工業株式会社, <http://www.carbide.co.jp/jp/product/solution/>.
- [3-10] J. C. Maxwell, “On The Dynamical Theory of Gases” *Philosophical Transactions Royal Society London*, Vol. 157, 1867, pp. 49-88.
- [3-11] Abaqus 6.14, Abaqus Analysis User’s Manual, Time domain viscoelasticity, No. 22. 7. 1.
- [3-12] 日本レオロジー学会編, “講座・レオロジー” 高分子刊行会, 1992.
- [3-13] 技術情報協会, “レオロジーとその測定および応用” 技術情報協会, 1993.
- [3-14] Anton Paar Japan K. K., <https://www.anton-paar.com/jp-jp/products/group/rheometer/>.

第4章 粘着フィルムのくさび押抜き特性に及ぼす加工条件の影響

第2章では、粘着フィルムの基材や剥離材として用いられる面内および面外方向に異方性を有するポリエチレンテレフタレート（PET）フィルムのくさび押抜き加工を対象に、同一の刃先角度 42°を用いた場合に切断方向によって異なる切断特性を示す要因を実験および有限要素解析により比較検討し、引張物性および摩擦係数による変形抵抗の違いによって3つの切断面形状が異なる頻度で得られることを明らかにした。第3章では、粘着フィルムの中間層として用いられる粘着剤のくさび押込み特性に関して、せん断応力緩和試験により測定した応力緩和特性および面外圧縮試験より推定した瞬間弾性率を用いて線形粘弾性特性を考慮した有限要素解析を行い、刃先角度 60°, 42°, 16°のくさび刃を用いた押込みにおいて押込み率 40%の範囲で解析結果は実験結果とよく一致することを示した。また、解析結果と実験結果との相違点からくさび刃と粘着剤上面の接触領域におけるみかけの降伏限界を推定した。次に、本章は粘着フィルムのくさび押抜き加工における切断特性を明らかにするため、中間層となる粘着剤を上下層のプラスチックフィルムで挟み込んだ積層フィルムを被加工材とし、くさび押抜きに対する応答線荷重および変形状態を実験および有限要素解析により比較検討した内容を提示する。

4.1 結 言

粘着フィルムにくさび押抜き加工を施す場合、粘着剤の濡れ性に起因した粘着製品特有の様々な切断不良が発生することがある。これらの切断不良に対する学術的な検討は十分に行われておらず、生産現場での経験的な知見によって対策を講じているのが現状である。したがって、粘着フィルムへのくさび押抜き特性を把握・予測し、くさび刃を用いた押抜き加工が粘着フィルムの切断特性に及ぼす影響を明らかにすることが必要である。

くさび押抜き加工における過去の研究としては、被加工材を単層の固体材料として板紙^[1-36-40]、樹脂材料^[1-45, 2-12, 3-2]、粘弾性材料^[1-50-54]などの切断挙動に関する内容がいくつか報告されている。これに対して、筆者は粘着フィルムの基材として広く用いられる PET フィルムを対象とし、同一の刃先角度 42°を用いた場合に切断方向に対する切断挙動の違いを応答線荷重測定と断面形状観察を詳細に比較検証することで断面形状を形成する支配因子を明らかにした^[4-1, 2]。また、粘弾性材料の変形過程を予測するための実験的および数値的研究も報告されている^[3-3-8]。これに対して、筆者は顕著な粘弾性特性を示すアクリル系粘着剤のくさび押込み特性を、せん断応力緩和試験により測定した応力緩和特性および面外圧縮試験と有限要素解析から推定した瞬間弾性率を考慮した 2次元線形粘弾性くさび押込みモデルを用いて評価した。これにより、刃先角度 60°, 42°, 16°のくさび刃を用いた場合に押込み率 40%の範囲で解析結果は実験結果とよく一致することを示した。また、解析結果と実験結果との相違点からくさび刃と粘着剤上面の接触領域におけるみかけの降伏限界を推定した。^[4-3, 4]一方で、積層体のくさび押抜きの研究に関しては、厚さ 50 μ m の接着剤層と厚さ 0.5mm の

ポリカーボネート (PC) シートの積層構造に関する報告^[1-43]などがされているが、粘着フィルムのように各層の厚みが同程度の積層体に着目した事例はあまりみられない。

このような背景のもと、本章ではくさび押抜き加工において中間層のアクリル系粘着剤を上下層が同一材料の PET フィルムで挟み込んだ積層フィルムの切断特性を明らかにすることを目的とする。くさび押抜きでは刃先角度を 16° から 60° に変更したときの応答線荷重および変形状態を実験および有限要素解析により比較検討した。なお、粘着剤層の変形挙動を詳細に調べるため被加工材の積層界面を接着し、容易に剥離が生じない構成とした。

4.2 くさび押抜き加工における実験および解析方法

4.2.1 実験方法および被加工材

Fig. 4-1 にくさび押抜き加工の実験試験装置構成の概要を示す。切刃の材質には超硬合金 FM10K を用いた。切刃の形状は胴厚 $t_b=0.9\text{ mm}$ 、先端幅 $w=2\ \mu\text{m}$ とした刃渡り $L_b=30\text{ mm}$ の直線刃を使用した。ここで、粘着ラベルのくさび押抜き加工で使用されるくさび刃は、主に刃先角度が $\alpha=30\sim 60^\circ$ の範囲で使用される。実験では刃物形状の影響を比較するため刃先角度 $\alpha=16, 30, 42, 53, 60^\circ$ の 5 種類のくさび刃を用意した。本くさび押込み試験では、被加工材として Fig. 4-2 に示す中間層のアクリル系粘着剤を上下層に同一材料の PET フィルムで挟

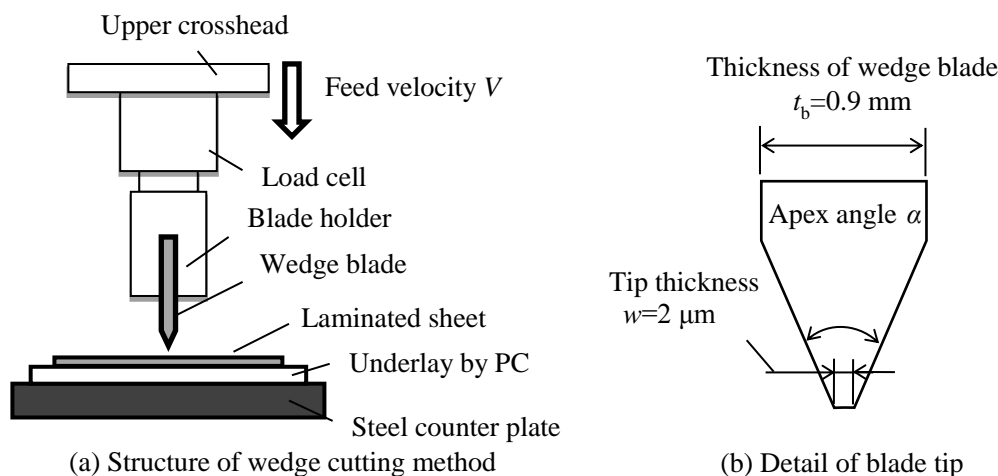


Fig.4-1 Schematic diagram of the wedge cutting apparatus.

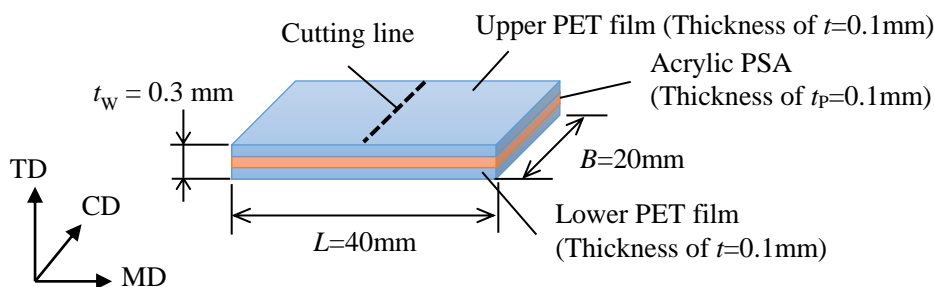


Fig.4-2 Structure of specimen of an acrylic PSA intermediate layer sandwiched between an upper and a lower PET film.

み込んだ積層フィルムを使用した。本積層フィルムは PET フィルムの表面に離型剤を塗布していないことから、粘着剤との積層界面は接着され容易に剥離が生じない構成となっている。被加工材としては、各層の厚さを 0.1 mm とした総厚 $t_w=0.3$ mm、長さ $L=40$ mm×幅 $B=20$ mm の短冊状とし、長手方向が PET フィルムの製造搬送方向 (MD) となるように切り出した。ここで、上下層の材料は第 2 章で使用した PET フィルムであり面内方向の引張特性を Table 4-1 に示す。また、中間層の粘着剤は第 3 章で扱ったアクリル系粘着剤であり、面外圧縮試験から推定した瞬間弾性率 $E_0=0.7$ MPa を有し、短時間で応力緩和特性を示す材料である。ここで、粘着剤の弾性率は PET フィルムの弾性率と比較して非常に低い値であることがわかる。

Table 4-1 Mechanical properties of PET film.():min~max.

Tensile direction	MD	CD
Young's modulus E_P / MPa	4450 (4389~4517)	5550 (5266~5769)
Proof stress $\sigma_{P0.2}$ / MPa	50	80
Tensile strength σ_{PB} / MPa	298 (277~322)	387 (376~393)
Breaking true strain ϵ_{PB}	0.73 (0.729~0.825)	0.54 (0.515~0.580)

Table 4-2 Mechanical Properties of PC plate with horizontal direction.

Young's modulus E_U / MPa	2650
Proof stress $\sigma_{U0.2}$ / MPa	52.9
Poisson ratio ρ_U	0.3
Tensile strength σ_{UB} / MPa	153.7
Breaking strain ϵ_{UB}	0.57

切断方法として、切刃を固定した上部クロスヘッドを被加工材が切断されるまで下降させた。このとき、刃先に加わる荷重 F と切刃の押込み変位 (移動量) D をロードセル (10 kN 定格) の取り付けられた上部クロスヘッドで同時に計測した。被加工材の切断幅 B に対する線荷重 $f = (F/B)$ および機械装置の弾性逃げを補正した押込み深さ $d = (D-F/K)$ の関係から応答線荷重を求めた。ここで、 $K=24.5 \times 10^3 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$ は下敷きの変形を含めない機械装置単体のばね係数を表している。被加工材は厚み $t_U=0.5$ mm の PC 板の下敷き上に積み重ねた後、固定した面板の上に設置した。Table 4-2 に PC 板の面内方向に対する引張特性を示す。

試験条件としては、上部クロスヘッドによる押込み速度 V を $V=0.17 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ とし、刃先角度 α は $\alpha=16, 30, 42, 53, 60^\circ$ の 5 種類とした。被加工材を $296 \text{ K} \pm 1 \text{ K}$ および $50\% \pm 1\% \text{ RH}$ の環境に設定した恒温室に 24 時間以上保管した後、くさび押抜き試験を各刃先角度に対して 10 回以上実施した。また、くさび押抜き過程における積層フィルムの変形過程を調べるために装置正面に設置した高速度カメラを用いて観察した。

4.2.2 有限要素法による数値解析条件

積層フィルムのくさび押抜きに関して、刃先角度に対する切断特性の違いを有限要素解析により検討するため、汎用構造解析プログラムの Abaqus/Explicit を用いた。Fig. 4-3 に 2次元平面くさび押抜きモデルの概略を Table 4-3 に解析条件を示す。Fig. 4-3(a)より、X 軸および Y 軸はそれぞれ水平方向と厚さ方向とし、積層フィルムの厚さは実験条件と同様に各層の厚み 0.1 mm の総厚 $t_w=0.3$ mm とし、下敷きとなる PC は厚み $t_U=0.5$ mm とした。また、積層フィルムの X 軸方向の長さは押込み時の変形拘束などを考慮し $L_A=8$ mm とした。積層フィルムの各層のメッシュ分割において、上層および下層 PET フィルムはそれぞれ 14858

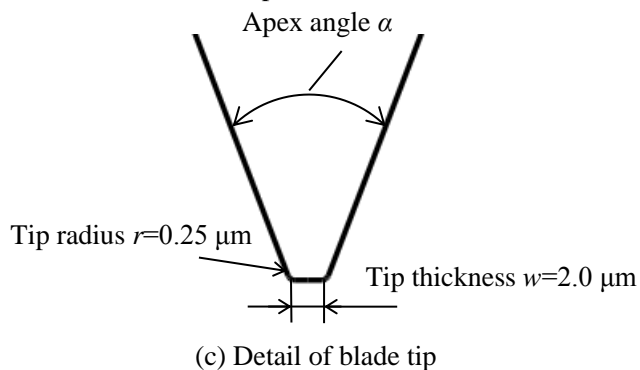
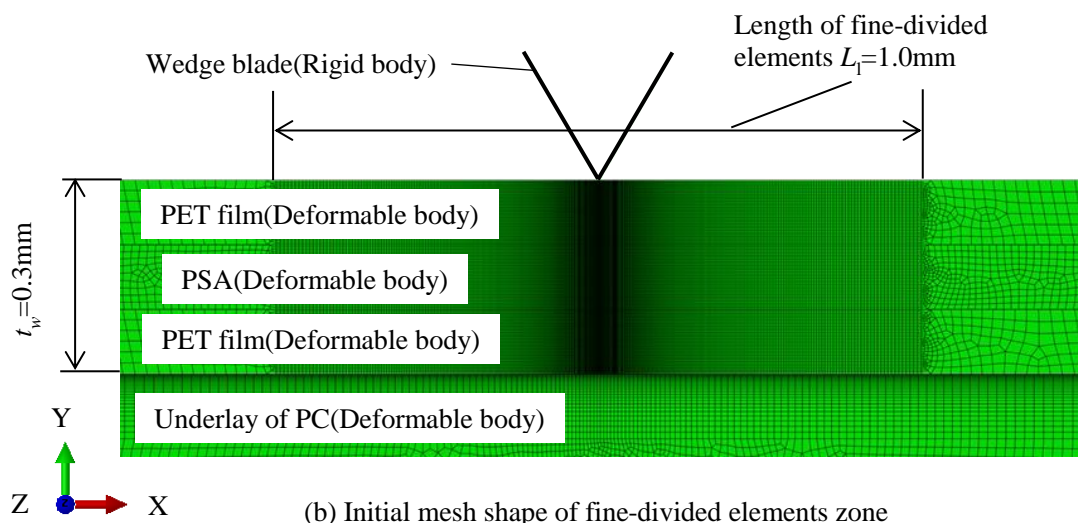
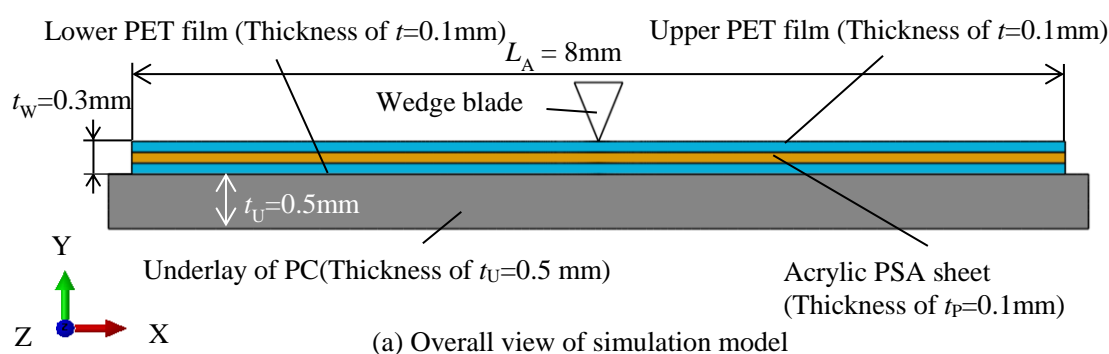


Fig.4-3 Simulation model of two dimensional plane strain for wedge indentation.

Table 4-3 Precondition of wedge indentation FEM model.

Code	Abaqus/Explicit
Element type	Four nodes quadrilateral plane strain element
Material types	PET film : Isotropic/Elastic- Plastic (non-breaking) PSA : Isotropic/Linear Viscoelastic (non-breaking) PC : Isotropic/Elastic-Plastic (non-breaking) Wedge blade : Rigid body
Mesh control	ALE adaptive meshing method
Boundary condition	Lower surface for PC : Fixed displacement in X and Y-direction Wedge blade : Velocity of $0.17 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ in -Y-direction
Friction model	Wedge blade – PET film : Coulomb PET film – PC : Coulomb PET film – PSA : Rough friction(no slip)
Friction coefficient	Wedge blade – PET film : $\mu_{bp}=0.1$ PET film – PC : $\mu_{pu}=0.3$

要素, 粘着剤層は 15782 要素の 4 節点平面ひずみ要素を用いた. Fig. 4-3(b)に示す長さ $L_f=1.0 \text{ mm}$ の押し込み領域は, 大きな変形を伴うため細かい要素を用いた. 各層において X 軸方向の最小要素長さは $0.5 \mu\text{m}$ とし, Y 軸方向の要素長さは $10 \mu\text{m}$ として分割した. くさび刃は Fig. 4-3(c)に示すように, 先端幅 $w=2 \mu\text{m}$, 刃先角部半径 $r=0.25 \mu\text{m}$ の剛体と仮定し, 刃先角度は $\alpha=16, 30, 42, 53, 60^\circ$ の 5 種類とした.

積層フィルムの要素に生じる局所的な大きい変形に対しては, ALE アダプティブリメッシュ機能を用いてゆがみを制御した. 本解析では, くさび押し込みにおける粘着剤の変形挙動に着目することから, すべての要素はくさび押し込み過程において亀裂や破損が発生しないと仮定した. 接触界面の摩擦条件に関して, 粘着剤層と PET フィルム間は, 接着されていることから, Abaqus の粗い摩擦モデルを使用してすべりおよび剥離が生じない固着条件とした. くさび刃と上層 PET フィルムの接触界面および下層 PET フィルムと下敷きの接触界面はクーロン摩擦を仮定し, 第 2 章での検討結果を参考にくさび刃と PET フィルム間 μ_{bp} の摩擦係数を $\mu_{bp}=0.1$, PET フィルムと下敷き間 μ_{pu} の摩擦係数を $\mu_{pu}=0.3$ とした.

材料物性に関して, 刃先角度の違いを比較することから, 上下層の PET フィルムは第 2 章での検討内容を参考に等方弾塑性材料を仮定した. 弾性率を Table 4-1 に示す引張り試験の結果から, 降伏挙動を Fig. 4-4 に示す塑性ひずみに対する降伏応力から Table 4-4 に示す表形式で指定した. なお, それぞれ MD 直交方向の切断を対象としているため MD の引張り試験結果から算出した値を設定した. 下敷きとなる PC においても同様に等方弾塑性材料を仮定し, 機械的特性を Table 4-2 から設定した. 粘着剤層は第 3 章で述べたように等方性の線形粘弾性材料であると仮定した. 粘着剤層の粘弾性特性において, せん断応力緩和試験により緩和特性を求めた. 入力形式となる無次元せん断緩和弾性率 $g_R(t)$ は, 一般化 Maxwell モデル^[3-10]のプロニー級数展開により Eq. (4-1) で表される. ここで, $T(t)$ は時刻 t におけるせ

Table 4-4 Yield behavior of PET film.

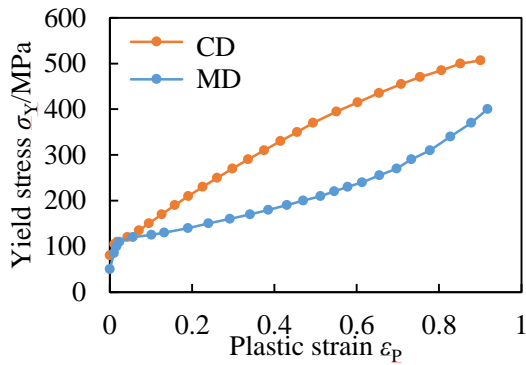


Fig. 4-4 Yield stress-Plastic strain curves of PET film.

