

宇宙航空研究開発機構研究開発資料

JAXA Research and Development Memorandum

液膜式気流噴射弁の設計パラメータ・作動条件が 噴霧特性に与える影響

—第二報 気流・液膜の旋回及び噴射弁出口形状の影響—

鈴木 俊介，須田 充，松浦 一哲，林 茂

2009 年 2 月

宇宙航空研究開発機構

Japan Aerospace Exploration Agency

目 次

1. はじめに	2
2. 試験概要	2
2.1 試験用噴射弁の概要	2
2.2 試験条件	3
2.3 試験方法	4
3. 結果と考察	4
3.1 気流旋回角の影響	4
3.2 霧化空気差圧の影響	6
3.3 気液流量比の影響	7
3.4 気流と液膜の旋回方向組合せの影響	7
3.5 噴射弁出口形状の影響	7
4. まとめ	8
参考文献	9
付録A 燃料流路形状の影響	10
A.1 各燃料流路形状の概要	10
A.2 試験結果	10
A.2.1 燃料スリット部の設計の影響：Type A と Type B の比較	10
A.2.2 燃料流路幅の影響：Type A と Type C の比較	11
A.2.3 プレフィルミングの有無の影響：Type A と Type D の比較	11
付録B データ集	12
B.1 気流旋回角の影響	12
B.2 霧化空気差圧の影響	12
B.3 気液流量比の影響	12
B.4 噴射弁出口形状の影響	12
B.5 気流と液膜の旋回方向組合せの影響	12
B.6 燃料スリット部の設計の影響：Type A と Type B の比較	12
図表	13

液膜式気流噴射弁の設計パラメータ・作動条件が 噴霧特性に与える影響*

— 第二報 気流・液膜の旋回及び噴射弁出口形状の影響 —

鈴木 俊介^{*1}, 須田 充^{*2}, 松浦 一哲^{*3}, 林 茂^{*3}

Effects of Design Parameters and Operating Conditions on Spray Characteristics of Annular-Liquid-Film-Type Airblast Atomizers*

— Second Report: Effects of Air Swirl, Liquid Swirl and Shape of Atomizer Exit —

Syunsuke SUZUKI^{*1}, Mitsuru SUDA^{*2}, Kazuaki MATSUURA^{*3} and Shigeru HAYASHI^{*3}

ABSTRACT

The effects of design parameters and operating conditions on spray characteristics of annular-liquid-film-type airblast atomizers are currently under investigation to obtain insights into the development of high-performance aero-engine fuel injectors. This second report discusses the effects of air swirl, liquid swirl and shape of atomizer exit. A double-air-swirl airblast atomizer designed for research purposes was utilized, whose components were replaceable so that the effects of atomizer design could be easily investigated. The combinations of air swirl directions reported here were limited to “counter-swirl” cases. For quick data acquisitions to cope with many test conditions and atomizer configurations, simple time-average laser sheet imaging and laser diffraction droplet sizing technique were employed for spray evaluation. For fixed air pressure drop and air to fuel mass flow rate ratio, with increasing the outer swirl angle (OSA), the spray angle (SA) increased. For inner swirl angles $ISA = -45$ and 60 deg., SA showed a rapid increase against OSA after it exceeded a threshold value. The Sauter mean diameter (SMD) decreased with increasing OSA at first, but no further for large OSA values. The SMD increased with increasing OSA afterwards for $ISA = -45$ and 60 deg., showing its minimum roughly around the threshold value mentioned above, though such tendency was not so clear for $ISA = -20$ deg. Regarding the effects of liquid swirl direction, the SMD was slightly smaller when its direction was the same as the outer air swirl than the counterpart case. The results on the atomizer attached with a flared outer shroud at its exit are also presented showing the effects of shapes of atomizer exit, which showed a discontinuous increase of the SA for the OSA larger than a critical angle for $ISA = -45$ deg. This report also includes two appendices, one of which presents the results of some preliminary investigation on the effects of design of annular liquid flow passage, whereas the other contains extensive experimental datasets for various operating conditions for future reconsideration for better understandings.

Keywords: Aero Engine Fuel Injector Design, Fuel Atomization, Spray Dispersion, Air Swirl, Liquid Swirl, Swirl Combination

* 平成 21 年 2 月 3 日受付 (Received 3 February, 2009)

* 1 法政大学大学院, JAXA 技術研修生 (現 本田技研工業株式会社)

* 2 法政大学大学院, JAXA 技術研修生 (現 国際石油開発帝石ホールディングス株式会社)

* 3 航空プログラムグループ 環境適応エンジンチーム (Clean Engine Team, Aviation Program Group)

1. はじめに

航空エンジン用燃焼器においては、燃焼の安定性、高空での再着火性能等の安全上の性能が第一に重要であることは言うまでもないが、燃料消費量の低減、排気中の有害物質の削減等、環境面での性能も同時に求められる。これらの燃焼器性能に関する要求は、石油枯渇問題や近年の排気規制強化の動きに伴ってさらに厳しいものとなっている。これらの各性能を同時にバランスよく満たすには、燃焼器内の燃料と空気の混合分布を最適化する必要がある。このため、燃焼器内に燃料を微粒化して供給すると同時に初期の燃料空気混合場の形成を担う燃料噴射弁の性能向上が重要となる。

燃焼器・燃料噴射弁の開発上困難な点は、上記の各要求性能によって最適な燃料空気混合状態が異なることである。例えば、現在、航空エンジン用燃焼器の開発においては、燃料消費量の低減（CO₂削減）、すなわち高効率化のために燃焼条件の高温高压化が進んでいるが、これにより窒素酸化物（NO_x）の排出量が増加することが予想される。NO_xの排出量は1800 Kを超えると著しく増加することが知られており¹⁾、従って、NO_x排出抑制のためには、局所的に温度の高い領域ができないように、燃料の微粒化や噴霧分散の促進により混合状態をできる限り均一化することが必要である。しかし、同時に満足されるべき高空再着火性能や燃焼の安定性、燃焼効率等については、必ずしも均一な混合が望ましいとは限らない。このように様々な要求を満たすためには、燃焼器の設計の最適化と共に、燃料噴射弁の設計の最適化が必要である。

一方、航空エンジン用燃焼器に多用されている燃料噴射弁として、圧力噴射弁（渦巻き噴射弁）と液膜式気流噴射弁があげられる。このうち後者は、円環状の燃料液膜を内側と外側から気流（近年の設計では旋回を伴う場合が多い）で挟み込んで微粒化する方式を採用しており、噴射弁を通して燃焼器へ流入する気流のエネルギーで燃料を微粒化するため、圧力噴射弁と比較して空気と燃料の混合が促進される、微粒化性能に優れているなどの利点があり²⁾、すすやNO_xの排出抑制が期待できる。この他にも、液膜式気流噴射弁は、大きなポンプ圧を必要とせず、さらに、実用上用いられる気液流量比の範囲においては、微粒化性能の燃料流量依存性が比較的小さいために、容易に大きなターンダウン比をとることができる等の特徴がある。

以上から、様々な利点を持ち、排気中の有害成分抑制に有望と考えられる液膜式気流噴射弁について、その設計パラメータや作動条件が噴霧特性に与える影響を理解することは、先述のような様々な要求性能をバランスよく満たす燃料噴射弁の開発に重要であると考えられる。

このような研究の第一段階として、第一報³⁾においては、宇宙航空研究開発機構の推進する「クリーンエンジン技術の研究開発計画（TechCLEAN）^{4,5)}」において2004～2006年度の間にに行われた複数の液膜式気流噴射弁に関する研究結果を再度見直して総括することにより、今後の噴射弁開発上有用と思われる共通の傾向（あるいは共通しない傾向）を見出す試みがなされた。これにより、液膜を挟み込む気流の旋回方向の組合せが噴霧液滴分布に与える影響、噴霧粒径の霧化空気差圧・気液流量比に対する依存性などが報告された。一方で、第一報では、特定の気流旋回角において内外旋回気流の旋回方向の組合せを変えた結果（同方向旋回、逆方向旋回）は報告されたものの、気流旋回角の大きさを変化させた際の噴霧特性への影響については議論がなされなかった。さらに、研究の第二段階として、一つの噴射弁について設計パラメータを系統的に変化させた際の噴霧特性への影響について調査する必要があると考えられる。

そこで本報（第二報）においては、液膜式気流噴射弁における気流の旋回角が噴霧に与える影響を明らかにすることを主目的とし、気流旋回翼（スワラ）や燃料旋回スリットを組替えることができる試験用の噴射弁（本噴射弁は第一報における噴射弁Cである）によりこれを調べた。また、これに加え、限られたケースではあるが、気流と液膜の旋回方向の組合せ、さらには噴射弁出口形状が噴霧特性に与える影響についても合わせて調査した。本報では、これらの試験より得られた主な結果・知見について報告する。

なお、本研究の過程において、燃料流路についても、設計の異なる数パターンを製作し、予備的に試験を行った。これらの試験は一部の作動条件のみで行われており、必ずしも系統立った実験が行われているわけではないが、その中でも今後の設計の際の参考資料としての価値が認められるものについては付録Aにその結果を示す。

また、本研究においては、多くの設計パラメータ・作動条件において試験を行い、本論中（以下「付録以外の部分」を指す）ではその中でも議論のために必要な代表的な結果のみを示しているが、それ以外の個々の試験結果も、今後別の観点からのデータ見直しに役立てるために、付録Bにこれを掲載する。

2. 試験概要

2.1 試験用噴射弁の概要

本研究において使用した試験用噴射弁は、先の第一報³⁾における噴射弁Cである。噴射弁空気流路の有効開口面積（後述）がスワラ部ではなく噴射弁出口近傍の最も流路が絞られている部分となるように、スワラからの

気流を絞り込むような形状としているが、一方で、気流や液膜の旋回が噴霧特性に与える影響をできる限り単純化して理解するために、燃料流路出口において、燃料流路と空気流路が噴射弁中心軸と平行となるような設計になっている（図1）。噴射弁の動作原理については、第一報を参照されたい。

燃料流路に関しては、流路出口において周方向に様な液膜を得るために、燃料旋回スリットが流路内に設けられている。この燃料スリットの旋回角度（Fuel Swirl Angle, FSA）は $+45\text{ deg}$ （旋回角度の符号については後述）、スリット幅 0.5 mm 、スリット深さ 0.8 mm 、スリット本数は8本である。燃料流路出口（リップ部）の形状は、図1に示される通り、リップ部において同時に内外双方の気流と干渉を始めるノンプレフィルミグタイプとなっている³⁾。燃料流路出口での流路幅は 0.5 mm である。

なお、先に述べた通り、一部の作動条件においては、他の設計の異なる数パターンの燃料流路についても試験を行っているが、これについては付録Aを参照されたい。

本研究において試験が行われたスワラの組合せのリストを表1の試験条件一覧に、試験で用いた各スワラの写真を図2にそれぞれ示す。表中に示される旋回方向の組合せに関するNPP, PPN等の表記については、第一報同様である。即ち、噴射弁下流側から見たときの旋回方向が反時計周りの場合を旋回の正方向と定義した上で、例えばNPPは、内側気流旋回、燃料旋回、外側気流旋回方向が順に負、正、正（N: Negative, P: Positive）であることを示している。第一報においては、インナースワラとアウトースワラについて、限られた旋回角の条件のみの結果（ $0, \pm 45\text{ deg}$ ）を報告したが、本研究においては、旋回角の影響をより詳細に調べるために、インナースワラの旋回角度（Inner Swirl Angle, ISA）については $-60, -45, -20, +45\text{ deg}$ の4種類、アウトースワラの旋回角度（Outer Swirl Angle, OSA）については $-60, -45, -20, +20, +30, +45, +47, +50, +55, +60\text{ deg}$ の10種類を製作し、試験を行った。ただし、事前の試験において、内側気流と外側気流の旋回が同方向旋回（Co-Swirl）の場合には、噴霧に燃料スリットもしくはスワラのウェークに起因すると思われる筋状のパターンが目視で確認されたため、本稿では、目視で判断する限り比較的周方向に滑らかで様な分布を持つ逆方向旋回（Counter-Swirl）の組合せのみについて議論を行うこととする。スワラはヘリカルスワラであり、上記の呼び角度は翼のスパン方向中心位置における迎角である。スワラの翼厚みは全て 0.6 mm 、翼枚数はインナースワラについては -20 deg が5枚、 $\pm 45\text{ deg}$ が4枚、 -60 deg が3枚であり、アウトースワラについては $\pm 20\text{ deg}$ が20枚、 $+30\text{ deg}$ が12枚、 $\pm 45, +47\text{ deg}$ が8枚、 $+50, +55, \pm 60\text{ deg}$ が6枚で

ある。翼枚数の決定については、スワラの軸方向長さをインナースワラについては 7 mm 、アウトースワラについては 12 mm に固定した上で、旋回を確実に得る目的で、軸方向から見た場合に隣り合う翼同士に隙間ができずに重なりあうように翼枚数を決定した。ただし、インナースワラ -20 deg については、製作上の便宜から、軸方向長さを 13 mm に延長した上で翼枚数を5枚とした。

本研究では、図1に示す噴射弁において、旋回方向組合せがNPPのものを基本型として、表1に示す様々な試験条件において、気流旋回角の影響の調査を中心にデータの取得を行った。一方、限られた条件ではあるが、燃料液膜の旋回、並びに噴射弁出口形状の影響についても、以下に述べる通り、合わせて調査を行った。

燃料液膜の旋回が噴霧特性に与える影響については、第一報同様、先述のNPP及びPPNの各組合せの結果を比較することで、気流の旋回組合せが逆旋回の場合、液膜の旋回を外側または内側のどちらの気流旋回方向に合わせるかによって噴霧特性がどのように変化するかを調査した。

一方、噴射弁出口形状が噴霧特性に与える影響を調べるために、アウトースワラについては、図1に示す基本型に加えて、噴射弁出口に流路を延長する形で拡大流路（以下フレアと呼ぶ）を備えたタイプ（図3）を製作し、その影響を調べた。このような拡大流路は、実用噴射弁においても、噴射弁下流の一次燃焼領域における流れ場に適切な拡がりを持たせるためにしばしば用いられる。なお、本試験で用いたフレア部の曲率（R）は 3 mm である。

本研究で試験を行った各旋回組合せ（気流）における噴射弁有効開口面積を表2に、また流量係数を図4に示す。ここで、有効開口面積は、実際の測定空気体積流量を噴射弁霧化空気差圧（第2.2節参照）から計算されるポテンシャル速度で除した値であり、流量係数は上記有効開口面積と噴射弁の幾何学的な出口開口面積の比で定義している。本試験結果を参照する際には、気流の旋回角の変化によって、流量係数が変化する点に注意する必要がある。即ち、以下では主に噴射弁霧化空気差圧を一定とした条件における結果比較を行っているため、旋回角が異なる条件では空気流量が異なっており（外側内側間の空気流量比の変化にも注意）、また、気液流量比固定での比較を行うため、燃料流量は空気流量の変化に合わせて調整しているので、これらの点に留意する必要がある。

2.2 試験条件

本研究における試験条件の一覧を表1に示す。噴霧試験はすべて室温（ 293 K ）、大気圧（ 0.1 MPa ）下で行い、供試液体として灯油を用いた。気流条件の設定について

は、噴射弁上流全圧 p_t と噴射弁下流圧力 p_a との差圧 Δp を噴射弁上流全圧 p_t で無次元化した $\Delta p/p_t$ を霧化空気差圧と定義し、 $\Delta p/p_t = 2, 2.5, 3, 4, 5\%$ で試験を行った。ただし、一部の試験においては $\Delta p/p_t = 4\%$ の基本条件のみでデータを取得している。一方、気液質量流量比（空燃比、 AFR , Air to fuel mass flow rate ratio) については、 $AFR = 15$ を基本条件とし、多くのケースでは $AFR = 5, 15$ の2条件もしくは $AFR = 3, 5, 15$ の3条件について試験を行ったが、条件によっては基本条件のみ、あるいは $AFR = 1.2 \sim 15$ の範囲でより細かく AFR を変化させて試験を行った。

なお、上記の試験条件の設定については、実機の作動条件をある程度考慮して決めているが、気流圧力や温度が実機とは異なるため、実機条件を完全に模擬しているわけではない。また、一部の条件については、基礎研究的な観点から設定しており、実機では起こり得ないようなものも含まれている。ただし、本試験条件中のいくつかの条件については、着火時やアイドル時などの低負荷条件に近い条件も含まれており、これらの結果については実用的観点からも有用であると考えられる。

2.3 試験方法

本研究で用いた試験装置は第一報同様であるので、その詳細、系統図等については第一報²⁾を参照されたい。

試験手法については、レーザシート照明による噴射弁中心軸を含む噴霧の垂直断面画像撮影 (zx 断面：ここで x 方向は噴射弁半径方向、 z 方向は噴霧軸方向である。座標の定義については図1参照) とレーザ回折法⁶⁻¹⁰⁾による粒径測定により噴霧特性の評価を行った。

噴霧断面画像撮影については、ヘリウムネオンレーザ (NEC GLG 570, 波長 632.8 nm, 25 mW, CW) のレーザビームをレンズ系によりレーザシート光として噴霧に照射し、噴霧液滴からの Mie 散乱光をデジタル一眼レフカメラ (Nikon D 80, 撮影レンズ Nikon Ai Nikkor 105 mm F 1.8 S 及び接写リング Nikon PK-12 を使用) により撮影した。露光時間については、時間的に十分平均された画像を得るため、50 ms としている。シート光の厚みは噴射弁中心軸 (z 軸) において 1 mm、撮影視野は軸方向視野 $z = 0 \sim 50$ mm、半径方向視野 $x = -40 \sim 40$ mm である。なお、表1に示す通り、噴霧断面画像撮影は、旋回方向の組合せが NPP の場合のみについて行っており、本報告では $\Delta p/p_t = 4\%$ 、 $AFR = 15$ の基本条件のみの結果について掲載している。

一方、粒径測定試験については、レーザ回折粒度分布測定装置 (東日コンピュータアプリケーションズ(株)製 LDSA-1500 A, LDSA: Laser Diffraction Spray Analyzer) を用いた。レーザ回折法はレーザ光路上に存在する液滴群の前方散乱光を捉えることにより、その粒度分布、濃度

等を測定する方法である。本試験では、軸方向位置 $z = 10, 20, 30$ mm における噴霧断面を最大 $x = -46 \sim 46$ mm の範囲において 2 mm 間隔でトラバース測定し、断面全体の平均粒径により噴霧評価を行った。本試験で用いた光学系設定は、レーザビーム径 5 mm、受光レンズ口径 100 mm (有効径 95 mm)、受光レンズ焦点距離 300 mm であり、粒径測定可能範囲は $1.4 \sim 1000 \mu\text{m}$ である。なお、本報告で示す試験結果については、いずれも 3 回以上の計測を行いその再現性について確認を行っており、噴霧の不安定性が目立った付録 A.2.3 で示す計測結果を除いては、計測データのばらつきはザウタ平均粒径 (Sauter mean diameter, SMD) で最大でも $\pm 3\%$ 以下であり、高い再現性が確認できている。

3. 結果と考察

3.1 気流旋回角の影響

はじめに、気流の旋回角が噴霧の拡がりに与える影響についての議論を行う。気流微粒化式噴射弁の場合、噴霧の拡がりが気流の状態に大きく影響されるため、噴射弁近傍と下流域で噴霧の拡がり方が異なり、圧力噴射弁で議論される噴霧角のような一つの代表的な値でこれを評価することは難しい。本試験結果においても、条件によっては噴射弁近傍と下流域で拡がり角が著しく違う場合がある。そこで本報告では、図5に示すように噴射弁近傍での噴霧角を鞘角 (Sheath Angle, SA)、下流での噴霧の拡がり角を下流噴霧角 (Spray Cone Angle, SCA) と定義し、この二つの値で噴霧の拡がり角を整理することとした。図6に Mie 散乱光による zx 断面の噴霧断面画像を示す。試験条件は $\Delta p/p_t = 4\%$ 、 $AFR = 15$ 、旋回方向の組合せが NPP の基本条件である。また、図6より得られる SA と SCA に及ぼす気流の旋回角の影響を図7, 8に示す。なお、図題中に見られる表記「Type A」は、本論中で議論する燃料流路部品の呼称であり、付録 A において他の燃料流路形状についての結果と対比して議論する際の便宜を考慮してつけたものである。

まず、SA と OSA の関係に着目すると、OSA の増加、即ち外側旋回の増加に伴って SA も増加するが、 $ISA = -45, -60 \text{ deg}$ においては、 $OSA \geq +45 \text{ deg}$ の領域でグラフの傾きが急峻となっている。このような噴霧角の変化は、流れ場自体の構造の変化に大きく影響されると考えられる。例えば $OSA = +60 \text{ deg}$ の場合には、タフト等による簡単な目視によっても、噴射弁中心軸付近の逆流が容易に確認できるが、 $OSA = +20 \text{ deg}$ では確認できず、流れ場の構造が大きく異なっていることがわかる。一方、 $ISA = -20 \text{ deg}$ の場合においても、 $OSA \geq +55 \text{ deg}$ においてグラフの傾きが増す傾向が見られるが、その変化は前二者と

比較すると緩慢であり、グラフの傾向は異なる。これは、内側流路から噴出する気流の流量が前二者と比較して大きく（図4参照）、一方旋回自体は弱いため、中心軸付近に軸方向運動量の大きな流れが噴出されることになり、これにより外側気流は、その旋回が強い場合においても、気流の連続性を保つために外側に拡大することが難しくなり、噴霧分布もこのような流れ場に影響を受けるためと考えられる。

次にSAとISAの関係に着目すると、図に示される3ケースの中ではISA = -45 degの場合にSAが最も大きくなっており、ついで-60 deg, -20 degの順になっている。ISA = -20 degの場合に-45, -60 degと比較してSAが小さくなる理由については、上に述べた通り、中心軸付近に軸方向運動量の大きな流れが存在するためと考えられる。一方、ISA = -45 degよりも-60 degの方がSAが小さい理由としては、-60 degの方が内側旋回強度は強いが、内側流路に流れる空気流量が少ないため（図4参照）、内側気流が流れ場全体を上げようとする効果が現れにくいこと、気流旋回が逆方向旋回の組合せのため、内側気流の旋回を極端に強くすると外側気流の旋回の減衰が強くなり、外側気流が流れ場を上げる効果も抑制されやすいこと等があげられる。

一方、SCAとOSAの関係に着目すると、SAの場合と同様、OSAの増加によりSCAが増加し、その傾向はISAによらず一致している。次に、SAとISAの関係に着目すると、図に示される3ケースの中ではISA = -45 degの場合にSAが最も大きい。一方、-20 deg, -60 degについては、全体的傾向としては-20 degの場合のほうが若干大きい値を示すものが多いが、その差は小さい。ここで、ISA = -20 degの場合に-45 degと比較してSCAが小さく理由については、SAの場合と同様に説明できると考えられる。一方、ISA = -60 degの場合にSCAが小さい値を示す理由についても、SAの場合と同様に説明できるが、噴射弁出口付近での内側気流が強い旋回成分を持つこと、内側気流の流量が少ないこと（極端に言えば中心にブラフボディが存在するような効果を示すと考えられる）、外側気流との強い干渉で内側気流の旋回が早い段階で減衰すること等を考えると、ISA = -60 degの場合には、噴射弁出口直後の中心軸付近に内側気流の効果によるコンパクトな低速領域あるいは再循環領域が形成され、これが下流側で閉じる領域の周辺では、外側気流もこれに誘引されるように内側に流れ込むような流れになっていると予想される。この下流における気流の内側への誘引効果が、ISA = -60 degにおいてSCAが小さい値を示す原因になっていると考えられる。これらの考察については、流れ場や噴霧液滴の運動の流れ場に対する応答を詳細に計測して今後検証する必要がある。

次に、ザウタ平均粒径（Sauter mean diameter, SMD）に及ぼす気流の旋回角の影響を図9に示す。なお、図9における試験条件は $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$, $z = 30\text{ mm}$ であるが、グラフの傾向は $\Delta p/p_t$, AFR によらず一致していた。他の条件における結果については付録Bをあわせて参照されたい。また、計測中の噴霧の状態について、ISA = -20, -45 degの場合には噴霧の安定性が良好だったのに対し、ISA = -60 degの場合には前二者と比較して安定性が悪く、噴霧の振れが観察されたことを言及しておく。ただし、噴霧粒径計測データの再現性は良好であった（±3%以内、第2.3節参照）。これは計測データが時間的に十分平均化されていることによると考えられる。

図9において、まずSMDとOSAの関係に着目すると、OSAの増加に伴いSMDは当初減少する。この理由としては、内側と外側の逆方向旋回気流が形成するせん断層の乱れ強度の増加が考えられる¹¹⁾。さらにOSAを増加させると、特にISA = -45, -60 degの場合、SMDは一旦極小値をとった後再び増加に転ずる傾向が確認できる。ISA = -20 degの場合には、OSA = +55 degとOSA = +60 degのSMDの差は小さいが、この場合でも、OSAがある程度以上大きくなると、それ以上OSAを増してもSMDの減少傾向が見られなくなる方向であることは、前二者と共通した傾向であると言える。これについては、OSA増加による気流の拡大にともない噴射弁出口下流での気流速度やせん断強度が減衰すること、旋回翼のウェークの影響が大きくなること、外側流路内の気流が強い旋回により流路外側に偏ることにより、液膜出口付近で液膜外側に作用する気流の効果が減少すること等が理由として考えられる。なお、上記の考察については、第一報²⁾の噴射弁Aに関して報告した同方向旋回と逆方向旋回の違いに関する考察、Aignerら¹¹⁾の報告を合わせて参考にしている。Aignerらは、内側と外側の気流の旋回角が同じケースについて、同方向旋回と逆方向旋回の場合の試験を行い、いずれの場合もSMDが極小となる旋回角が存在すること、逆方向旋回の方が同方向旋回の場合と比較して噴霧粒径が小さくなる傾向があること、噴霧粒径が液膜出口における内側・外側の壁面せん断応力と相関があること等を指摘している。

ここで、SMDが極小値となるOSAの値（あるいはそれ以上OSAを増してもSMDの減少傾向が見られなくなるOSAの値）が、図6, 7においてSAの増加が急峻になりはじめる角度とほぼ一致していることは興味深い。これは、SAの増加が急峻になりはじめるOSAにおいて、噴射弁下流の気流の拡大が大きくなり、先に述べた噴射弁出口下流での気流速度やせん断強度の減衰により微粒化が進まなくなることが一因として考えられる。一方、流れ場構造（例えば逆旋回気流せん断層）と液相の存在する

領域の相対位置関係自体が変化する効果にも着目する必要があるが、これについては気相流れ場の計測を別途行って調査する必要がある。

次に、*SMD*と*ISA*の関係に着目すると、グラフ左側の*OSA*の小さい領域では、*ISA* = -45 deg の場合が最も*SMD*が小さく、*OSA*の大きな領域では*ISA* = -20 deg の場合が最も*SMD*が小さくなっている。この理由については、*OSA*の小さい領域では*ISA* = -45 deg の場合の方が-20 deg と比較してせん断層の乱れ強度が強いことがあげられる。これに対し、*OSA*の大きな領域では、*ISA* = -45 deg の方が-20 deg と比較してより小さい*OSA*から*SMD*が増大に転じ、これにより*SMD*の大小の逆転が生じている。一方、*ISA* = -45 deg と*ISA* = -60 deg を比較すると、グラフの傾向は類似しているが*ISA* = -45 deg の場合の方が常に*SMD*が小さい値を示している。この原因としては、旋回翼のウェークや強い旋回による内側流路の流れ損失に伴い、液膜に作用する流れの速度が遅くなっていることが予想されるが、これについても流れ場の状態を調査して検討する必要がある。

なお、本結果の解釈にあたり指摘しておくべき点として、第2.1節で指摘したとおり、霧化空気差圧を固定して気流旋回角を変えることによる空気流量の変化(図4参照)があげられる。燃焼器の設計変更の際に噴射弁の旋回翼を角度の異なるものに入れ替える場合等を考慮すると、霧化空気差圧一定での比較が実用性の観点からは適切であると考えられるが、基礎的な観点からは、旋回角が変わっても、霧化空気差圧を適宜調整して、空気流量一定の状態と比較するという方法も考えられる。乱暴な解釈ではあるが、損失や噴射弁出口速度の空間的非一様性を無視すれば、前者はポテンシャル速度(あるいは速度の絶対値)、後者は軸方向速度を固定した場合の比較と考えることもできる。参考までに、空気流量12 g/s一定で比較を行った結果を図10に示す。なお、空気流量12 g/sを得るために必要な霧化空気差圧は、図4において流量係数が最も大きい*ISA* = -20 deg, *OSA* = +20 deg の場合で2.1 %、最も小さい*ISA* = -60 deg, *OSA* = +60 deg の場合で4.7 %である。図10によれば、内側、外側いずれについても旋回角の増加により*SMD*は減少している。ただし、*ISA* = -45, -60 deg については、*OSA* ≥ +50 deg の領域において、それより小さな*OSA*の領域と比較して*SMD*の減少幅が小さくなる傾向にあり、*OSA*がある程度以上の値となると、微粒化改善の効果は(霧化空気差圧一定条件、空気流量一定条件ともに)あまり期待できなくなると言える。

一方、燃料流量については、同じ噴射弁に対して霧化空気差圧を変えた場合の影響を比較する際等に文献等²⁾で使用される慣例に従って、気液流量比を固定した試験

を行っているため、気流旋回角の効果の比較も、この気液流量比固定のデータに基づいて行っている。実際の燃焼器設計において、「旋回翼を角度の異なるものに入れ替えた場合に同量の燃料をどれだけ細かくできるか」という視点からは、霧化空気差圧固定で旋回角を変える際に液体流量固定で結果比較を行うのが適当であろう。ただし、本報告で後述するように、少なくとも*AFR* ≥ 5の範囲においては、気液流量比の噴霧粒径への影響は小さいため、液体流量固定条件と気液流量比固定条件で結論が大きく変わることはないと推測できる。