(a) MD

Yield stress σ_y / MPa	Plastic strain ϵ_p
50	0
85	0.01
100	0.016
110	0.023
120	0.056
125	0.101
130	0.132
140	0.19
150	0.24
160	0.292
170	0.341
180	0.385
190	0.43
200	0.47
210	0.512
220	0.545
230	0.578
240	0.613
255	0.655
270	0.697
290	0.733
310	0.778
340	0.828
370	0.878
400	0.918

(b) CD

Yield stress σ_y / MPa	Plastic strain ϵ_p
80	0
105	0.011
110	0.018
120	0.043
135	0.071
150	0.095
170	0.126
190	0.158
210	0.191
230	0.226
250	0.261
270	0.298
290	0.336
310	0.375
330	0.415
350	0.455
370	0.494
395	0.551
415	0.602
435	0.654
455	0.708
470	0.754
485	0.806
500	0.852
507	0.901

せん断応力、 G_0 は瞬間せん断弾性率、 γ_0 は一定のせん断ひずみであり、係数 g_i および τ_i は i 番目の項の無次元せん断弾性率および緩和時間である。

$$\frac{T(t)}{G_0\gamma_0} = g_R(t) = 1 - \sum_{i=1}^n g_i \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right)\right) \quad (4-1)$$

せん断緩和弾性率 $G_R(t)$ は、等方性の線形粘弾性材料および $i=3$ 項を有すると仮定したとき、瞬間せん断弾性率 G_0 に $g_R(t)$ を乗じることで Eq. (4-2) として表される。

$$G_R(t) = G_0 \left(1 - \sum_{i=1}^3 g_i \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right)\right)\right) \quad (4-2)$$

瞬間的な応答を表す 0 次項の瞬間せん断弾性率 G_0 に関しては Eq. (4-3) に示すように瞬間弾性率 E_0 とポアソン比 ν とから算出された。

$$G_0 = \frac{E_0}{2(1+\nu)} \quad (4-3)$$

第 3 章の検討結果から、Eq. (4-1) と Table 4-5 に示すせん断ひずみ $\gamma_0 = 40\%$ のせん断緩和応力試験の結果から最小 2 乗法により近似的に求めた値を用いて、緩和特性モデルにおける g_i および τ_i を指定した。また、粘着剤層の瞬間弾性率 E_0 に関しては、面外圧縮試験による実験および解析結果の関係から瞬間弾性率を $E_0 = 0.7$ MPa、ポアソン比を $\nu = 0.49$ と仮定した。これらを粘着剤層の材料物性として考慮した。

解析では下敷き底面を完全拘束した状態で、くさび刃を押込み速度 $V = 0.17$ mm·s⁻¹ で下降させることでくさび押抜きを再現し、刃先角度に対する切断特性を比較した。

Table 4-5 Relaxation properties at shear strain $\gamma_0=40\%$.

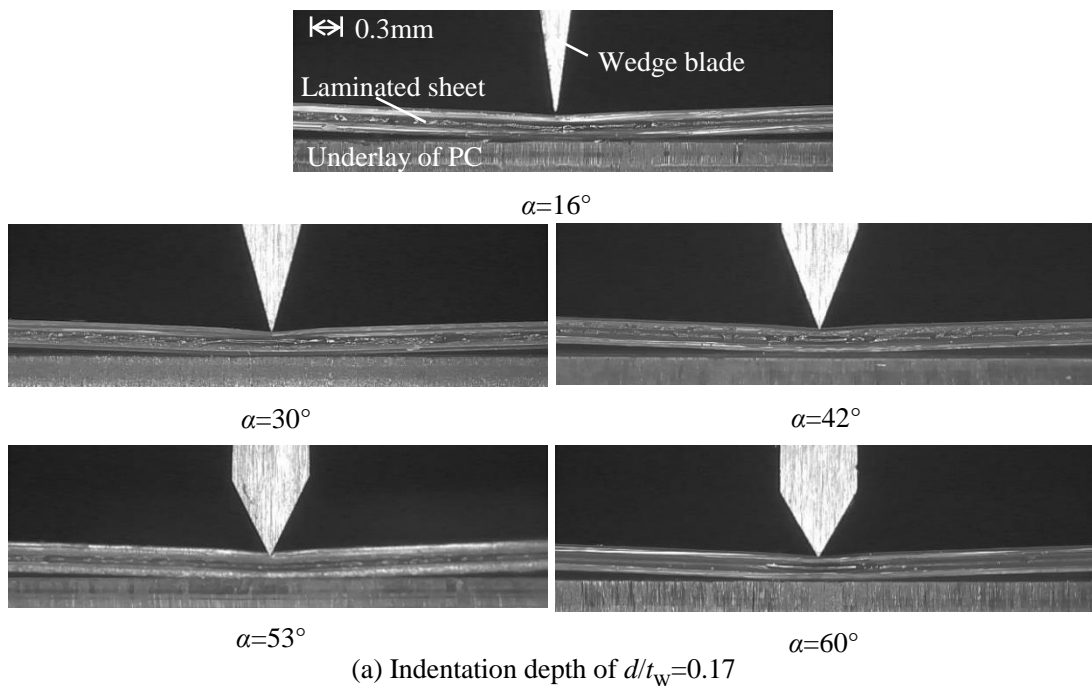
n	g_i / MPa	τ_i / s
1	0.327	0.118
2	0.279	1.398
3	0.223	22.06

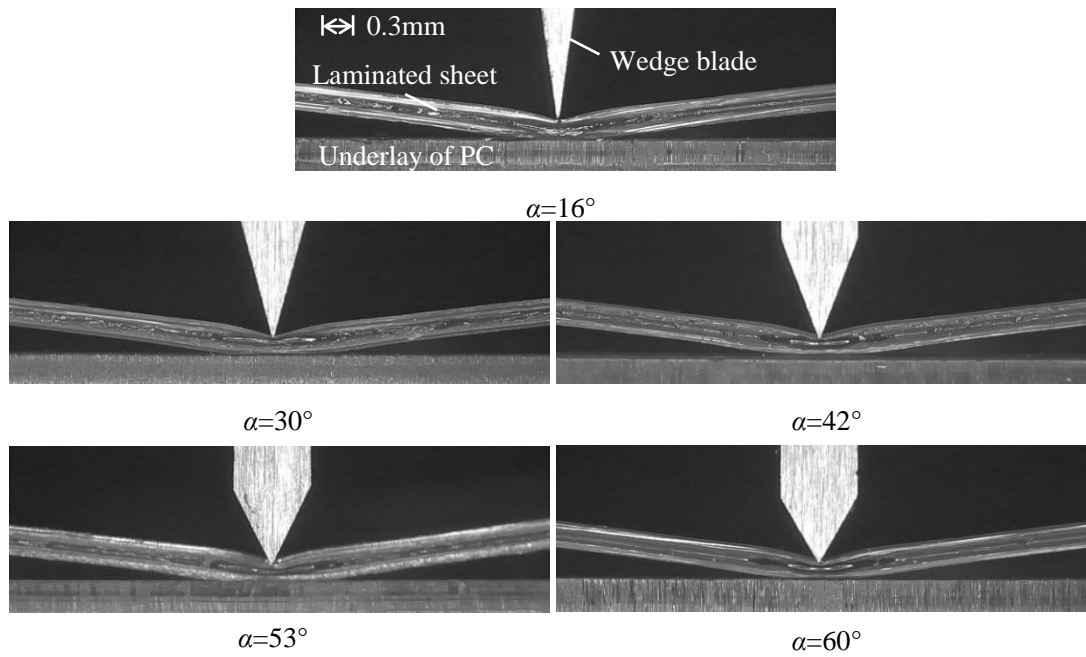
4.3 結果および考察

4.3.1 実験結果

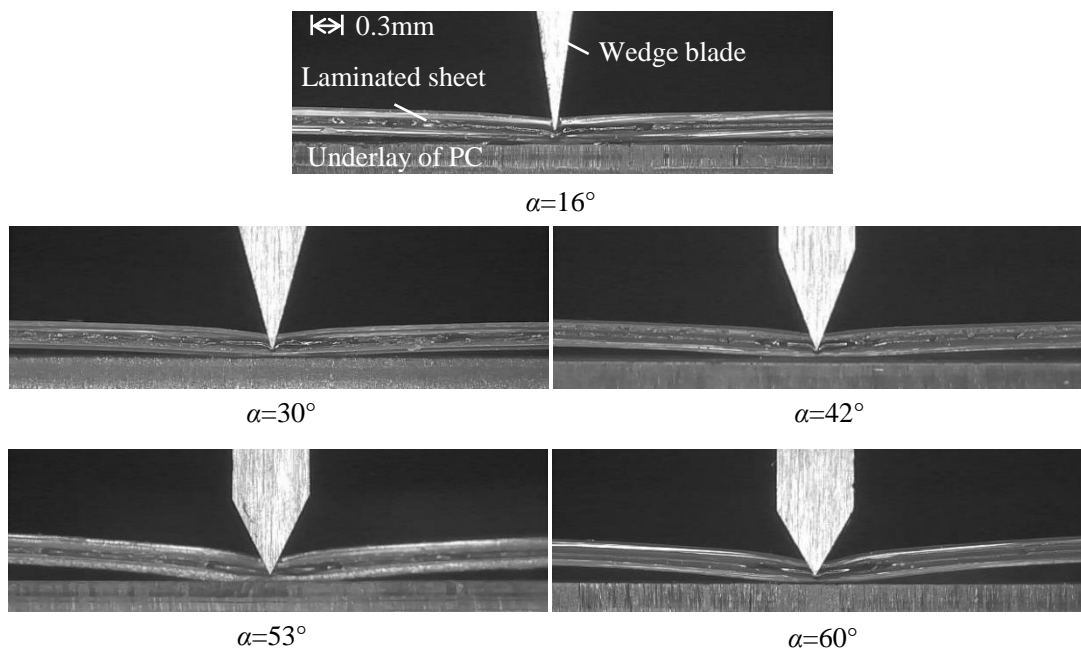
4.3.1.1 応答荷重と反り上がりの関係

Fig. 4-5 に示すのは押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ において刃先角度 $\alpha=16, 30, 42, 53, 60^\circ$ に対する積層フィルム切断時の変形過程を撮影した画像である。なお、押し込み深さ d/t_w はくさび刃の先端が上層 PET フィルムの表面と接触したときをゼロと定義し、ここでは $d/t_w=0.17, 0.5, 0.83$ を代表して示している。同図より、各刃先角度 α において積層フィルムにはくさび刃の押し込みに伴う反り上がりが生じていることがわかる。ここで、Fig. 4-5(a)の $d/t_w=0.17$ ではくさび刃の食い込みが生じておらず粘着剤層が単純に押しつぶされているように見え、Fig. 4-5(b)の $d/t_w=0.5$ ではくさび刃の食い込みが生じることで反り上がり量が増大していることが確認できる。Fig. 4-5(c)の $d/t_w=0.83$ になると反り上がり量が減少していることがわかる。また、Fig. 4-5(a), (b)に示す画像より、 $d/t_w=0.17, 0.5$ においては積層フィルムの反り上がり量が α によらずほぼ一様であることが見て取れる。一方で、Fig. 4-11(c)に示す $d/t_w=0.83$ では、 α により反り上がり量が異なり、 α が大きい方が反り上がり量も増大していることがわかる。





(b) Indentation depth of $d/t_w=0.5$



(c) Indentation depth of $d/t_w=0.83$

Fig.4-5 Movie based photograph of side view of 0.3 mm thickness laminated sheet with the apex angle α the indentation depth of $d/t_w=0.17, 0.5$ and 0.83 .

Fig. 4-6 に押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ において刃先角度 $\alpha=16, 30, 42, 53, 60^\circ$ に対する応答線荷重 f と積層フィルムの厚みを基準とした押し込み深さ d/t_w の関係を示す。ここで、各刃先角度 α の測定結果における代表的な結果をプロットした。

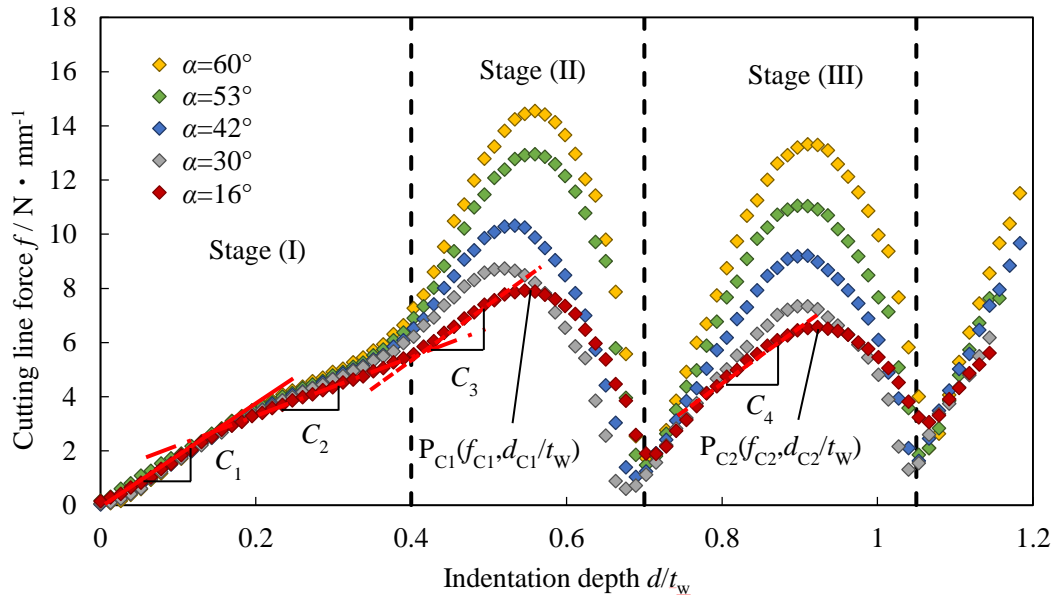


Fig.4-6 Relationship between the cutting line force f and the indentation depth d/t_w for the apex angle of wedge blade of $\alpha=16, 30, 42, 53$ and 60° when choosing the indentation velocity $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

Fig. 4-6 から、積層フィルムへのくさび押抜きにおける応答線荷重曲線の特徴として、第 1 極大点 P_{C1} および第 2 極大点 P_{C2} が生じていることが挙げられる。また、応答線荷重 f の増減傾向および観察結果から、押し込み深さ d/t_w の範囲に応じて以下の 3 段階に分類した。

- (I) $0 < d/t_w < 0.4$: 上層 PET フィルムのくさび押込みによる折れ曲がりが生じず、単純な圧縮状態となるため、応答線荷重 f は単調に増加した。2 段階の増加勾配 $C_1(d/t_w < 0.2)$, $C_2(0.2 < d/t_w < 0.4)$ が存在し、積層フィルムの僅かな反り上がり変形が生じた。
- (II) $0.4 < d/t_w < 0.7$: 第 1 極大点 $P_{C1}(f_{C1}, d_{C1}/t_w)$ が確認された。第 1 極大荷重 f_{C1} は押し込み深さ $d_{C1}/t_w=0.5\sim 0.6$ の範囲で生じた。これらの傾向は、粘着剤層の沈み込みに起因した上層 PET フィルムの切断挙動に対応している。なお、大きな刃先角度を用いた場合に、応答線荷重 f は増加した。
- (III) $0.7 < d/t_w < 1.03$: 第 2 極大点 $P_{C2}(f_{C2}, d_{C2}/t_w)$ が確認された。第 2 極大荷重 f_{C2} は押し込み深さ $d_{C2}/t_w=0.85\sim 0.95$ の範囲で生じた。この範囲では、粘着剤層の沈み込みの影響はなく、単層 (下層) PET フィルムの切断挙動に対応している。この荷重応答は、第 2 章で対象とした PC (下敷き) に積層された単層 PET フィルムのくさび押抜き加工の結果と類似していた。なお、切断荷重により下敷きの沈み込みが生じることから、 $d/t_w \approx 1.03$ で完全に切り離された。

Fig.4-7 に刃先角度 $\alpha=42^\circ$ および押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ において積層フィルム (Fig.4-6 からの抜粋) と粘着剤層を挟み込んでいない 2 層積層 PET フィルムの応答線荷重 f と押し込み深さ d/t_w の関係を示す. ここでは, 各積層フィルムの総厚が異なるため, 上層 PET フィルムの厚さ $t=0.1 \text{ mm}$ を基準とした押し込み深さ d/t とした. Fig. 4-7 から, 応答線荷重が $f=6 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ を上回ることで粘着剤層の影響が小さくなるのがわかる. また, $f=6 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ のときに推定される押し込み深さは約 0.1 mm であることから, 厚さ 0.1 mm の粘着剤層は刃先直下から十分に流動していると考えられる. これらのことから, (II) の段階の初期に上層 PET フィルムは刃先直下の下層 PET フィルムとほぼ接触していると考えられる.

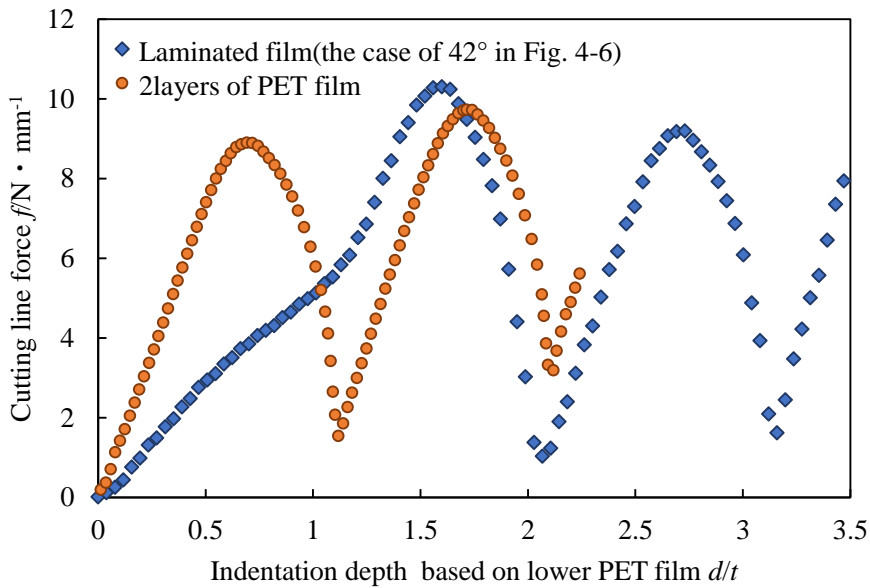


Fig.4-7 Relationship between the cutting line force f and the indentation depth d/t when choosing the apex angle $\alpha=42^\circ$ and the feed velocity $V=0.17\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

4.3.1.2 応答荷重に及ぼす刃先角度の影響

Fig. 4-8 に刃先角度 α に対する応答線荷重の各極大荷重 f_{C1} , f_{C2} を示す. 同図からわかるように, 第 1 極大荷重 f_{C1} は第 2 極大荷重 f_{C2} よりも高い値であり, α に対する極大値の増加勾配 $\Delta f_{C1}/\Delta\alpha$, $\Delta f_{C2}/\Delta\alpha$ は $\alpha \doteq 42^\circ$ で傾向が変化した. ここで, $\alpha=42^\circ$ を基準とした $16^\circ < \alpha < 42^\circ$ と $42^\circ < \alpha < 60^\circ$ の範囲に対して, f_{C1} , f_{C2} と α の関係を線形の近似式 Eq. (4-4)~(4-7)として最小二乗法から求めた.

$$f_{C1} = 0.088\alpha + 6.242 \quad (16^\circ < \alpha < 42^\circ) \quad (4-4)$$

$$f_{C1} = 0.258\alpha - 0.802 \quad (42^\circ < \alpha < 60^\circ) \quad (4-5)$$

$$f_{C2} = 0.092\alpha + 4.974 \quad (16^\circ < \alpha < 42^\circ) \quad (4-6)$$

$$f_{C2} = 0.243\alpha - 1.184 \quad (42^\circ < \alpha < 60^\circ) \quad (4-7)$$

Fig. 4-6 および Fig. 4-8 から、刃先角度 α に対して極大荷重の偏差 $\Delta f_c = f_{c1} - f_{c2}$ をそれぞれ比較すると、 $16^\circ < \alpha < 42^\circ$ の範囲では $\Delta f_c =$ 約 $1.27 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ 、 $42^\circ < \alpha < 60^\circ$ の範囲では $\Delta f_c =$ 約 $0.38 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ であり、 f_{c2} は f_{c1} よりも 6~16% 小さいことがわかる。これらより、 Δf_c は α の影響が小さいといえる。

ここで、厚さ 0.5 mm の PC 板に対するくさび押抜きにおいて、下敷きの機械的剛性を変更した場合にくさび押込みを受けた PC 板は下敷きの沈み込みによって反り上がることが報告されている^[1-45]。被加工材が反り上がり角度 θ を有するとき、くさび刃により押し分けられた体積は押込み深さに対するくさび刃の見かけの刃先角度 $(\alpha + 2\theta)$ として推察される。

(II) の段階の押込み過程では、上層 PET フィルムが低剛性な粘着剤層の沈み込みによって局所的な反り上がりを生じることにより、くさび刃の見かけの刃先角度 $\alpha_U = \alpha + 2\theta_U$ (θ_U : 上層の反り上がり角度) が第 1 極大点 P_{c1} でくさび刃の刃先角度よりも相対的に増大すると

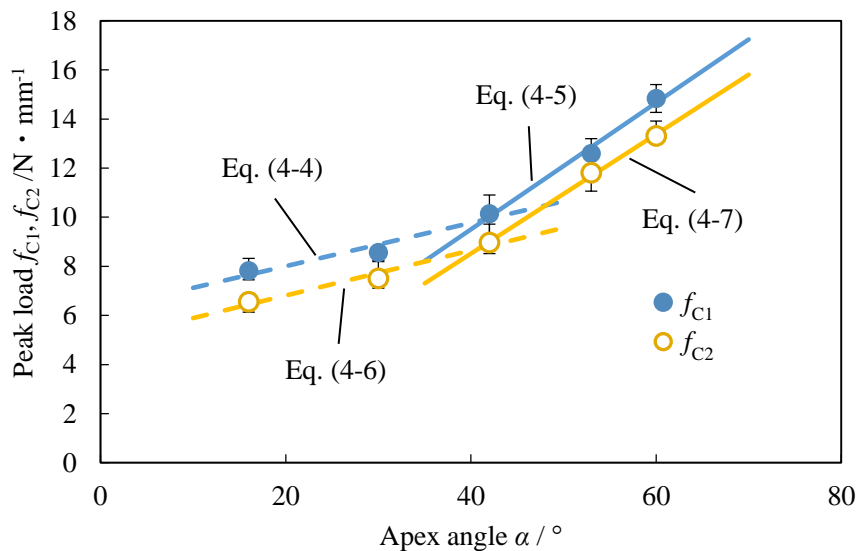


Fig.4-8 Relationship between the apex angle of the wedge blade α and the peak line forces of f_{c1} , f_{c2} .