3.2 霧化空気差圧の影響

はじめに、*ISA* = -45 deg, *OSA* = +45 deg, *AFR* = 15 の場合について、噴霧角(*SA*, *SCA*)に対する霧化空気差圧 $\Delta p/p_t$ の影響を調べた結果を図11, 12に示す。これらの図より、噴霧角への霧化空気差圧の影響は小さいといえる。第一報³⁾において粒径別の噴霧分散パターンについて詳細な調査を行った際には、霧化空気差圧の影響が確認されたが、その際も全粒径を考慮した場合の噴霧液滴分散パターンの変化は小さかった。他の旋回組合せや*AFR*についても検討する必要があるが、*AFR*が大きく、噴霧角に対する気流の影響が液相の運動量の効果に対して卓越している噴霧条件では、霧化空気差圧即ちレイノルズ数の効果によって流れ場の構造自体が大きく変化しない限り、ここで試験された霧化空気差圧範囲における微粒化特性や流れの時間スケールの変化が、最終的に噴霧角という「詳細構造を問わずに噴霧の拡がりを粗く捉える」ための評価量に与える影響は現れにくいと考えられる。

次に、霧化空気差圧 $\Delta p/p_t$ の*SMD*への影響についての結果を図13に示す。図から明らかなように、霧化空気差圧の増加に伴い、*SMD*は減少する。ここで*SMD*の霧化空気差圧依存性を示すために、Aignerら¹¹⁾に習って、以下の式で整理してみる。

$$SMD \propto (\Delta p/p_t)^n \quad (1)$$

ここで*n*は*SMD*の霧化空気差圧依存指数であり、 $\Delta p/p_t$ と*SMD*の関係(例えば図13のグラフ)を式(1)でフィッティングすることにより求める。表3、図14に各条件における霧化空気差圧依存指数*n*を示す。Lefebvre¹²⁾によると、低粘性液体を用いた場合の*SMD*の霧化空気差圧への依存指数は-0.5 ~ -0.6程度(空気速度に対して-1.0 ~ -1.2程度)であるとされ、一方、Aignerら¹¹⁾の結果については-0.5、第一報では噴射弁Bについて-0.45とされているが^{3,13)}、本噴射弁(第一報の噴射弁C)に関しては、第一報、本研究共に-0.7 ~ -1.1程度の値となっており、比較的大きな依存性を示している。

3.3 気液流量比の影響

図 15 に AFR による SMD への影響の一例を示す。この図には、 $ISA = -45 \text{ deg}$, $OSA = +60 \text{ deg}$ (NPP) と $ISA = +45 \text{ deg}$, $OSA = -60 \text{ deg}$ (PPN) の両組合せに関する結果を示してある。図によれば、 AFR の減少（燃料流量の増加）に伴って SMD は増加するが、その変化は AFR の大きな領域（本結果では $AFR \geq 5$ ）では緩慢であり、Lefebvre¹²⁾ によりまとめられた液膜式気流噴射弁に関する結果と定性的に同様の傾向を示している。Lefebvre¹²⁾ によれば、ザウタ平均粒径は $(1+1/AFR)$ の 0.5～1 乗（多くの結果は 0.85～1 乗）程度に比例するとされているが、図 15 の結果から霧化空気差圧の場合と同様に $(1+1/AFR)$ に対する依存指数を求めると 0.72 となった。

他の旋回角の場合については、主に $AFR = 5$ と 15 の 2 ケースで試験を行ったため、関数フィットにより依存指数を算出することが困難であったことから、両者のザウタ平均粒径の比により気液流量比の影響を評価した。図 16 にその結果を示す。両者の比（縦軸）が 1 から離れるほど気液流量比依存度が大きいことになる。参考までに、ザウタ平均粒径が $(1+1/AFR)$ の 0.5 乗及び 1 乗に比例すると仮定した場合の縦軸の値を合わせて示す。図によれば、 OSA の小さい領域では、概ねその増加と共に気液流量比依存度が大きくなっている。また、 $OSA \leq +30 \text{ deg}$ の場合は、Lefebvre¹²⁾ が示した値と比較して気液流量比依存度が低めの値を示す傾向にある。一方、 $OSA \geq +45 \text{ deg}$ の場合には、気液流量比依存度の OSA への依存性は ISA によってその傾向が異なっている。

3.4 気流と液膜の旋回方向組合せの影響

図 17, 18 に気流と液膜の旋回方向の組合せが噴霧粒径に与える影響を示す。また、噴霧体積濃度 (Concentration : CNC, 単位は Arbitrary Unit) 分布¹⁴⁾ の比較を図 19 に示す。ここで CNC 分布は、レーザ光路上の全ての噴霧液滴の情報を積算した値であり、 zx 断面上の点情報をプロットしたものではないことに注意が必要である。第 2.1 節に述べたように、気流と燃料の液膜旋回方向の表記 (NPP, PPN) は内側気流、燃料液膜、外側気流の順番に並べたものなので、NPP は外側気流の旋回と液膜の旋回方向が同じ組合せ、PPN は内側気流の旋回と液膜の旋回方向が同じ組合せである。図 19 の噴霧濃度分布については両者はよく一致しているが、図 17, 18 によれば、全体的に NPP の方が PPN よりも噴霧粒径が小さくなる傾向にある。両者の差は小さいが、10 % 程度となるケースもある。このような傾向は第一報²⁾ でも報告したが、その際には限られた試験条件のみの結果であった。本研究では試験条件を増やし、 $ISA = 45 \text{ deg}$, $IOSAI = 20, 45, 60 \text{ deg}$, $\Delta p/p_t = 2, 2.5, 3, 4, 5 \%$, $AFR = 3, 5, 15$ の場合につ

いて試験を行い、 $z = 30 \text{ mm}$ の位置で粒径比較を行ったが、上記の傾向は、 $IOSAI = 20 \text{ deg}$ の $AFR = 3$ と 5 の場合、並びに一部の例外（計測を行った 5 点の霧化空気差圧において NPP と PPN の SMD の大小が 1 点入れ替わる程度）を除いて同様であった。 $IOSAI = 20 \text{ deg}$ の $AFR = 3$ と 5 の場合を除くと、NPP と PPN の差のばらつきは、PPN の方が大きい場合を正とした場合、 $-1.5\% \sim 12\%$ であり（平均すると 3 % 程度）、PPN が NPP より小さい値を示したデータに関しても、その差は極めて小さい。一方、 $IOSAI = 20 \text{ deg}$ の $AFR = 3$ と 5 の場合には、両者の差のデータは 0 の近傍にばらついており、NPP と PPN の差はほとんどないと考えられる。

今回試験を行ったケースの大半について NPP の方が PPN よりも粒径が小さくなる傾向を示し、逆に PPN の方が小さくなる傾向を示すケースは見られなかった理由についてはよく検討する必要があるが、ここで指摘しておくべき点として、気流と液膜の旋回方向の組合せによる液膜の一様性への影響があげられる。図 20 の噴霧写真（第一報³⁾ より引用）によれば、NPP の場合の方が PPN と比較して噴霧の周方向一様性が相対的に優れているように見える。特に、PPN の場合には噴霧に筋状の部分が比較的是っきりと確認でき、このような部分は大きな液滴生成の要因になると予測される。但し、この液膜の一様性が NPP と PPN の粒径差の主要因かどうかについては、今後よく検討する必要がある。なお、これらの写真は短い露光時間 ($125 \mu\text{s}$) で撮影されているが、露光時間の長い撮影や目視で確認する限りでは、噴霧は周方向に一様であり、NPP, PPN とともに筋状の部分は観察されなかった。

3.5 噴射弁出口形状の影響

図 21 に噴射弁出口にフレアをつけた場合の Mie 散乱光による zx 断面の噴霧断面画像を示す。試験条件は $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$ であり、また $ISA = -45 \text{ deg}$, 旋回組合せは NPP である。これらの画像から得られた、 SA と SCA に及ぼす OSA の影響を、フレア無しの場合の結果と共に図 22, 23 に示す。

図 22, 23 によると、まず $OSA < +50 \text{ deg}$ の領域においては、フレアを設けたことにより SA が増加しているが、 SCA についてはフレア無しの場合と比べて差が小さい。一方、 $OSA > +50 \text{ deg}$ では、噴霧形状はフレアに添うように大きく広がるようになる。この 2 つのモードの遷移領域である $OSA = +50 \text{ deg}$ 付近においては、 SA 並びに SCA が不連続に変化し、拡がりの大きなモードにおいては、 SA , SCA 共にフレアなしの場合と比較して大きな値を示す。この遷移の理由は、流れ場構造の変化によるものである。 OSA が小さい領域では気流の遠心力の効果が弱いいため、フレアによる半径方向の急拡大に気流が追従でき

ずに、フレア壁において剥離を生じるのに対し、 OSA が大きくなると、気流がフレア壁に沿って流れるようになるため、この流れ場の不連続変化にともなって噴霧パターンが変化する。遷移領域である $OSA = +50 \text{ deg}$ では、噴霧が拡がらない場合と拡がる場合の二つのモードが観察された。これらのモードは、試験中に不意に変化することはなく、噴霧の安定性は良好であったが、一方、障害物などの大きな外的擾乱を強制的に与えるとモード間の遷移が起こった（例えば、本試験では空気を流し始めた当初は拡がらないモードを呈したが、噴霧試験中にフレア部分に半径方向から障害物を近づけると突如として拡がるモードに変化した。その後、今度は噴射弁下流方向から障害物を近づけると拡がらないモードに再び戻った。）。なお、拡がらないモードから拡がるモードに遷移する際には $\Delta p/p_t$ の若干の減少（4%→3.9%）が確認されたが、これは気流がフレア壁に付着することによって、フレア拡大部での圧力回復が大きいためと考えられる。

次に、 $ISA = -20 \text{ deg}$ の場合の結果を図 24 に示す。また、これらの画像から得られた、 SA と SCA に及ぼす OSA の影響を、フレア無しの場合の結果と共に図 25, 26 に示す。これらの図によれば、試験を行った $OSA \geq +45 \text{ deg}$ の範囲で、フレアを設けたことにより SA , SCA は共に大きくなっている。また、フレア有りの場合、 $OSA \geq +50 \text{ deg}$ において、 OSA 増加に対する SA の増加の度合いが急峻となっている。 $OSA = +60 \text{ deg}$ においては、フレア有りと無しで SA , SCA ともに大きな差を示しているが、このケースでは、フレア無しの場合と同様の、拡がらない中心軸付近の流れと、フレアに沿って半径方向に大きく拡がる外側の流れの二つに分離し、両者の間に速度が遅い領域が形成されており（タフトによる簡易的な観察による）、この領域に噴霧が幅広く分布している。なお、 $ISA = -20 \text{ deg}$ においては、今回試験した旋回組合せの中では、 $ISA = -45 \text{ deg}$, $OSA = +50 \text{ deg}$ の場合のように、1つの OSA において外的擾乱によって噴霧形態が著しく変化するようなケースは観察されなかった。

図 27 にフレアの有無による噴霧粒径の比較を示す。なお、本図には、図 21, 24 の噴霧断面画像では結果が示されている一部の OSA が大きい場合のデータがプロットされていないが、これは噴霧の拡がりが大きすぎて、噴霧液滴が計測器のレンズに付着し、正確な計測が行えなかったためである。また、同様の理由により、 $ISA = -45 \text{ deg}$, $OSA = +50 \text{ deg}$ の場合のデータは、拡がらない方のモードのデータのみを示している。図 26 によれば、 $ISA = -20 \text{ deg}$ の場合においてはフレア有りの方が SMD は小さくなっている。一方、 $ISA = -45 \text{ deg}$ においては $OSA = +30 \text{ deg}$ ではフレアの有無による SMD の差はほとんど無く、 $OSA = +45, +50 \text{ deg}$ ではフレア有りの方が SMD は大

きくなっている。これらの要因については、詳細な検討が必要であるが、後者については、フレアの有無による SA の差が $OSA = +45, +50 \text{ deg}$ において特に大きいことから、フレアによる気流の拡大に起因する気流速度や逆旋回せん断層の減衰がその可能性としてあげられる。

なお、フレアの有無による SMD への影響については、第一報においても、フレアを設けることにより SMD が大きくなる場合と小さくなる場合があることが報告されている^{3,15)}。第一報の噴射弁 B 及び B 2 の例では、霧化空気差圧によってもフレアの効果が逆転することがあり、この場合には霧化空気差圧の低い条件ではフレアを設けることにより SMD は小さくなり、一方高い条件では SMD が大きくなるという結果が示されている。この理由として、フレアのもつ流路延長の効果（少なくとも液膜リップ直後では、フレア無しの場合と比較して気流を高速のまま保つ効果がある）と、高霧化空気差圧条件で見られるフレアへの液体付着（大液滴放出の要因となる）があげられている。ただし、噴射弁 B 及び B 2 のフレアは曲率が 5 mm であり、流路延長の効果が現れやすい一方で、噴霧も付着しやすい。また、第一報のケースでは、流れがフレアに沿った状態での噴霧を議論している。一方、ここで議論している試験結果については、フレアは曲率が 3 mm と短く、フレアに対して流れが剥離している。また、フレア壁への液滴付着も見られていないので、フレアのもたらす効果は第一報で見られたものとは異なると考えられる。このため、フレアの有無による SMD への影響についても、別の角度からその理由付けについて検討する必要がある。

4. まとめ

二重の同軸気流旋回翼をもち、出口部において空気流路と燃料流路が噴射弁中心軸と平行となるような構造をもつ液膜式気流噴射弁の噴霧試験を行い、設計パラメータと作動条件が噴霧特性に及ぼす影響について調査した。本研究では内側と外側の気流が逆方向旋回の場合について試験を行い、気流・液膜の旋回、並びに噴射弁出口形状の影響を中心に調べた。以下に本研究で得られた主な結果をまとめる。

- 1) 霧化空気差圧、気液流量比一定の条件において、外側旋回翼の旋回角（以下外側旋回角）が大きくなるに従い、噴霧鞘角（液膜出口近傍の噴霧拡がり角、本文中図 5 参照）は増加する。外側旋回角に対する噴霧鞘角の増加の傾きは、内側旋回角が大きい場合（ -45 deg , -60 deg ）には、ある旋回角（ $+45 \text{ deg}$ 付近）から急峻になる傾向がある。一方、内側旋回角の旋回が小さい場合（ -20 deg ）には、外側旋回角による噴霧鞘角の変

化は全体的に緩慢である。

- 2) 霧化空気差圧, 気液流量比一定の条件において, 外側旋回角が大きくなるに従い噴霧粒径は小さくなるが, 旋回角がさらに大きくなると, 噴霧粒径の減少は進まなくなり, 特に内側旋回が強い場合には, 極小値をとった後増加に転ずる傾向が見られる。上記の「噴霧粒径の減少が進まなくなる旋回角」は, 内側旋回角により異なる。
- 3) 霧化空気差圧, 気液流量比一定の条件において, 噴霧鞘角の増加が著しくなる外側旋回角は, 上記の「噴霧粒径の減少がそれ以上起こらなくなる旋回角」とほぼ一致する。
- 4) 霧化空気差圧, 気液流量比一定の条件において, 外側旋回角が大きくなると下流噴霧角 (本文中図5 参照) は増加する。
- 5) 内外の気流の旋回が逆方向である場合, 外側気流と液膜の旋回方向を同じにした方が, 内側気流と液膜の旋回方向を同じにするよりも, 若干噴霧粒径が小さくなる傾向にある。
- 6) 噴射弁出口に延長拡大流路 (フレア) を設けた場合, フレアが無い場合と比較して噴霧鞘角は大きくなる。外側旋回角を大きくすると, それまで急拡大するフレア壁から剥離していた流れが付着するようになり, これに伴って噴霧形状も半径方向へ大きく広がる形状へと変化する。内側旋回角 -45 deg の場合, この形状の遷移は外側旋回角 $+50\text{ deg}$ を境に起こった。外側旋回角 $+50\text{ deg}$ においては, 半径方向に大きく広がるモードと, 比較的広がらないモードの2つの噴霧モードが観察され, それぞれのモードは安定であったが, 流れ中に障害物を与えるなど外的に擾乱を与えることにより広がるモードと広がらないモードが切り替わった。
- 7) 気流がフレア壁から剥離しているケース, 即ち噴霧形状が上記の「広がらないモード」に属するケースにおいて, フレアの有無と噴霧粒径の関係を調べたところ, 内側旋回角が小さい場合 (-20 deg) にはフレア有りの方が小さく, 内側旋回角が大きい場合 (-45 deg) には, 外側旋回角の大きな領域でフレア有りの方が大きいという結果が得られた。

参考文献

- 1) Turns, S., R., "An Introduction to Combustion – Concepts and Applications –," McGraw-Hill (1996).
- 2) Lefebvre, A. H., "Atomization and Sprays," Hemisphere Pub. (1988).
- 3) 松浦一哲, 丸永拓哉, 鈴木俊介, 須田充, 井戸教雄, 黒澤要治, 牧田光正, 林茂, 「液膜式気流噴射弁の設

計パラメータ・作動条件が噴霧に与える影響 —第一報 複数の噴射弁形態の比較による考察—, JAXA-RM-06-014 (2007).

- 4) 林茂, 「クリーンエンジン技術計画の概要」, 独立行政法人宇宙航空研究開発機構 第1回総合技術研究本部公開研究発表会前刷集, pp. 11–16 (2004).
- 5) 林茂, 柳良二, 二村尚夫, 福山佳孝, 「JAXA 航空エンジン環境技術研究開発プロジェクト (TechCLEAN) の概要」, 第47回航空原動機・宇宙推進講演会講演論文集, No. B 22 (2007).
- 6) 松浦一哲, 「計測方法の概要とデータ評価方法」, 第2回微粒化セミナー —液体微粒化の基礎と計測技術— テキスト, 日本液体微粒化学会, 日本エネルギー学会, pp. 18–29, (2006).
- 7) 高橋位, 林茂, 「前方微小角散乱法による瞬時粒径の計測」, 第3回微粒化セミナー —液体微粒化の基礎と計測技術— テキスト, 日本液体微粒化学会, 日本エネルギー学会, pp. 103–111, (2007).
- 8) Swithenbank, J., Beer, J. M., Taylor, D. S., Abbot, D. and McCreath, G. C., "A Laser Diagnostic Technique for the Measurement of Droplet and Particle Size Distribution," *Prog. in Astronautics and Aeronautics, AIAA*, 53, pp. 421–447, (1976).
- 9) Hayashi, S., "Measurements of Absolute Concentration and Size Distribution of Particles by Laser Small Angle Scattering," *Optical Particle Sizing, Theory and Practice (Gouesbet, G., and Grehan, G., eds), p. 549, Plenum Press, (1987).*
- 10) 林茂, 「レーザ回折法による測定」, 第8回微粒化フォーラム —噴霧特性の測定原理と実習— テキスト, 日本液体微粒化学会, pp. 39–53 (2000).
- 11) Aigner, M. and Wittig, S., "Swirl and Counterswirl Effects in Prefilming Airblast Atomizers," *ASME87-GT-204*, (1987).
- 12) Lefebvre, A. H., "Airblast Atomization," *Prog. Energy Combust. Sci., Vol. 6*, pp. 233–261 (1980).
- 13) 丸永拓哉, 岩本順二郎, 牧田光正, 松浦一哲, 「航空エンジン用エアブラスト燃料噴射弁の噴霧特性に対する霧化空気差圧の影響」, 第15回微粒化シンポジウム講演論文集, pp. 73–77, (2006).
- 14) 東日コンピュータアプリケーションズ株式会社, 「LDSA 1500 A 粒度分布測定装置 Ver5.5 マニュアル」 (2003).
- 15) 鈴木俊介, 須田充, 松浦一哲, 牧田光正, 林茂, 「エアブラスト燃料噴射弁の形状が及ぼす微粒化特性への影響」, 第15回微粒化シンポジウム講演論文集, pp. 39–42, (2006).

付録 A 燃料流路形状の影響

本論冒頭で述べた通り、本研究の過程において、燃料流路についても、設計の異なる数パターンを製作し、噴霧特性への影響を調べたので、結果を以下に示す。

A.1 各燃料流路形状の概要

図 A 1～3 に試験を行った噴射弁燃料流路部の形状を示す。

各図中の Type A は、本論中で議論した基本型である（本論中図 1 参照）。燃料流路が半径方向に絞られる部分の上流に燃料スリットが位置しており、その旋回角度（Fuel Swirl Angle, FSA ）は $+45 \text{ deg}$ 、スリット幅 0.5 mm 、スリット深さ 0.8 mm 、スリット本数は 8 本である。燃料流路出口（リップ部）の形状は、リップ部において液膜が内外双方の気流と同時に干渉を始めるノンプレフィルミングタイプとなっている。燃料流路出口での流路幅は 0.5 mm である。

Type B は燃料スリット部の設計による噴霧特性の違いを調べる目的で製作したものである。Type A と比較して、リップ部において液膜に強い旋回を与えることを意図している。このため、旋回角度 FSA を Type A より大きい $+60 \text{ deg}$ としている。さらに、燃料流路が半径方向に絞られる部分の下流（Type A は上流）に燃料スリットが位置しており、燃料スリットをリップ部に近づけることで旋回の減衰を低減するようにした。このようにしたのは、事前に Type A と燃料スリットの位置が同じで旋回角のみ $+60 \text{ deg}$ に変更したものを製作し、気流を流さない状態での液膜の状態を調べたが、Type A と比べて大きな差異が確認できなかったためである。燃料スリットのスリット幅は 0.5 mm 、スリット深さ 0.3 mm 、スリット本数は 16 本としている。なお、Type B の場合には、アウターリップとインナーリップを結合するためのボルトの締付け具合によって液膜の周方向の一樣性が変化したため、噴射弁組立時には、燃料を流して一樣性を確認しながら調整の上、組立を行っている。

Type C は液膜厚さの影響を調べる目的で製作したものである。Type A と比較して燃料流路出口での流路幅が狭く、 0.12 mm である。このような狭い流路幅を用いた設計は、燃料コーキングや製作誤差の問題があるため、実機用の設計では通常用いられないが、ここでは基礎研究的な観点から製作している。Type C の組立についても、Type B について行ったのと同様に、結合部のボルトの締付け具合により液膜が周方向に一樣になるよう調整を行っているが、燃料流路幅を 0.12 mm にするにあたり、ボルト結合部における O リング溝深さやスリット部の公差等に若干の設計変更を施して、調整幅を増し、より柔軟

な調整ができるようにした。このようにしたのは、機械加工上の公差指定を厳しくするのみでは液膜の周方向一樣性の確保が難しかったためである。燃料スリット部の設計については、Type A と同じである。試験は、旋回方向の組合せが NPP の場合についてのみ行っている。

Type D はプレフィルミングタイプの設計となっており、ノンプレフィルミングタイプ（Type A）との比較を行う目的で製作したものである。プレフィルミングタイプでは液膜が最初に内外どちらか一方の気流と干渉を始め、液膜が壁面上に引き伸ばされた後に、もう一方の気流と干渉して液膜が微粒化される。Type D ではアウターリップに対してインナーリップが 3.5 mm 短い形状であり、液膜はアウターリップ内壁で内側気流と最初に干渉することになる。燃料スリット部の設計については、Type A と同じである。試験は、気流の旋回についてはインナースワール、アウトースワールの旋回角度が $\pm 45 \text{ deg}$ の場合について、旋回方向の組合せについては NPP と PPN の場合について行っている。なお、本試験は $AFR = 9.5$ で行われたため、比較の際には Type A の $AFR = 5, 15$ のデータを参考値として用いた。

A.2 試験結果

A.2.1 燃料スリット部の設計の影響：Type A と Type B の比較

はじめに、気流を流さずに燃料だけを流した場合の Type A と Type B の比較写真を図 A 4,5 に示す。Type B の方が液膜の旋回強さを増す設計となっているため、液膜の拡がりが大きくなっている。

次に、図 A 6 に $ISAI = 45 \text{ deg}$ 、 $IOSAI = 60 \text{ deg}$ の場合の Type A と Type B の噴霧粒径の比較を示す。この図によれば Type B の方が Type A よりも SMD が大きくなっており、10 % 程度違うケースも見られる。この傾向は他の試験条件においても概ね同様であったが、一方で、図 A 7 に示すように、 $IOSAI = 20 \text{ deg}$ の場合には、傾向としてはやはり Type B の方が Type A よりも SMD が大きくなっているが、図 A 6 の場合と比較すると両者の差は僅かである。一方、噴霧分散については、噴霧体積濃度（Concentration: CNC, 単位は Arbitrary Unit, レーザ光路上の積算値、本論第 3.4 節参照）分布により確認したところ、大きな差異は見られなかった。Type B の方が Type A よりも SMD が概ね大きくなる要因の一つとして、本論中第 3.4 節の場合と同様に、液膜の状態の違いが考えられる。図 A 8 は、図 A 5 同様の液膜の写真において、燃料流路出口部を拡大したものである。図より、Type B の場合には液膜にシワ状の模様が確認でき、このような構造が局所的に液膜の厚い部分を生じ、これにより SMD が大きくなるものと推測でき

る。シワ状の模様が現れる理由については、Type B の場合、Type A と比較して燃料流路出口の近くに燃料旋回スリットが設けられているためと考えられる。

Type B は当初燃料液膜の旋回強度の影響を調べる目的で製作したが、Type A と Type B の違いが旋回強度の違いによるものか、それとも燃料スリットの位置による液膜状態の変化によるものかについては、現時点では明らかにできていない。一方で、燃料スリット部の設計の違いにより 10 % 程度 *SMD* が変化するケースも見られたことから、噴射弁設計の際には燃料流路の設計にも十分注意を払う必要があるといえる。

A.2.2 燃料流路幅の影響：Type A と Type C の比較

はじめに、気流を流さずに燃料だけを流した場合の Type A と Type C の比較写真を図 A 9, 10 に示す。特に燃料流量が 4 g/s 以上のケースについて、Type C の方が滑らかな液膜が形成されている。また、Type A の場合には 6.4 g/s 以上において液膜が半径方向に広がるのに対して、Type C の場合には広がりが見られない。

次に、噴霧の分散について述べる。図 A 11 の噴霧断面写真からは、Type A と Type C の噴霧の広がりに顕著な差は認められないが、図 A 12 に示す噴霧体積濃度 (CNC) 分布によれば、特に *OSA* の大きな領域で Type A の場合よりも Type C の方が噴霧の広がりが若干大きいことがわかる。

図 A 13, 14 に燃料流路幅が噴霧粒径に及ぼす影響を示す。本図には、参考としてザウタ平均粒径 *SMD* の他に体積累積 % 径 *D10*, *D50*, *D90* を合わせて示してある。例えば *D10* は体積累積 10 % に一致する粒径であり、*D50* は体積メディアン径である²⁾。図によれば、*ISA* = -20 deg の場合、*ISA* = -45, -60 deg の場合と比較して燃料流路幅による粒径の差が大きく、流路幅の狭い Type C の方が *SMD* が 15 % 以上小さいケースも見られる。一方、*ISA* = -45, -60 deg の場合には、*OSA* ≥ +50 deg の領域で Type A と Type C の粒径の差が小さくなっている。

A.2.3 プレフィルミングの有無の影響：Type A と Type D の比較

Type D については NPP と PPN の旋回方向組合せにおいて試験を行ったので、Type A との比較の前に、まず Type D における旋回方向組合せの影響について述べる。図 A 15 に旋回方向組合せが噴霧粒径に及ぼす影響を示す。第一報³⁾においては、プレフィルミングタイプの別の噴射弁 (噴射弁 B) において、PPN の組合せの方が概ね粒径が小さくなるという結果が得られたが、図 A 15 に示す本噴射弁の計測結果からは、はっきりした傾向は見出せない。後述するように、Type D においては噴霧が不安定

で周方向の非一様性も見られている。粒径計測結果の再現性については、NPP の場合には Type A と同程度であったが、PPN の場合については図 A 15 中に記述した通り再現性が悪かったため、特に PPN の結果の信頼性については再検討する必要がある。

図 A 16 に霧化空気差圧 4 % の場合の噴霧体積濃度分布とレーザ光透過強度 (Transmittance: TRM) 分布¹⁴⁾、図 A 17 に粒径分布の一例を示す。図によれば、NPP と PPN の噴霧の広がりに大きな差は見られないが、PPN の場合には噴霧の軸対称性が崩れている。また NPP についても、計測結果には現れていないが、目視によれば、周方向の一様性はノンプレフィルミングタイプ (Type A) と比較して悪かった。燃料スリットに起因する筋状のパターンは観察されないが、NPP, PPN を問わず、周方向に局所的に濃い部分が観察され、濃い部分が周方向に回転するケースも見られた。Type D では全ての霧化空気差圧条件下で噴霧が不安定であった。

図 A 18 にノンプレフィルミングタイプ (Type A) とプレフィルミングタイプ (Type D) の噴霧粒径の比較を示す。*AFR* の条件が異なるが、第 3.3 節の結果も踏まえ、Type A における *AFR* = 9.5 の粒径は *AFR* = 5 における粒径と *AFR* = 15 における粒径の間の値をとると予測すると、Type D における噴霧粒径は Type A の場合よりも概ね大きく、条件によってはその差異は 20 % に達している。この原因としては、上で指摘した通り、プレフィルミングに起因する液膜の周方向の非一様性が考えられ、プレフィルミングタイプを設計する際には、液膜が破断する前の段階における、インナースワローのウェークを含めた内側気流の非一様性の影響に十分配慮しなければならない。プレフィルミングの有無の影響については、第一報³⁾における噴射弁 B の結果についても、概ねノンプレフィルミングタイプの方が粒径が小さいという結果が得られている。一方で、第一報でも触れたように、スワローウェーク等の気流の非一様性の影響のない二次元の気流噴射弁において、これと反する結果を得ている文献^{A1)}もあり、プレフィルミングタイプの気流噴射弁の場合、噴霧粒径はプレフィルミング時に液膜と干渉する気流の状態に影響を受けやすいと考えられる。

参考文献

- A1) Bhayaraju, U. C., Giuliani, F., and Hassa, C., "Planar Liquid Sheet Breakup of Pre- and Nonprefilming Airblast Atomizers at Elevated Ambient Air Pressures," Proc. 20 th Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems-Europe (ILASS-Europe 2005), Orléans, France, pp. 445-450 (2005).

付録 B データ集

本研究においては、多くの設計パラメータ・作動条件において試験を行い、本論中ではその中でも議論のために必要な代表的な結果のみを示しているが、それ以外の個々の試験結果についても今後別の観点からデータを見直す際の参考とするために、以下にこれらを掲載する。一部のデータについては、燃料流路形状が Type A の基準型の他に、Type B（付録 A 参照）に関する結果についても示す。

なお、データ中の各代表粒径の定義は以下の通りである（付録 A.2.2 節参照）。

SMD：ザウタ平均粒径

D10：体積累積 10 % 径

D50：体積累積 50 % 径

D90：体積累積 90 % 径

B.1 気流旋回角の影響

気流旋回角が各代表粒径に及ぼす影響を図 B 1.1 ～ 10 に示す。

B.2 霧化空気差圧の影響

Type A, $ISA = -45 \text{ deg}$ において、霧化空気差圧が各代表粒径に及ぼす影響を図 B 2.1 ～ 7 に示す。一部の条件において、 $\Delta p/p_t = 2.5 \sim 3 \%$ 付近でグラフの曲線が滑らかにならないケースが見られている。

B.3 気液流量比の影響

気液流量比の影響を図 B 3.1 ～ 8 に示す。図 B 3.1,2 が

$ISA = -20 \text{ deg}$, 図 B 3.3 ～ 5 が $ISA = -45 \text{ deg}$, 図 B 3.6 ～ 8 が $ISA = -60 \text{ deg}$ に対する結果である。

図 B 3.9 に $ISA = 45 \text{ deg}$, $ISA = 60 \text{ deg}$ における *AFR* の噴霧粒径への影響を示す。

B.4 噴射弁出口形状の影響

フレアの有無が各代表粒径に及ぼす影響を図 B 4.1 ～ 5 に示す。図 B 4.1 ～ 3 は横軸を *OSA* として整理したものであり、一方、図 B 4.4 は $ISA = -20 \text{ deg}$, 図 B 4.5 は $ISA = -45 \text{ deg}$ のケースにおいて、横軸に霧化空気差圧をとって整理したものである。

B.5 気流と液膜の旋回方向組合せの影響

気流と液膜の旋回方向の組合せが各代表粒径に及ぼす影響を図 B 5.1 ～ 6 に示す。図 B 5.1 ～ 3 が Type A, 図 B 5.4 ～ 6 が Type B における比較である。

B.6 燃料スリット部の設計の影響： Type A と Type B の比較

Type A と Type B の代表粒径の差異を調査した結果を図 B 6.1 ～ 6 に示す。図 B 6.1 ～ 3 が旋回方向の組合せが NPP の場合、図 B 6.4 ～ 6 が PPN の場合における比較である。

表1 試験条件一覧

有効開口面積の範囲		105mm ² ($ISA=-60\text{deg}$, $OSA=+60\text{deg}$) ～157mm ² ($ISA=-20\text{deg}$, $OSA=+20\text{deg}$)	
供試液体		灯油	
設計 パラ メータ	燃料液膜旋回スリット	環状流路絞り部上流+45deg	
	気流の旋回方向の組合せ	NPP (内側：負, 外側：正)	PPN (内側：正, 外側：負)
	内側気流旋回翼角度 (ISA)	-20deg, -45deg, -60deg	+45deg
	外側気流旋回翼角度 (OSA)	+20deg, +30deg, +45deg, +47deg, +50deg, +55deg, +60deg	-20deg, -45deg, -60deg
	噴霧口形状	フレア無し, フレア有り	フレア無し
試験条件	霧化空気差圧 (p/p_i)	2%, 2.5%, 3%, 4%, 5%	
	気液質量流量比 (AFR)	15, 10, 5, 4, 3, 2, 1.6, 1.2	
	霧囲気圧力 (p_a)	0.1MPa	
	霧囲気温度	293K	
	噴射弁入口気流温度	293K	
噴射方向		鉛直下向き方向	
計測手法		レーザ回折法 (LDSA) レーザシート法	レーザ回折法 (LDSA)
測定領域		レーザ回折法： 軸方向位置 : $z=10, 20, 30\text{mm}$ 半径方向位置 : $x=-46\sim46\text{mm}$ xy 平面 (水平面) 内 レーザシート法： シート厚み : 1mm 軸方向視野 : $z=0\sim50\text{mm}$ 半径方向視野 : $x=-40\sim40\text{mm}$ zx 平面 (垂直面) 内	レーザ回折法 軸方向位置 : $z=10, 20, 30\text{mm}$ 半径方向位置 : $x=-46\sim46\text{mm}$ xy 平面 (水平面) 内
粒径測定可能範囲		1.4～1000 μm (レーザ回折法)	

注：気流旋回角，霧化空気差圧，気液質量流量比，レーザ回折法における z 方向測定位置については，それぞれについて試験を行った最大の範囲を示しており，全ての組合せについて試験を行ったわけではない．例えば，フレア無し， $ISA = -45\text{deg}$ の場合のレーザ回折法による粒径計測試験では， $AFR = 15, 5, 3$ については表にある全ての外側旋回角，霧化空気差圧， z 方向測定位置について試験を行ったが，それ以外の AFR は $OSA = 60\text{deg}$., $\Delta p/p_i = 4\%$ ， $z = 20, 30\text{mm}$ の条件のみで試験を行った．

表2 各スワール組合せにおける有効開口面積一覧

		ISA [deg]		
		20	45	60
OSA [deg]	20	157	154	143
	30	156	152	141
	45	150	145	131
	47	148	142	127
	50	145	139	122
	55	141	131	114
	60	134	121	105

[mm²]

表3 ザウタ平均粒径に対する霧化空気差圧依存指数
(Type A-NPP, $AFR = 15$, $z = 30\text{mm}$)

		OSA [deg]						
		+20	+30	+45	+47	+50	+55	+60
ISA [deg]	-20	-0.738	-0.812	-0.857		-0.822	-0.875	-0.806
	-45	-0.877	-0.990	-0.975	-0.916	-0.939	-1.009	-1.040
	-60	-0.771	-0.814	-0.874	-0.820	-0.863	-0.805	-0.824

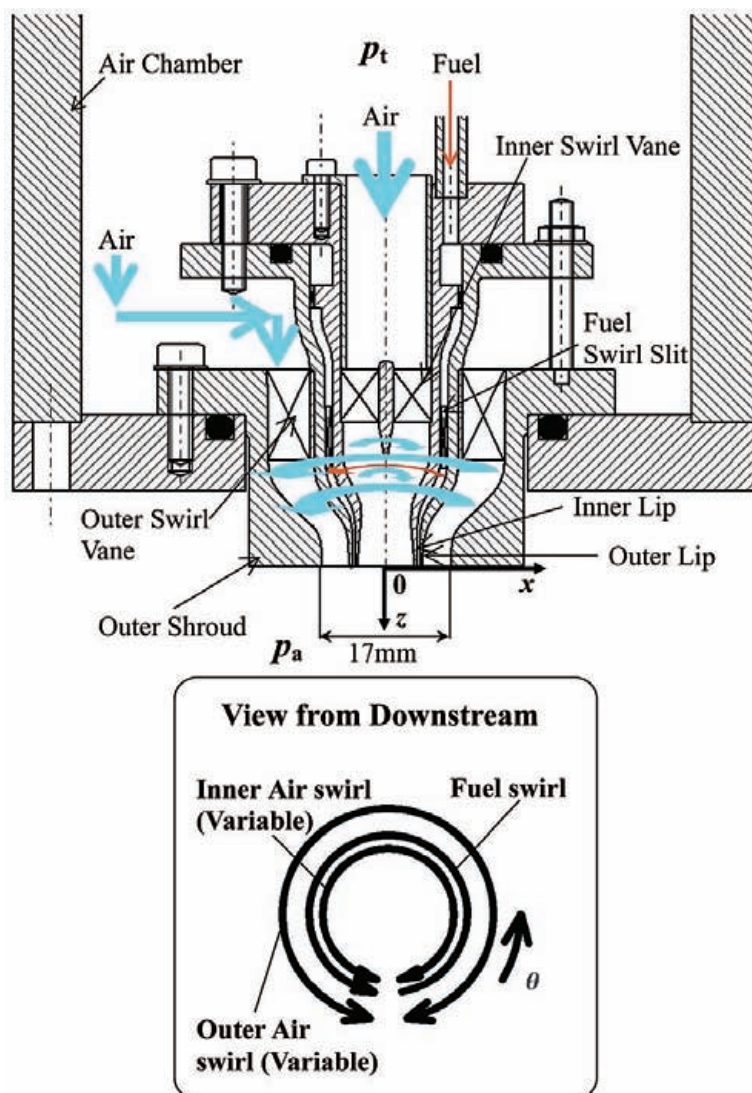


図1 噴射弁の形状



図2 インナースワラ及びアウトースワラの写真

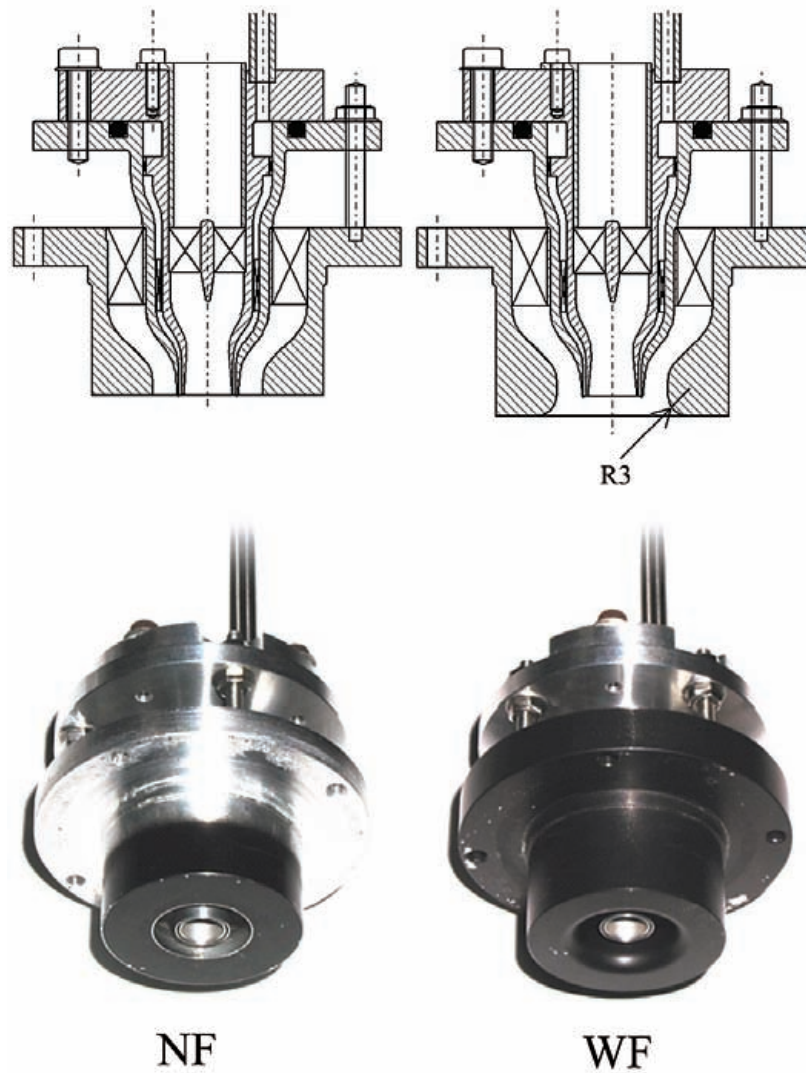


図3 噴射弁の形状：フレア無し（NF）とフレア有り（WF）

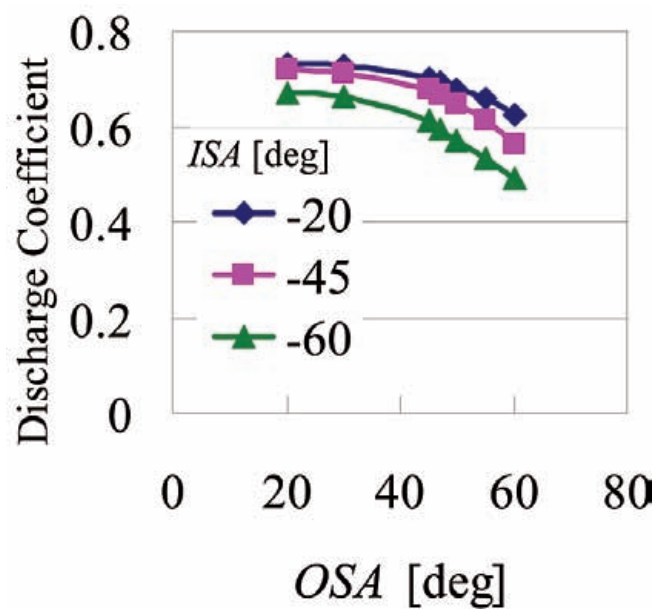


図4 流量係数とスワールの組合せの関係

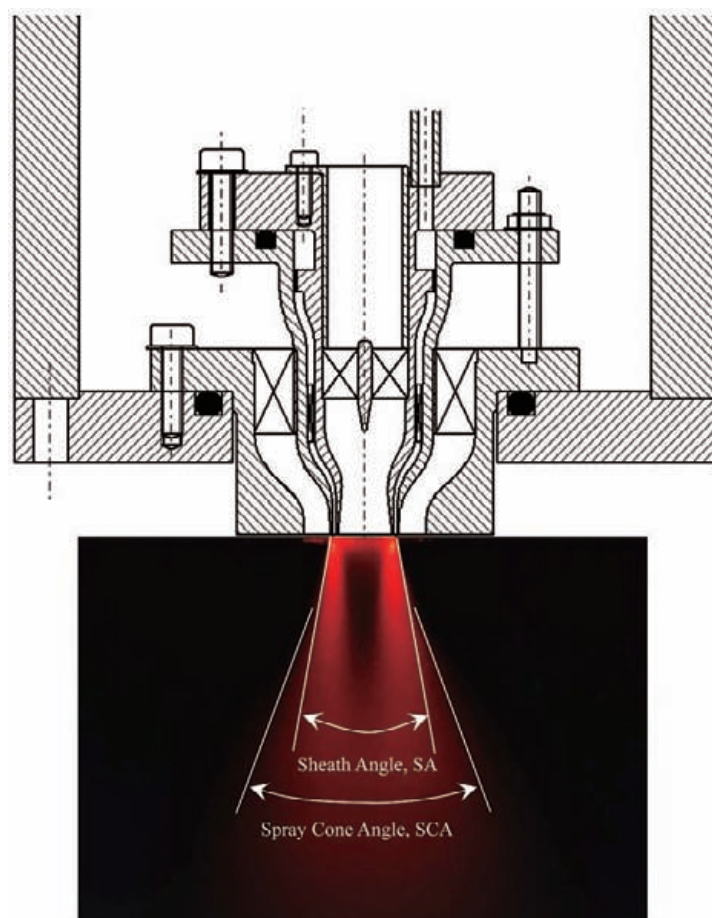


図5 噴霧鞘角と下流噴霧角の定義

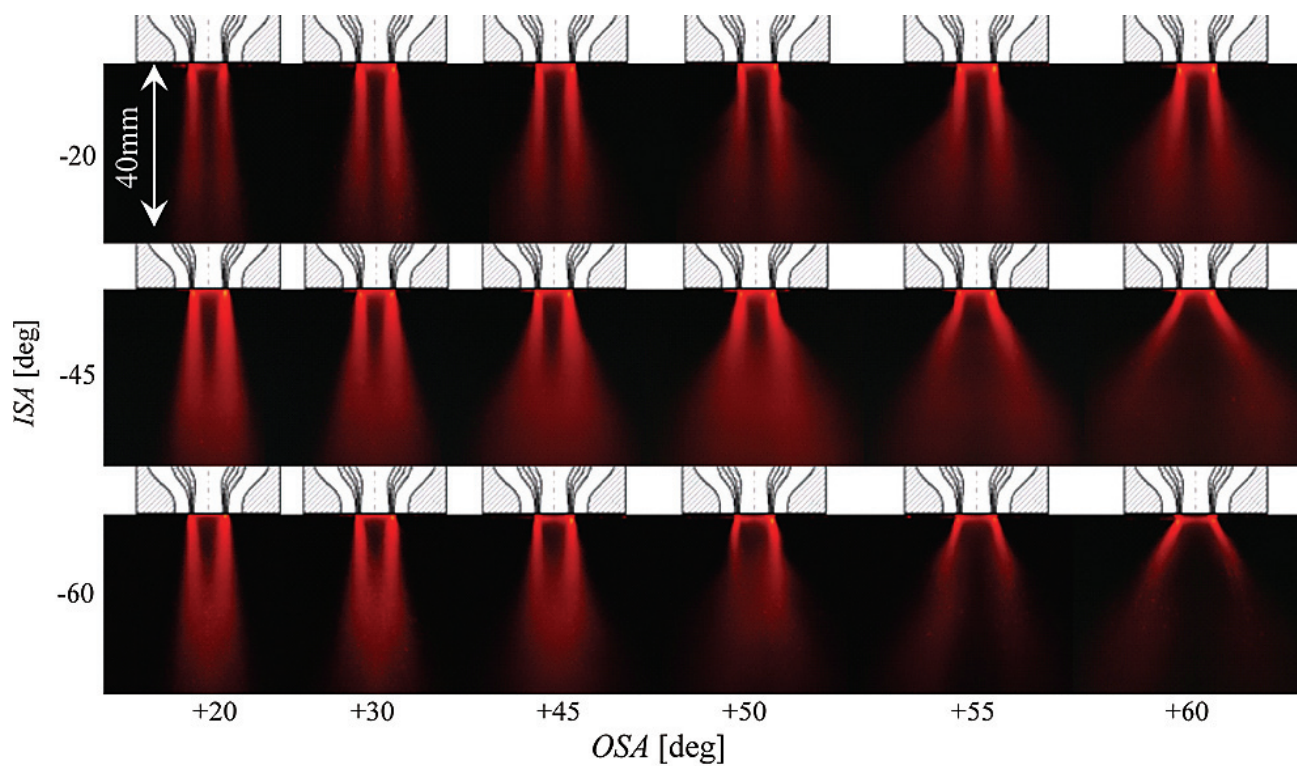


図6 噴霧断面画像
 (Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$)
 —露光時間 50 ms, 絞り値 f1.8—

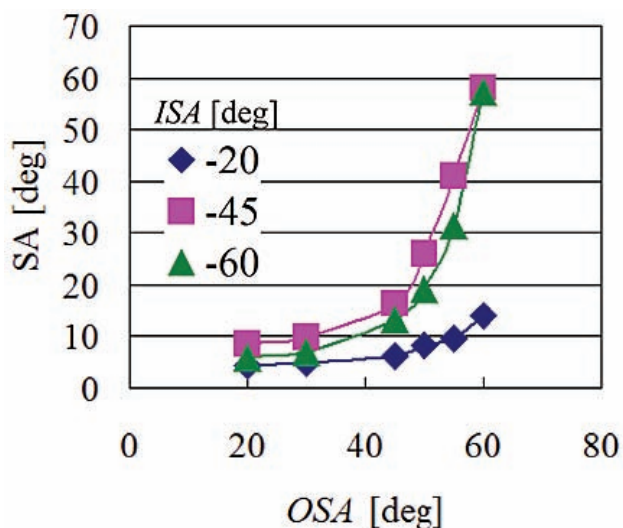


図7 気流旋回が噴霧角に及ぼす影響 (Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$)

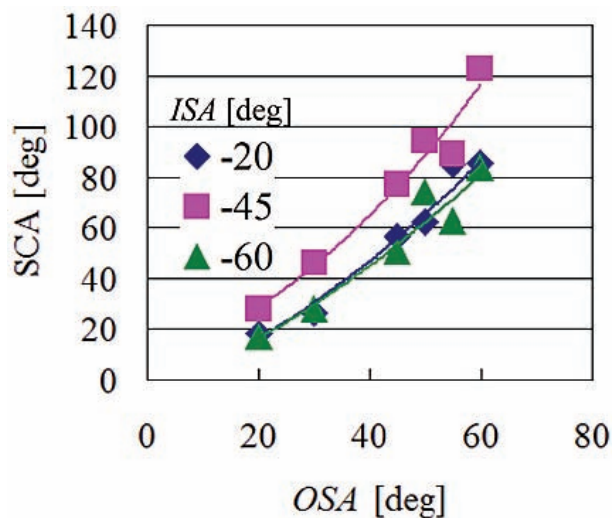


図8 気流旋回が下流噴霧角に及ぼす影響 (Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$)

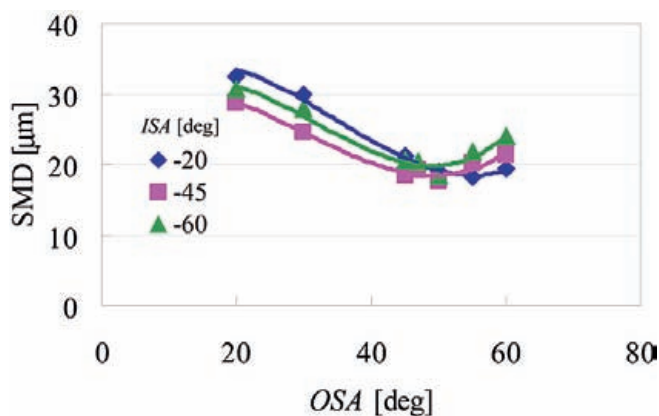


図9 気流旋回がザウタ平均粒径に及ぼす影響 (Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$, $z = 30$ mm)

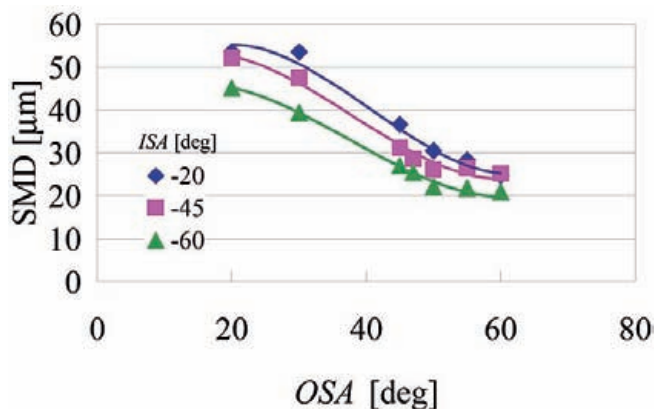


図10 気流旋回がザウタ平均粒径に及ぼす影響 (Type A-NPP, $m_a = 12$ g/s, $AFR = 15$, $z = 30$ mm)

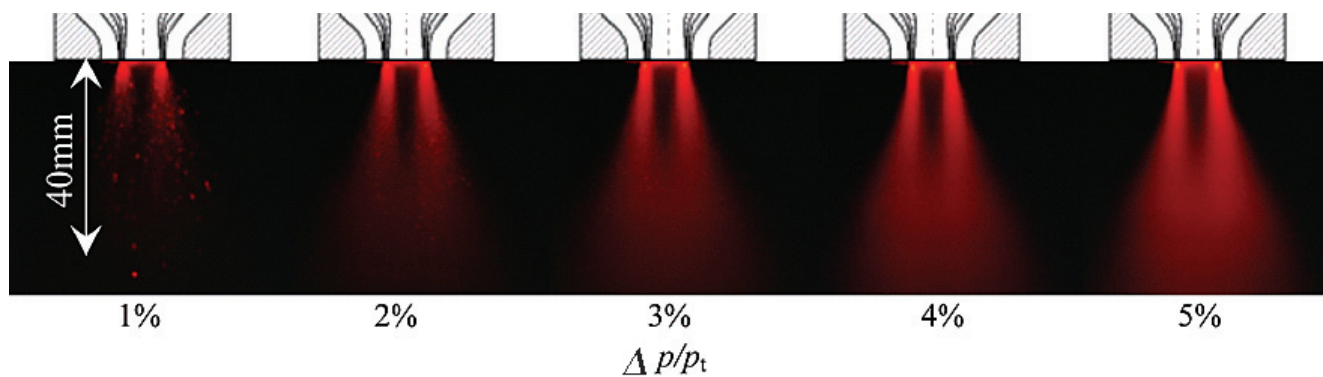


図11 噴霧断面画像
(Type A-NPP, $ISA = -45$ deg, $OSA = +45$ deg, $AFR = 15$)
—露光時間 50 ms, 絞り値 f1.8—

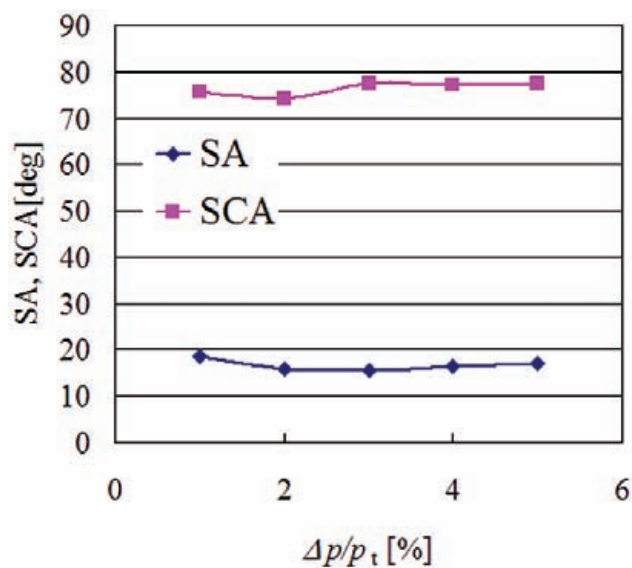


図12 霧化空気差圧が噴霧角及び下流噴霧角に及ぼす影響
(Type A-NPP, ISA = -45 deg, OSA = +45 deg, AFR = 15)

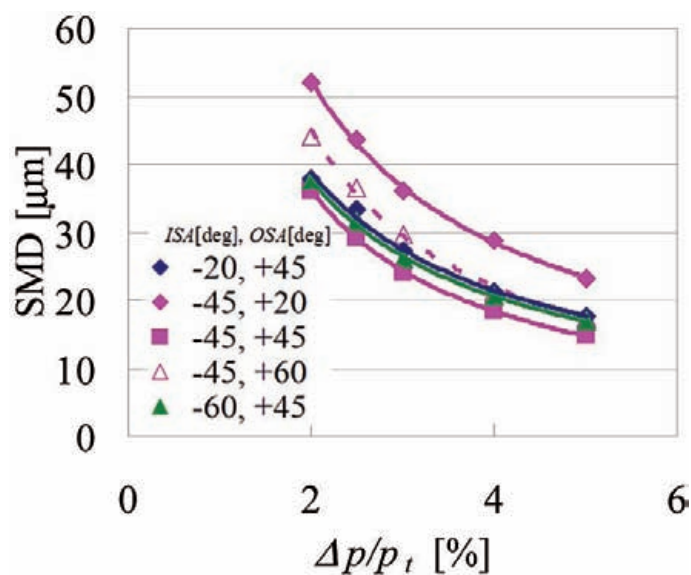


図13 霧化空気差圧がザウタ平均粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, AFR = 15, z = 30 mm)

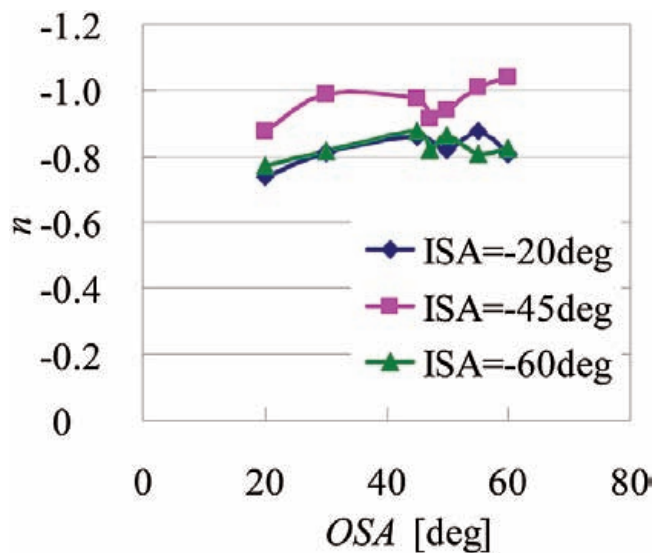


図14 気流旋回がザウタ平均粒径の霧化空気差圧依存指数に及ぼす影響 (Type A-NPP, AFR = 15, z = 30 mm)