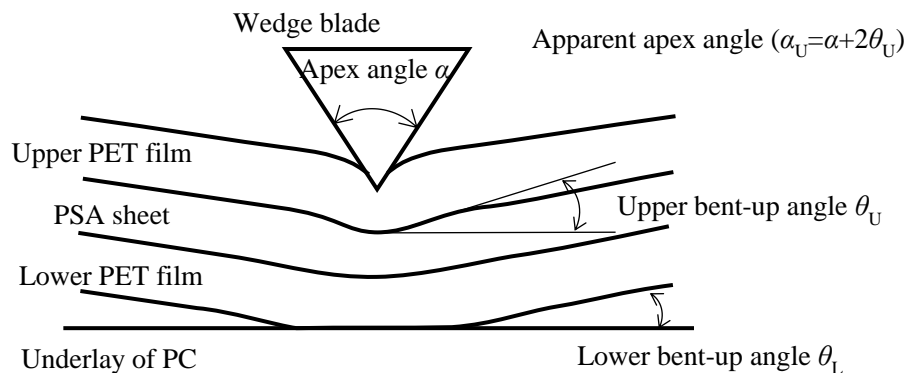


Fig.4-9 Conceptual deformation state when the peak f_{c1} occurs: when the upper PET film is sunk against the PSA layer, the bent-up angle of θ_U of the upper PET film makes the apparent apex angle of $\alpha_U = \alpha + 2\theta_U$ at the first peak.

考えられる。一方で、第2極大点 P_{C2} では上層 PET フィルムの切断によって反り上がり変形が解放されるため、 θ_U および α_U は小さい値を示したと考えられる。ここで、 f_{C1} が高い値を示したのは Fig. 4-9 に示すような粘着剤層の沈み込み効果に起因したものと考えられる。つまり、Fig. 4-9 に示すように、粘着剤層の流動変形が影響する P_{C1} では θ_U は下層の反り上がり角度 θ_L よりもわずかに大きくなると考えられる。この影響により、 f_{C2} よりも f_{C1} の方がわずかに大きい値を示したと考えられる。

Fig. 4-10 に刃先角度 α に対する各極大点の押し込み深さ d_{C1}/t_w , d_{C2}/t_w を示す。同図より、刃先角度が $\alpha > 30^\circ$ の範囲において、 d_{C1}/t_w , d_{C2}/t_w は α の増加に伴い線形に増大し、 α が大きい方が各極大荷重 f_{C1} , f_{C2} の位置が深くなっている（極大点の発生が遅れる）ことがわかる。しかし、刃先角度が極めて鋭利な $\alpha = 16^\circ$ の場合では、 α に対する d_{C1}/t_w , d_{C2}/t_w の関係が異なる傾向となり、比較的深い位置を示した。これらの非線形な傾向は $\alpha = 16, 30, 42, 60^\circ$ を用いた厚さ 0.5 mm の PC 板の切断特性においても確認されている^[3-2]。また、Hill のモデル^[1-30] および Nagaswa らの検討^[4-6] より、刃先角度が小さい場合にネッキングの開始位置が深くなることが理論的に示されている。したがって、 $\alpha > 30^\circ$ の範囲における d_{C1}/t_w , d_{C2}/t_w の増加に関しては、くさび傾斜面による押し込み圧の増加が PET フィルムの変形抵抗（摩擦力）の増大に寄与していると考えられ、そしてネッキングの発生位置が極大点と共に変化すると思われる。ここで、第2章で述べた $\alpha = 42^\circ$ のくさび刃を用いた PET フィルムのくさび押し込み過程において、くさび刃と PET フィルムとの非接触領域および極大点付近でのネッキングの発生が確認されている。極大荷重およびそれに対応するネッキングの発生は、くさび押し込み過程での水平方向における PET フィルムの引張変形によって特徴づけられている。

これらのことから、 $\alpha = 16^\circ$ のように刃先角度が極端に小さい場合、水平方向の切り離し力が極端に減少することによって、極大荷重は減少しネッキングの発生および d_{C1}/t_w , d_{C2}/t_w が

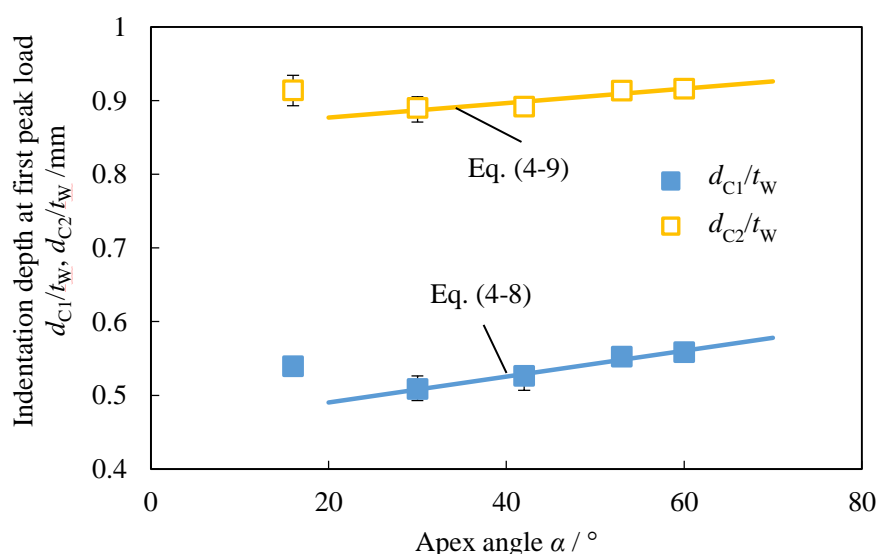


Fig.4-10 Relationship between the apex angle of the wedge blade α and the indentation depth at peak loads d_{C1}/t_w , d_{C2}/t_w .

深い位置になったと考えられる。一方、 $\alpha > 30^\circ$ の範囲では、各極大荷重 f_{C1} , f_{C2} が α の増加に伴い増大するため、その増大した応答線荷重によって粘着剤層および下敷きの沈み込みが増加すると考えられる。この沈み込みによって変形抵抗が増大し、 $\alpha > 30^\circ$ の範囲における d_{C1}/t_w , d_{C2}/t_w は増加傾向を示したと考えられる。ここで、 $30^\circ < \alpha < 60^\circ$ の範囲において d_{C1}/t_w , d_{C2}/t_w と刃先角度 α の関係を線形の近似式 Eq. (4-8), (4-9)として最小2乗法から求めた。

$$d_{C1}/t_w = 1.76 \times 10^{-3} \alpha + 0.455 \quad (30^\circ < \alpha < 60^\circ) \quad (4-8)$$

$$d_{C2}/t_w = 9.82 \times 10^{-4} \alpha + 0.857 \quad (30^\circ < \alpha < 60^\circ) \quad (4-9)$$

次に、刃先角度 α の違いが応答線荷重 f に及ぼす影響を比較するために、押込み深さに対する応答線荷重の増加勾配 $C_i = \partial f / \partial (d/t_w)$ ($i=1, 2, 3$ and 4)を定義し、Fig. 4-6に示すように押込み深さの範囲ごとに $C_1(0.03 < d/t_w < 0.13)$, $C_2(0.2 < d/t_w < 0.3)$, $C_3(0.4 < d/t_w < 0.47)$, $C_4(0.8 < d/t_w < 0.86)$ の平均値を各刃先角度 α に対してそれぞれ算出した。ここで、勾配 C_i ($i=1, 2, 3$ and 4)は一定の押込み深さの間隔 $\Delta(d/t_w) = 0.013$ を用いて算出した。

Fig. 4-11に刃先角度 α に対する勾配 C_1, C_2 の関係を、Fig. 4-12に勾配 C_3, C_4 の関係をそれぞれ示す。Fig. 4-11より、 C_1 は α に対して大きな差は見られずほぼ一定であり平均値 $C_1 = 19.7 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$ を示した。一方Fig. 4-11, 4-12より、 C_2, C_3, C_4 は α に対してほぼ線形に増加した。このとき、各勾配 C_i と α の関係は、下記の線形近似式 Eq. (4-10), (4-11), (4-12), (4-13)として最小2乗法からそれぞれ求めた。

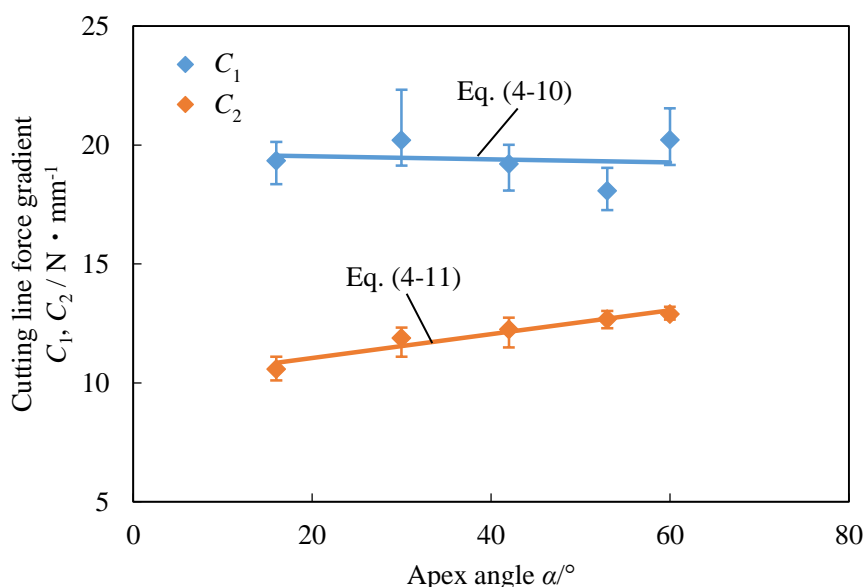


Fig.4-11 Relationship between the apex angle of the wedge blade α and the load gradients C_1, C_2 .

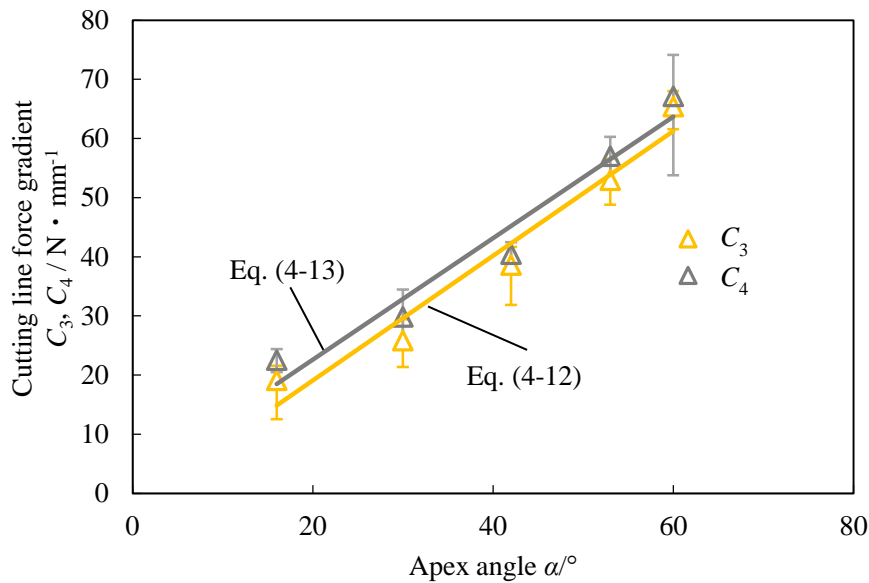


Fig.4-12 Relationship between the apex angle of the wedge blade α and the load gradients C_3, C_4 .

$$C_1 = -0.006\alpha + 19.66 \quad (4-10)$$

$$C_2 = 0.051\alpha + 10.04 \quad (4-11)$$

$$C_3 = 0.105\alpha - 2.01 \quad (4-12)$$

$$C_4 = 0.103\alpha + 2.06 \quad (4-13)$$

押し込み深さ (I) の段階において、勾配 C_1 は一定値を示し刃先角度 α の影響を受けず、勾配 C_2 は α に対してはわずかに線形増加した。これらの傾向を示した要因は、 C_1 の範囲 ($0.03 < d/t_w < 0.13$) ではくさび刃の上層 PET フィルムへの押し込みによる粘着剤層の単純な圧縮変形が生じ、 C_2 の範囲 ($0.2 < d/t_w < 0.3$) では上層 PET フィルムへのくさび刃の食い込みが生じ始めたためと考えられる。押し込み深さ (II) の段階の勾配 C_3 において、 C_3 が α に対し線形に大きく増加したのは、上層 PET フィルムへのくさび刃の食い込みや押し広げに起因したものと考えられる。したがって、この段階での応答線荷重 f は α に強く影響することがわかった。押し込み深さ (III) の段階の勾配 C_4 において、下層 PET フィルムの切断特性は (II) の段階における C_3 の傾向とほぼ同様であった。これは、Eq. (4-12) と (4-13) の関係からも確認することができる。これらの類似性は、くさび刃の押し込みに対する PET フィルムの下層の変形状態によるものと考えられる。すなわち、(II) の段階では、粘着剤層が十分に流出し、第一極大点 P_{C1} 付近で反り上がりが生じた上層 PET フィルムの底面が下層 PET フィルムの上面と接触することから、上層 PET フィルムの下層の剛性が粘着剤層よりも下層 PET フィルムが支配的となり、(III) の段階での下層 PET フィルムの下層である PC 板の剛性と比較的近い値となったため、同様の増加傾向を示したと考えられる。

なお、(III) の段階である $d/t_w > 0.7$ の範囲では、単層 PET フィルムとほぼ同様の切断挙動

を示した. 一例として, $\alpha=42^\circ$ の場合では, f_{c2} と C_4 の値はそれぞれ約 $9 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ と $45.3 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ であった. これらは, 第 2 章で述べた PC を下敷きとした単層 PET フィルムの荷重応答 (極大荷重約 $10.1 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$, 増加勾配 $45 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$) とほぼ同等か, またはそれよりもわずかに小さい値であることから説明される.

ここで, (I) の段階では, 勾配 C_2 は勾配 C_1 よりも小さい値を示したが, これは上層 PET フィルムの変形や粘着剤層の局所的な流動変形 (沈み込み) などに起因して生じたものと考えられる. これに対して, (II), (III) の段階では, 勾配 C_3 は勾配 C_2 よりも極めて大きい値であり, 勾配 C_3 は勾配 C_4 とほぼ同様であることから, PET フィルムの切断抵抗が強く寄与しており粘着剤層の変形抵抗の影響は小さいと考えられる. これらの粘着剤層の変形挙動の影響を検証するため, 高速度カメラにより撮影した切断過程の変形状態について議論する.

4.3.1.3 反り上がり形状に及ぼす刃先角度の影響

Fig. 4-13 に刃先角度 $\alpha=42^\circ$ および押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ において粘着剤層を挟み込んでいない 2 層積層 PET フィルムの変形過程を撮影した画像を示す. 同図より, くさび押し込み過程において積層された上下層の PET フィルムには明確な反り上がりが生じていないことがわかる. すなわち, Fig. 4-5 で示したように積層フィルムの変形過程では粘着剤層が存在することで沈み込みによる反り上がりが生じ, その変形によって第一極大荷重 f_{c1} を増加させたと考えられる.

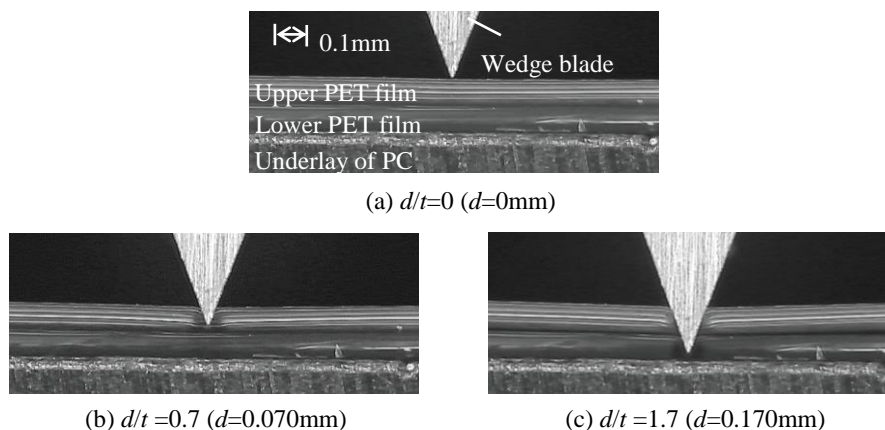


Fig. 4-13 Side view of the cutting process of two layer of PET films subjected to an indentation of a 42° wedge blade at the indentation depth $d/t=0, 0.7, 1.7$.

Fig. 4-14 に刃先角度 $\alpha=42^\circ$ および押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ における応答線荷重 f の測定結果と積層フィルムの変形過程を高速度カメラで撮影した断続的な画像の一例を示す. 同図より, 全体を通してくさび刃の押し込み位置を起点とした積層フィルムの反り上がり変形が生じていることがわかる. また, 押し込み深さ d/t_w の増加に伴い反り上がり量の増減が確認できる. この反り上がりは, $d/t_w=0.6$ 付近までは応答線荷重の増加傾向と同様に増大しているが, 第 1 極大点 P_{c1} 以降は応答線荷重の傾向と異なり反り上がり形状に大きな変化が生じて

いないように見て取れる。

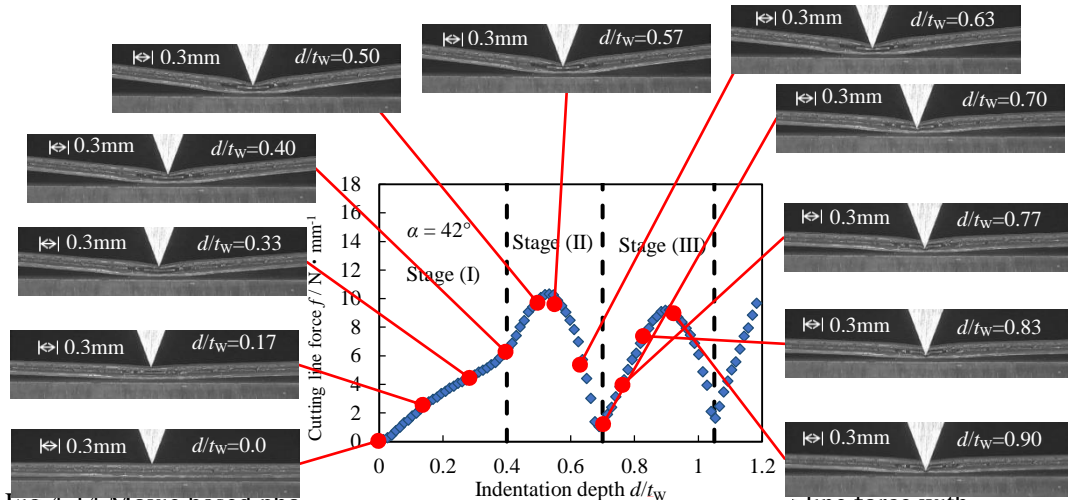


Fig.4-14 Movie based photograph of side view and response of cutting line force with indentation depth of laminated film when choosing apex angle $\alpha=42^\circ$ and indentation velocity $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

ここで、Fig.4-9 で示したように上層 PET フィルムの反り上がり変形に伴うくさび刃の見かけの刃先角度の増加は上層 PET フィルム切断時の応答線荷重の増加に寄与していると考えられるが、下層 PET フィルムの反り上がり変形は応答線荷重の低下にも寄与していると考えられる。前項で述べた (III) の段階である $d/t_w > 0.7$ の範囲での荷重応答は、単層 PET フィルムの切断抵抗とほぼ同等かわずかに小さい値を示した。この要因として、積層フィルムの反り上がり変形によって下層 PET フィルムの底面が下敷きから離れること、またはくさび刃と粘着剤層が接触することで下層 PET フィルム切断時の摩擦力が低下し、くさび刃の押し広げに伴う横方向への拘束力が低下したことに起因して応答線荷重がわずかに減少したものと推定できる。

くさび刃による押抜き過程での積層フィルムの反り上がり形状を詳しく調べるため、反り上がり角度を計測した。Fig. 4-15 に刃先角度 $\alpha=42^\circ$ および押し込み深さ $d/t_w=0.5$ における積層フィルムの変形状態の側面図を示す。同図より、水平方向に対する積層フィルム底面の角

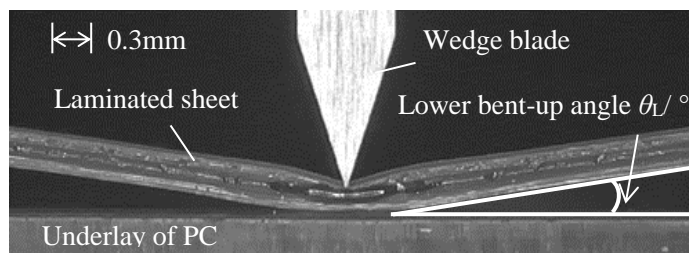


Fig.4-15 Side view of warpage of the laminated sheet subjected to an indentation of a 42° wedge blade at a depth of $d/t_w=0.5$.