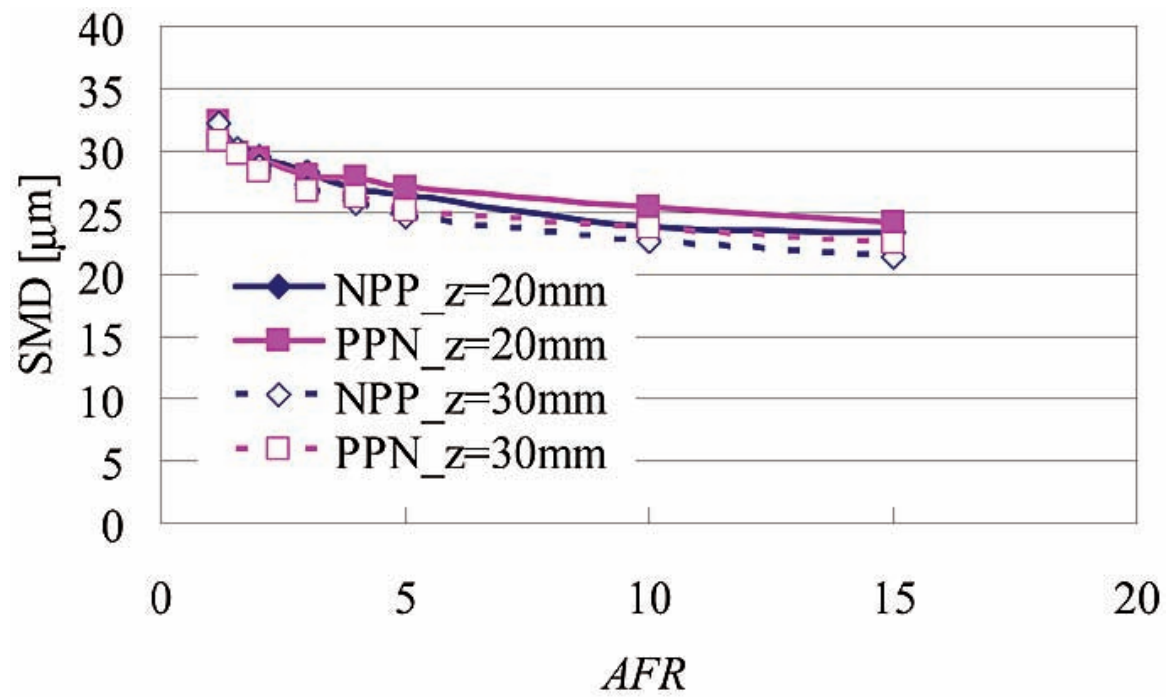


図 15 気液流量比がザウタ平均粒径に及ぼす影響
(Type A, $l/SAI = 45 \text{ deg}$, $l/OSA = 60 \text{ deg}$, $\Delta p/p_t = 4\%$)

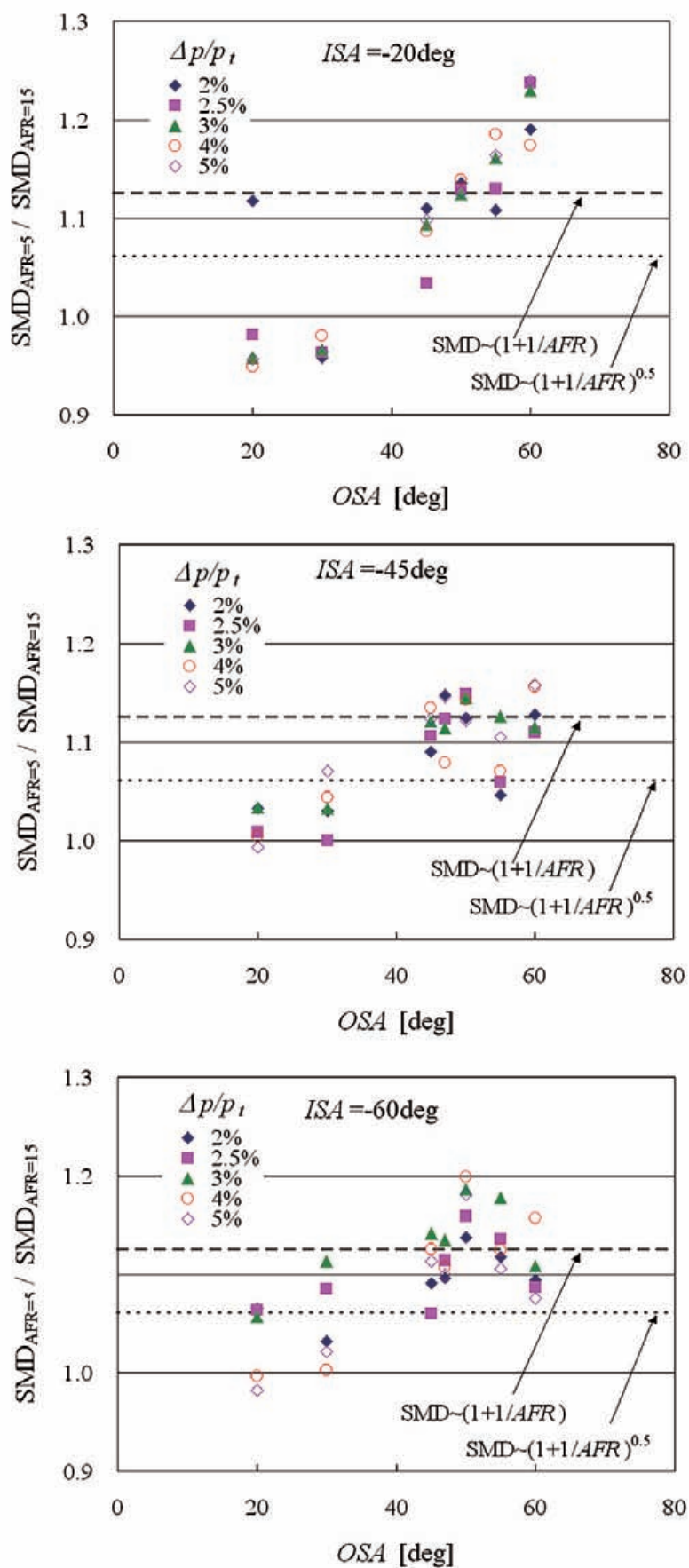


図 16 各気流旋回角での気液流量比がザウタ平均粒径に及ぼす影響 (Type A-NPP, $z = 30$ mm)

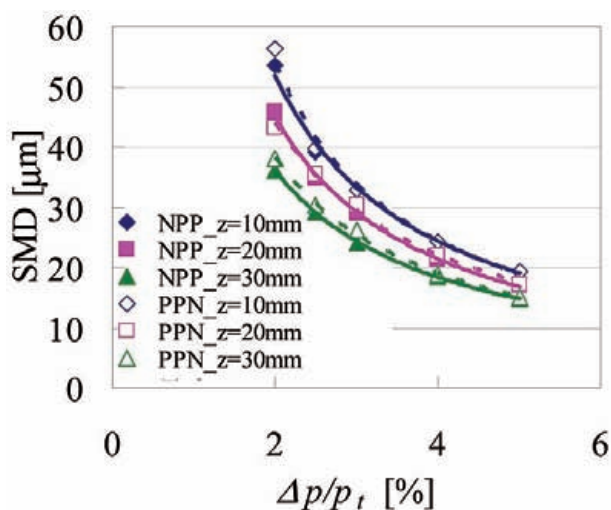


図 17 気流と液膜の旋回方向組合せがザウタ平均粒径に及ぼす影響 (Type A, $l/SAI = 45 \text{ deg}$, $l/OSA = 45 \text{ deg}$, $AFR = 15$)

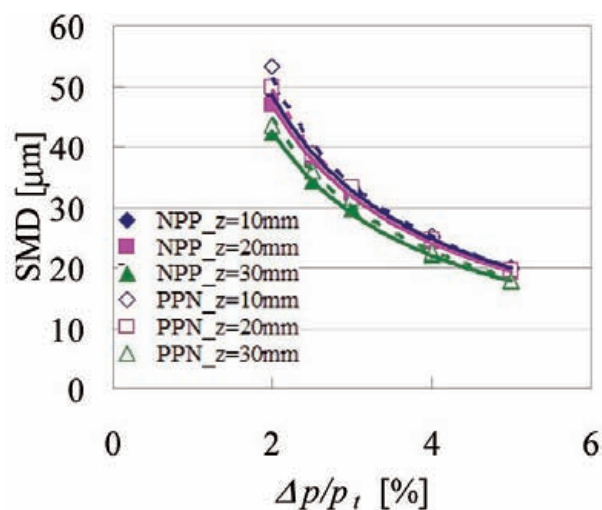


図 18 気流と液膜の旋回方向組合せがザウタ平均粒径に及ぼす影響 (Type A, $l/SAI = 45 \text{ deg}$, $l/OSA = 45 \text{ deg}$, $AFR = 3$)

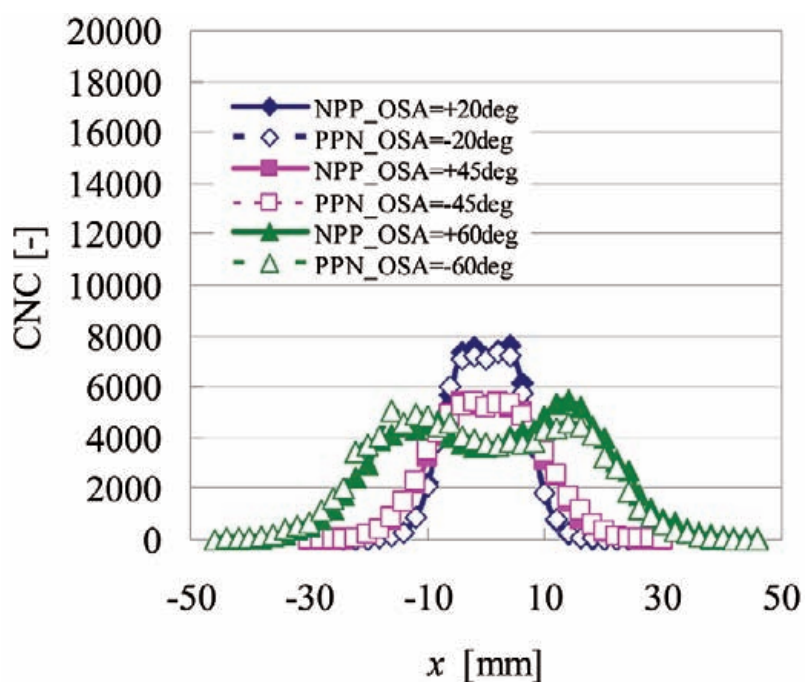


図 19 噴霧の体積濃度分布 ($l/SAI = 45 \text{ deg}$, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$, $z = 30 \text{ mm}$)

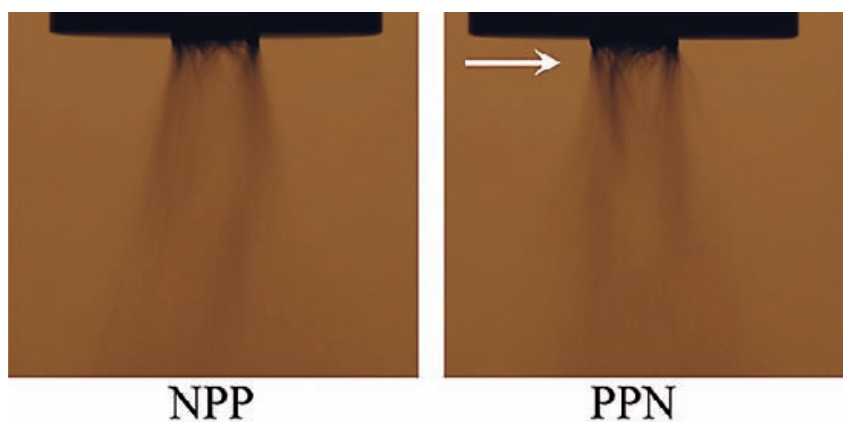


図 20 NPP と PPN の旋回組合せにおける噴霧写真 ($\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 9.5$)
— 露光時間 $125 \mu\text{s}$, 絞り値 f4 — (参考文献 (3) より引用)

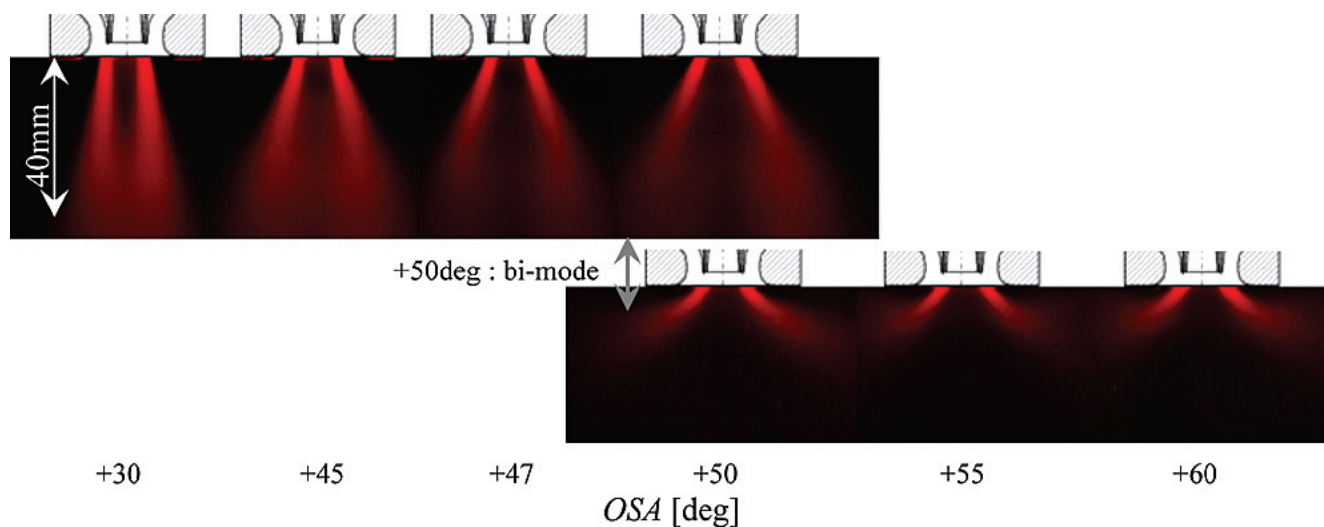


図 21 噴霧断面写真 (Type A-NPP WF, $ISA = -45$ deg, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$)
—露光時間 50 ms, 絞り値 f1.8—

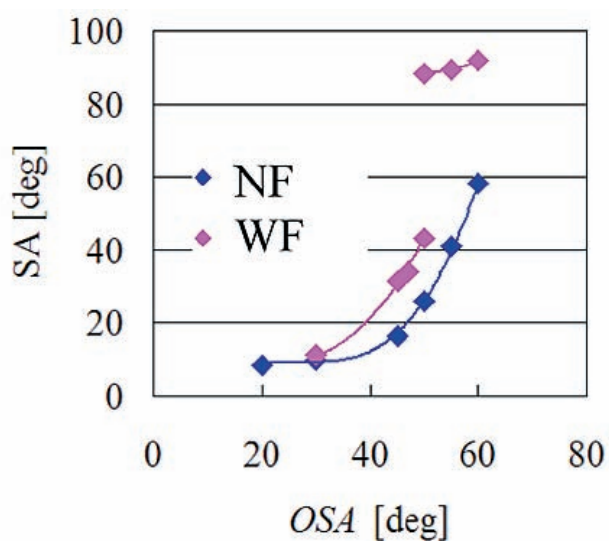


図 22 気流旋回が噴霧鞘角に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45$ deg, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$)

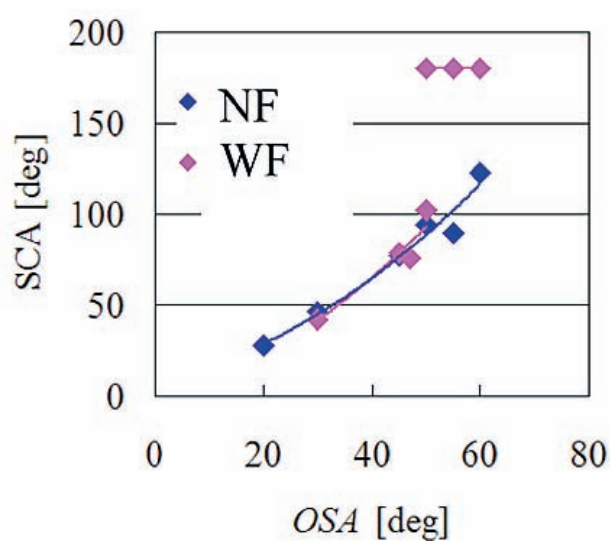


図 23 気流旋回が下流噴霧角に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45$ deg, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$)

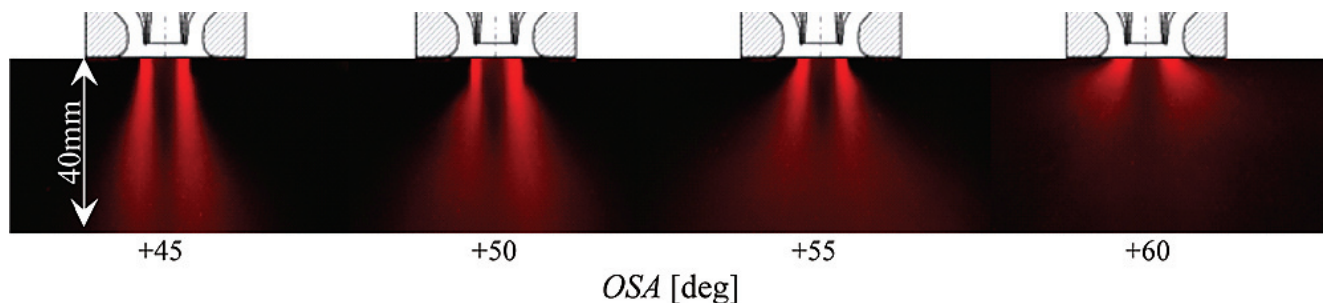


図24 噴霧断面写真 (Type A-NPP WF, $ISA = -20$ deg, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$)
—露光時間 50 ms, 絞り値 f1.8—

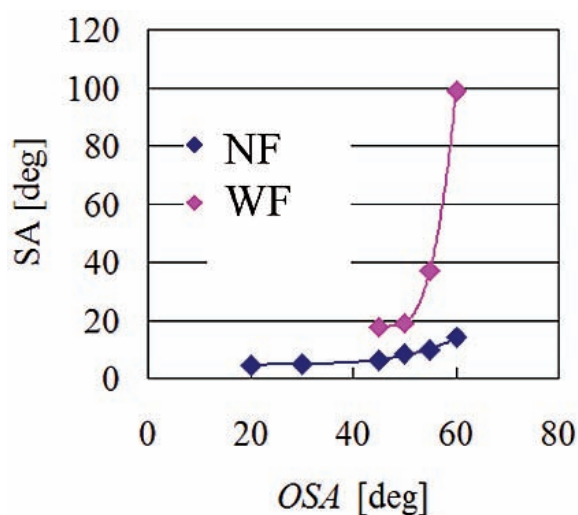


図25 気流旋回が噴霧軸角に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45$ deg, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$)

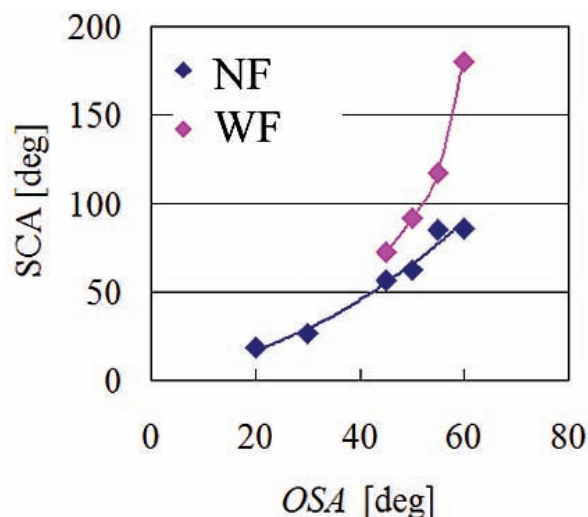


図26 気流旋回が下流噴霧角に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45$ deg, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$)

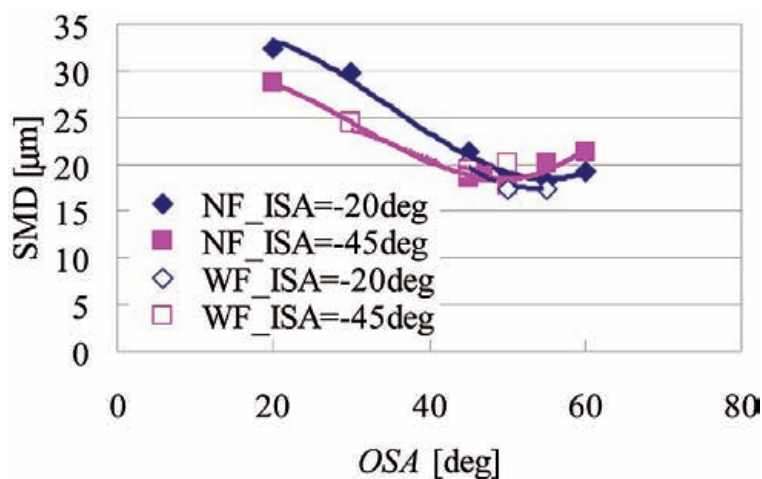


図27 フレアの有無によるサウタ平均粒径の比較
(Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$, $z = 30$ mm)