度を下層の反り上がり角度 θ_L と定義し、押し込み深さ $0.03 < d/t_w < 1.1$ の範囲での積層フィルムの反り上がり角度 θ_L を各刃先角度 α に対して比較した。

Fig. 4-16 に各刃先角度 α に対する下層の反り上がり角度 θ_L と押し込み深さ d/t_w の関係を示す。同図より、すべての刃先角度において θ_L は $0.03 < d/t_w < 0.4$ の範囲ではほぼ線形に増加し、 $d/t_w = 0.5$ 付近で反り上がり角度の極大値 θ_w を示したが、 $d/t_w > 0.7$ の範囲では緩やかな減衰またはほぼ一定の値を示していることがわかる。ここで、 $d/t_w = 0.83$ 付近で反り上がり角度は一定値に達しているようであり、 $d/t_w = 0.83$ で一定の反り上がり角度 θ_c を定義した。さらに、押し込み深さに対する下層の反り上がり角度の増加勾配 $\partial\theta_L/\partial(d/t_w)$ は、 $0 < d/t_w < 0.23$ の範囲では α の影響を受けないが、 $0.23 < d/t_w < 0.4$ の範囲では α が大きくなるとわずかに傾きが増加することがわかった。ここで、応答線荷重 f の測定結果と θ_L の傾向を比較すると、応答線荷重の増加勾配 $C_1(0.03 < d/t_w < 0.13)$ 、 $C_2(0.2 < d/t_w < 0.3)$ の押し込み深さの範囲が、それぞれ $\partial\theta_L/\partial(d/t_w)$ の範囲とほぼ同じであることがわかり、浅い押し込み深さにおける反り上がりの変動が応答線荷重 f の増加傾向と連動していることが確認できる。

Fig. 4-6 および Fig. 4-16 から、 $d/t_w = 0.5$ 付近にて第 1 極大荷重 f_{c1} および反り上がり角度の極大値 θ_w が発生していることがわかる。また、下層の反り上がり角度の増加勾配 $\partial\theta_L/\partial(d/t_w)$ は、(III) の段階の $0.7 < d/t_w < 1.03$ においてほぼ一定値を示している。この段階において下層の反り上がり角度 θ_L が極大値を示さず、 α と共に増加する要因としては、くさび刃による押し込みの増加に伴い刃先直下の下敷きの沈み込みが増加することで、破断した上層 PET フィルムと粘着剤層の移動を拘束したためと考えられる。

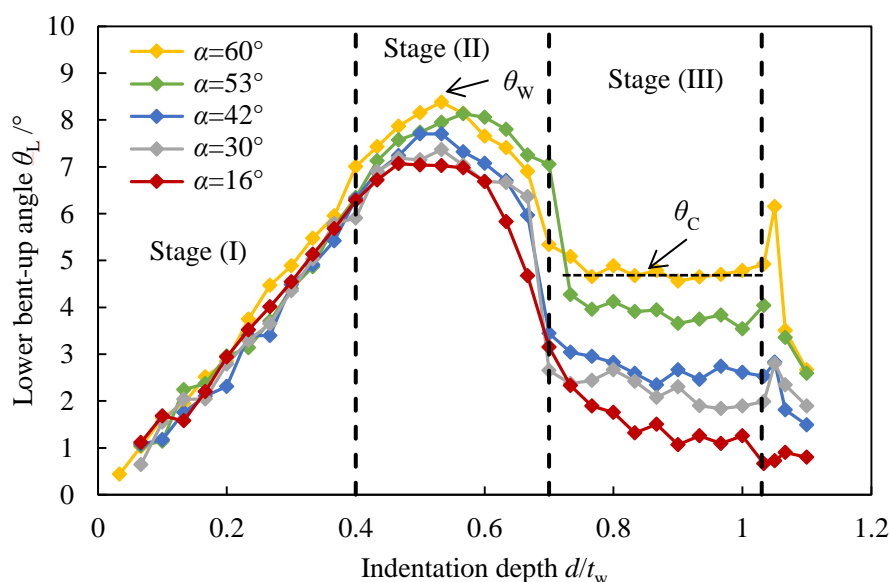


Fig.4-16 Relationship between bent-up angle θ of the laminated sheet and the indentation depth d/t_w when choosing the apex angle of the wedge blade $\alpha=16, 30, 42, 53$ and 60° .

Fig. 4-17 に刃先角度 α に対する反り上がり角度の極大値 θ_w および一定値を示す反り上がり角度 θ_c ($d/t_w=0.83$ で測定) の関係を示す. 同図より, θ_w および θ_c は α に対して単調に増加しており, α に対する線形近似式 Eq. (4-14), (4-15) として表した.

$$\theta_w = 0.032\alpha + 6.592 \quad (4-14)$$

$$\theta_c = 0.070\alpha + 0.358 \quad (4-15)$$

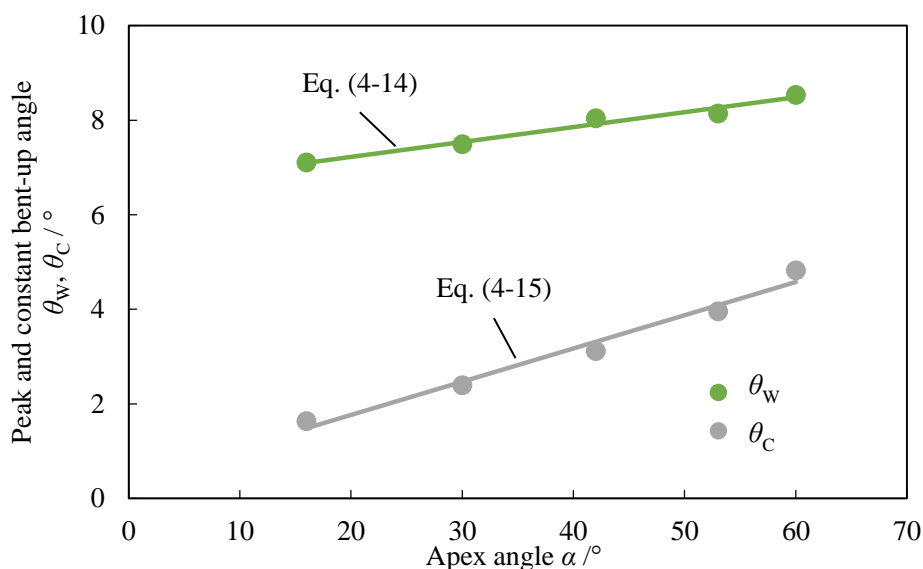


Fig.4-17 The peak maximum bent-up angle θ_w and the saturated bent-up angle θ_c with respect to the apex angle α .

以上の結果から, 刃先角度 α に対する応答線荷重 f と下層の反り上がり角度 θ_L において以下の関係が示された.

(I) の段階の前半部分 ($0 < d/t_w < 0.2$). 応答線荷重の増加勾配 $\Delta f / \Delta(d/t_w)$ と下層の反り上がり角度の増加勾配 $\Delta \theta_L / \Delta(d/t_w)$ は α の影響をほとんど受けなかった. これは, 上層 PET フィルムの折れ曲がりが生じず, 粘着剤層の単純な圧縮変形が生じたためと考えられる.

(I) の段階の後半部分 ($0.2 < d/t_w < 0.4$). α に対して f と θ_L はわずかに増加した. これは, 上層 PET フィルムへのくさび刃の浅い食い込みや粘着剤層の局所的な流動変形による上層 PET フィルムの折れ曲がりが必要と考えられる.

(II) の段階 ($0.4 < d/t_w < 0.7$). 刃先直下に位置する粘着剤層が水平方向へ十分に流動することで, 上層 PET フィルムが下層 PET フィルムと次第に接触するような変形状態となり, 荷重応答の増加傾向と同様に積層フィルムの反り上がりが生じた. くさび刃による上層 PET フィルムの切り離し過程 (切断過程) となることから, f および θ_L は, $d/t_w=0.5$ 付近で極大値を示し, α に対して大きく増大した.

(III) の段階 ($0.7 < d/t_w < 1.1$). 下層 PET フィルムの切り離し過程となることから, 切り離された上層 PET フィルムと粘着剤層がくさび刃と接触あるいは固着した状態である. また,

下敷きの沈み込み量は (II) の段階の粘着剤層に比べて微小であり、反り上がり形状に与える影響は極めて小さいことがわかる。ここで、 d/t_w の増加に対して刃先表面と粘着剤層の接触領域に作用する応力が增大すると、降伏挙動による塑性流動によって接触界面の濡れ広がりが増進すると考えられる。これにより、積層フィルムの反り上がり角度の増加勾配 $\Delta\theta/\Delta(d/t_w)$ がある一定値あるいは緩やかな減少傾向を示したと考えられる。なお、下層 PET フィルムの切り離し過程（切断過程）となることから、 f は $d/t_w=0.9$ 付近で極大値を示し、 α に対して大きく増大した。一方、 θ_L は刃先傾斜面に沿う形で反り上がり形状が保持されるため α により異なる値を示した。

応答線荷重曲線における各極大荷重 f_{c1}, f_{c2} の差異に着目すると、刃先角度 $16^\circ < \alpha < 60^\circ$ において極大点間の下層の反り上がり角度の減少量 $\Delta\theta_L$ は $\Delta\theta_L = \theta_w - \theta_c = 6.234 - 0.039\alpha$ であることから、刃先角度の見かけの増加量 $\Delta\alpha_L$ は $\Delta\alpha_L = 2\Delta\theta_L = 11 \sim 8^\circ$ と推定される。ここで、見かけの刃先角度 $\alpha_L = \alpha + 2\theta_L$ に関しては、上層の反り上がり角度 θ_U の計測が困難であったことから、下層の反り上がり角度 θ_L より算出した。Eq. (4-4), (4-5) を用いて、 $\Delta\alpha_L$ から求めた第 1 極大荷重 f_{c1} の増分は $\Delta f_{c1} = 0.9 \sim 2.0 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ と見積もられる。一方、Eq. (4-4)~(4-7) を用いて、極大荷重の偏差 $\Delta f = f_{c1} - f_{c2}$ を $\alpha = 16 \sim 60^\circ$ の範囲で算出すると、 $\Delta f = f_{c1} - f_{c2} = 1.1 \sim 1.4 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ と推定される。これらのことから、反り上がり角度より推定した見かけの刃先角度の増加量 $\Delta\alpha_L$ を用いて、極大荷重の偏差 Δf を推定する方法は実験結果とそれほど離れていないことがいえる。

4.3.2 有限要素解析によるくさび押抜き挙動の比較

Fig. 4-6 および Fig. 4-16 における (I) の段階に関して、押込み深さ d/t_w に対する応答線荷重 f および下層の反り上がり角度 θ_L の関係に粘着剤層の流動変形が強く影響していることを確認した。そこで、くさび押抜き過程における粘着剤層の変形状態を詳細に検討するため、有限要素解析を実施した。

Fig. 4-18 に押込み速度 $V = 0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ において $d/t_w < 0.4$ の範囲における解析結果より得られた応答線荷重 f と押込み深さ d/t_w の関係を示す。なお、くさび刃の押込みに対して分割した要素に大きなひずみが生じたことで、挙動が不安定となったため $d/t_w > 0.4$ の範囲で解析を中止した。Fig. 4-18 より、解析結果より得られた f には 2 段階の増加勾配 $C_1 (d/t_w < 0.2)$, $C_2 (0.2 < d/t_w < 0.4)$ が存在していることがわかる。 $d/t_w < 0.2$ の範囲における勾配 C_1 は刃先角度 α の影響を受けず、 $0.2 < d/t_w < 0.4$ の範囲における勾配 C_2 は α が大きい方が高い値を示した。これらの解析結果により得られた α に対する f の増加傾向は Fig. 4-6 で示す実験結果と傾向が概ね一致した。

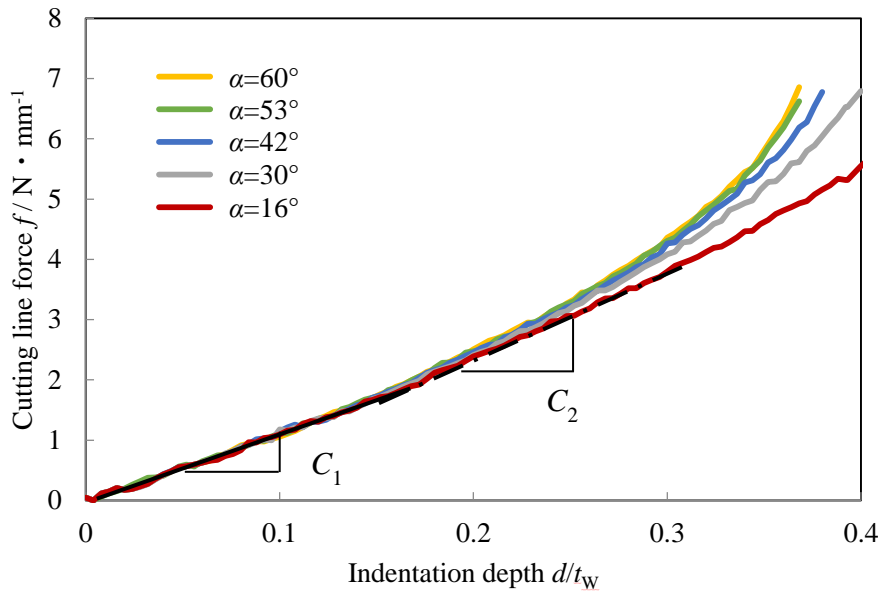


Fig.4-18 Relationship between cutting line force f of the laminated sheet and the indentation depth d/t_w when choosing the apex angle of the wedge blade $\alpha=16, 30, 42, 53$ and 60° .

Fig. 4-19 に解析結果より求めた刃先角度 α に対する応答線荷重の増加勾配 C_1 および C_2 を示す。なお、各勾配において α に対する線形近似式 Eq. (4-16), (4-17) を重ねて示している。同図より、 C_1 は Fig. 4-11 に示す実験結果と同様に勾配の傾きは極めて小さく、 $C_1=12.6 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$ の一定値を示した。この値は、実験結果の増加勾配 $C_1=19.4 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$ より 35% 小さいことがわかる。また、 C_2 は Fig. 4-11 に示す実験結果と同様に α に対してほぼ線形に増加しており、解析結果の方が約 2 倍大きい値を示した。ここで、 C_1, C_2 の大小関係において、解析結果で

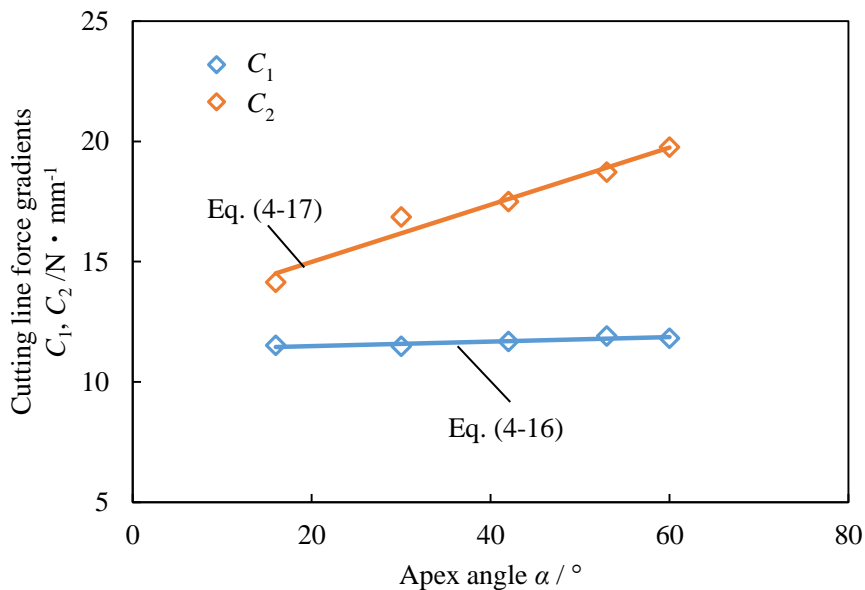


Fig.4-19 Relationship between the apex angle of the wedge blade α and the simulated load gradients C_1, C_2 .

は $C_2 > C_1$ であるのに対し実験結果では $C_2 < C_1$ であった。これは解析モデルにおいて粘着剤層に仮定された線形粘弾性特性の影響と考えられる。大きな流動変形を伴う場合に粘着剤層の変形抵抗は、大変形および降伏挙動などによる応力状態の変化に依存すると考えられる。しかし、解析モデルでは弾性率の非線形性や降伏応力等の材料特性が考慮されていないことから、押し込み過程での刃先直下の粘着剤層の流動変形が実験結果よりも小さく見積もられることで、 C_2 が減少することなく増加したと考えられる。以上のことから、くさび押し込み過程での粘着剤層の流動変形に伴う変形抵抗の低下が生じないため、解析結果において $C_2 > C_1$ の傾向を示したと考えられる。このとき、各勾配 C_1 、 C_2 と α の関係は、下記の線形近似式 Eq. (4-16), (4-17) として最小 2 乗法からそれぞれ求めた。

$$C_1 = 0.009\alpha + 11.31 \quad (4-16)$$

$$C_2 = 0.119\alpha + 12.62 \quad (4-17)$$

Fig. 4-20 に刃先角度 $\alpha = 16, 30, 42, 53, 60^\circ$ に対して押し込み深さ $d/t_w = 0.17, 0.33$ における積層フィルムの変形状態および最大主ひずみの分布を示す。同図より、各刃先角度において積層フィルムに反り上がり変形が生じていることがわかる。このとき、Fig. 4-5 に示す観察結果と同様に d/t_w の増加に伴い反り上がり量も増大し、それらは α によらずほぼ一様であることが確認された。また、粘着剤層には刃先直下から左右の離れた箇所で引張ひずみが増大していることがわかる。ここで、Fig. 4-21 に解析結果から計測した各刃先角度 α に対する下層の反り上がり角度 θ_L と押し込み深さ d/t_w の関係を示す。同図より、解析結果の θ_L は、 $d/t_w < 0.2$ の範囲で α の影響を受けずほぼ線形に増加し、 $0.2 < d/t_w < 0.4$ の範囲で α の増加に対してわずかに増大した。これらの傾向は実験結果と同様であった。

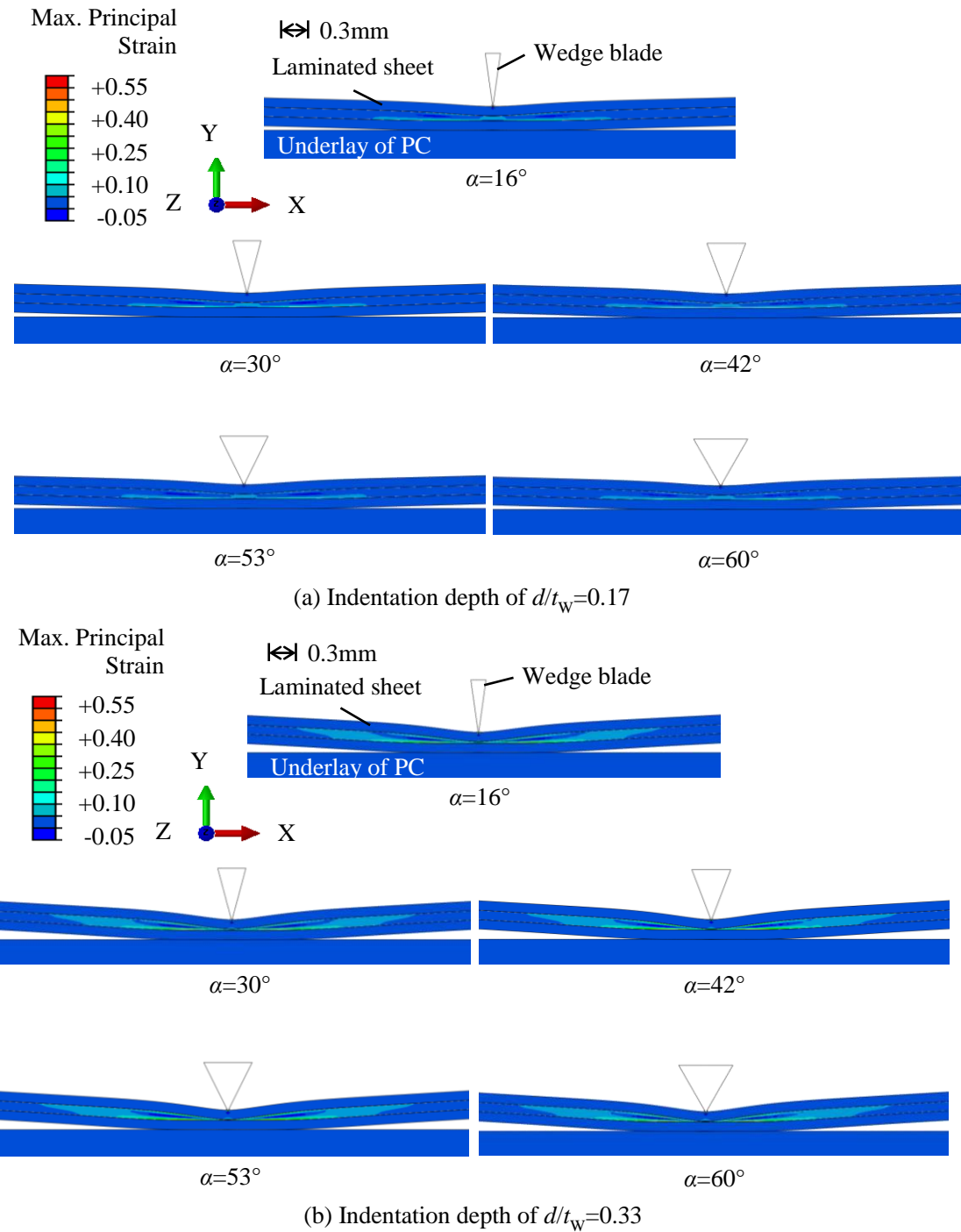


Fig.4-20 Distribution of the maximum principal strain of 0.3 mm thickness laminated sheet at the indentation depth $d/t_w=0.17$ and 0.33 when choosing the apex angle $\alpha=16, 30, 42, 53, 60^\circ$.