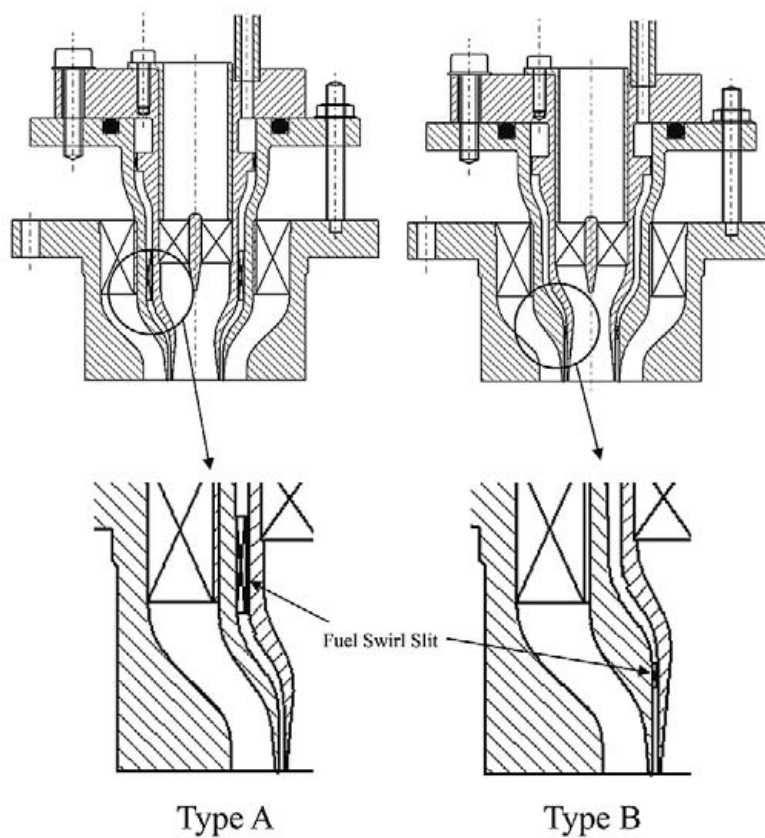


図 A 1 噴射弁燃料流路部の形状 1 : Type A と Type B の比較

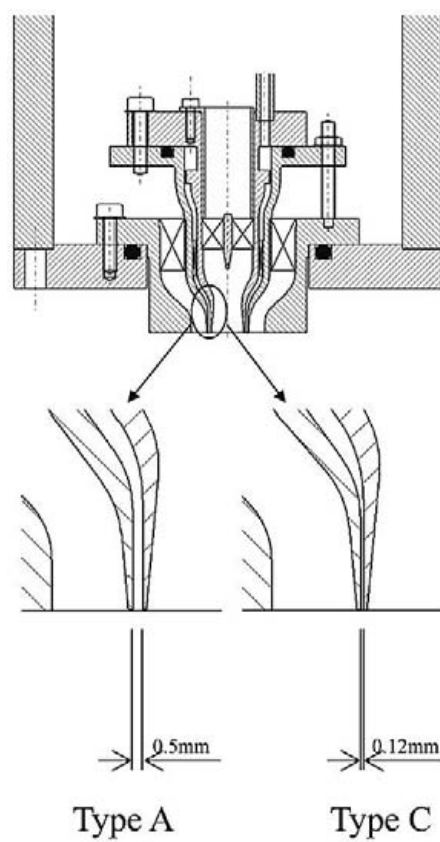


図 A 2 噴射弁燃料流路部の形状 2 : Type A と Type C の比較

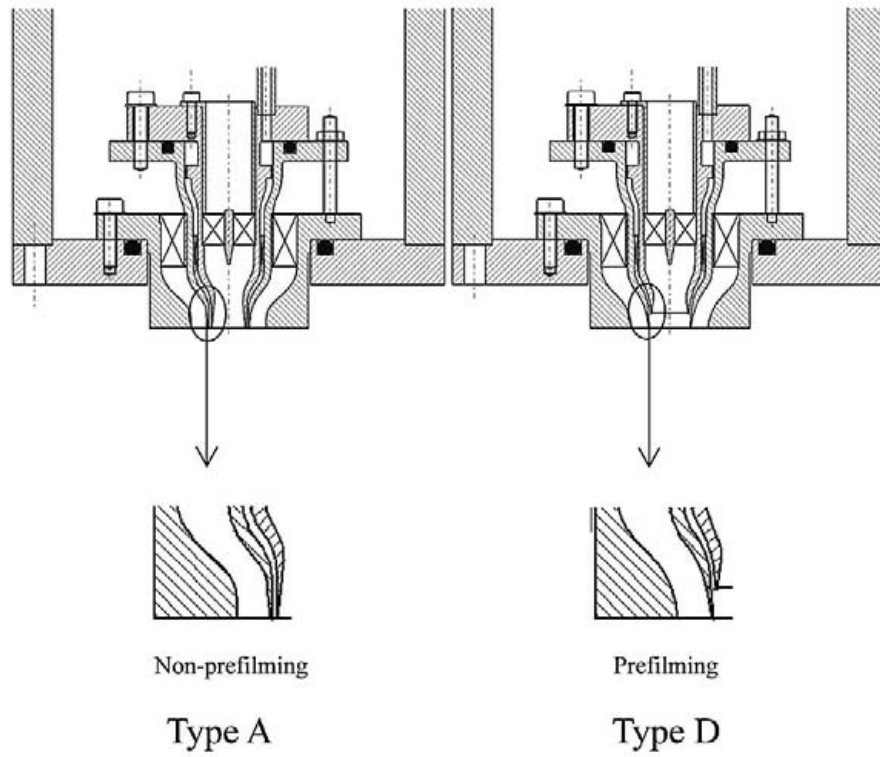


図 A 3 噴射弁燃料流路部の形状 3 : Type A と Type D の比較

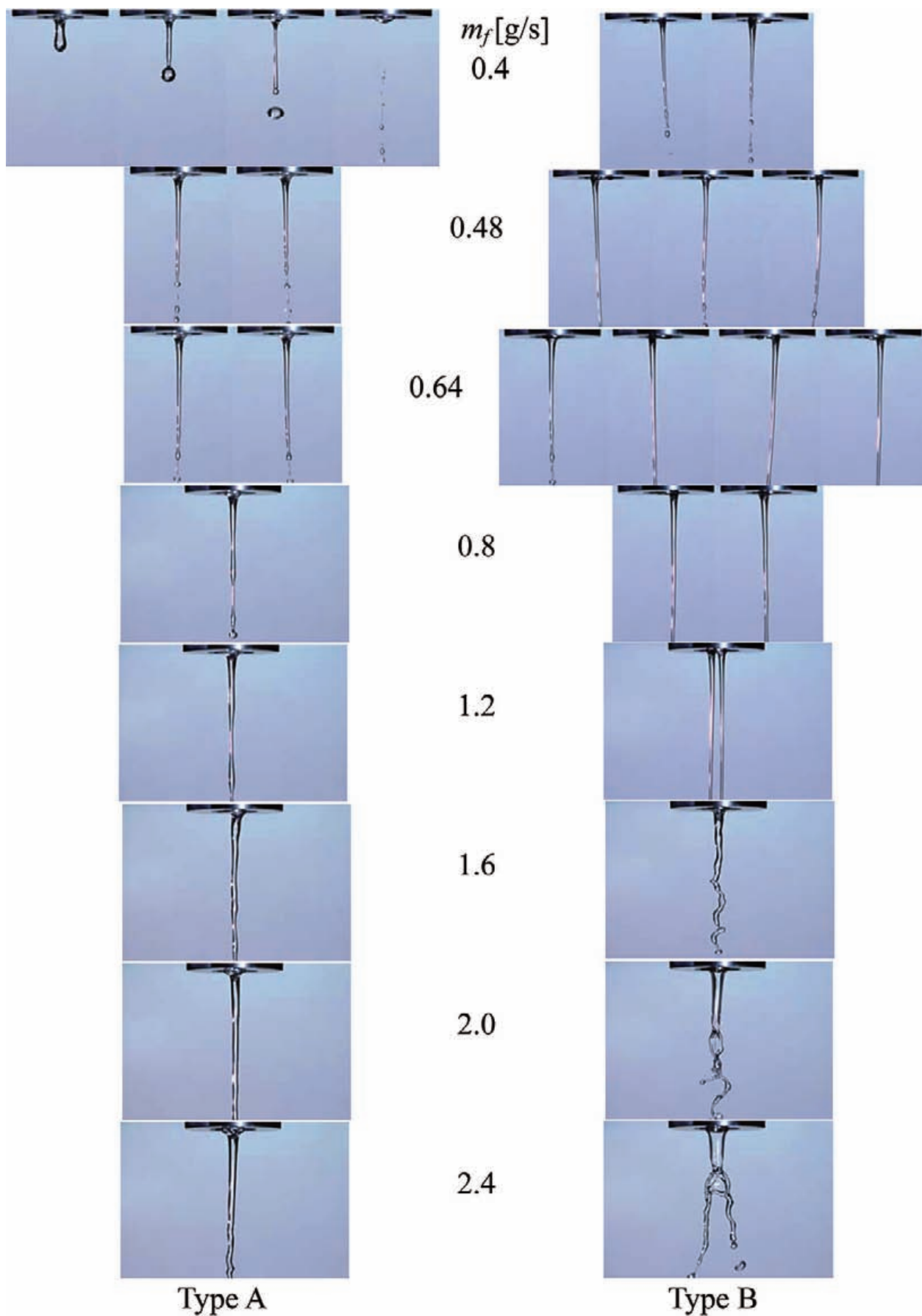


図 A 4 液膜の写真 (気流無し, 燃料流量 0.4~2.4 g/s, 左: Type A 右: Type B)
 —露光時間 1 ms, 絞り値 f5.6—

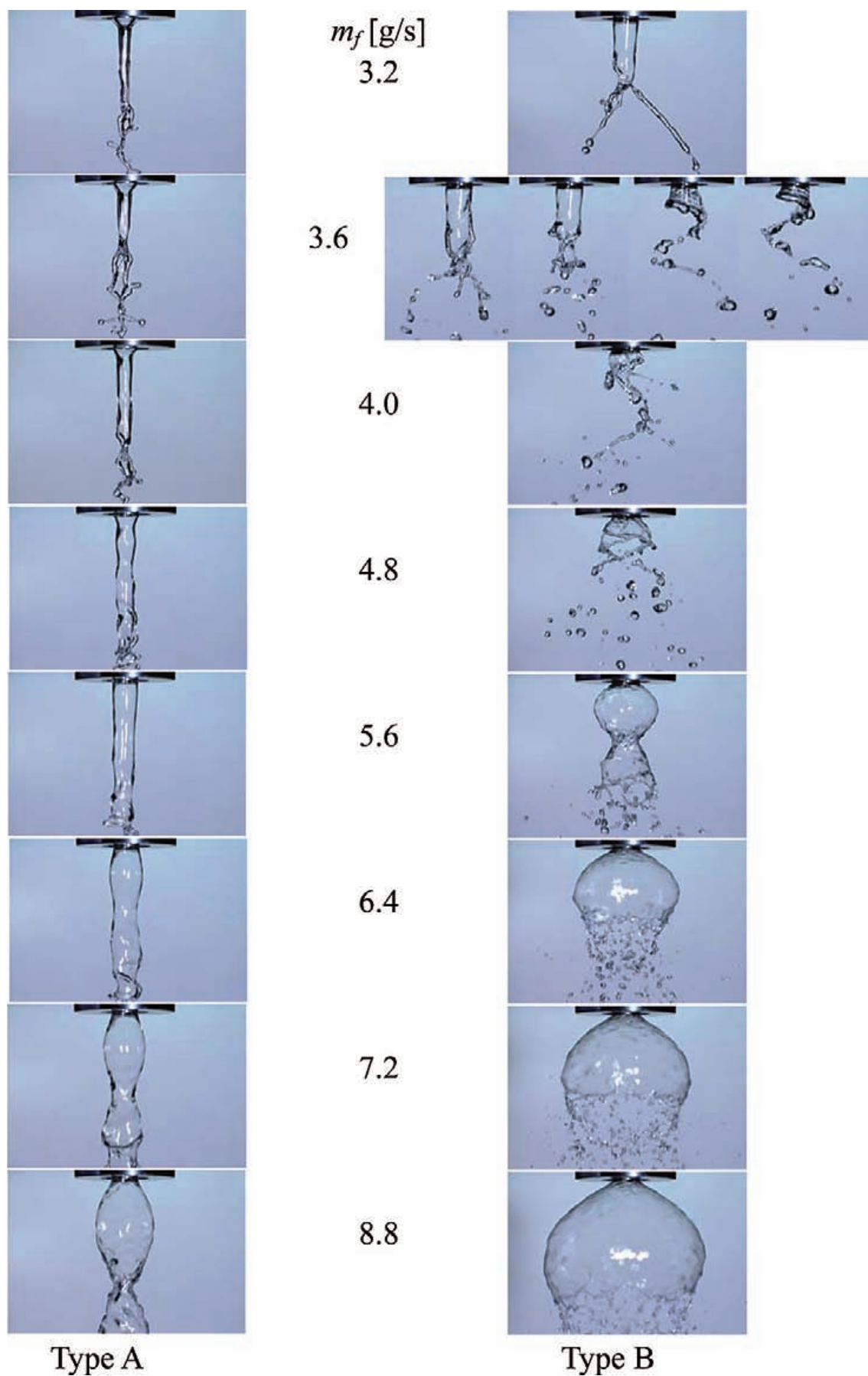


図 A5 液膜の写真（気流無し，燃料流量 3.2~8.8 g/s，左：Type A 右：Type B）
—露光時間 1 ms，絞り値 f5.6—

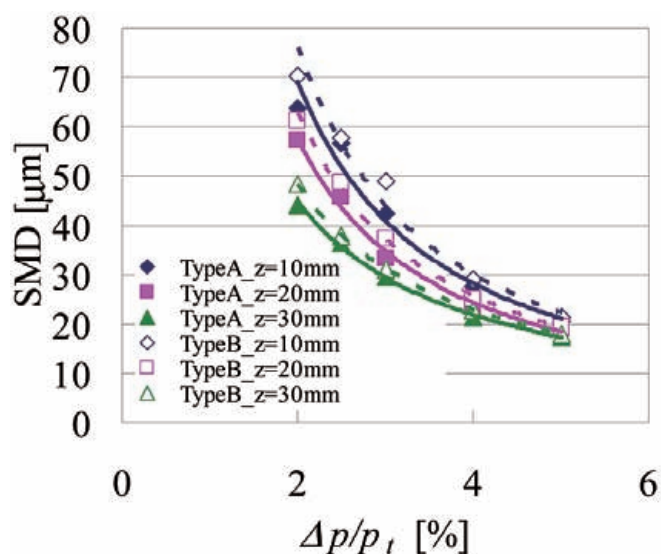


図 A 6 燃料スリット部の設計によるザウタ平均粒径の違い
(ISA = -45 deg, OSA = +60 deg, AFR = 15)

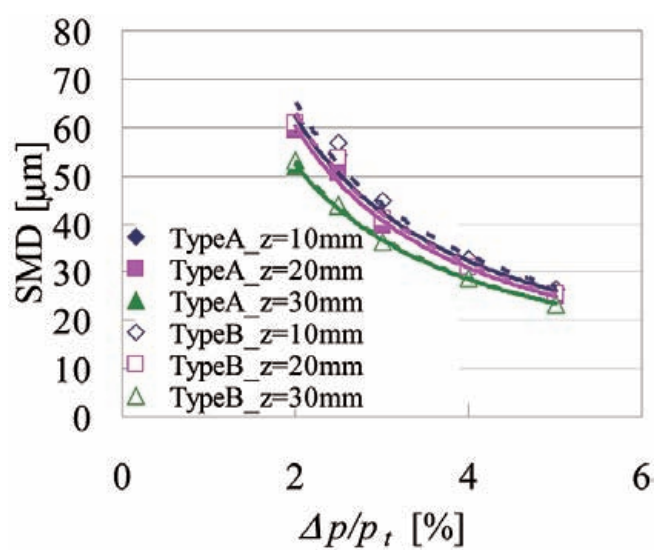
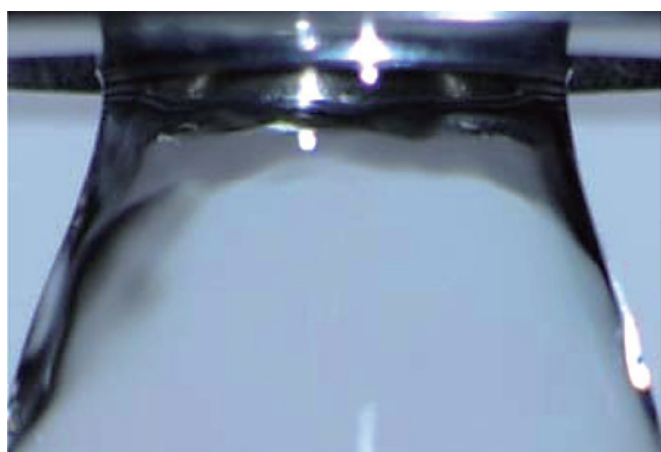
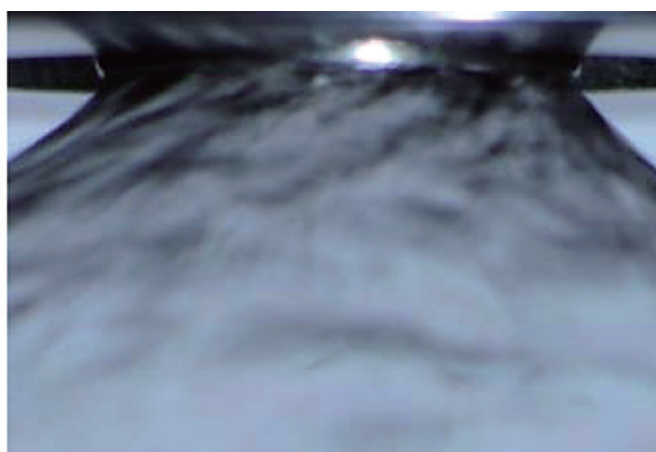


図 A 7 燃料スリット部の設計によるザウタ平均粒径の違い
(ISA = -45 deg, OSA = +20 deg, AFR = 15)



Type A



Type B

図 A 8 液膜の拡大写真 (気流無し, 燃料流量 $m_f = 7.2$ g/s, 左: Type A 右: Type B)
—露光時間 1 ms, 絞り値 f5.6—

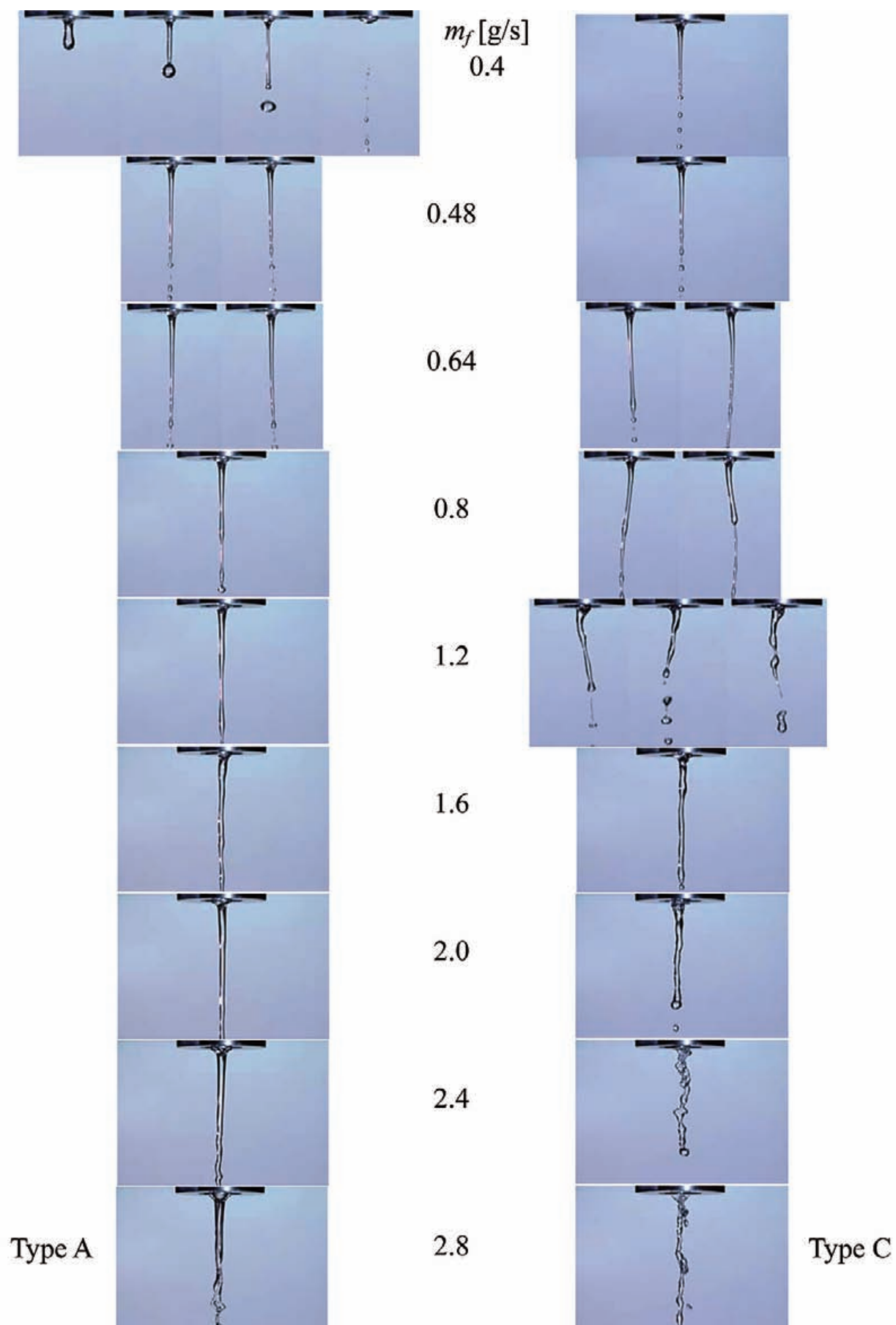


図 A 9 液膜の写真（気流無し，燃料流量 0.4 ～ 2.8 g/s，左：Type A 右：Type C）
—露光時間 1 ms，絞り値 f5.6—

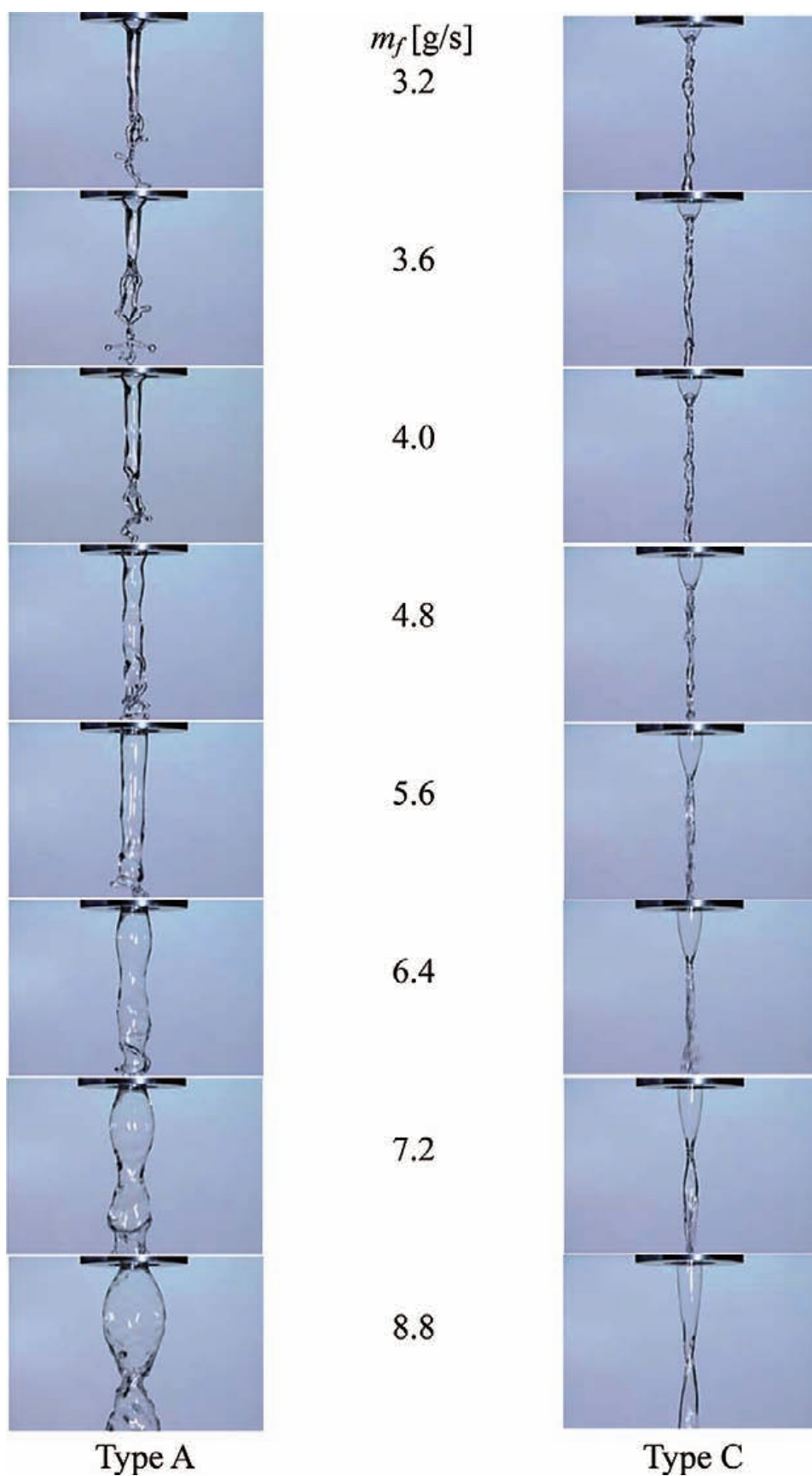


図 A 10 液膜の写真（気流無し，燃料流量 3.2 ～ 8.8 g/s，左：Type A 右：Type C）
 —露光時間 1 ms，絞り値 f5.6—

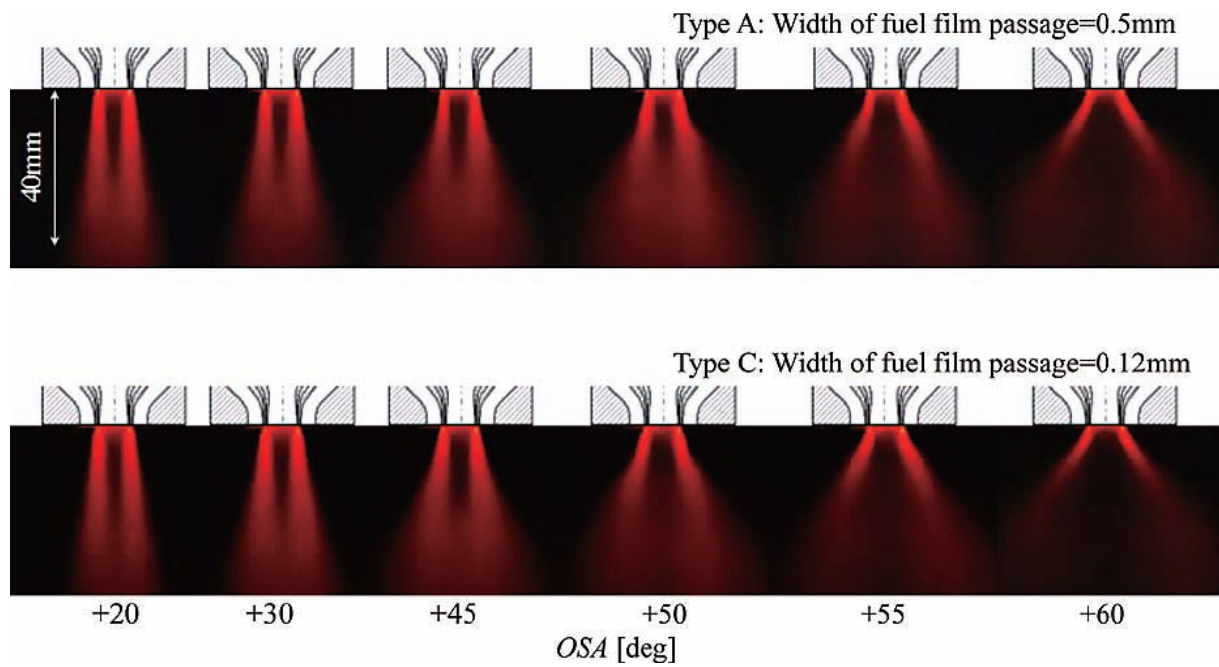


図 A 11 噴霧断面画像：燃料流路幅の影響（NPP, $ISA = -45 \text{ deg}$, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$ ）
—露光時間 50 ms, 絞り値 f1.8—

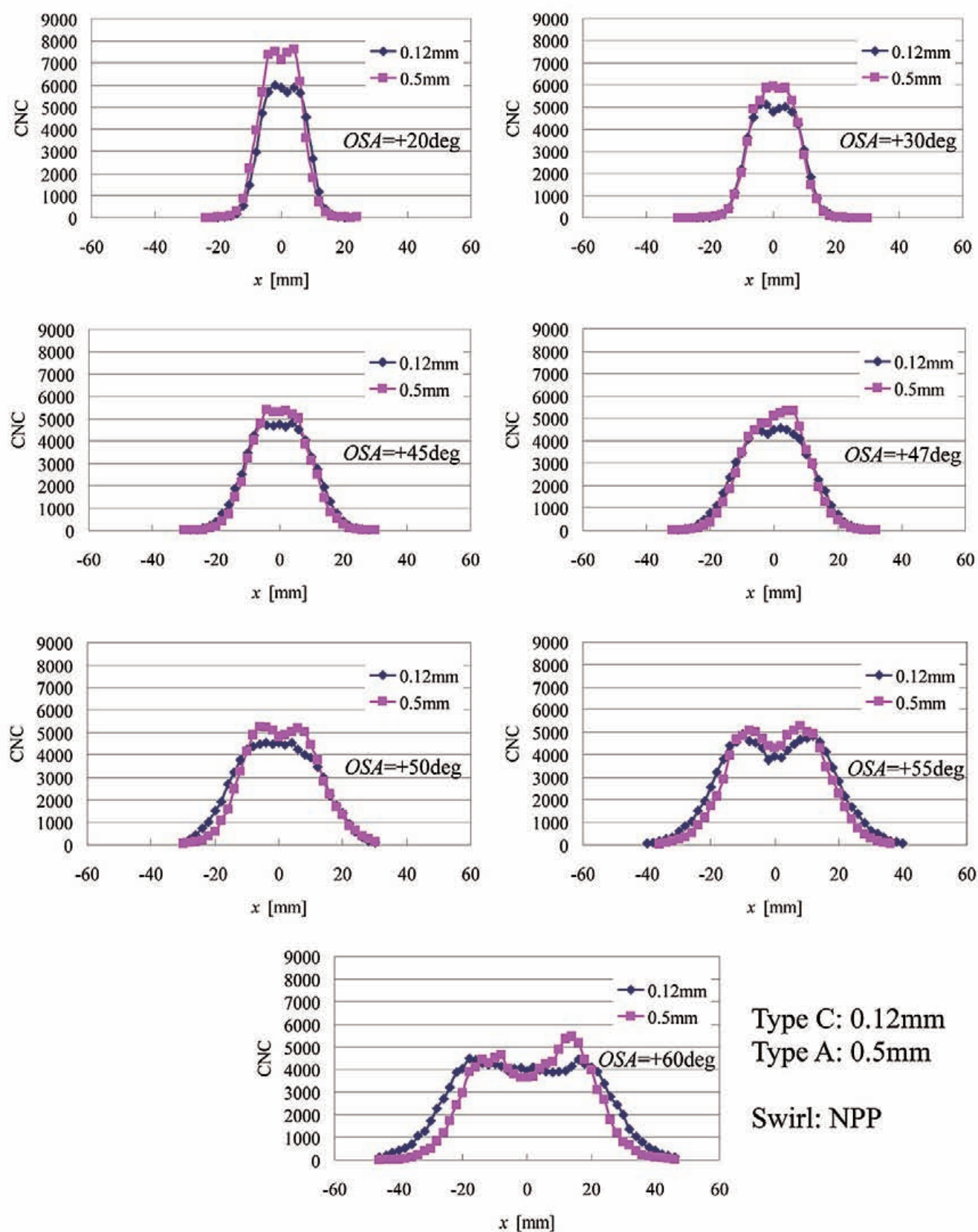


図 A 12 噴霧の体積濃度分布の比較：燃料流路幅の影響
($ISA = -45 \text{ deg}$, $\Delta p/p_t = 4\%$, $AFR = 15$, $z = 30 \text{ mm}$)

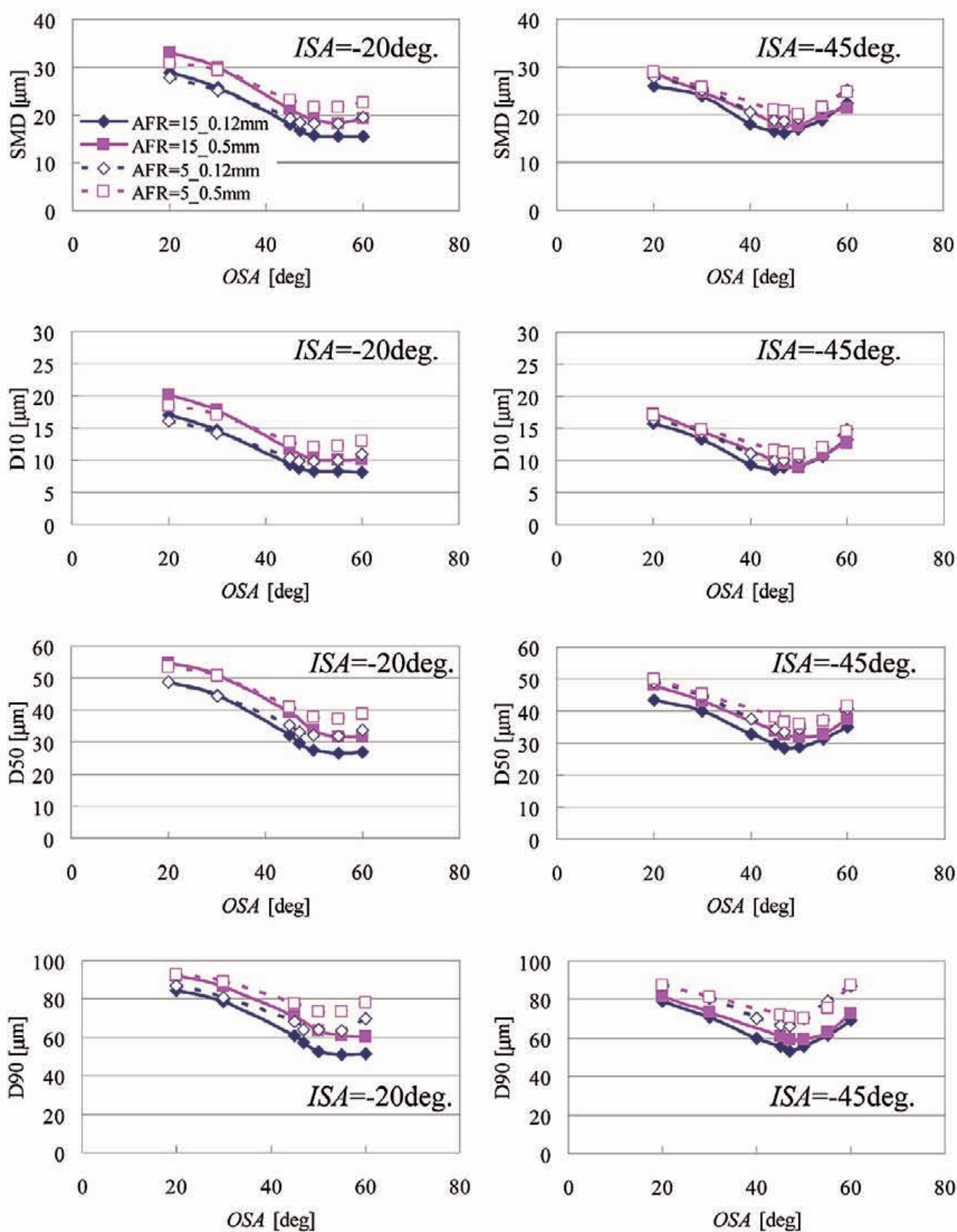


図 A 13 気流旋回角と代表粒径の関係：燃料流路幅の影響
(左：ISA = -20 deg, 右：ISA = -45 deg, NPP, $\Delta p/p_t = 4\%$, $z = 30$ mm, Type C: 0.12 mm, Type A: 0.5 mm)

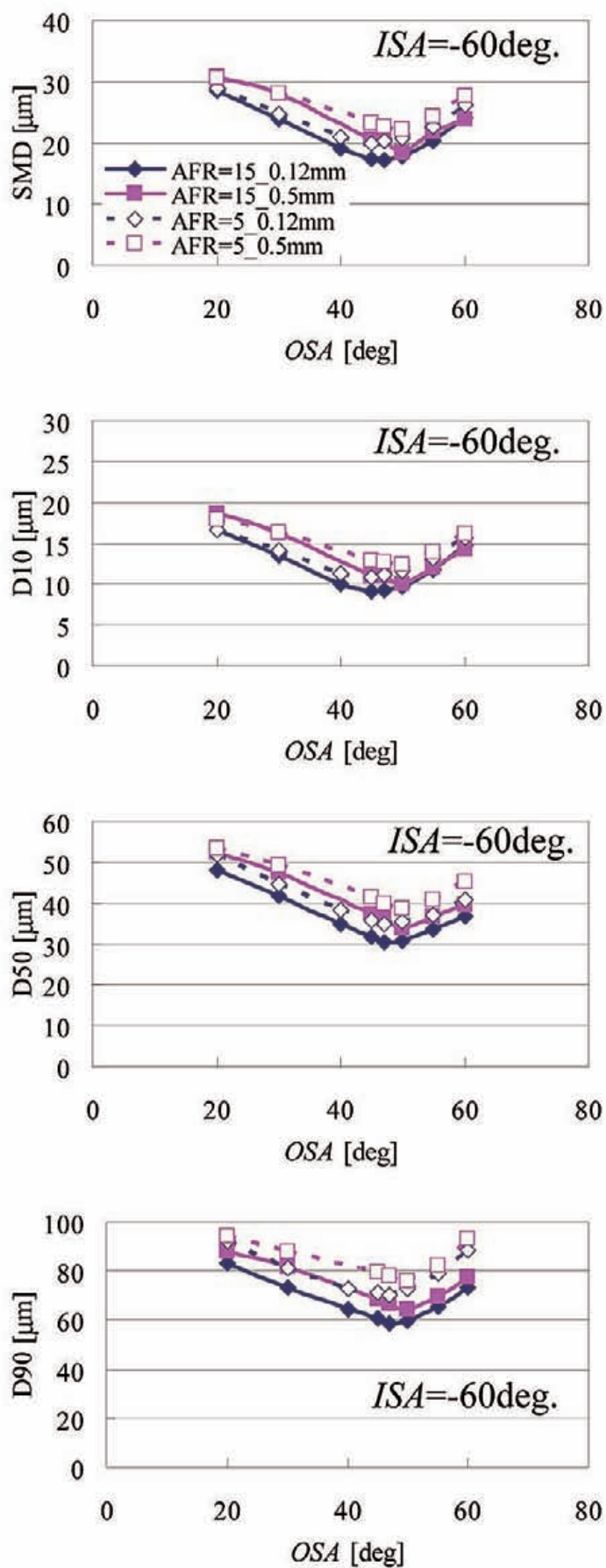


図 A 14 気流旋回角と代表粒径の関係：燃料流路幅の影響
 (ISA = -60 deg, NPP, $\Delta p/p_t = 4\%$, $z = 30$ mm, Type C: 0.12 mm, Type A: 0.5 mm)