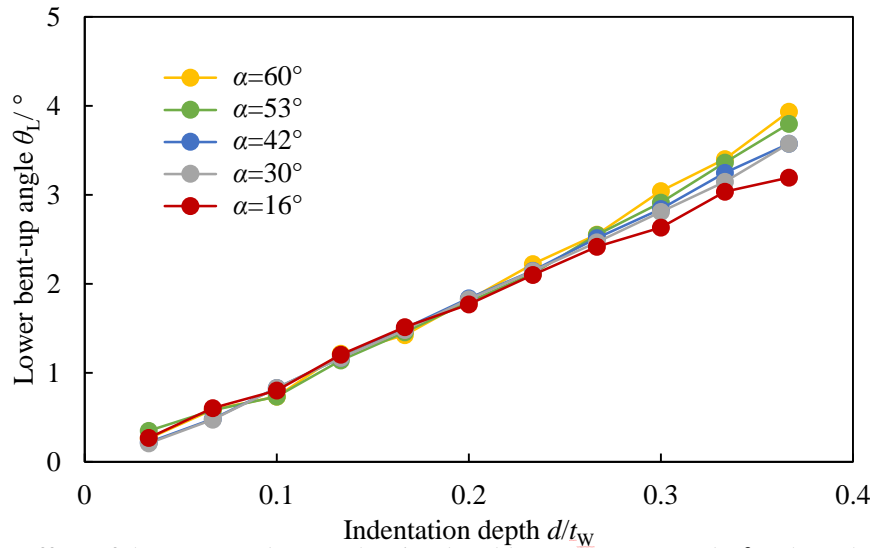


Fig.4-21 Effect of the apex angle α on the simulated lower bent-up angle θ_L when choosing the indentation velocity $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

Fig. 4-22 に刃先角度 $\alpha=42^\circ$ に対して押し込み深さ $d/t_w=0.17, 0.33$ における変形状態の拡大図および最大, 最小主ひずみの分布を示す. 同図は, 刃先直下の粘着剤層の変形状態をそれぞれ示している. Fig. 4-22(a), (c)より, $d/t_w=0.17$ ではくさび刃の押し込み量 $d=0.051 \text{ mm}$ に対して刃先直下の粘着剤層が変形前の厚み $t_p=0.1 \text{ mm}$ に比べて半分ほどの厚みまで圧縮されていることがわかる. そして, Fig. 4-22(b), (d)の $d/t_w=0.33$ より, 刃先直下の粘着剤層が局所的に大きく圧縮され, 左右に流動することで粘着剤層の厚さがほぼ消失していることがわかる. Fig. 4-23 に $\alpha=42^\circ$ および $d/t_w=0.17, 0.33$ における変形状態と粘着剤層のみの変位をベクトル図で示す. 同図より, $d/t_w=0.17$ では粘着剤層は刃先直下で Y 軸の負方向に大きく変位し, 横方向に離れた領域では X 軸方向に流動していることがわかる. また, $d/t_w=0.33$ ではこれらの変位が増大していることが確認できる. 以上の結果から, 粘着剤層は刃先直下で大きく圧縮され, 粘性効果により切断位置から横方向に大きく流動することから上下層の PET フィルムと粘着剤層の界面付近に高い引張ひずみが作用したと考えられる. さらに, $d/t_w=0.33$ では粘着剤層が十分に圧縮されることで, 上層 PET フィルムへのくさび刃の食い込みも開始し, くさび刃の押し込み位置を起点とした反り上がりも増大することを確認した.

以上の実験および有限要素解析の検討結果から, 粘着剤層の変形挙動が影響する (I) の段階の切断特性が明らかとなった. $d/t_w < 0.2$ の初期段階では, 上層 PET フィルムへのくさび刃の食い込みが生じることなく, 粘着剤層が単純な圧縮変形によって流動する. この浅い押し込み深さの範囲では粘着剤層の変形が支配的となるため, 刃先角度 α の影響を受けにくくなる. $0.2 < d/t_w < 0.4$ の範囲に達したとき, 粘着剤層の大きな流動変形および上層 PET フィルムのくさび刃の食い込みに伴う折れ曲がりによって, α に対して応答線荷重 f と反り上がり角度 θ_L が増大した. なお, $d/t_w > 0.4$ の範囲では, 刃先直下での粘着剤層が十分に除去され, 粘着剤層の変形の影響を受けにくくなることから, 上層および下層 PET フィルムの切断挙動が支配的となる.

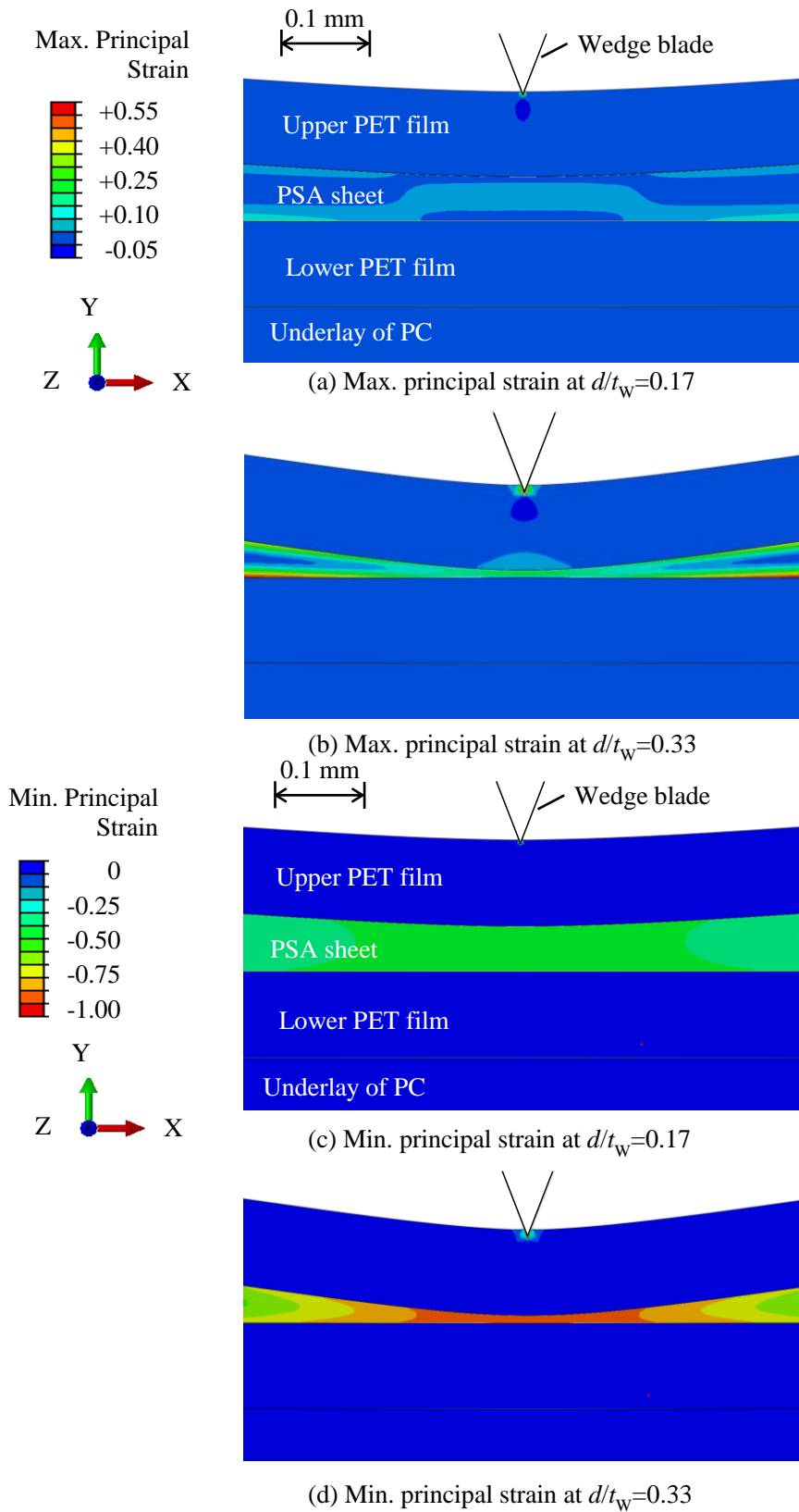


Fig.4-22 Distribution of the maximum and minimum principal strain in the laminated sheet subjected to a 42° wedge indentation at the indentation depth $d/t_w=0.17$ and 0.33.

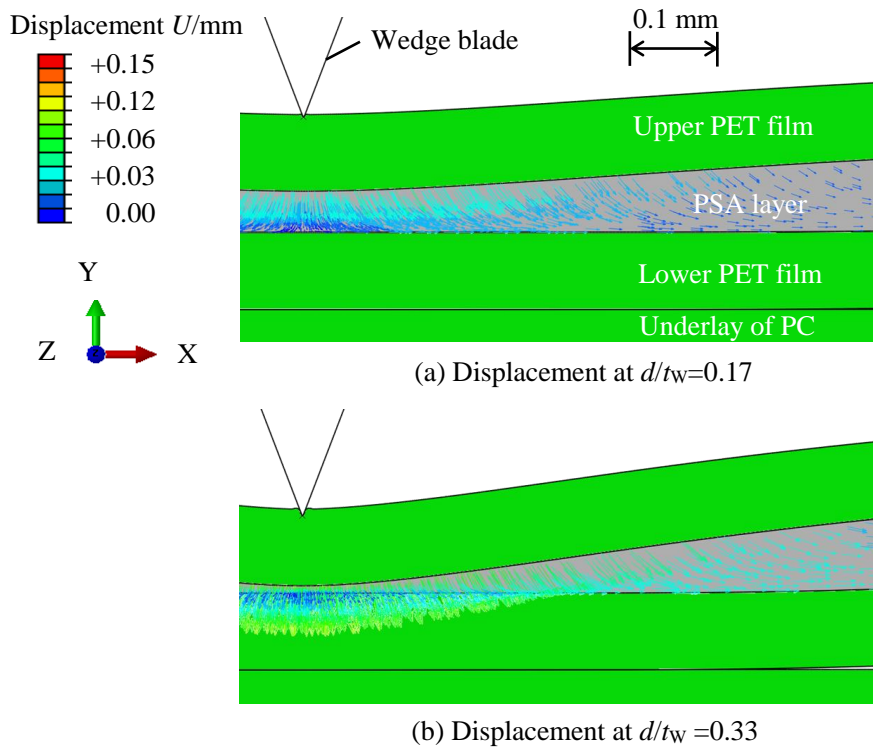


Fig. 4-23 Vector diagram of displacement of the PSA layer in the laminated sheet subjected to a 42° wedge indentation at the indentation depth $d/t_w=0.17$ and 0.33 .

4.4 切断方向による切断特性の影響

第2章で述べたように、本積層フィルムの基材として使用しているPETフィルムは面内および面外方向に異方性を有しており、切断方向によって異なる切断特性を示すことが明らかとなっている。したがって、中間層に粘着剤を有する本積層フィルムにおいても上下層にPETフィルムを有することから、切断方向によって切断特性に違いが生じることが予想される。そこで、前節までのMD直交方向の切断に対して、ここでは被加工材を長手方向がCDとなるように切り出し、切断線がCDと直交するように設置してくさび押抜き試験を実施することで切断方向による切断特性の違いを比較した。なお、加工条件としては刃先角度 $\alpha=42^\circ$ および押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ を選定した。

Fig. 4-24 に応答線荷重 f と押し込み深さ d/t_w の関係を切断方向ごとに示す。なお、各切断方向に対して各5回の測定結果を重ねて表示している。結果より、CD直交方向に切断した場合にはMD直交方向と同様に押し込み深さ(I)の段階では2段階の増加勾配が生じており、(II)と(III)の段階ではそれぞれ極大点を有していることがわかる。ここで、MD直交方向に比べてCD直交方向に切断した方が、各極大荷重 f_{c1}, f_{c2} および各増加勾配 C_1, C_2, C_3, C_4 が大きくなる傾向を示した。 f_{c1}, f_{c2} の平均値をもとに切断方向の違いを比較すると、第1極大荷重 f_{c1} は $f_{c1}=11.39(\text{CD}), 10.34(\text{MD}) \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ 、第2極大荷重 f_{c2} は $f_{c2}=9.48(\text{CD}), 9.05(\text{MD}) \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ となり、切断方向による各極大荷重の差はいずれも f_{c2} よりも f_{c1} の方が約 $1 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$

大きい値となった。なお、第 2 章で述べた単層 PET フィルム切断時の極大荷重が $f_{MAX}=10.9(\text{CD}), 10.1(\text{MD}) \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ であることから、切断方向による極大値の差はほぼ同じ値であった。また、反り上がりによる見かけの刃先角度 α_U, α_L の増加に起因して各極大荷重の大小関係が $f_{C2} < f_{MAX} < f_{C1}$ となるのがわかる。一方、各極大点の押し込み深さに関しては、第 1 極大点が $d_{C1}/t_w=0.537(\text{CD}), 0.527(\text{MD})$ 、第 2 極大点が $d_{C2}/t_w=0.903(\text{CD}), 0.896(\text{MD})$ となり、単層 PET フィルム切断時と同様に CD 直交方向の方が応答線荷重が高く下敷きの沈み込み量も増大することから、わずかに深い位置となったと考えられる。

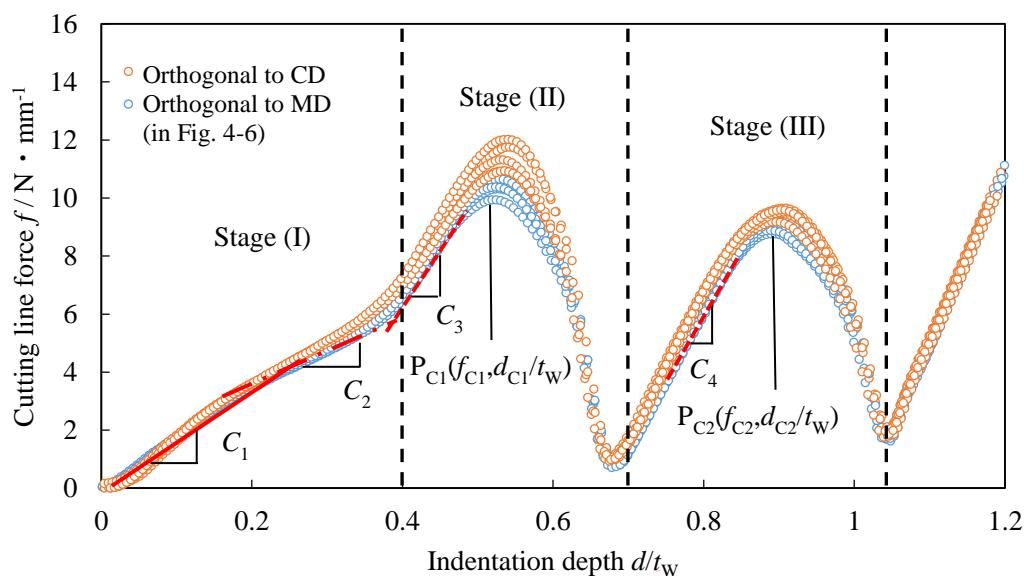


Fig.4-24 Relationship between the cutting line force f and the indentation depth d/t_w for orthogonal to CD and MD when choosing the apex angle of wedge blade of $\alpha=42^\circ$ and the indentation velocity $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

次に、実験結果により得られた増加勾配 C_1, C_2 を比較した。各切断方向における増加勾配に関して、 $C_1=22.49 (\text{CD}), 19.20(\text{MD}) \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ 、 $C_2=15.09(\text{CD}), 12.25(\text{MD}) \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ といずれも CD 直交方向の方が高い値を示した。ここで、切断方向による切断特性の違いを詳細に比較するため、有限要素解析により CD 直交方向に対するくさび押し挙動を解析した。解析モデルに関しては、PET フィルムの材料物性として Table 4-1, 4-4 に示す CD の引張特性を考慮することで、CD 直交方向の切断挙動を仮定した。Fig. 4-25 に CD および MD 直交方向の切断挙動を仮定したモデルにおいて応答線荷重 f と押し込み深さ d/t_w の関係を示す。なお、解析結果から応答線荷重の増加勾配 C_1, C_2 も同様に算出した。解析結果より、 f は MD よりも CD 直交方向に切断した方がわずかに高い値を示し、勾配は $C_1=12.97(\text{CD}), 11.68(\text{MD}) \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ 、 $C_2=19.42(\text{CD}), 17.50(\text{MD}) \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ であり、いずれも実験結果と同様に CD 直交方向の方が高い値を示した。

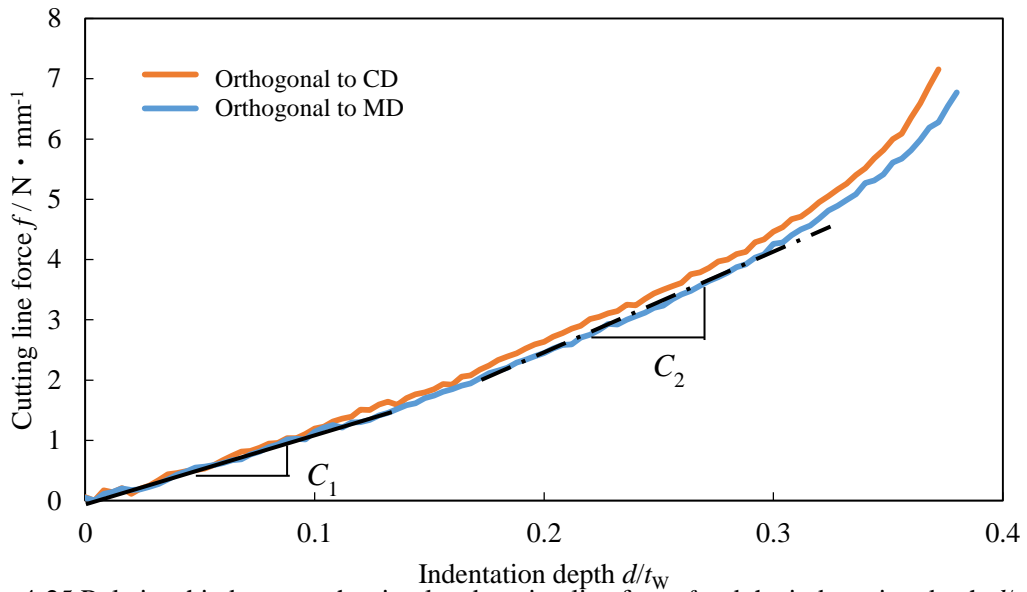


Fig.4-25 Relationship between the simulated cutting line force f and the indentation depth d/t_w for orthogonal to CD and MD when choosing the apex angle of wedge blade of $\alpha=42^\circ$ and the indentation velocity $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

Fig. 4-26 に押し込み深さ $d/t_w=0.17, 0.33$ における変形状態および最大主応力のベクトル図を切断方向ごとに示す。同図より、 $d/t_w=0.17$ ではくさび刃による上層 PET フィルムの押し込みに伴う粘着剤層の沈み込み変形によって上層 PET フィルムの下部に X 軸（長手）方向への引張応力が作用しており、 $d/t_w=0.33$ では粘着剤層の沈み込み変形および上層 PET フィルムへのくさび刃の食い込みなどに起因した上層 PET フィルムの反り上がりも大きくなることで引張応力が増大していることがわかる。ここで、上層 PET フィルム下部に作用する引張応力は、MD よりも CD 直交方向の方がわずかに高い値を示していることがわかる。

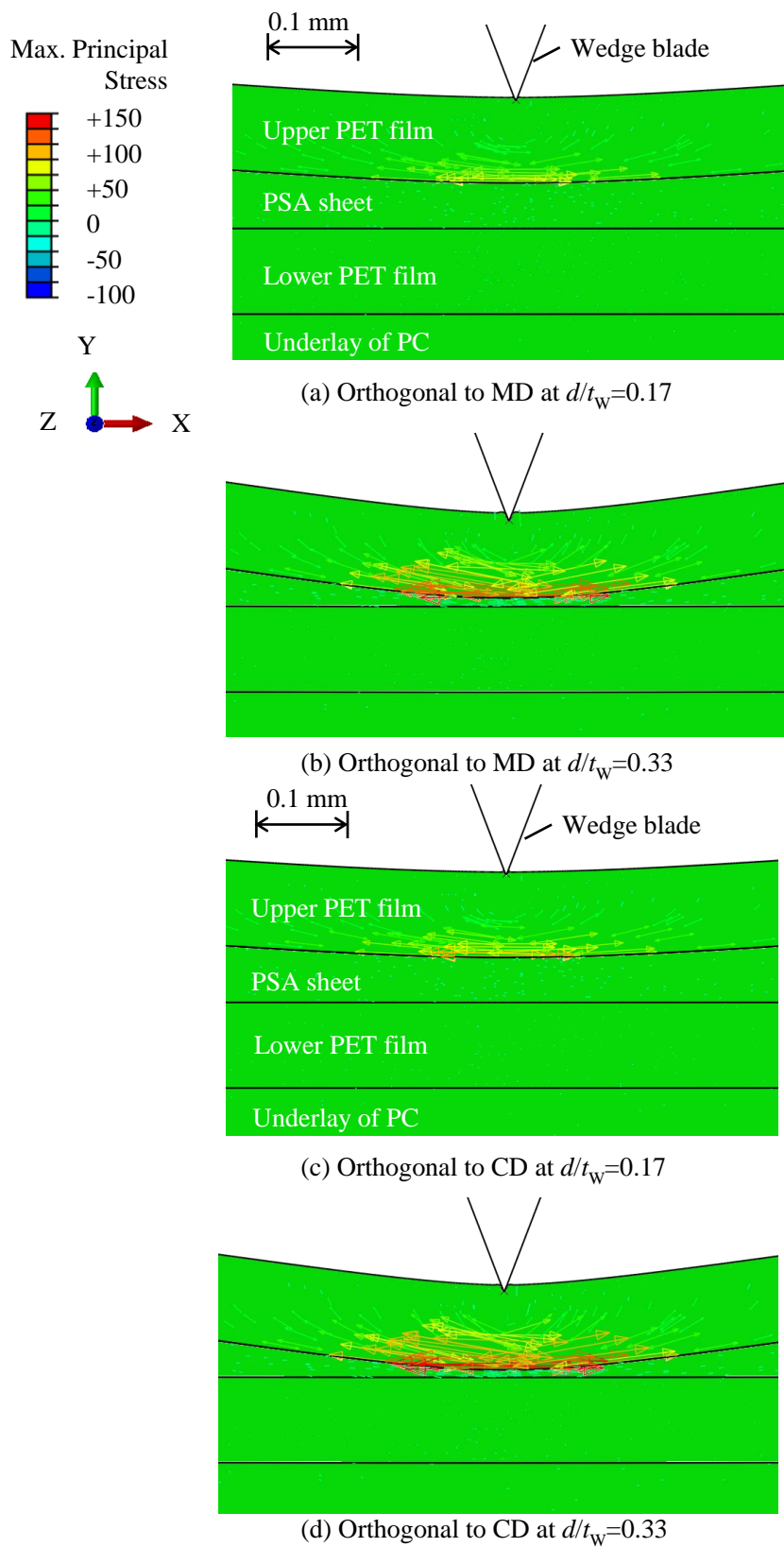


Fig.4-26 Deformation profile and vector diagram of the maximum principal stress of the laminated sheet in orthogonal to CD and MD subjected to a 42° wedge indentation at the indentation depth $d/t_w=0.17$ and 0.33 .

これらの実験および解析結果から、押し込み深さ (I) の段階では前節で述べたように、粘着剤層の大きな流動変形および上層 PET フィルムのくさび刃の食い込みに伴う反り上がりに起因して、上層 PET フィルムの下部に長手方向への引張応力が生じることで、切断方向によって荷重応答に差が生じたといえる。一方で、実験結果による増加勾配 C_3, C_4 の比較より、(II) の段階では増加勾配 $C_3=39.54(\text{CD}), 38.58(\text{MD}) \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ 、(III) の段階では増加勾配 $C_4=43.62(\text{CD}), 40.42(\text{MD}) \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ であることから各 PET フィルムのくさび押抜き過程に対応する挙動においても CD 直交方向の方が高い値を示した。以上のことから、粘着フィルムのかさび押抜きにおいても単層の PET フィルムの切断特性と同様に、切断方向によって切断面形状（特にフルカット後の下層 PET フィルム）に違いが生じる可能性がある。

4.5 剥離材を有する積層フィルムの切断特性

前節までに被加工材として扱ってきた積層フィルムは、くさび押抜き加工の切断特性における粘着剤層の変形挙動の影響を詳細に調べるため、積層界面が接着し、容易に剥離が生じない積層構成を対象としてきた。その結果、刃先角度に対する応答線荷重や変形状態の違いを比較することにより、粘着フィルムの基本的な切断特性を把握することができた。しかし、実際の粘着ラベルにおいては Fig. 4-27 に示すような基材に塗布された粘着剤と接触する面に離型剤を塗布した剥離材が貼り合された積層構成となる。このような積層構成の粘着フィルムは、剥離材を剥がして使用する仕様となっていることから、くさび押抜き過程において粘着剤層と剥離材の界面で剥離が生じやすく、その剥離箇所を起点として次工程での不具合に繋がる恐れがある。したがって、積層フィルムに関して、剥離材の有無による実験的な比較を行い、剥離材が切断特性に及ぼす影響を調査した。ここでは実際の粘着フィルムのくさび押抜き加工を考慮して、被加工材としては前節までに扱ってきた積層フィルムに対して粘着剤層と接触する下層 PET フィルムの上面に離型剤を塗布することで剥離材を有する積層構成とし、長手方向が MD となるように切り出し、くさび押抜き試験を実施した。

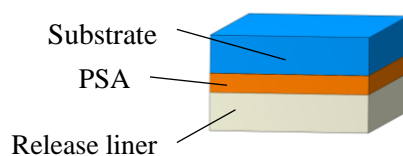


Fig. 4-27 Structure of Adhesive label.

Fig. 4-28 に離型剤を塗布した構成と塗布していない構成 (Fig. 4-6 の抜粋) の積層フィルムに対する応答線荷重 f と押し込み深さ d/t_w の関係を示す。なお、加工条件として刃先角度 $\alpha=42^\circ$ および押し込み速度 $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ を選定し、各積層構成での代表的な結果をプロットしている。結果より、離型剤を塗布した構成では塗布していない構成と比較して f が低くなる傾向を示したが、2つの極大点 $P_{C1}(f_{C1}, d_{C1}/t_w)$, $P_{C2}(f_{C2}, d_{C2}/t_w)$ を有していることや応答線荷重の増加勾配 C_1, C_2, C_3, C_4 の特徴は同様の傾向を示していることがわかる。

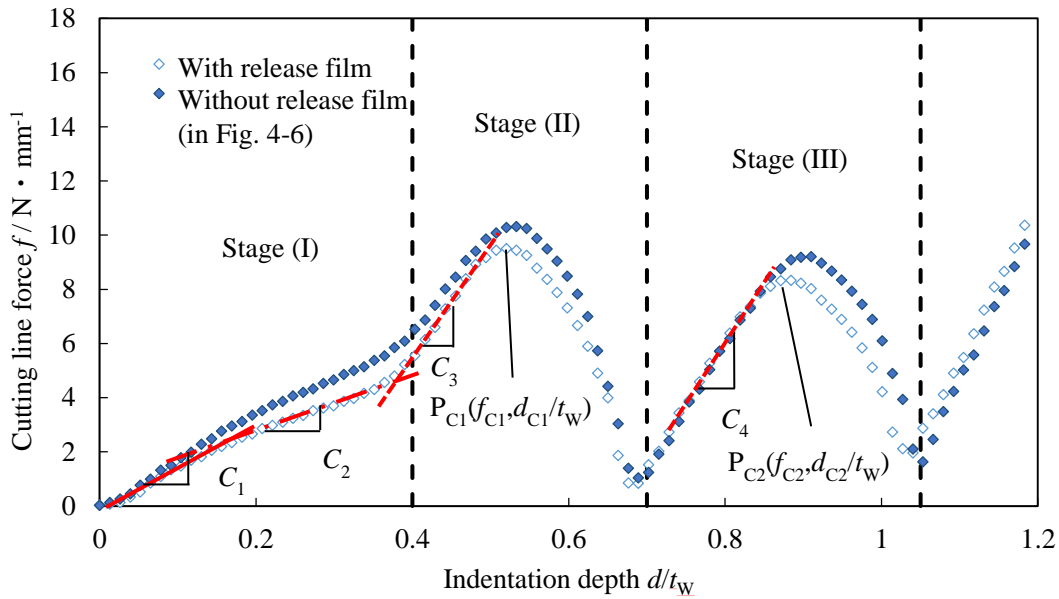


Fig.4-28 Relationship between the cutting line force f and the indentation depth d/t_w for laminated film with release film and without release film when choosing the apex angle of wedge blade of $\alpha=42^\circ$ and the indentation velocity $V=0.17 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$.

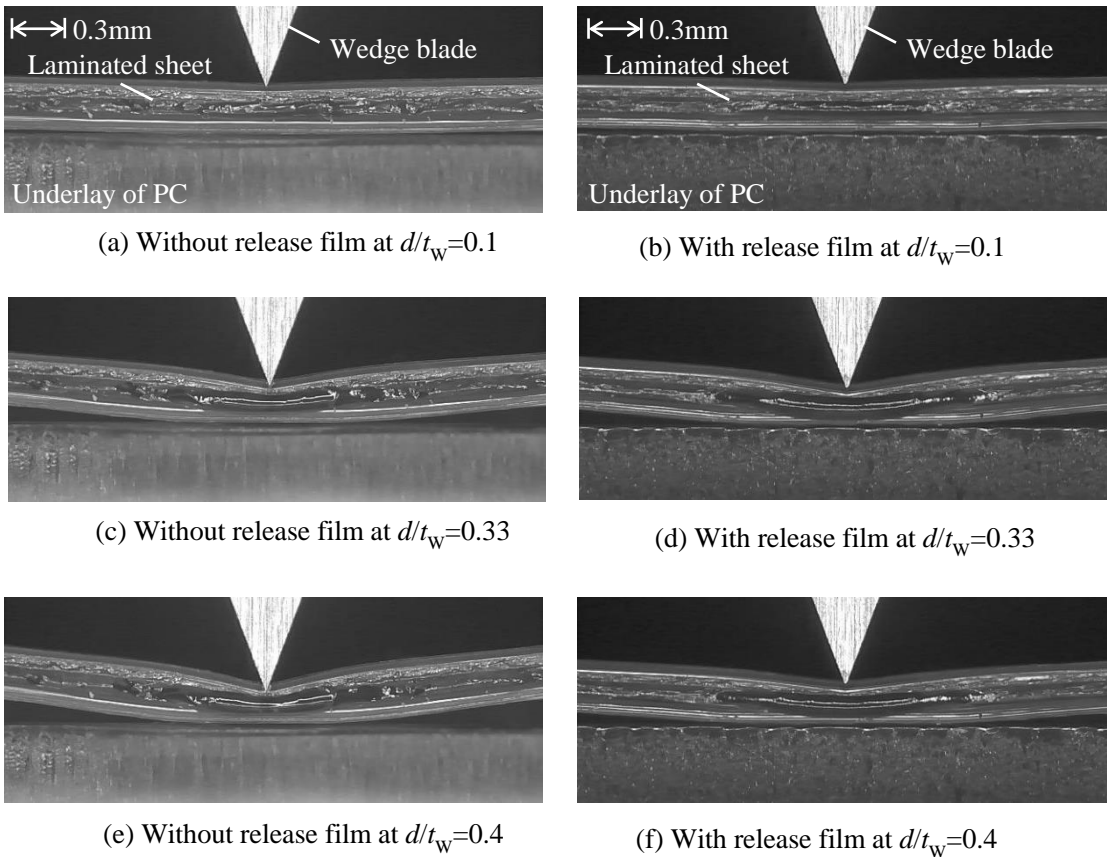
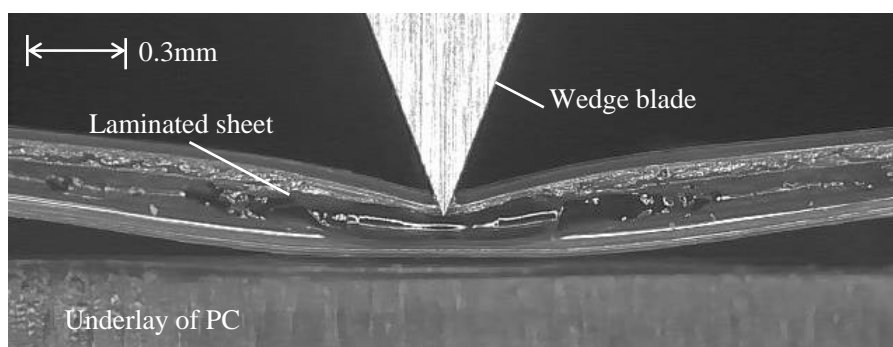


Fig.4-29 Movie based photograph of side view of 0.3 mm thickness laminated sheet for laminated film with release film and without release film when choosing the apex angle of wedge blade of $\alpha=42^\circ$ and the indentation velocity $V=0.17 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$.

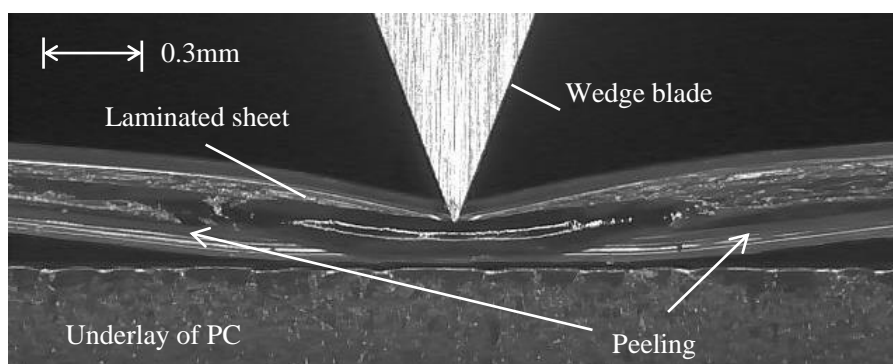
各極大点の差異に関して、離型剤を塗布した構成は塗布していない構成よりも各極大荷重 f_{c1}, f_{c2} が約 8% 小さく、各極大点の押し込み深さ $d_{c1}/t_w, d_{c2}/t_w$ が約 $d/t_w=0.01$ 浅い位置となった。応答線荷重の増加勾配 C_i に関しては、押し込み深さ $d/t_w < 0.1$ の範囲および (II), (III) の段階で積層構成によらずほぼ同様であるが、粘着剤層の流動変形とくさび刃の食い込みが影響する (I) の段階の後半部分 ($0.1 < d/t_w < 0.4$) では離型剤を塗布した構成の増加勾配が大きく減少していることが見て取れる。そこで、刃先角度 α に対する増加勾配の関係を比較した。なお、ここでは増加勾配を算出する押し込み深さの範囲を $C_1(0.03 < d/t_w < 0.1)$, $C_2(0.2 < d/t_w < 0.3)$, $C_3(0.42 < d/t_w < 0.47)$, $C_4(0.79 < d/t_w < 0.83)$ とした。

Fig. 4-29 に各積層構成に対して応答線荷重の増加勾配 C_i に差が生じ始める $d/t_w=0.1$ および増加勾配の差が顕著となる $d/t_w=0.33$, 増加勾配が比較的等しくなる $d/t_w=0.4$ での変形状態を高速カメラで撮影した一例をそれぞれ示す。同図より、 $d/t_w=0.1, 0.33$ においては積層構成によって変形状態の明確な差は確認されなかった。一方で、 $d/t_w=0.4$ では、離型剤を塗布した構成は塗布していない構成よりも反り上がりが小さくなっていることがわかる。

次に、Fig. 4-30 に各積層構成において押し込み深さ $d/t_w=0.6$ での変形状態の拡大図を示す。同図より、離型剤を塗布した構成では、刃先直下から左右に離れた箇所で下層 PET フィルムと粘着剤層の界面に剥離が生じていることが確認できる。この剥離挙動は、Fig. 4-22(b) に示すような最大主ひずみの分布からも見て取れるように、くさび刃の押し込みに伴う反り上



(a) Laminated sheet without release film



(b) Laminated sheet with release film

Fig.4-30 Side view of peeling of the laminated sheet subjected to an indentation of a 42° wedge blade at a depth of $d/t_w=0.6$.