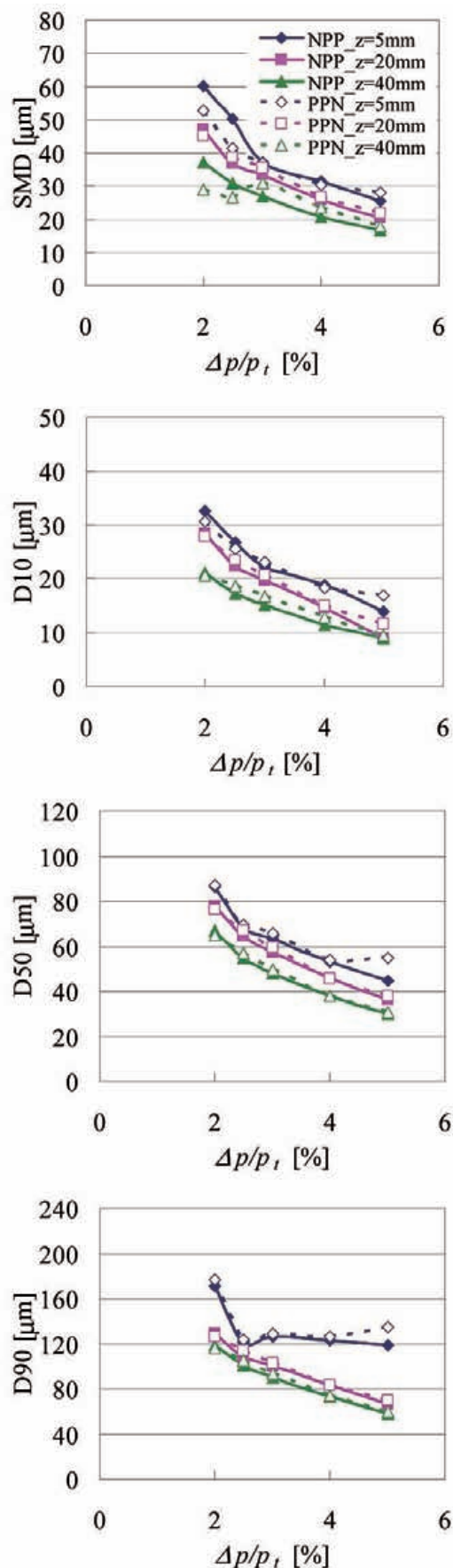


図 A 15 気流と液膜の旋回組合せが代表粒径に及ぼす影響
(Type D: Prefilming, $|\text{ISA}| = 45 \text{ deg}$, $\text{FSA} = +45 \text{ deg}$, $|\text{OSA}| = 45 \text{ deg}$, $\text{AFR} = 9.5$)

注) 通常、噴霧粒径は $\Delta p/p_t$ に対して単調に減少する傾向を示すが、特に $z = 40 \text{ mm}$ における PPN の SMD 並びに $z = 5 \text{ mm}$ における $D90$ に関するグラフについて、異なった傾向を示すものがある。本文中で述べた通り、Type D の噴霧は Type A 等と比較して不安定であり、周方向の一様性が悪く、PPN については粒径測定値の再現性も悪かった。このため、本結果については計測の信頼性について検討する必要がある。例えば、 $\Delta p/p_t = 2\%$, $z = 40 \text{ mm}$ における PPN の計測データでは、同条件での 3 回の計測において $D10$, $D50$, $D90$ のばらつきはいずれも $\pm 3\%$ 以内であった。一方、 SMD については、3 回の計測値は $29 \mu\text{m}$, $30 \mu\text{m}$, $43 \mu\text{m}$ となり、1 ケースのみ大幅に異なる値を示した。グラフには $29 \mu\text{m}$ のデータを示しているが、後の検討により、通常の SMD と $\Delta p/p_t$ の関係や、 $D10$, $D50$, $D90$ の測定値の NPP との違いを考慮すると、 $29 \mu\text{m}$ よりも $43 \mu\text{m}$ のデータの方が真値に近い可能性もある。 SMD のみにこのような大きな違いが出た理由は以下のように考えられる。計測結果の粒度分布に関して、 $29 \mu\text{m}$ のデータでは $10 \mu\text{m}$ 以下に液滴の出現頻度のピークが現れたが、一方 $43 \mu\text{m}$ のデータでは見られなかった。微小液滴は累積体積径 (粒径の 3 乗に関係) の評価にはほとんど影響しないが、表面積 (粒径の 2 乗に比例) を考慮する場合には無視できなくなり、これが SMD のみに影響が強く現れた理由と考えられる。LDSA センサの信号を見ると、 $29 \mu\text{m}$ のデータでは外側のチャンネル (概して微小液滴があるときに出力が大きくなる) で $43 \mu\text{m}$ のデータと比べて大きな出力が見られているものがあるが、この原因については特定できていない。噴霧の安定性や信号ノイズの影響も含めて検討する必要がある。

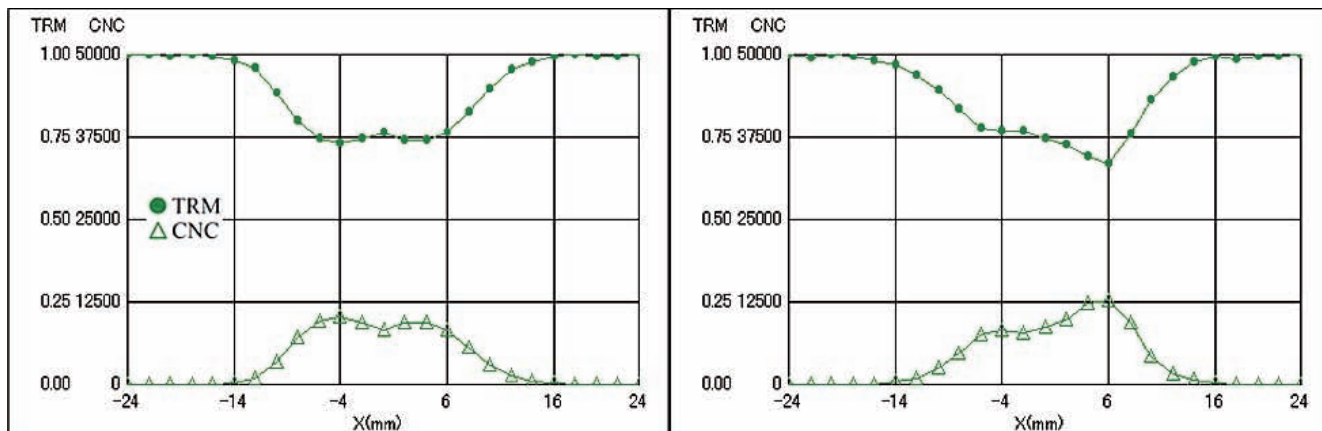


図 A 16 噴霧の体積濃度分布 (Type D: Prefilming, 左: NPP, 右: PPN, $ISA = 45 \text{ deg}$, $FSA = +45 \text{ deg}$, $IOSA = 45 \text{ deg}$, $\Delta p/p_t = 4 \%$, $AFR = 9.5$, $z = 20 \text{ mm}$)

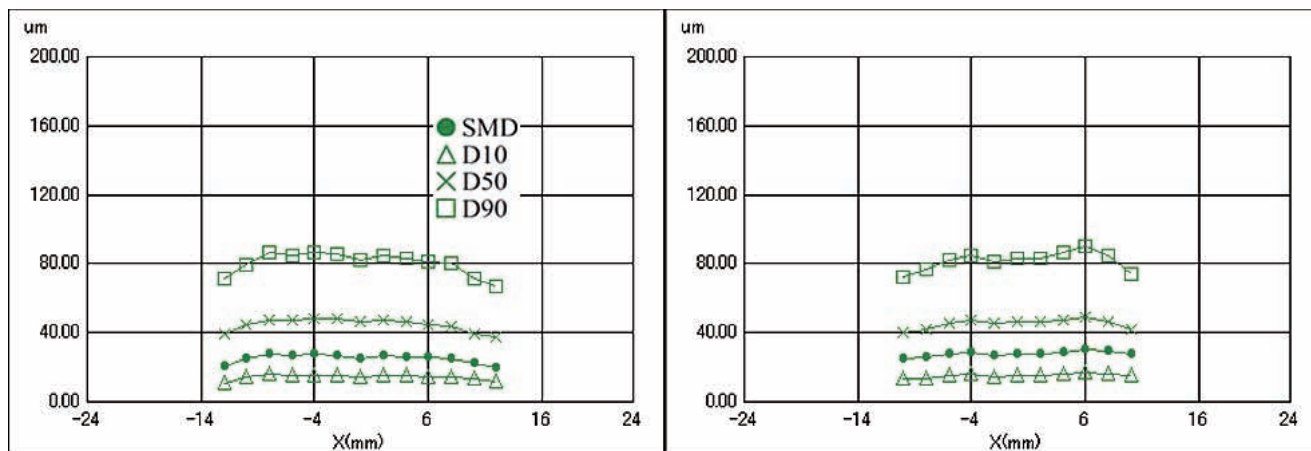


図 A 17 代表粒径分布 (Type D: Prefilming, 左: NPP, 右: PPN, $ISA = 45 \text{ deg}$, $FSA = +45 \text{ deg}$, $IOSA = 45 \text{ deg}$, $\Delta p/p_t = 4 \%$, $AFR = 9.5$, $z = 20 \text{ mm}$)

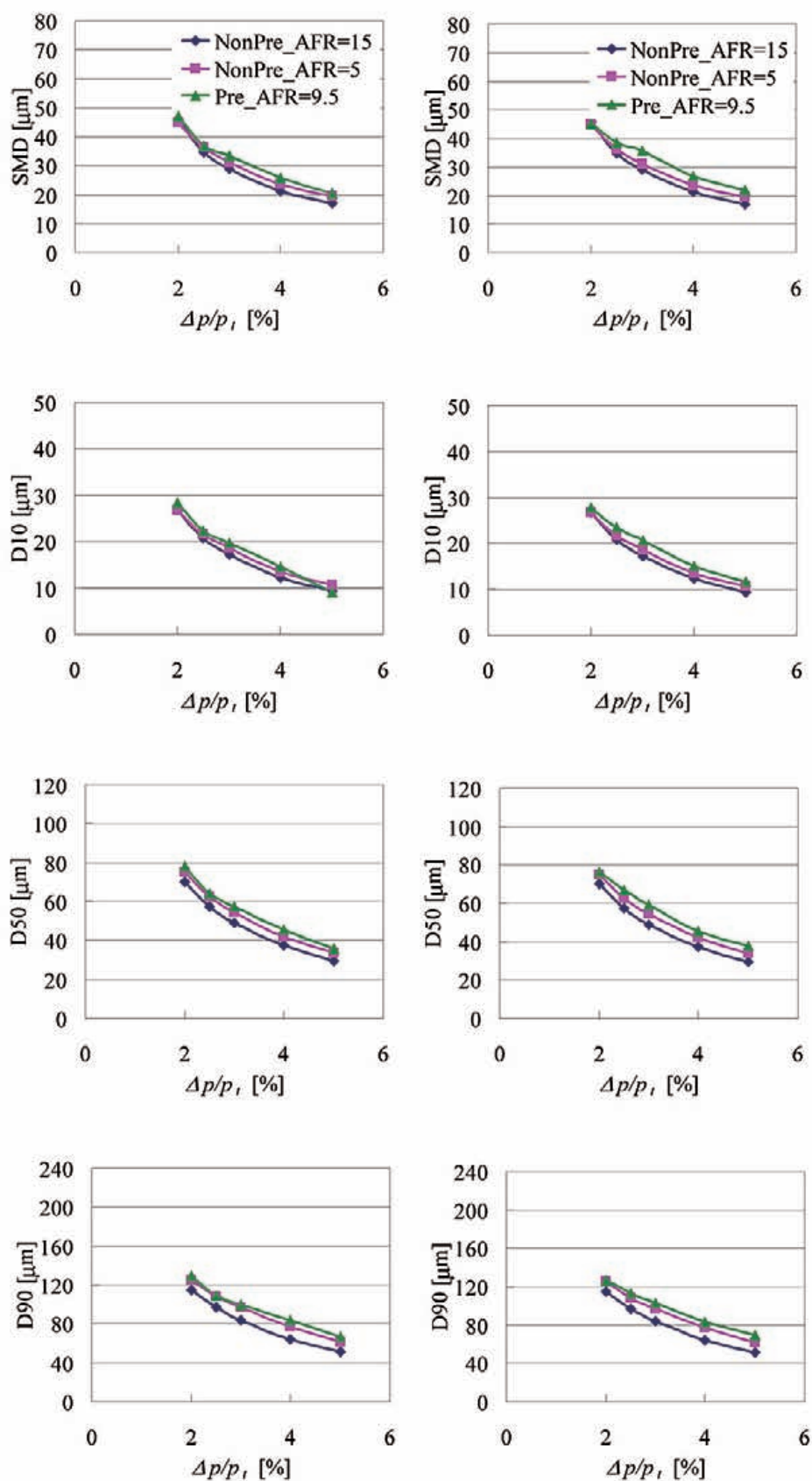


図 A 18 プレフィルミングの有無の代表粒径への影響 (Type A: Non-prefilming, Type D: Pre-filming, 左: NPP, 右: PPN, $I/SAI = 45 \text{ deg}$, $FSA = +45 \text{ deg}$, $I/OSA = 45 \text{ deg}$, $z = 20 \text{ mm}$)

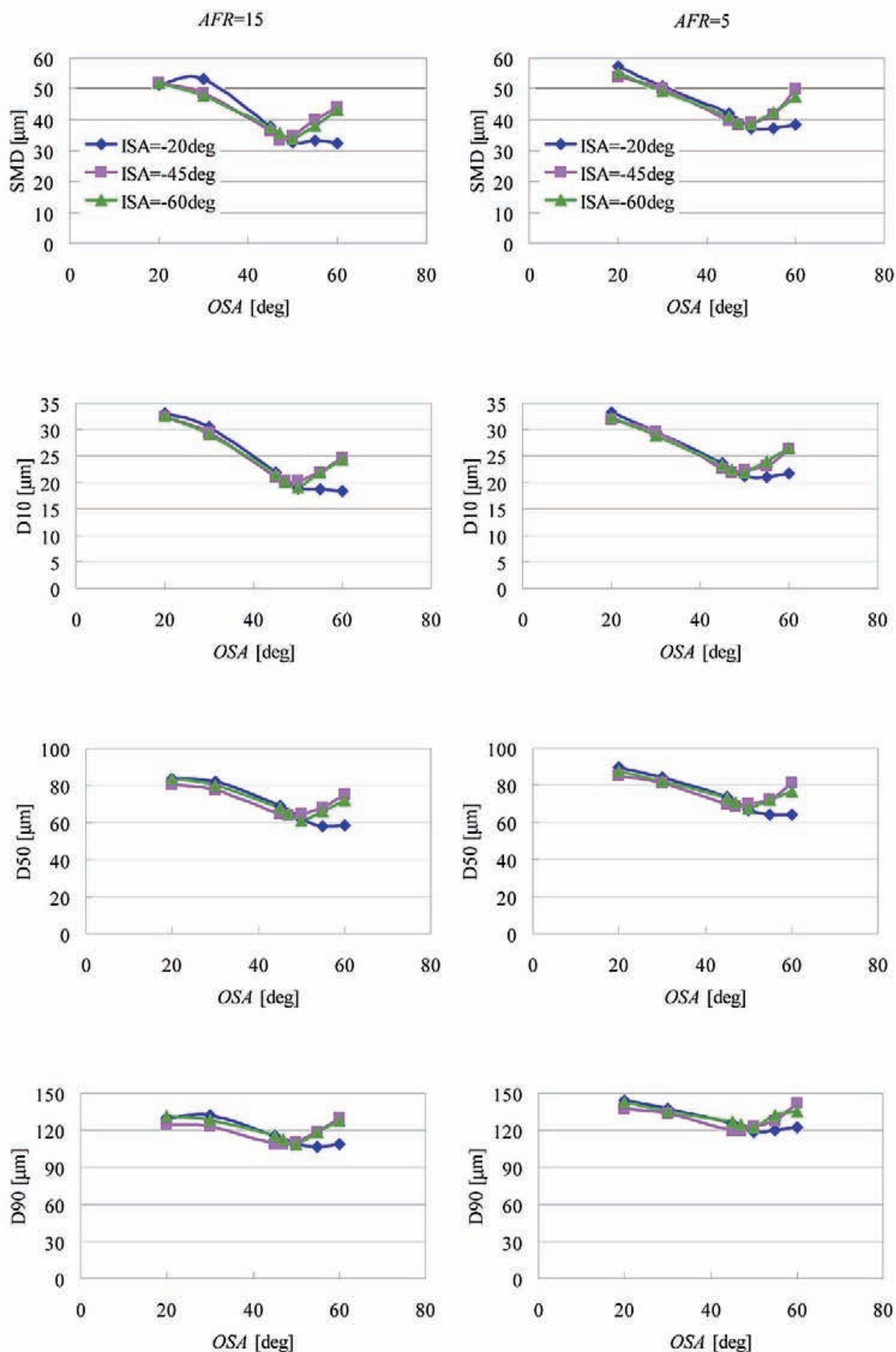


図 B 1.1 気流旋回が代表粒径に及ぼす影響 (Type A-NPP, $\Delta p/p_i = 2\%$, $z = 30$ mm)

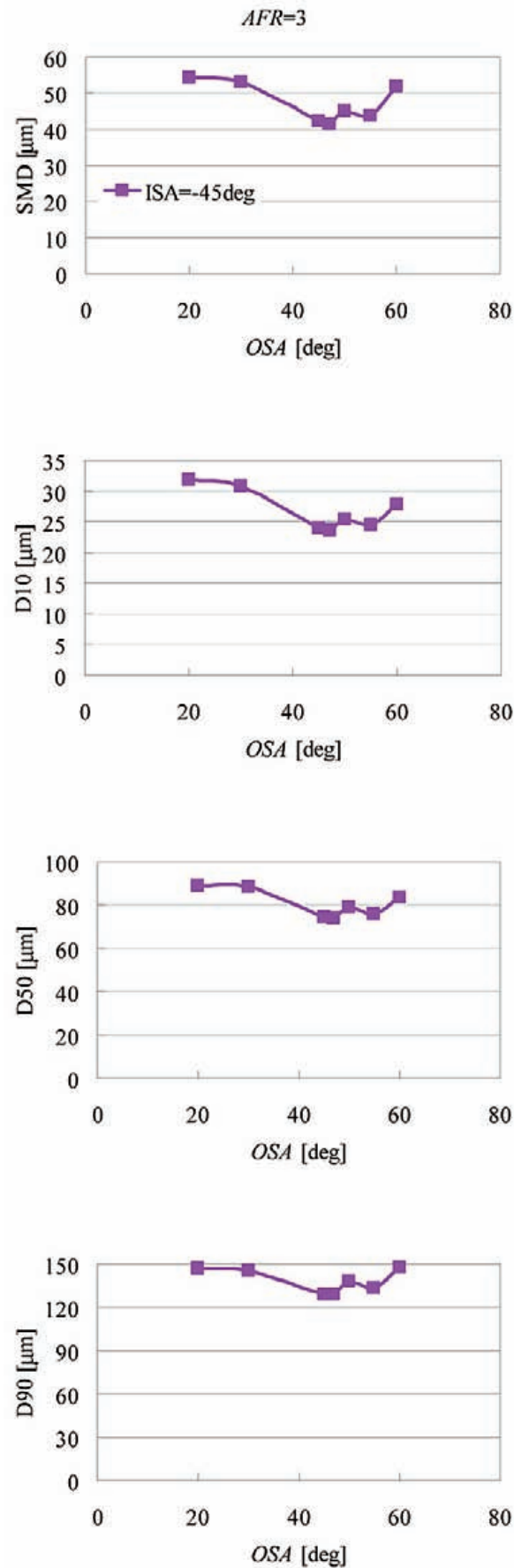


図 B 1.2 気流旋回が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 2\%$, $z = 30$ mm)

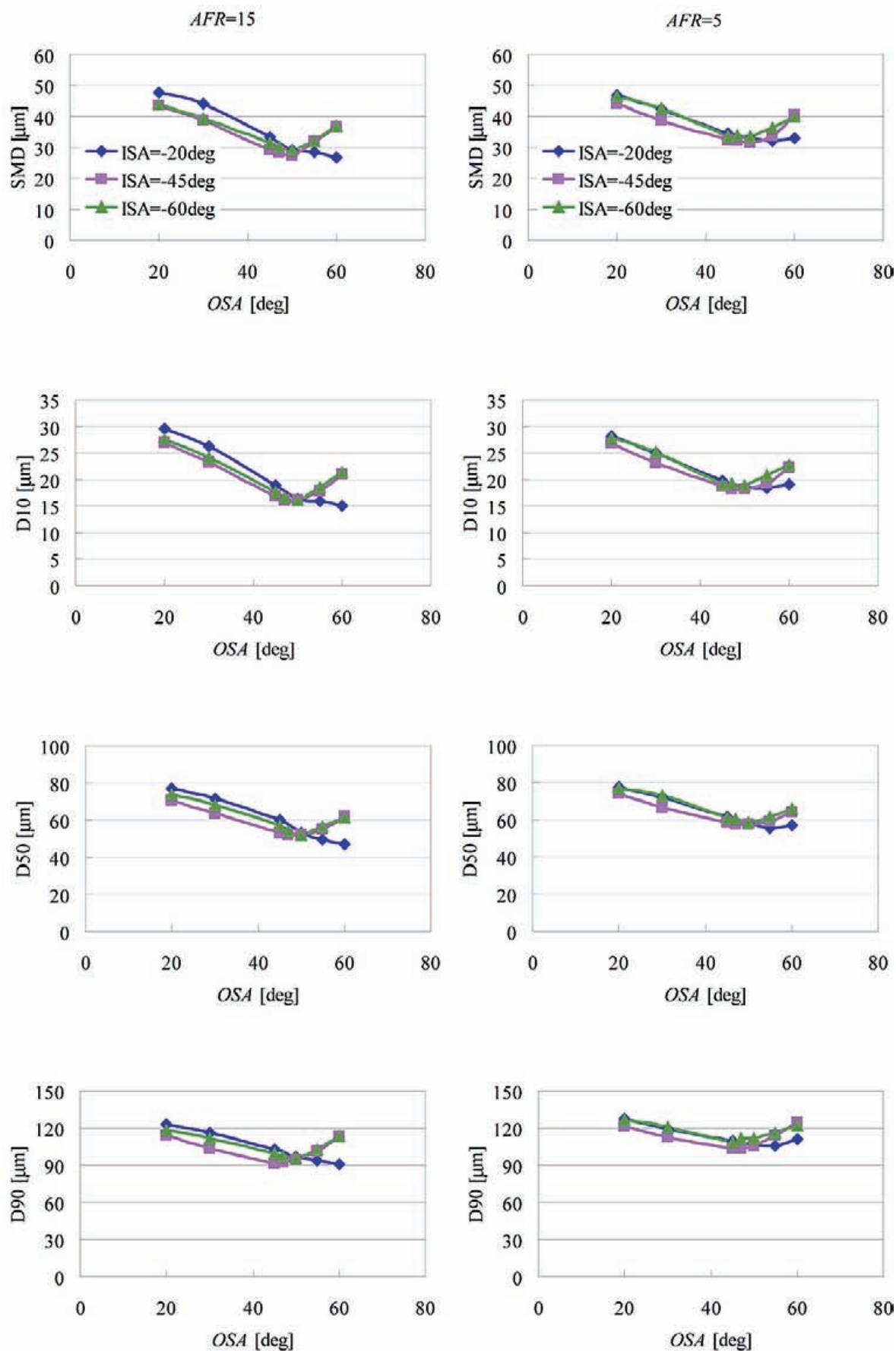


図 B 1.3 気流旋回が代表粒径に及ぼす影響 (Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 2.5\%$, $z = 30$ mm)

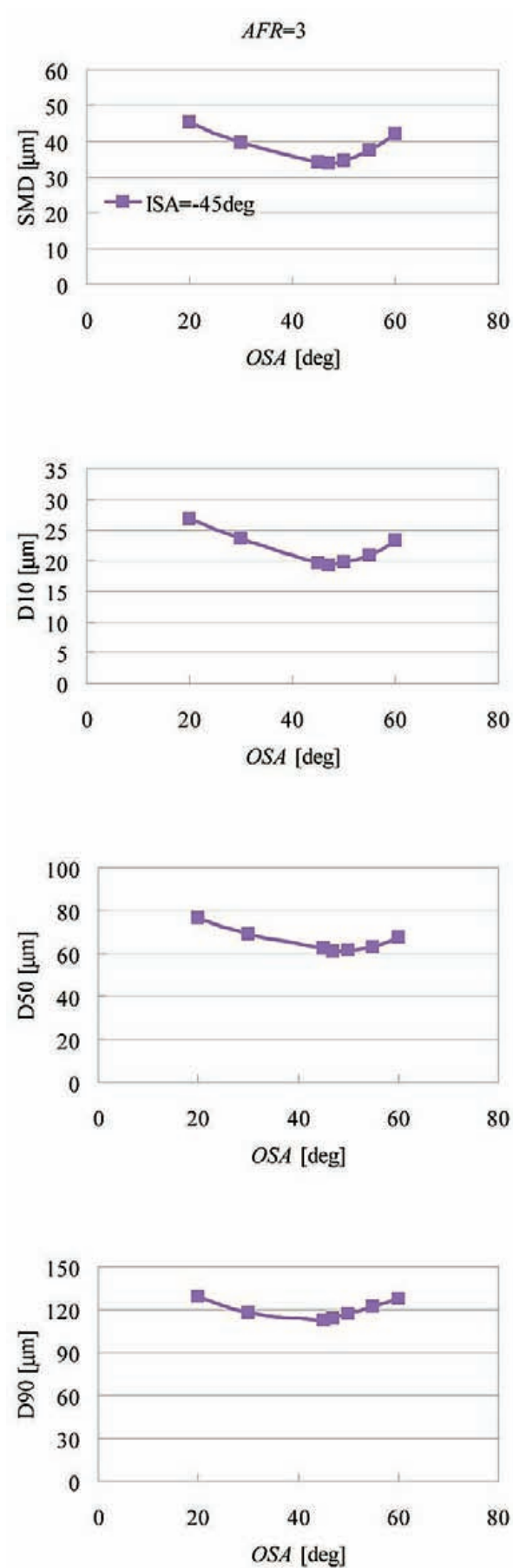


図 B 1.4 気流旋回が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 2.5\%$, $z = 30$ mm)

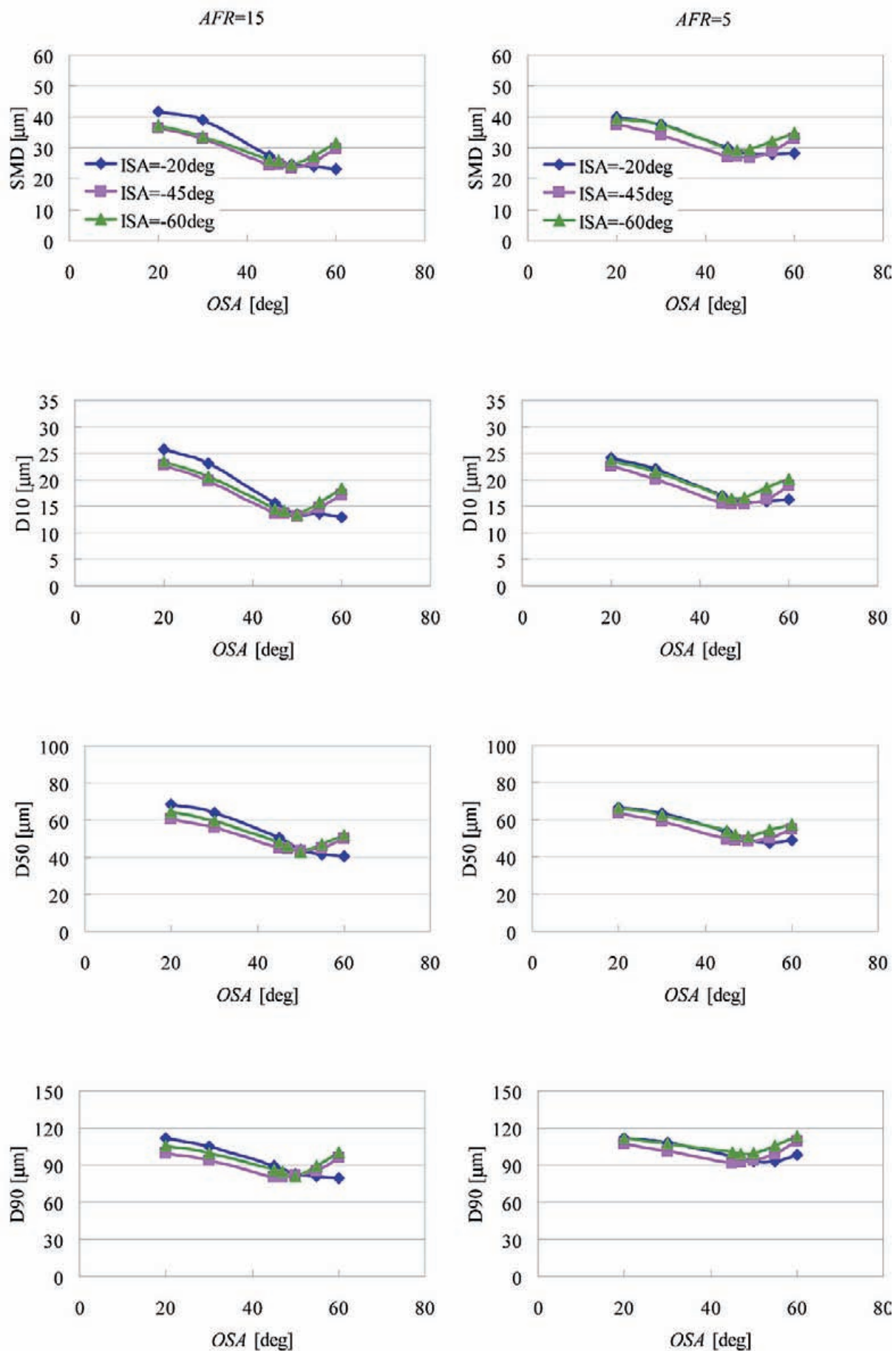


図 B 1.5 気流旋回が代表粒径に及ぼす影響 (Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 3\%$, $z = 30$ mm)