がり変形に起因して粘着剤層と PET フィルムの積層界面のひずみが増大することで生じたと考えられる。なお、 $d/t_w=0.6$ 付近での応答線荷重 f においては剥離挙動に関連するような変動は生じず、離型剤の有無による明確な違いは確認されなかった。

ここで、応答線荷重 f の測定結果と変形状態の観察結果から、離型剤を塗布した構成での増加勾配 C_2 ($0.1 < d/t_w < 0.4$) の減少傾向は、下層 PET フィルムの上面に塗布された離型剤によって粘着剤層との接触界面に滑りが生じる（摩擦係数が見かけ上減少する）ため、くさび刃の食い込みに伴う押し広げの変形抵抗が軽減されたことが要因と考えられる。また、第 1 極大荷重 f_{c1} においては、下層 PET フィルムと粘着剤層の接触界面に滑りまたは剥離が生じることによって上層 PET フィルムの反り上がりも小さくなり、見かけの刃先角度の増分が小さくなったため離型剤を塗布してない構成よりも低い値を示したと考えられる。なお、第 2 極大荷重 f_{c2} においては、積層界面の滑りまたは剥離によってくさび刃の押し広げによる上層 PET フィルムおよび粘着剤層の変形抵抗が軽減されるため、低い値を示したと考えられる。

Fig. 4-31 に離型剤を塗布した構成の積層フィルムにおいて刃先角度 $\alpha=16, 30, 42, 53, 60^\circ$ に対する応答線荷重 f と押し込み深さ d/t_w の関係を示す。ここで、各刃先角度における代表的な結果をプロットした。Fig. 4-31 から、大きな刃先角度を用いた場合に各極大荷重 f_{c1}, f_{c2} が増加していることがわかる。同図および離型剤を塗布していない構成を対象とした Fig. 4-6 より、 α が異なる条件においても離型剤を塗布した構成は塗布していない構成よりも f が低い値を示し、2 つの極大点を有していることや増加勾配 C_i が同様の傾向を示していることがわかる。

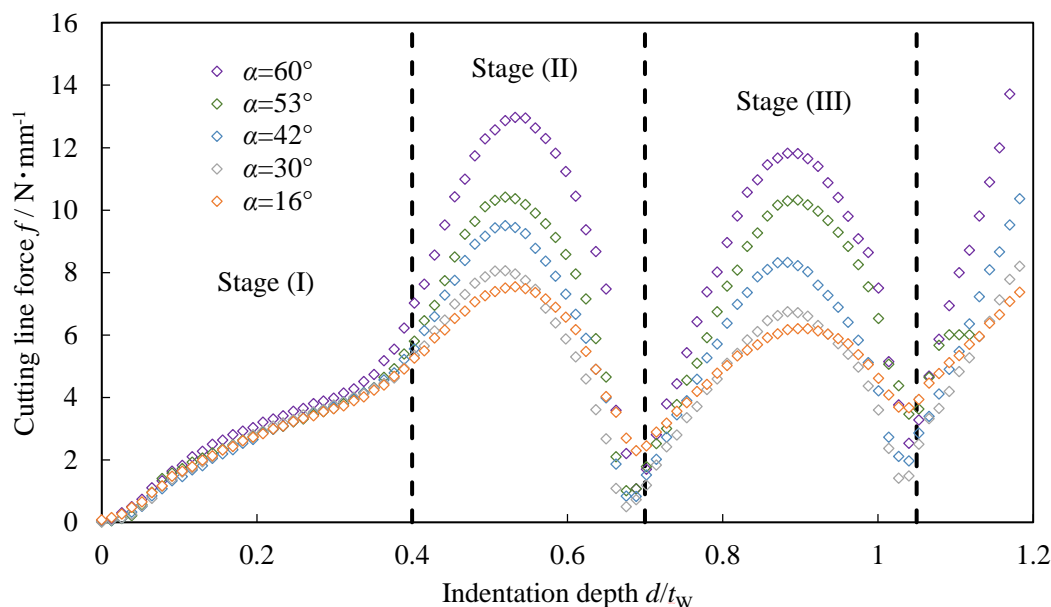


Fig.4-31 Relationship between the cutting line force f and the indentation depth d/t_w for the apex angle of wedge blade of $\alpha=16, 30, 42, 53$ and 60° when choosing the indentation velocity $V=0.17 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

Fig. 4-32 に離型剤を塗布した構成の積層フィルムにおいて刃先角度 α に対する各極大荷重 f_{C1} , f_{C2} を示す. 同図には離型剤を塗布していない構成を対象とした Fig. 4-8 に示す Eq.(4-4)~(4-7)の近似線を重ねて表示している. 同図より, 第1極大荷重 f_{C1} は第2極大荷重 f_{C2} よりも大きい値を示すことや各極大値の増加勾配 $\Delta f_{C1}/\Delta\alpha$, $\Delta f_{C2}/\Delta\alpha$ が $\alpha \doteq 42^\circ$ で変化している点などが離型剤を塗布していない構成と同様の傾向を示した. ここで, 離型剤を塗布した構成においても $16^\circ < \alpha < 42^\circ$ と $42^\circ < \alpha < 60^\circ$ の範囲に対して, f_{C1} , f_{C2} と α の関係を線形の近似式 Eq. (4-18)~(4-21)として最小二乗法から求めた. 各刃先角度の範囲において積層構成違いの傾向を比較すると, 離型剤を塗布した構成は塗布していない構成よりも傾きが小さく, α が大きい場合には構成違いにおける極大値の差が拡大することがわかる. このことから, 離型剤を塗布した構成では積層界面の滑りなどによって, くさび刃の押し広げに伴う変形抵抗および反りが軽減されるため, 応答線荷重 f が低い値を示すと考えられ, 特に押し広げが増大する $\alpha=60^\circ$ を用いた場合に f の差が増加することがわかる.

$$f_{C1} = 0.069\alpha + 6.363 \quad (16^\circ < \alpha < 42^\circ) \quad (4-18)$$

$$f_{C1} = 0.179\alpha + 1.608 \quad (42^\circ < \alpha < 60^\circ) \quad (4-19)$$

$$f_{C2} = 0.083\alpha + 4.699 \quad (16^\circ < \alpha < 42^\circ) \quad (4-20)$$

$$f_{C2} = 0.187\alpha + 0.408 \quad (42^\circ < \alpha < 60^\circ) \quad (4-21)$$

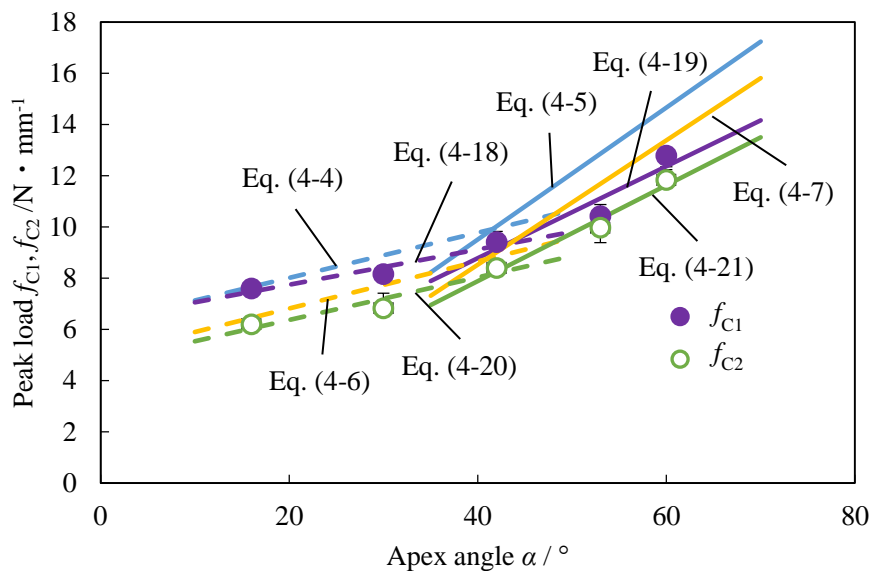


Fig.4-32 Relationship between apex angle of wedge blade α and peak line forces of f_{C1} , f_{C2} .

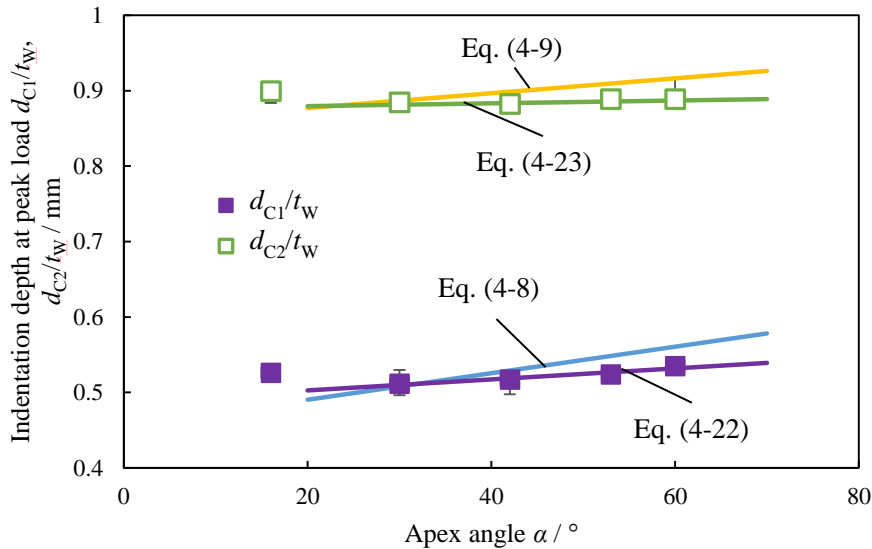


Fig.4-33 Relationship between the apex angle of the wedge blade α and the indentation depth at peak loads $d_{C1}/t_W, d_{C2}/t_W$.

Fig. 4-33 に離型剤を塗布した構成の積層フィルムにおいて刃先角度 α に対する各極大点の押し込み深さ $d_{C1}/t_W, d_{C2}/t_W$ を示す。同図には離型剤を塗布していない構成を対象とした Fig. 4-10 に示す Eq.(4-8),(4-9)の近似線を重ねて表示している。結果より、 $\alpha > 30^\circ$ の範囲において、 $d_{C1}/t_W, d_{C2}/t_W$ は α の増加に伴わずかに増大することがわかった。また、 $\alpha = 16^\circ$ の場合に極大点の押し込み深さが異なる傾向を示した。これらは離型剤を塗布していない構成と同様の傾向を示した。ここで、 $30^\circ < \alpha < 60^\circ$ の範囲において d_{C1}/t_W および d_{C2}/t_W と α の関係を線形の近似式 Eq. (4-22), (4-23)として最小 2 乗法から求めた。各積層構成に対して α の影響を比較すると、離型剤を塗布した構成は塗布していない構成よりも刃先角度に対する押し込み深さへの影響が小さいことがわかる。これは、Fig. 4-32 に示すように α が大きい場合における応答線荷重 f の増加量が減少したことによって粘着剤層および下敷きの沈み込みが小さくなったためと考えられる。

$$d_{C1}/t_W = 7.33 \times 10^{-4} \alpha + 0.488 \quad (30^\circ < \alpha < 60^\circ) \quad (4-22)$$

$$d_{C2}/t_W = 1.87 \times 10^{-4} \alpha + 0.876 \quad (30^\circ < \alpha < 60^\circ) \quad (4-23)$$

Fig. 4-34 に各刃先角度 α に対する増加勾配 C_1, C_2 の関係を、Fig. 4-35 に増加勾配 C_3, C_4 の関係をそれぞれ示す。Fig. 4-34 より、勾配 C_1 は刃先角度に対してほぼ一定の値 $C_1 = 20.0 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ を示した。これは、離型剤を塗布していない構成での $C_1 = 19.4 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ とほぼ同様の値であった。また Fig. 4-34 および Fig. 4-35 を見ると、Fig. 4-11, Fig. 4-12 に示した離型剤を塗布していない構成を対象とした結果と同様に勾配 C_2, C_3, C_4 は刃先角度 α に対してほぼ線形に増加した。このとき、 C_1, C_2, C_3, C_4 と α の関係を線形近似式 Eq. (4-24)~(4-27)として最小 2 乗法から求めた。

$$C_1 = -0.0037\alpha + 20.16 \quad (4-24)$$

$$C_2 = 0.0205\alpha + 7.94 \quad (4-25)$$

$$C_3 = 0.099\alpha + 3.28 \quad (4-26)$$

$$C_4 = 0.099\alpha + 2.38 \quad (4-27)$$

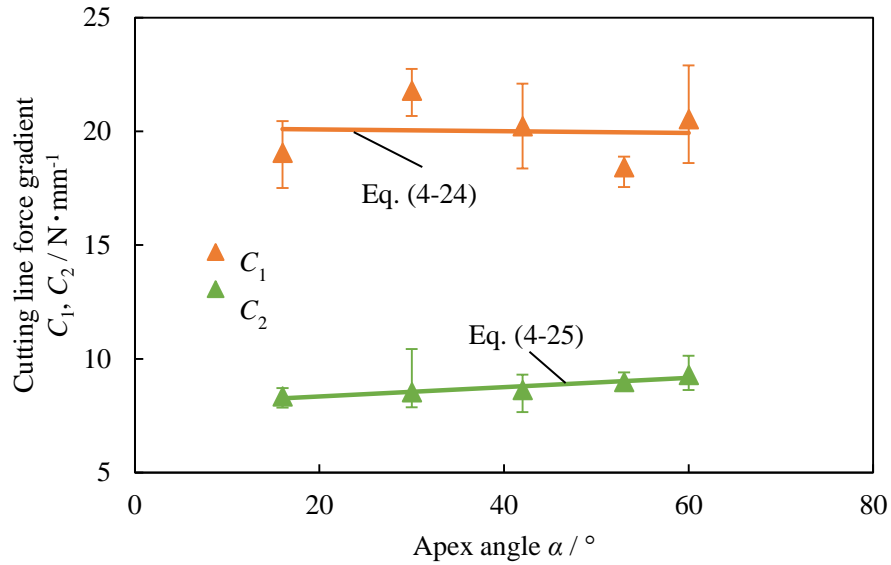


Fig.4-34 Relationship between the apex angle of the wedge blade α and the load gradients C_1 and C_2 .

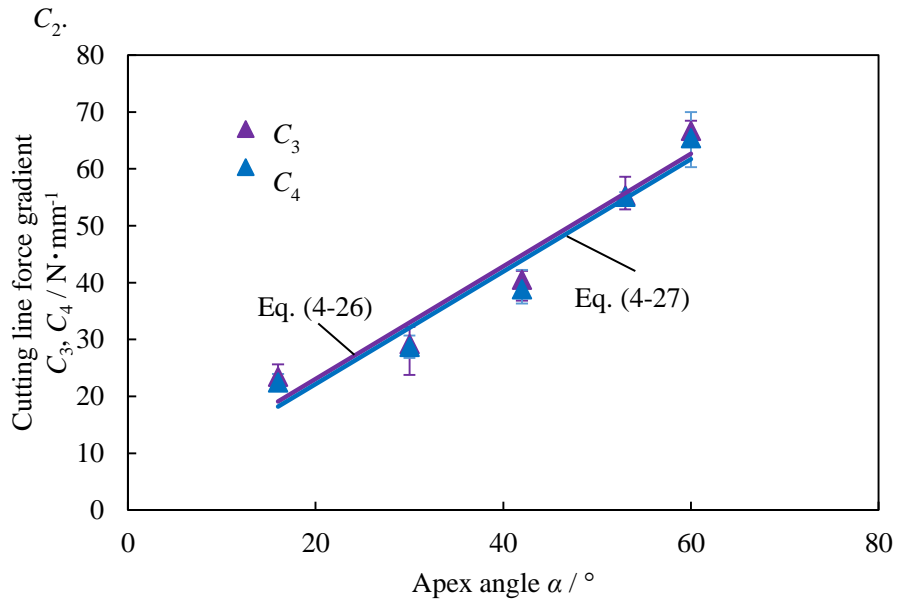


Fig.4-35 Relationship between the apex angle of the wedge blade α and the load gradients C_3 and C_4 .

ここで、勾配 C_2 に関しては、離型剤を塗布した構成は塗布していない構成よりも半分以下の値であり、離型剤を塗布することで刃先角度 α による影響が小さくなっていることがわかる。この要因としては、上述したようにくさび刃の食い込み過程での横方向への押し広

げに伴い積層界面の滑りが生じることで変形抵抗が低減したためと推察される。なお、勾配 C_3, C_4 に関しては、離型剤を塗布していない構成よりもわずかに小さい値を示したが、PET フィルムの切断挙動が支配的であることから、離型剤による影響はあまり見られなかった。

積層フィルムのくさび押抜きに関して、剥離材の有無による実験的な比較を行い、剥離材が切断特性に及ぼす影響を調査した。以上の結果より、剥離材を有した構成では、押抜き過程で下層 PET フィルムと粘着剤層の界面に剥離が生じることが確認でき、これらがくさび刃の押し込みに伴う反り上がり変形に起因した積層界面のひずみの増大によるものと推察した。このことから、刃先角度や積層構成が変化することでくさび押抜き過程でのひずみ分布も変化し、剥離の有無が異なることを確認した。

4.6 結 言

本章では、中間層のアクリル系粘着剤を上下層が同一材料の PET フィルムで挟み込んだ厚さ $t_w=0.3 \text{ mm}$ の積層フィルムに対するくさび押抜き加工において、積層界面を接着した構成にて刃先角度 $\alpha=16,30,42,53,60^\circ$ に対する応答線荷重 f と下層の反り上がり角度 θ_L の関係を実験および有限要素解析により比較検討し、以下のことを明らかにした。

- (1) 積層フィルムへのくさび押抜き過程で 2 つの極大点 P_{C1} ($f_{C1}, d_{C1}/t_w \approx 0.5 \sim 0.6$), P_{C2} ($f_{C2}, d_{C2}/t_w \approx 0.9$) が生じた。 P_{C1} は上層 PET フィルム, P_{C2} は下層 PET フィルムの切断挙動を示している。なお, f_{C1} および f_{C2} は極大荷重を, d_{C1}/t_w および d_{C2}/t_w は極大点での押し込み深さをそれぞれ示している。
- (2) 応答線荷重 f の増減傾向から, 押し込み深さ d/t_w に対して以下の 3 段階に分類した。
 - (I) $0 < d/t_w < 0.4$: 2 つの増加勾配 C_1 ($0 < d/t_w < 0.2$), C_2 ($0.2 < d/t_w < 0.4$) が存在した。
 - (II) $0.4 < d/t_w < 0.7$: 第 1 極大点 P_{C1} および増加勾配 C_3 ($0.4 < d/t_w < 0.5$) が検出された。
 - (III) $0.7 < d/t_w < 1.03$: 第 2 極大点 P_{C2} および増加勾配 C_4 ($0 < d/t_w < 0.9$) が検出された。なお, (II), (III) の段階では, 単層 PET フィルムの応答荷重と同様の傾向を示した。
- (3) 増加勾配 C_1 は刃先角度 α の影響を受けず, 増加勾配 C_2, C_3, C_4 は刃先角度 α に対してほぼ線形に増加した。これらの関係は, PET フィルムに対する切断挙動に起因している。
- (4) 下層の反り上がり角度 θ_L は $d/t_w=0.5$ 付近で極大値 θ_w を示し, $d/t_w > 0.7$ の範囲では徐々に減少した後ほぼ一定の反り上がり角度 θ_c を示した。一方, θ_L は刃先角度 α に対して $0 < d/t_w < 0.23$ の範囲では一定であり, $0.23 < d/t_w < 0.4$ の範囲でわずかな増加傾向を示しており, 応答線荷重の増加勾配 C_1 および C_2 と同様の傾向を示した。
- (5) 押し込み深さ $d/t_w < 0.4$ における応答線荷重 f と下層の反り上がり角度 θ_L の解析結果の傾向は実験結果と一致した。 $d/t_w=0.33$ では, 粘着剤層の大きな流動変形に伴う反り上がりと同層 PET フィルムへのくさび刃の食い込みが生じ始めることを確認した。
- (6) 応答線荷重 f と下層の反り上がり角度 θ_L に関する実験および解析結果から, (I) の前半部分 ($d/t_w < 0.2$) では, くさび刃の食い込みが生じず, 粘着剤層の流動変形が支配的

な挙動を示した。(I)の後半部分($0.2 < d/t_w < 0.4$)では、粘着剤層の流動変形とくさび刃の食い込みによって θ_L が増加し、上層PETフィルムの折れ曲がりが生じることで刃先角度に対して f と θ_L がわずかに増加した。(II)の段階では、粘着剤層の流動変形に伴う沈み込みによって θ_L を増加させながら上層PETフィルムの切り離しが生じた。(III)の段階では、下層PETフィルムの切り離しが生じるが、上層PETフィルムと粘着剤層がくさび刃と固着した状態となることや下敷きの沈み込みが微小であることから、 θ_L に及ぼす影響は極めて小さくなった。

- (7) 実際の粘着製品を想定し、剥離材を有する積層フィルムに関して切断特性を比較した結果、くさび押抜き過程での反り上がり変形に起因した積層界面のひずみの増大により剥離材と粘着剤層の間に滑りあるいは剥離が生じ、応答線荷重が全体的に低い値を示すことを確認した。

以上のように、中間層のアクリル系粘着剤を上下層が同一材料のPETフィルムで挟み込んだ積層フィルムのくさび押抜きにおいて、押込み初期は粘着剤の圧縮流動変形が支配的であり、粘着剤層が十分に流動することでくさび刃の食い込みや反り上がり変形が生じる押込み中期以降には刃先角度に起因したPETフィルムの切断過程が支配的となることを明らかにした。また、粘着製品を想定した剥離材を有する積層フィルムにおいて、くさび押抜き過程での反り上がり変形に起因した積層界面のひずみの増大により剥離が生じることを示した。

参 考 文 献

- [4-1] 金子智, 永澤茂, “PETフィルムの切断面形状に及ぼす切断方向の影響” 日本機械学会 2017年度年次大会講演論文集, 2017, <https://doi.org/10.1299/jsmemecj.2017.J0410104>.
- [4-2] 金子智, 永澤茂, “くさび押抜きにおけるポリエチレンテレフタレートフィルムの切断特性に及ぼす異方性の影響” 日本機械学会論文集, Vol. 84, No. 866, 2018, pp.18-00223.
- [4-3] S. Kaneko, S. Nagasawa, “Estimation of Wedge Indentation Resistance and Plane Compressive Characteristics of Acrylic PSA” Proceedings of International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st century, 2017, <https://doi.org/10.1299/jsmelem.2017.9.095>.
- [4-4] S. Kaneko, S. Nagasawa, “Estimation of Viscoelastic Resistance and Subduction Profile of Acrylic Based Pressure Sensitive Adhesive Sheet Subjected to Wedge Indentation” Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing, Vol. 13, No. 1, 2019, pp. 1-17 <https://doi.org/10.1299/jsmelem.2017.9.095>.
- [4-5] A. Nagasawa, Y. Fukuzawa, M. Muratama, S. Suzuki, “Mechanics and Technology of Form Cutting for Paperboard-Like Materials Processing” RG-DTPC eds., Taiyo-publishing, 2016, pp. 83-86