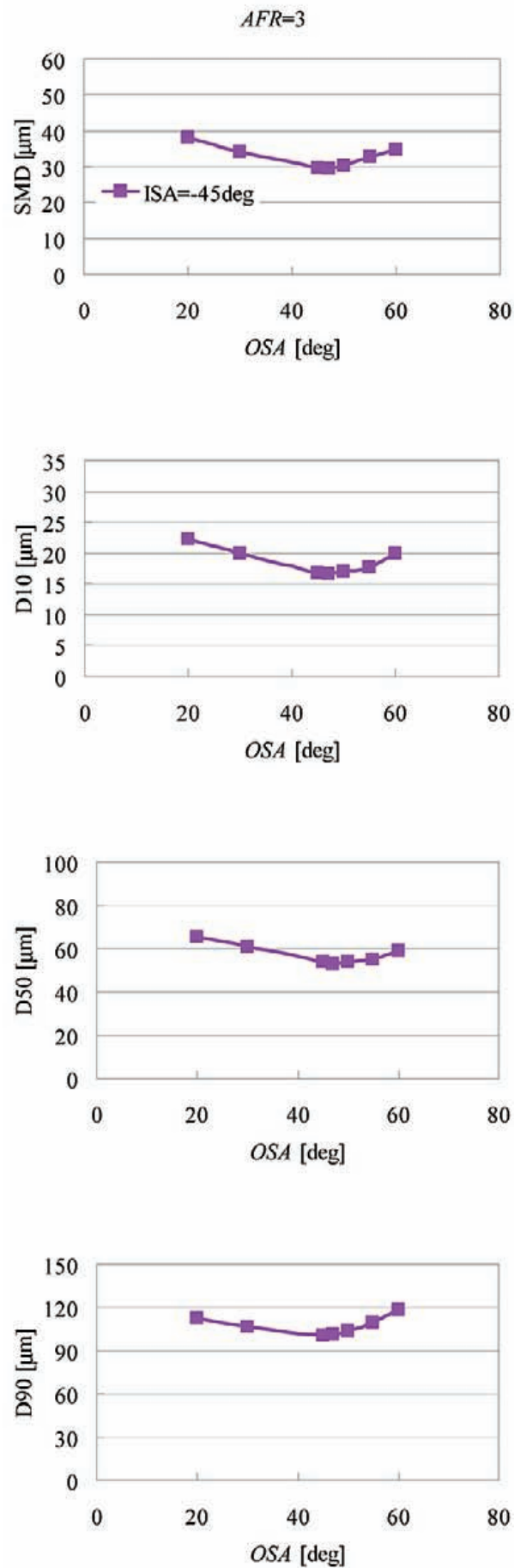


図 B 1.6 気流旋回が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 3\%$, $z = 30$ mm)

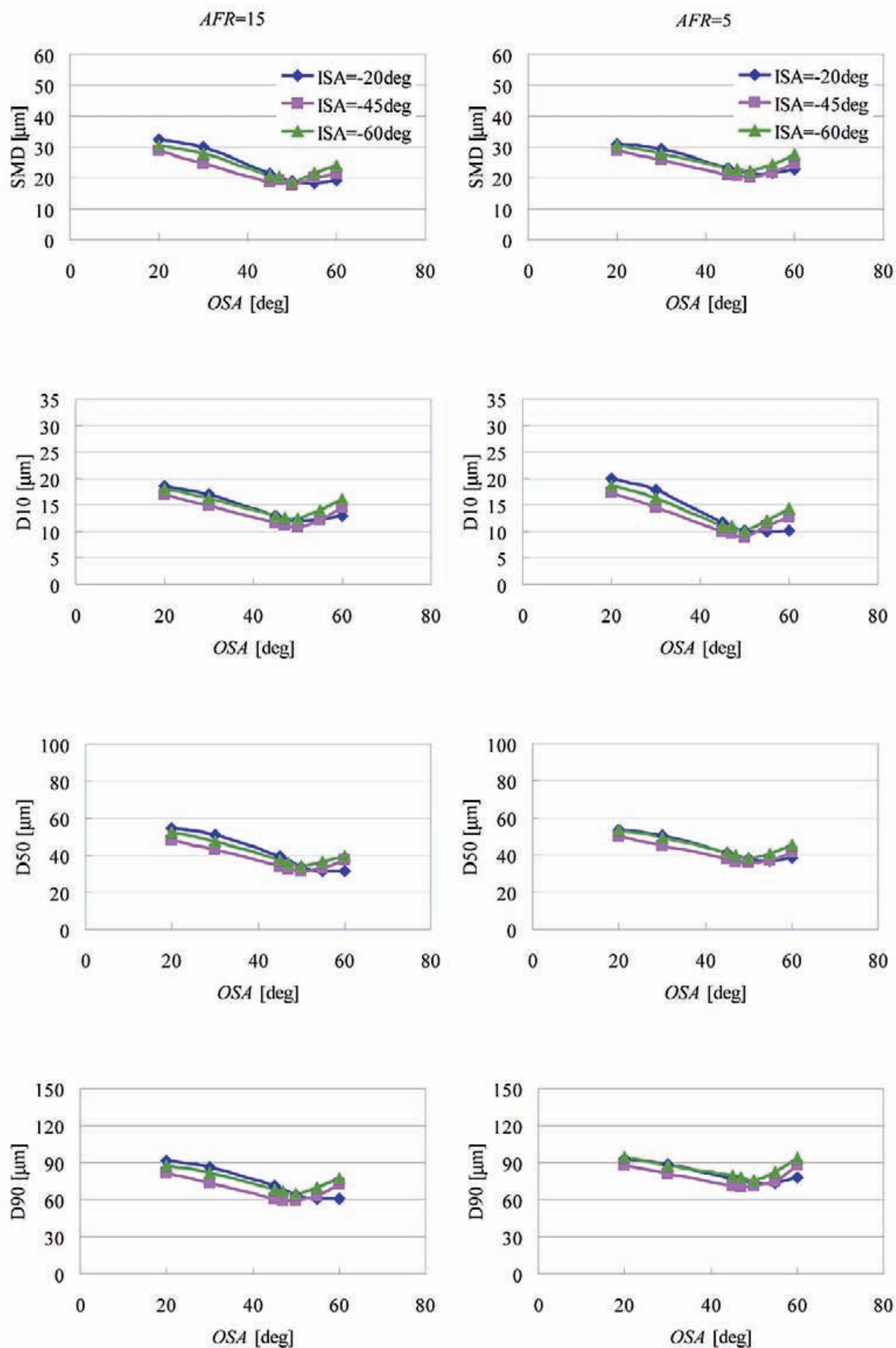


図 B 1.7 気流旋回が代表粒径に及ぼす影響 (Type A-NPP, $\Delta p/p_1 = 4\%$, $z = 30\text{ mm}$)

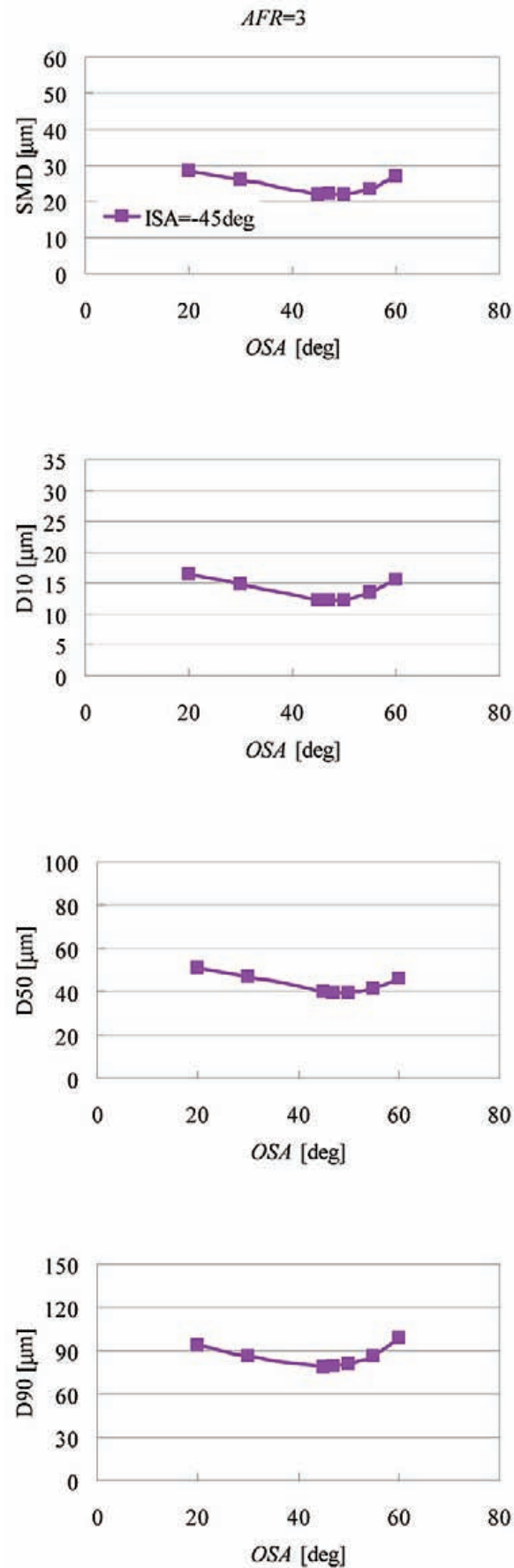


図 B 1.8 気流旋回が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 4\%$, $z = 30$ mm)

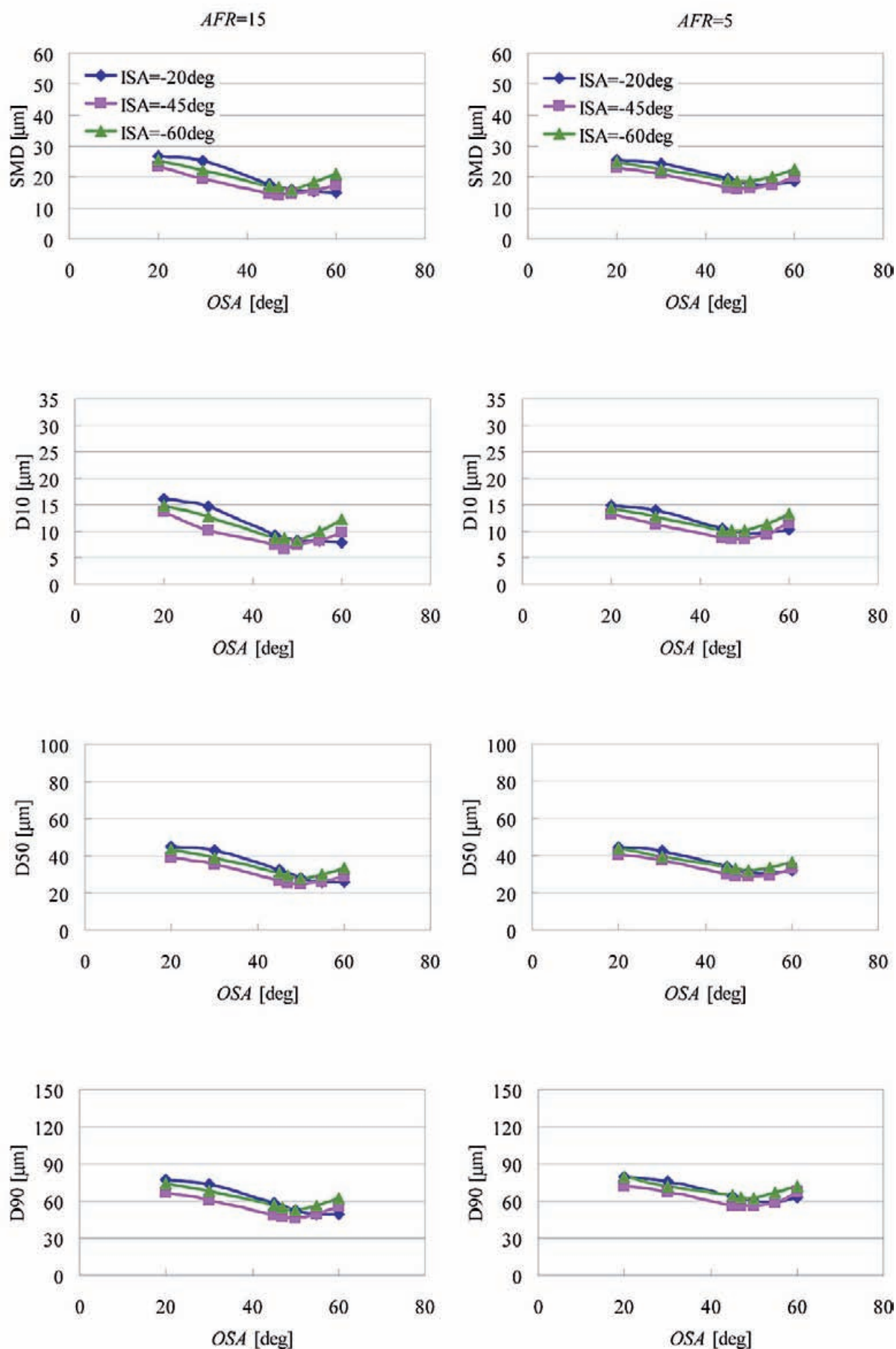


図 B 1.9 気流旋回が代表粒径に及ぼす影響 (Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 5\%$, $z = 30\text{ mm}$)

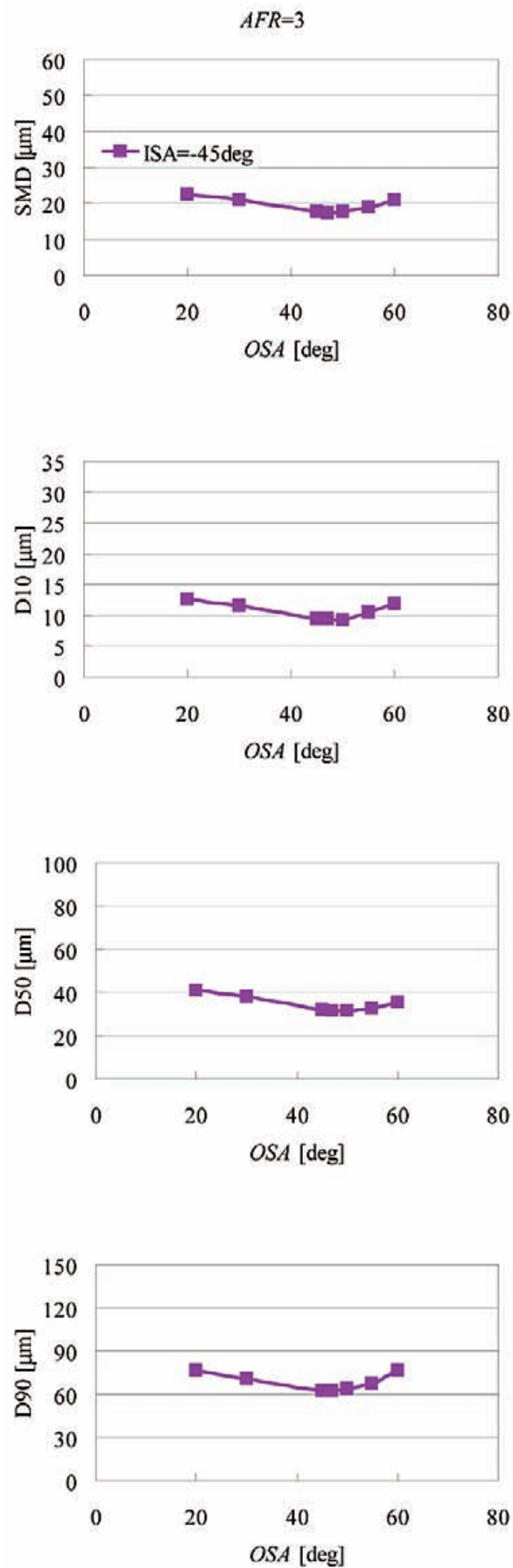


図 B 1.10 気流旋回が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 5\%$, $z = 30$ mm)

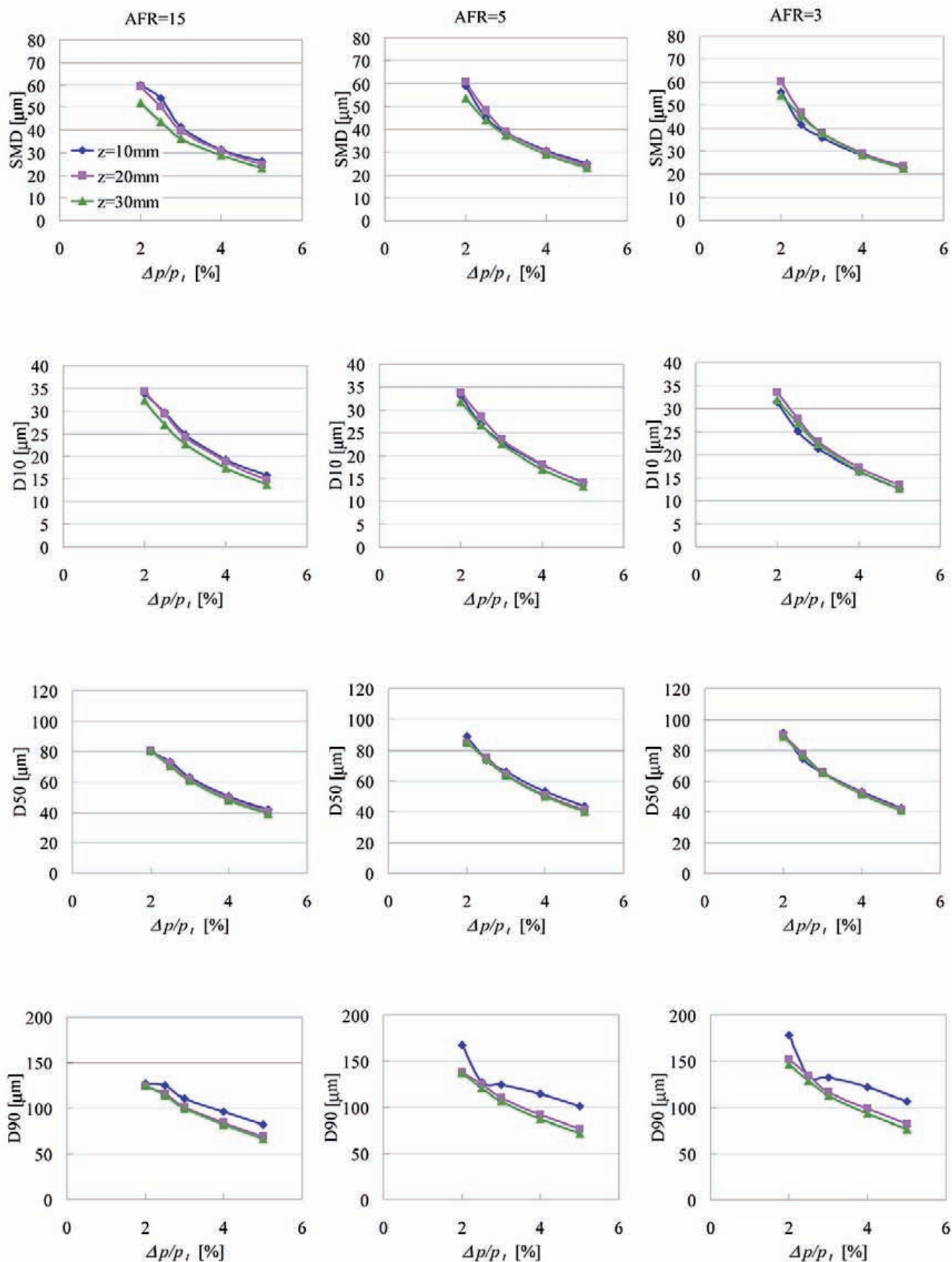


図 B 2.1 霧化空気差圧が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45 \text{ deg}$, $FSA = +45 \text{ deg}$, $OSA = +20 \text{ deg}$)

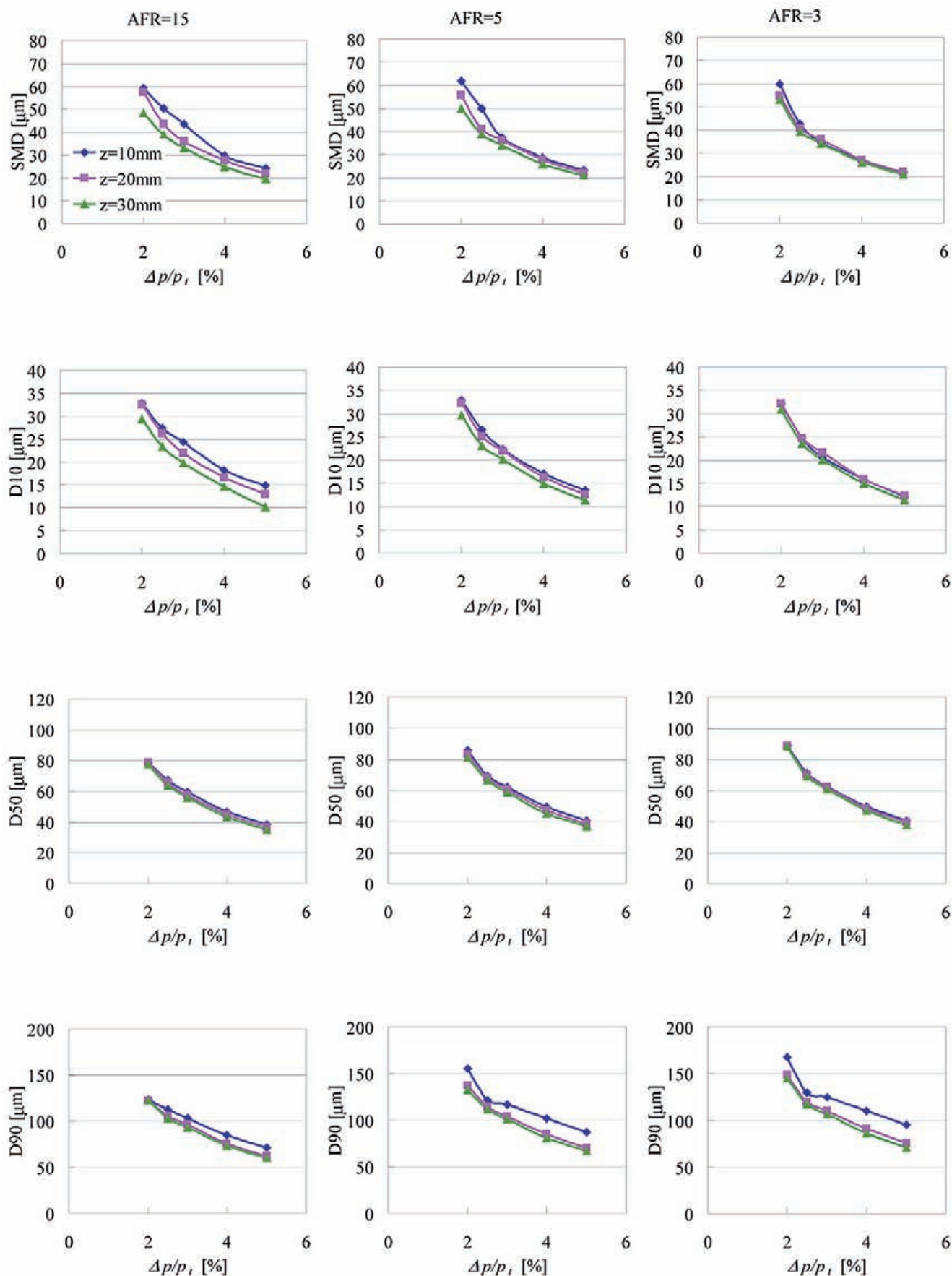


図 B.2.2 霧化空気差圧が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45$ deg, $FSA = +45$ deg, $OSA = +30$ deg)

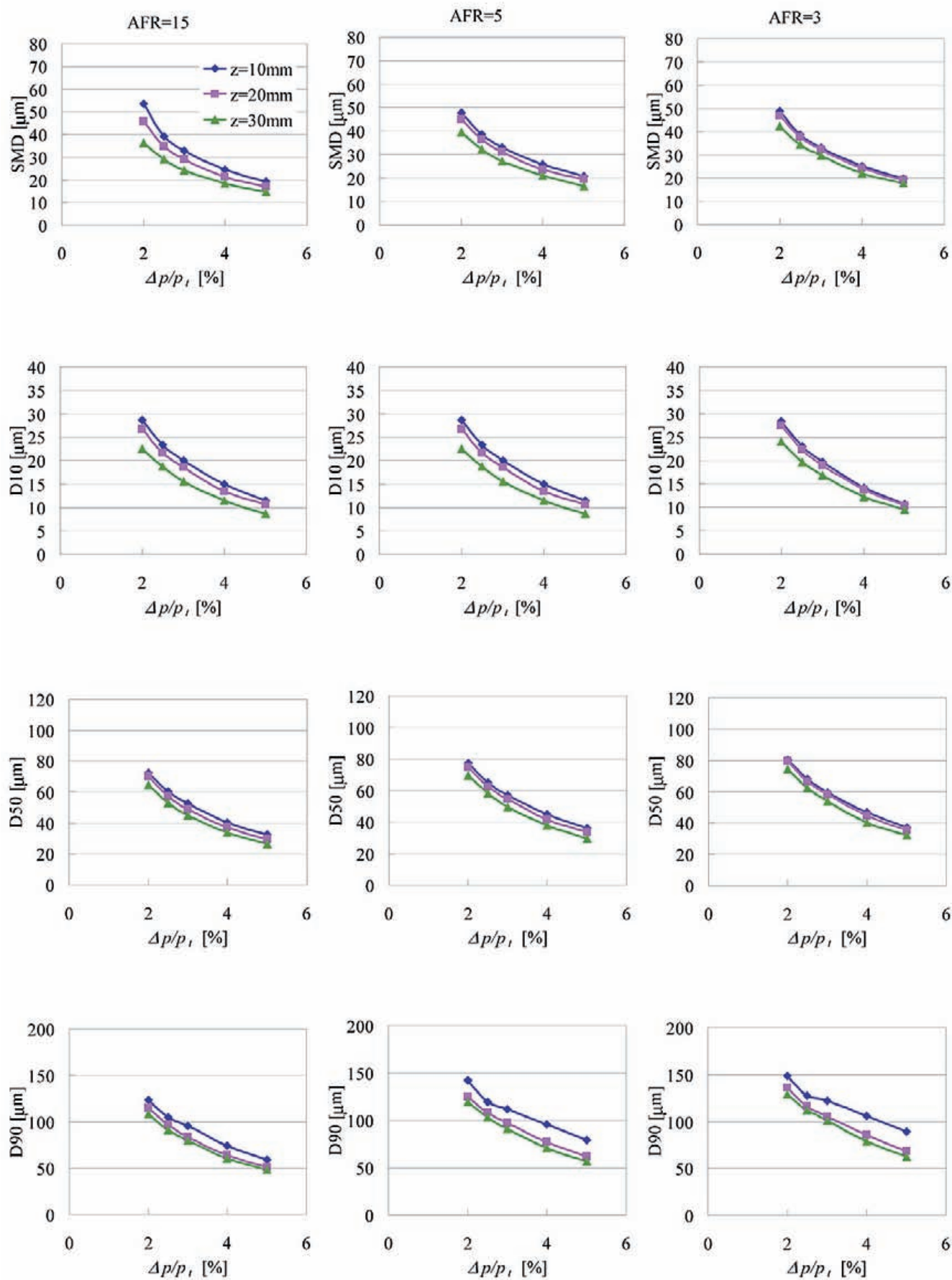


図 B.2.3 霧化空気差圧が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45$ deg, $FSA = +45$ deg, $OSA = +45$ deg)