第5章 結 論

本論文では、粘着フィルムのように中間層となる粘着剤を上下層のプラスチックフィルムで挟み込んだ積層フィルムのくさび押抜き加工を対象に、プラスチックフィルムの機械的特性の異方性と粘着剤の粘弾性特性および切断方向や刃先角度などの加工条件が積層フィルムの切断特性に及ぼす影響を実験および有限要素解析によって明らかにすることを目的としている。本論文では、積層フィルムの構成が複雑であることから各層の切断特性をそれぞれ明確にするため、段階的な検討として、(1) 面内および面外方向に異方性を有するポリエチレンテレフタレート (PET) フィルムの切断特性、(2) くさび押込みにおけるアクリル系粘着剤の材料物性の推定および変形挙動、(3) 上下層の PET フィルムで粘着剤を挟み込んだ積層フィルムのくさび押抜き特性と加工条件が及ぼす影響をそれぞれの章としてまとめた構成となっている。

本研究によって得られた主な成果を章ごとに述べる。

第1章「緒論」では、本研究の背景と目的および構成を述べた。異なる表面同士を結合させることを目的に様々な用途で使用される粘着製品は、主に中間層に粘着剤を有した積層構成であり、複雑な形状を高速で安価に成形可能なくさび押抜き加工が広く適用されている。この加工方法では、くさび刃により切断を行うことから、粘着製品の刃物との共上がり、刃物への粘着剤の付着、剥離材の剥離不良に繋がる積層界面の剥離、切断面からの粘着材の流出などの粘着製品特有の切断不良が生じることがある。これらの切断不良に対しては、生産現場での経験的な知見により対策を講じているのが現状である。そのため、粘着製品の各層の材料物性や積層構成を考慮した上で、切断特性を把握し切断不良に対する適切な対策指針を提示することが求められている。くさび押抜き加工における従来の研究内容としては、被加工材を金属や紙、樹脂板とした場合の基本的な切断特性および刃先角度などの加工条件に対する検討が種々行われている。しかし、粘着フィルムの基材や剥離材として使用されるプラスチックフィルムのように高分子材料で異方性を有する材質や粘着剤のように大きな流動変形を伴う粘弾性材料の切断特性に関しては十分に調査されていない。さらに、粘着フィルムのように各層の厚みが同程度の積層体の変形挙動に着目した事例も多くは見受けられない。そこで、本研究では、中間層のアクリル系粘着剤を上下層の PET フィルムで挟み込んだ積層フィルムのくさび押抜き加工において、プラスチックフィルムの機械的特性の異方性と粘着剤の粘弾性特性および切断方向や刃先角度などの加工条件が積層フィルムの切断特性に及ぼす影響を実験および有限要素解析によって明らかにすることが目的である。

第2章「くさび押抜きにおけるプラスチックフィルムの切断特性に及ぼす異方性の影響」では、面内および面外方向に異方性を有する厚さ $t=0.1\text{mm}$ の PET フィルムのくさび押抜き

による切断特性を明らかにすることを目的として、同一の刃先角度 42° を用いた場合に切断方向に対する応答荷重および変形状態、切断面形状の関係を実験的に調査し、摩擦係数の違いや下敷きの変形の影響を 2 次元弾塑性くさび押し込みモデルの有限要素解析により比較した。刃先角度 $\alpha=42^\circ$ のくさび刃を用いた実験的な検討から、応答線荷重 f は押し込み深さ 0~50% の範囲で切断方向によらずほぼ同等であり、押し込み深さが 70~83% の範囲では極大値 f_{MAX} を示し、MD の直交方向よりも引張強度の高い CD の直交方向に切断した方が応答線荷重 f は高い値を示した。また、切断面形状の観察結果から切断面下部を対象に 3 つの変形状態に分類できることを示し、各変形状態が切断方向により異なる発生頻度で得られることを明らかにした。実験および解析結果から、切断方向で同様の挙動を示す押し込み初期は面外方向の圧縮変形が、異なる変形状態を示す押し込み中期以降では面内長手方向の引張変形が主として作用することを示した。有限要素解析により切断方向の違いを比較した結果、押し込み初期は直交異方弾性を仮定した場合に実験結果と良い一致を示し、押し込み中期以降は等方弾性および等方塑性を仮定した場合に応答線荷重 f や下敷きの沈み込みの大小関係と刃先近傍に生じる隙間やネッキングなどの変形挙動が概ね実験結果と一致した。また、摩擦係数および下敷きの沈み込みの影響を比較した解析結果から、PET フィルムとくさび刃および下敷きとの摩擦係数が増加することで応答線荷重 f および下敷きの沈み込みも増大し、特に PET フィルムと下敷きの摩擦係数が大きくなる場合には、下敷きの沈み込みによる PET フィルムの折り曲げまたは凝着による変形抵抗の増大によって刃先近傍に生じる隙間やネッキングなどの発生範囲が縮小し変形状態が変化することを示した。以上のことから、機械的特性に異方性を有する PET フィルムのくさび押し加工において、同一の刃先角度 42° かつ被加工材の厚み $t=0.1\text{ mm}$ を用いても切断方向により切断面形状が異なる傾向を示すことを実験および有限要素解析により示した。これより、異方性によって異なる引張物性や切断ごとに变化する摩擦力に起因した変形抵抗の違いによって、切断面形状が 3 つの変形状態として得られ、切断方向により異なる頻度で発生することを明らかにした。本成果は、面内および面外方向に異方性を有する被加工材のくさび押し加工において、切断方向によって異なる切断不良を生じる場合に、切断方向ごとに適切な刃先角度やゴム抑え位置など適切な加工条件の設定に寄与できるものと考えられる。

第 3 章「くさび押し込み過程での粘着剤の粘弾性特性の推定と変形状態の予測」では、粘弾性特性を有する厚さ $t_p=0.5\text{ mm}$ のアクリル系粘着剤のくさび押し込み過程における機械的特性および変形特性を明らかにすることを目的として、粘着剤のくさび押し込みに対する応答荷重と変形状態を実験および粘弾性特性を考慮した 2 次元線形粘弾性くさび押し込みモデルの有限要素解析により調査した。材料物性に関して、せん断応力緩和試験により応力緩和特性を実測し、圧縮ひずみ $\varepsilon_c < 0.3$ の範囲での面外圧縮試験の実験結果とそれに対応する解析結果の比較から瞬間弾性率を $E_0=0.7\text{ MPa}$ と推定した。くさび押し込み試験では、押し込み速度 $V=0.05, 0.17, 0.42\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ および刃先角度 $\alpha=60^\circ, 42^\circ, 16^\circ$ に対する応答線荷重 f と変形状態お

よび沈み込み部の傾斜角 φ の関係を比較した。 $\alpha = 60^\circ$ における f の実験結果より、押し込み深さ d/t_p に対して (I) $0 < d/t_p < 0.8$ の範囲で指数関数的に増加、(II) $0.8 \leq d/t_p < 0.9$ の範囲で急激な増加、(III) $0.9 \leq d/t_p < 1.0$ の範囲で勾配の飽和の3段階の増加傾向で分類した。また、応答線荷重の増加勾配 $\partial f / \partial d$ は、押し込み深さ d と押し込み速度 V にそれぞれの独立な関数として分離可能であった。ここで、 f の解析結果は $d/t_p < 0.6$ の範囲において実験結果とよく一致し、 $0.6 < d/t_p < 0.8$ の範囲では実験結果より小さい値を示した。また、観察結果に関して、くさび刃の押し込みに伴う粘着剤上面の沈み込み領域を確認し、その傾斜角 φ は $d/t_p < 0.6$ の範囲で線形に増加し、 $d/t_p \geq 0.7$ の範囲で一定の傾斜角 $\theta_s \cong 28^\circ$ を示した。これに対して、解析結果においても同様の沈み込み領域を示し、その傾斜角 φ は $d/t_p < 0.8$ の範囲で線形に増加し、 $d/t_p \geq 0.7$ の範囲で実験結果と異なる傾向となることを示した。さらに、 $\alpha = 42^\circ, 16^\circ$ に対する実験および解析結果より、刃先角度が小さい場合には粘着剤上面の引き込みによる引張変形が大きくなることで、浅い押し込み深さで誤差が生じることを確認した。以上のことから、粘着剤の機械的特性を圧縮試験により推定する方法を示し、 $\alpha = 60^\circ, 42^\circ, 16^\circ$ のくさび刃を用いた押し込みにおいて、本モデルは線形粘弾性特性および面外圧縮試験により推定した瞬間弾性率 $E_0 = 0.7 \text{ MPa}$ を考慮することにより、アクリル系粘着剤のくさび押し込み特性が $d/t_p < 0.4$ の範囲にて十分な予測精度を有していることを示した。なお、 $d/t_p > 0.4$ の範囲においては粘着剤の見かけの降伏限界 ($\sigma_{p1} = 0.15 \sim 0.2 \text{ MPa}$) を上回ることにくさび刃と粘着剤上面の接触界面の濡れ広がりが増進し、くさび刃との接触面積が増加することで応答線荷重が増大することを明らかにした。

第4章「粘着フィルムのくさび押抜き特性に及ぼす加工条件の影響」では、中間層のアクリル系粘着剤を上下層が同一材料のPETフィルムで挟み込んだ総厚 $t_w = 0.3 \text{ mm}$ の積層フィルムのくさび押抜き加工において、その切断特性を明らかにすることを目的として、積層界面を接着した構成にて刃先角度 $\alpha = 16, 30, 42, 53, 60^\circ$ に対する応答線荷重 f と下層の反り上がり角度 θ_L の関係を実験および有限要素解析により比較検討した。応答線荷重の測定結果から、くさび押抜き過程では2つの極大点 P_{C1} ($f_{C1}, d_{C1}/t_w \approx 0.5 \sim 0.6$)、 P_{C2} ($f_{C2}, d_{C2}/t_w \approx 0.9$) が生じた。 P_{C1} は上層PETフィルム、 P_{C2} は下層PETフィルムの切断挙動を示している。なお、 f_{C1} および f_{C2} は極大荷重を、 d_{C1}/t_w および d_{C2}/t_w は極大点での押し込み深さをそれぞれ示している。応答線荷重 f の増減傾向から、押し込み深さ d/t_w に対して3段階に分類した。(I) : $0 < d/t_w < 0.4$ の範囲で2つの増加勾配 C_1 ($0 < d/t_w < 0.2$)、 C_2 ($0.2 < d/t_w < 0.4$) が存在。(II) : $0.4 < d/t_w < 0.7$ の範囲で第1極大点 P_{C1} および増加勾配 C_3 ($0.4 < d/t_w < 0.5$) が検出。(III) : $0.7 < d/t_w < 1.03$ の範囲で第2極大点 P_{C2} および増加勾配 C_4 ($0.8 < d/t_w < 0.9$) が検出。勾配 C_1 は刃先角度 α の影響を受けず、勾配 C_2, C_3, C_4 は刃先角度 α に対してほぼ線形に増加した。下層の反り上がり角度 θ_L は $d/t_w = 0.5$ 付近で極大値 θ_w を示し、 $d/t_w > 0.7$ の範囲では徐々に減少した後ほぼ一定の反り上がり角度 θ_c を示した。一方、 θ_L は α に対して $0 < d/t_w < 0.23$ の範囲では一定で、 $0.23 < d/t_w < 0.4$ の範囲ではわずかな増加傾向であり、勾配 C_1, C_2 と同様の傾

向を示した。 $d/t_w < 0.4$ における f と θ_L の解析結果の傾向は実験結果と良い一致を示した。解析結果より、 $d/t_w = 0.33$ では粘着剤層の大きな流動変形に伴う反り上がりで上層 PET フィルムへのくさび刃の食い込みが生じることを確認した。実験および解析結果から、(I) の前半部分 ($d/t_w < 0.2$) では、くさび刃の食い込みが生じず、粘着剤層の圧縮流動変形が支配的な挙動を示した。(I) の後半部分 ($0.2 < d/t_w < 0.4$) では、粘着剤層の流動変形とくさび刃の食い込みによって θ_L が増加し、上層 PET フィルムの折れ曲がりが生じることで刃先角度に対して f と θ_L がわずかに増加することを示した。(II) の段階では、粘着剤層の流動変形に伴う沈み込みによって θ_L を増加させながら上層 PET フィルムの切り離しが生じることを示した。(III) の段階では、下層 PET フィルムの切り離しが生じるが、上層 PET フィルムと粘着剤層がくさび刃と固着した状態となることや下敷きの沈み込みが微小であることから、 θ_L に及ぼす影響は極めて小さくなった。実際の粘着製品を想定し、剥離材を有する積層フィルムに関して切断特性を比較した結果、くさび押抜き過程での反り上がり変形に起因した積層界面のひずみの増大により剥離材と粘着材層の間に滑りあるいは剥離が生じ、応答線荷重および反り上がり変形が全体的に低い値を示すことを確認した。以上のことから、積層フィルムのくさび押抜きにおいて、押込み初期は粘着剤の圧縮流動変形が支配的であり、粘着剤層が十分に流動することでくさび刃の食い込みや反り上がり変形が生じる押込み中期以降には刃先角度に起因した PET フィルムの切断過程が支配的となることを明らかにした。しかしながら、現状では、粘着製品に生じる積層界面の剥離や粘着剤の染み出しといった切断不良との関係に関しては十分に説明できていない。今後の研究課題として、材料物性違いや厚み構成違いによる変形挙動を比較し、切断不良との関係について議論する必要がある。

以上本論文では、粘着フィルムのくさび押抜き加工に及ぼすプラスチックフィルムや粘着剤の変形挙動の影響について、実験および有限要素解析による段階的な検討から、プラスチックフィルムの機械的特性の異方性と粘着剤の粘弾性特性および切断方向や刃先角度などの加工条件が切断特性に及ぼす影響を明らかにした。これらの研究成果は生産現場において不具合の発生を防止する加工条件の選定に活用されると期待される。

今後の課題

本論文では、くさび押抜き試験では評価しきれない要素に対して有限要素解析との比較検証を行うことで積層フィルムのくさび押抜き挙動を明らかにした。しかし、本研究のくさび押込みモデルにおいては、くさび押込み時の変形挙動に着目しており、本研究の最終目標である切断不良の防止に関する直接的な検討が十分でない。したがって、本解析モデルにおいて、下記の課題について更に検討することにより解析精度の向上が期待でき、より詳細な切断特性の解明や切断不良に対する対策指針の提示につながるものと考えられる。

面内および面外方向に異方性を有するプラスチックフィルムの切断特性に関する課題としては、以下が挙げられる（第2章）。

- a) PET フィルムの材料物性に関して、降伏挙動は異方性を示したが比例関係でないことから等方性と仮定し、切断方向の違いに対して切断挙動を比較した。これに対して、降伏挙動の異方性を考慮することにより解析精度が向上すると考えられ、この課題の解決は押し込み過程全体の変形挙動を正確に把握するために活用される。
- b) 本解析モデルでは摩擦係数を一定と仮定しているため、押し込み過程で変化する摩擦係数の影響を考慮していない。摩擦係数の圧力依存性等を考慮することで、凝着等により変化する応答線荷重や変形状態をより正確に予測できると考えられる。

粘着剤および積層フィルムの切断特性に関する課題としては、以下が挙げられる（第3, 4章）。

- a) 粘着剤のくさび押し込みにおいて、線形粘弾性特性を仮定した有限要素解析結果と実験結果の比較により粘着剤の降伏挙動による濡れ広がりや影響とされる接触面積の増加が示された。このことから、粘着剤の材料特性に降伏挙動（見かけの降伏限界）を考慮することで、押し込み後期における解析精度の更なる向上が見込まれる。
- b) 本解析モデルは押し込み過程を対象としているが、切断後のくさび刃の引き抜き（上昇）に伴い生じるくさび刃からの粘着剤の剥離挙動および切断面近傍の粘着剤の流動変形は切断面の品質に関係しており、切断面の悪化は直接的な切断不良の発生要因となる。これらの変形状態を正確に再現することで切断不良の発生要因を特定し対策指針の提示に活用される。
- c) 本解析モデルにおける粘着剤の材料特性には、Johnson-Cook モデルなどのような熱およびひずみ速度の依存性に関しては考慮していない。これらの組み合わせの効果を考慮することにより、加工時の被加工材の温度や加工速度を制御した高度な加工条件の選定に活用される。
- d) 材料組成の違いによりくさび刃と粘着剤の接触界面の濡れ性や滑り抵抗に変化が生じることから、切断特性に及ぼす濡れ性等の影響を定量的に評価しておく必要がある。また、くさび刃と粘着剤の濡れ性に対してはくさび刃の表面改質または表面コーティングが施されることがあり、この影響に関しても検討する必要がある。これらの課題に対して、粘着剤の接着性や見かけの降伏限界、積層界面の滑りの影響を考慮することで、解析精度が向上すると考えられる。
- e) 本くさび押し抜き試験において粘着剤は（くさび刃の）幅方向にも流動していることが考えられ、解析モデルにおいても三次元的挙動を考慮することは切断過程の最終段階において幅方向端部の流動を評価するために重要な要素となる。

研究業績

1. 学位論文に関連する研究論文

- (1) 平成 30 年 9 月 日本機械学会論文集, Vol. 84, No. 866, Paper No. 18-00223,
「くさび押抜きにおけるポリエチレンテレフタレートフィルムの切断特性に及ぼす異方性の影響」,
(金子智, 永澤茂)

- (2) 平成 31 年 2 月 *Journal of Advanced Mechanical Design, System, and Manufacturing*, Vol. 13, No. 1, Paper No. 18-00336, 「Estimation of viscoelastic resistance and subduction profile of acrylic based pressure sensitive adhesive sheet subjected to wedge indentation」, (Satoshi KANEKO, Shigeru NAGASAWA)

2. 学位論文に関連する口頭発表

- (1) 大竹剛, 永澤茂, 金子智: “糊層を介した2層PET板材のくさび押抜き加工特性”, 日本機械学会北陸信越支部第51期総会・講演会, 2014年3月.
- (2) 高橋智久, 永澤茂, 金子智: “粘着糊層の圧縮特性試験による物性評価”, 日本機械学会北陸信越支部第54期総会・講演会, 2017年3月.
- (3) 金子智, 永澤茂: “プラスチックフィルムの切断特性に及ぼす切断方向の影響”, 平成29年度塑性加工春季講演会, 2017年6月.
- (4) 金子智, 永澤茂: “PETフィルムの切断面形状に及ぼす切断方向の影響”, 日本機械学会2017年度年次大会, 2017年9月.
- (5) Satoshi KANEKO, Shigeru NAGASAWA: “Estimation of Wedge Indentation Resistance and Plane Compressive Characteristics of Acrylic PSA”, The 9th International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st century (LEM21), 2017年11月.
- (6) Satoshi KANEKO, Shigeru NAGASAWA: “Wedge Indentation Characteristics of Adhesives Sandwiched between Upper and Lower PET Films”, The 21st International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies (AMPT2018), 2018年9月.

謝 辞

本論文は、2013年より本研究の実施の機会を与えていただいた指導教授である長岡技術科学大学工学研究科 情報・制御工学専攻 永澤茂 教授から「くさび押抜き技術」に関する技術指導を賜り、2016年4月に博士課程に入学し、以後3年間の研究成果をまとめたものになります。

本研究の遂行および論文の執筆にあたり、快く指導を引き受けてくださり、終始懇切なご指導を賜りました 永澤茂 教授に心から深く感謝申し上げます。

本論文の審査にあたり、多くの有益なご意見とご指摘をいただきました長岡技術科学大学工学研究科 田辺郁男 教授、磯部浩巳 准教授、倉橋貴彦 准教授、ならびに、研究生生活においても様々なご助言をいただきました長岡技術科学大学 矢鍋重夫 名誉教授に心から深く感謝申し上げます。

本研究の実験や大学生活にあたり、多大なご協力をいただきました長岡技術科学大学永澤研究室の修了・卒業生ならびに現役学生の皆様に心より感謝申し上げます。

また、本研究はリンテック株式会社において、多くの方々のご支援のもとに実施されたものになります。

本研究を遂行する許可をいただくとともに、終始激励のお言葉とご鞭撻をいただきました研究開発本部 月田達也 本部長、妹尾秀男 副所長に謹んで感謝申し上げます。

本研究の実施の機会を与えていただくとともに、終始ご支援をいただきました研究開発本部新素材研究部 沼澤英樹 部長、製品研究部 小林真盛 副部長、製品研究部プロセス開発室 宮沢靖直 室長、宮崎渉 上席研究員に厚く謝意を申し上げます。

本研究の解析にあたり、多くのご助言をいただきましたプロセス開発室 岩方裕一 主幹研究員、松田智宏 主幹研究員、電子材料研究室 佐伯尚哉 主幹研究員に感謝申し上げます。また、研究遂行に対する心構えや大学生活における多くのご相談とご助言をいただきましたプロセス開発室 森剛志 係長、デバイス材料研究室 加藤邦久 主任に感謝申し上げます。

多くの研究テーマを抱える中で、本研究に注力できるようご協力いただいたプロセス開発室の皆様に謹んで感謝申し上げます。

最後に、本研究を心置きなく遂行できるよう生活面で不自由することなく、精神面でも支えてくれた妻 麻由、活力と安らぎを与えてくれた長男 隼都に深く感謝を表し、結びと致します。