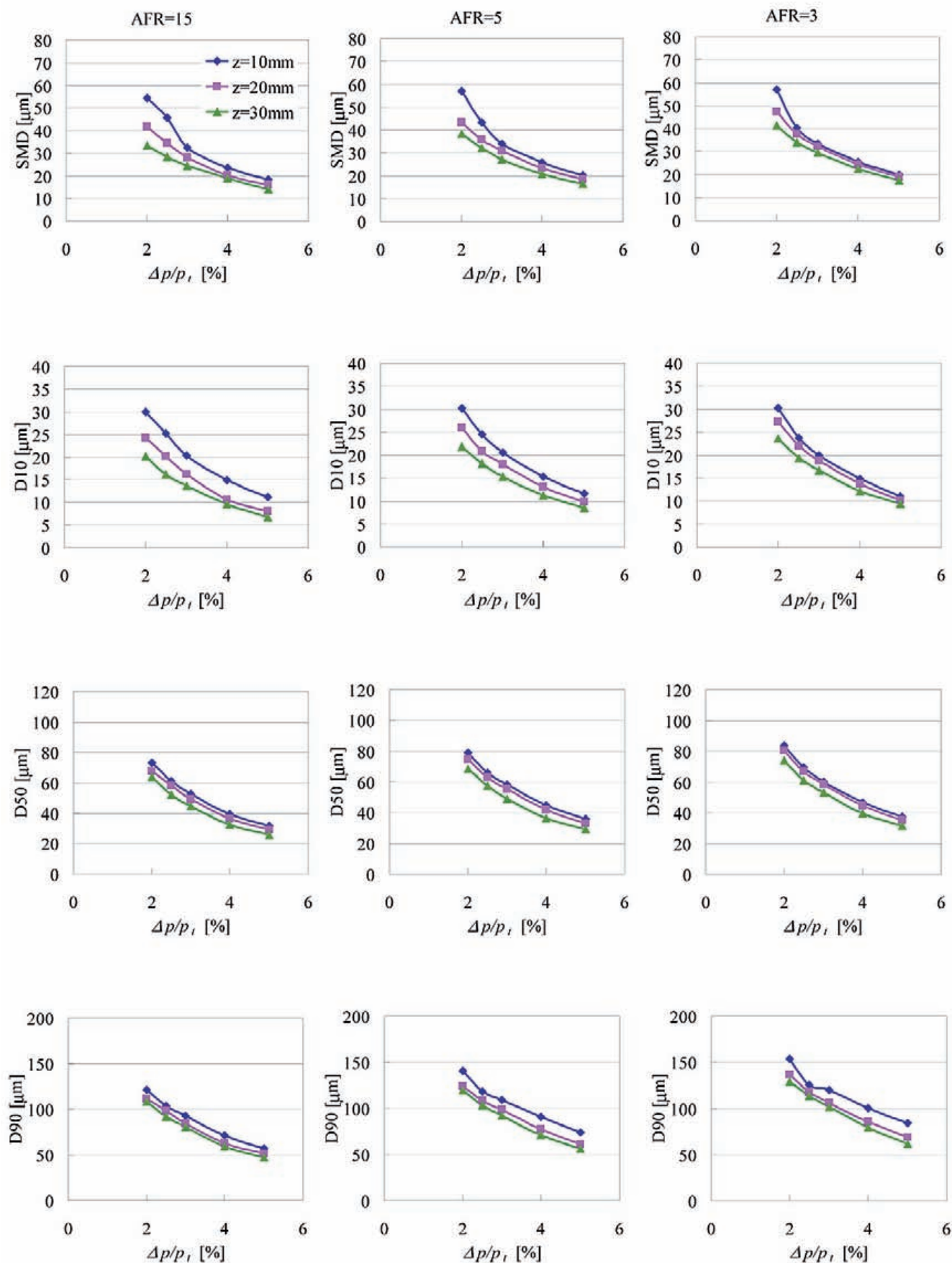


図 B.2.4 霧化空気差圧が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, ISA = -45 deg, FSA = +45 deg, OSA = +47 deg)

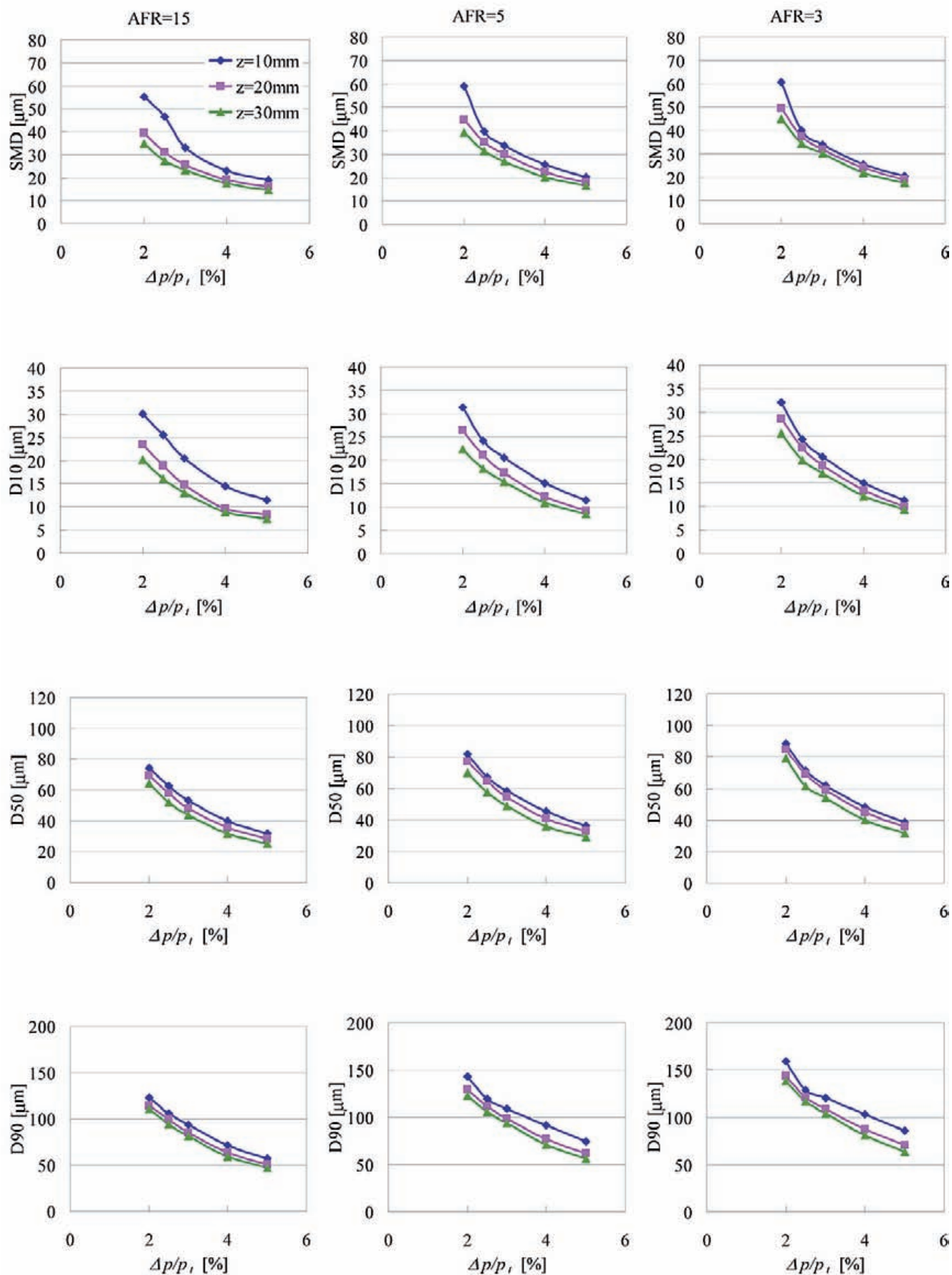


図 B 2.5 霧化空気差圧が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45 \text{ deg}$, $FSA = +45 \text{ deg}$, $OSA = +50 \text{ deg}$)

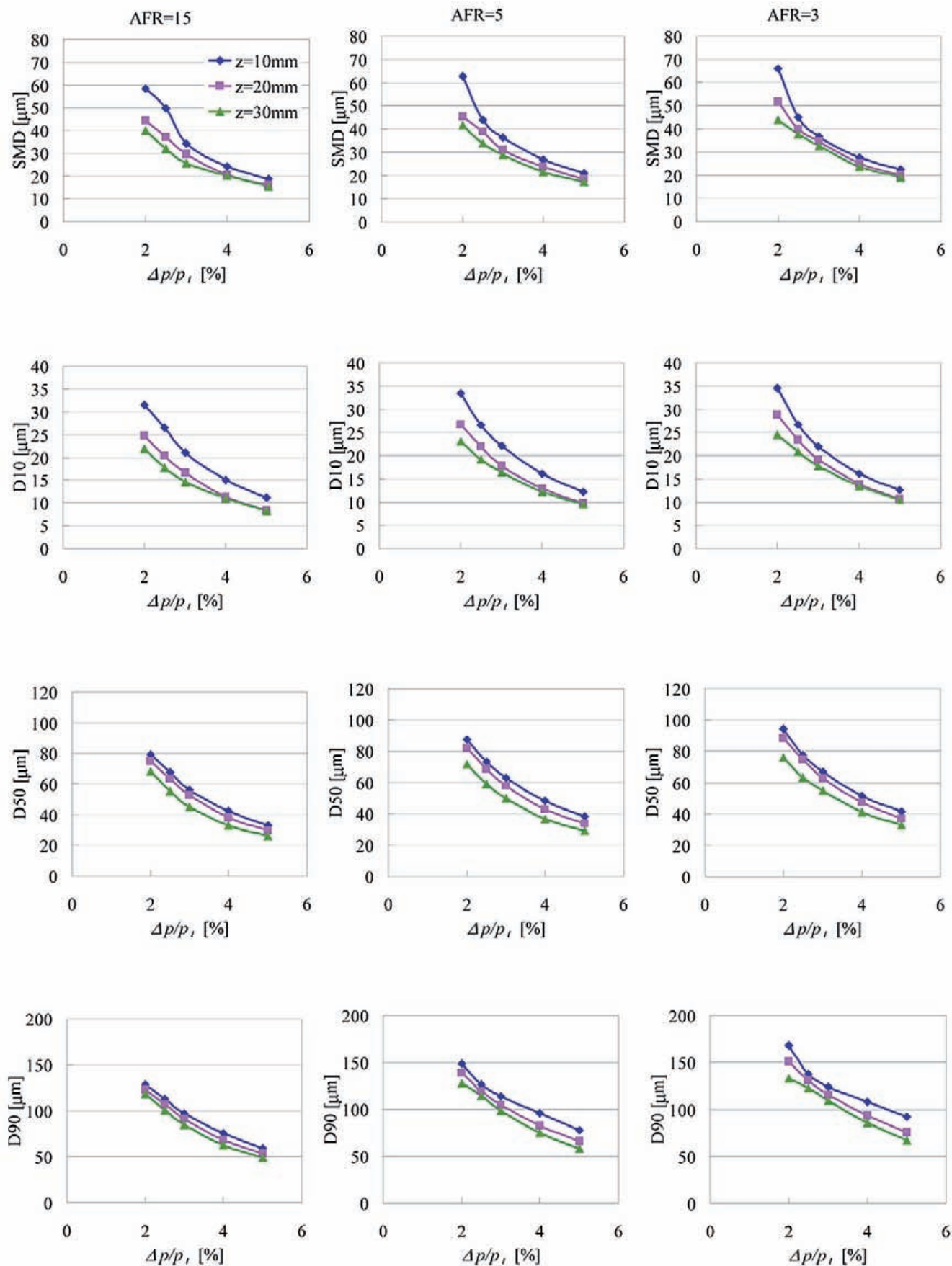


図 B.2.6 霧化空気差圧が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45\text{ deg}$, $FSA = +45\text{ deg}$, $OSA = +55\text{ deg}$)

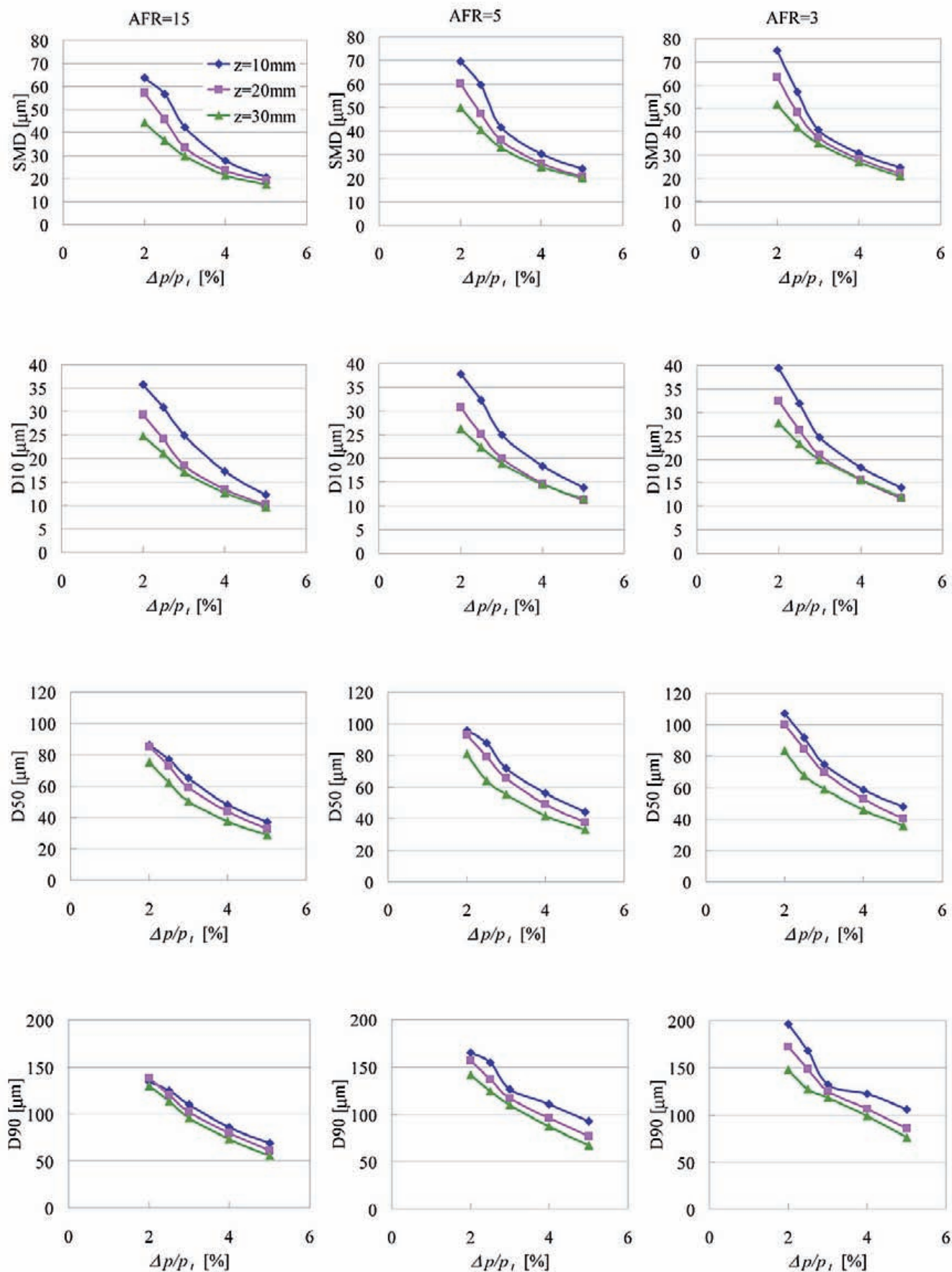


図 B.2.7 霧化空気差圧が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, ISA = -45 deg, FSA = +45 deg, OSA = +60 deg)

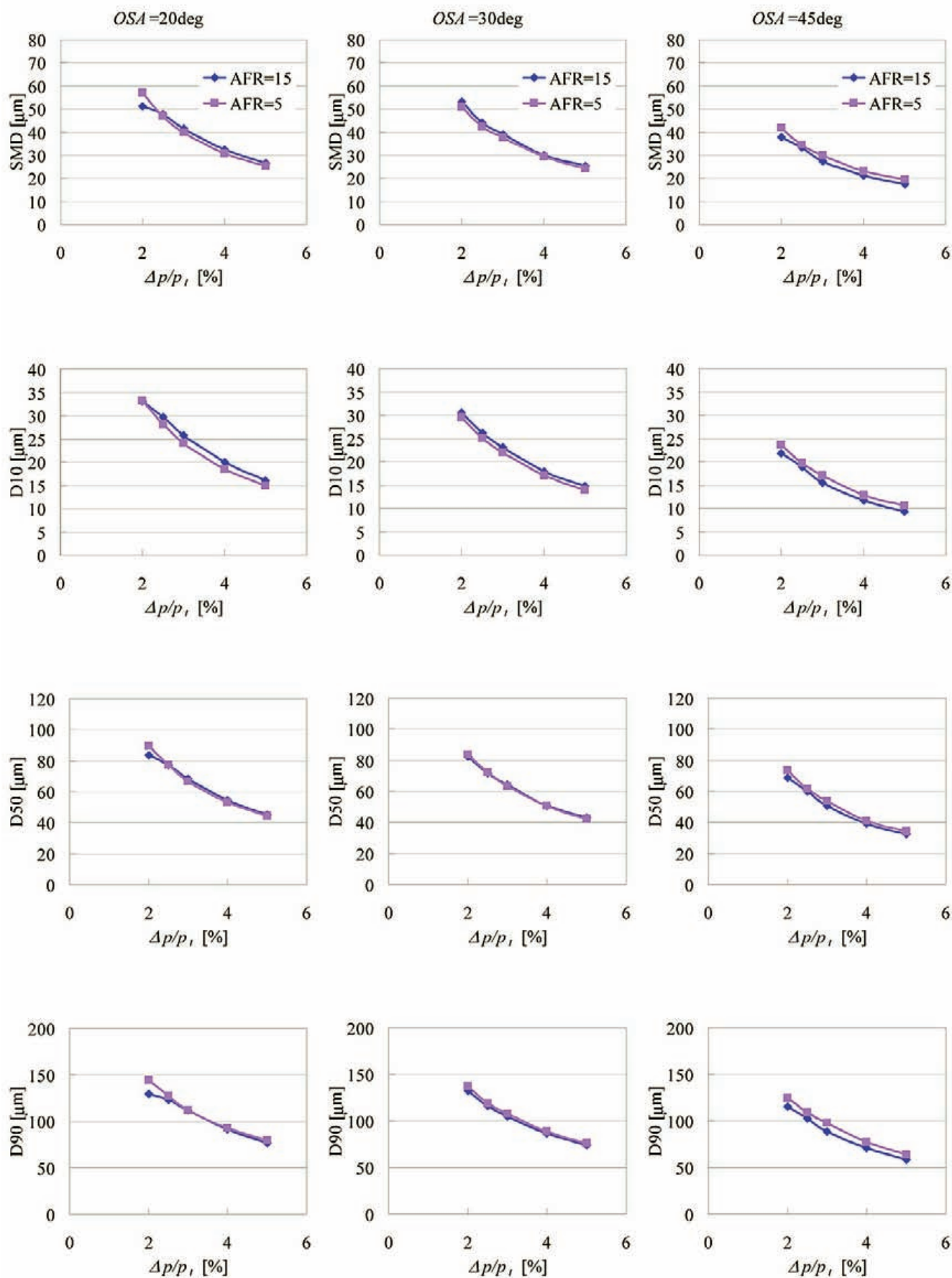


図 B 3.1 気液流量比が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, ISA = -20 deg, OSA = +20, +30, +45 deg, $z = 30$ mm)

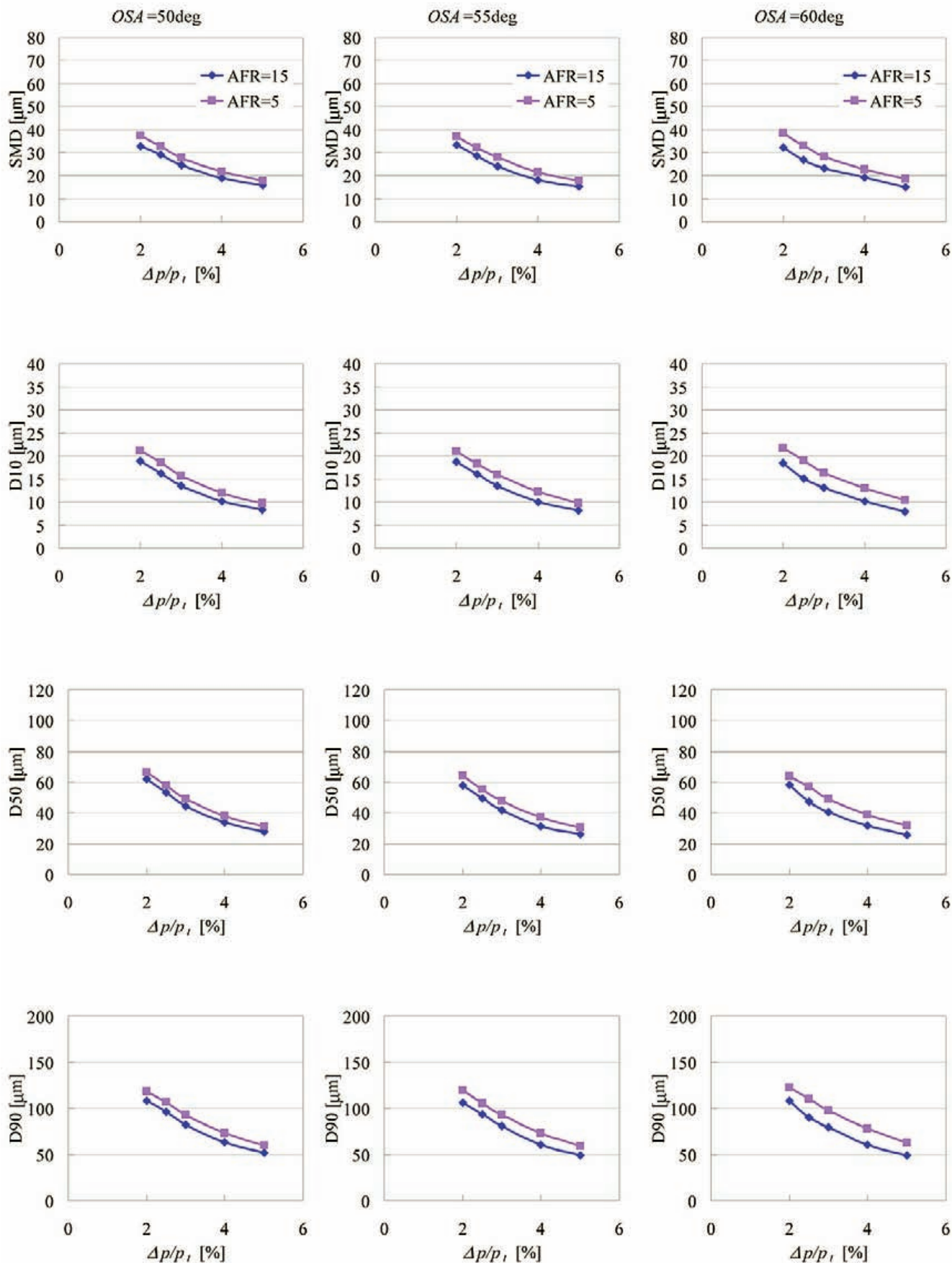


図 B 3.2 気液流量比が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, ISA = -20 deg, OSA = +50, +55, +60 deg, $z = 30$ mm)

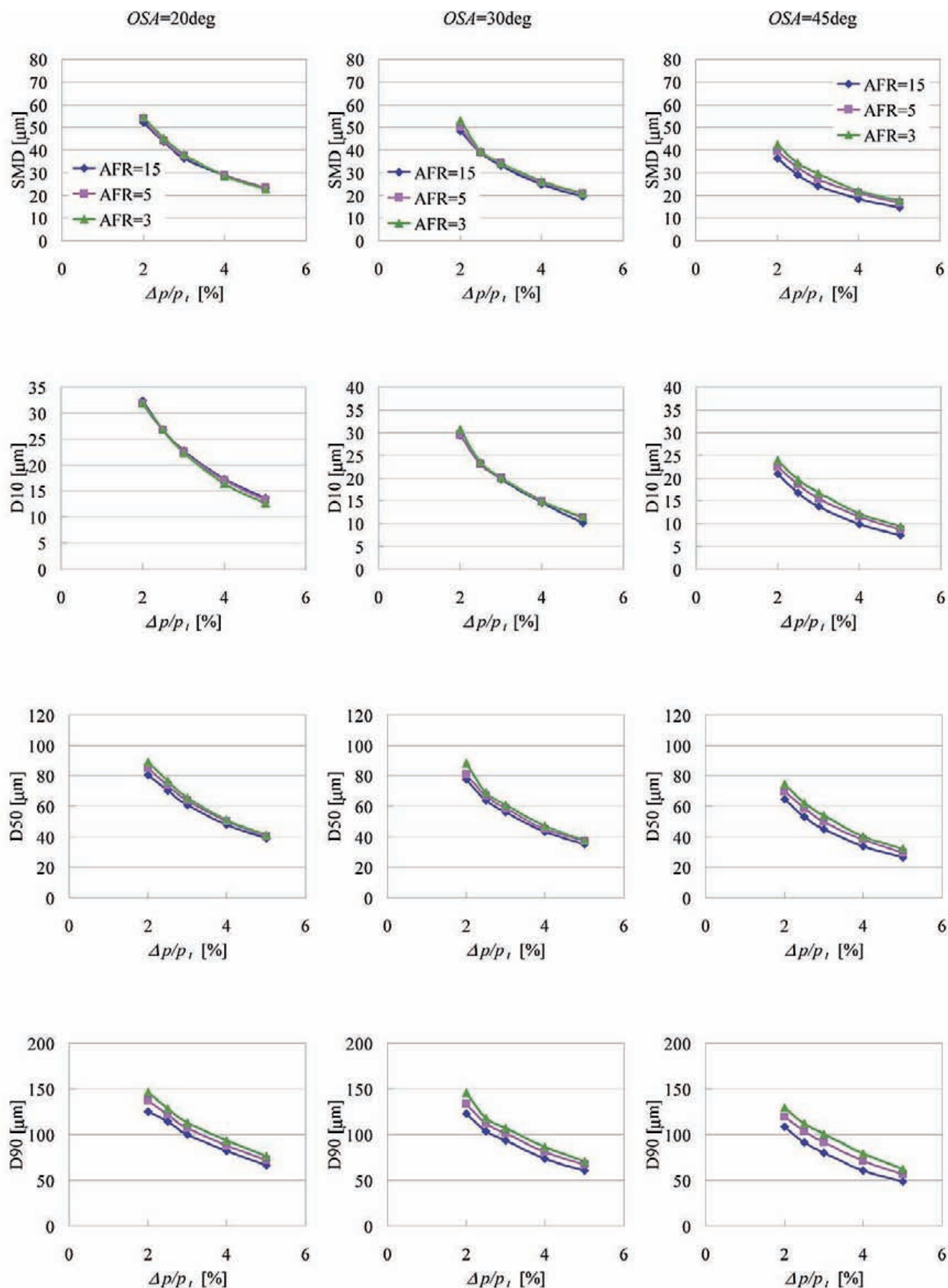


図 B 3.3 気液流量比が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45 \text{ deg}$, $OSA = +20, +30, +45 \text{ deg}$, $z = 30 \text{ mm}$)

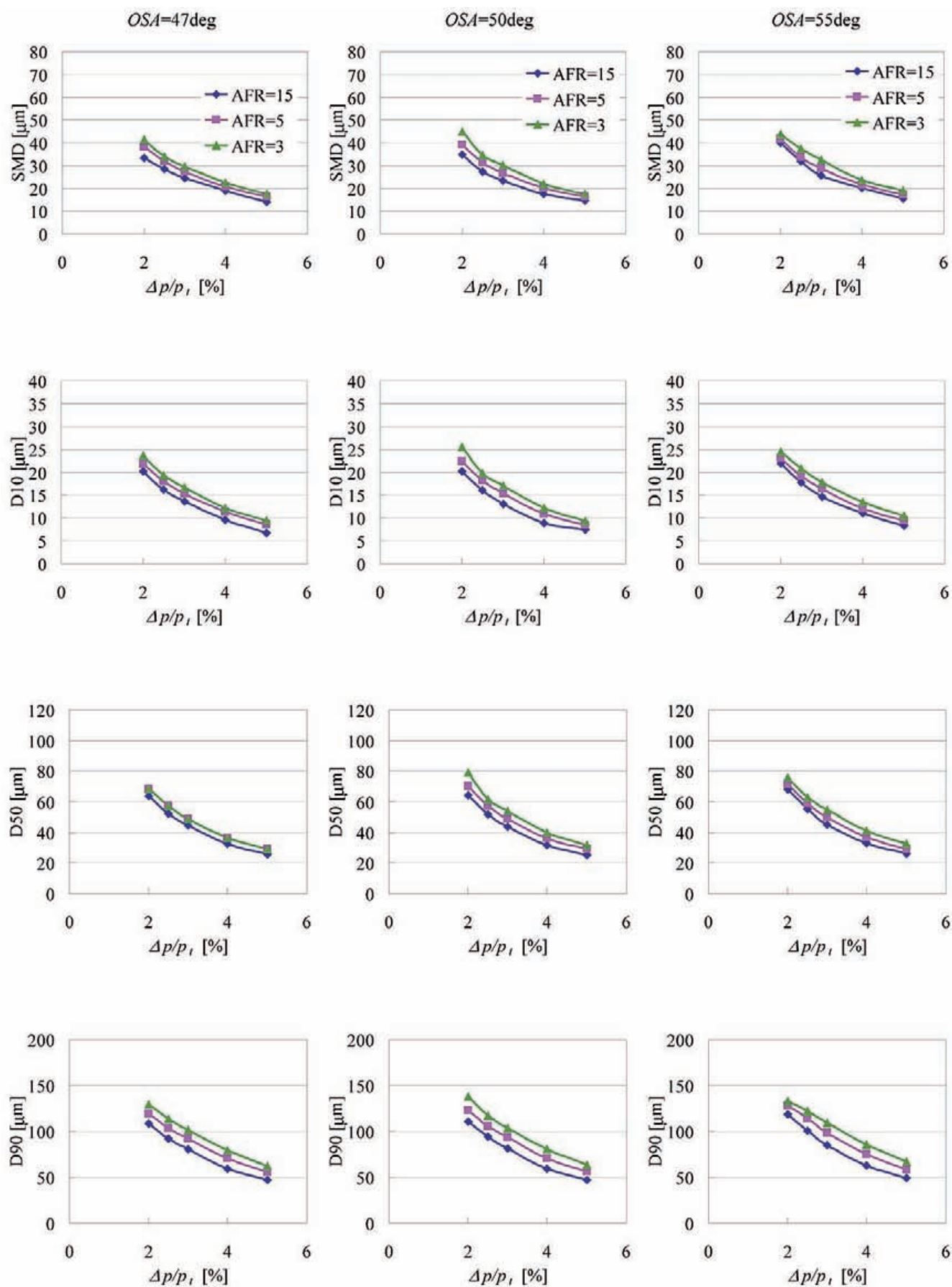


図 B 3.4 気液流量比が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45$ deg, $OSA = +47, +50, +55$ deg, $z = 30$ mm)

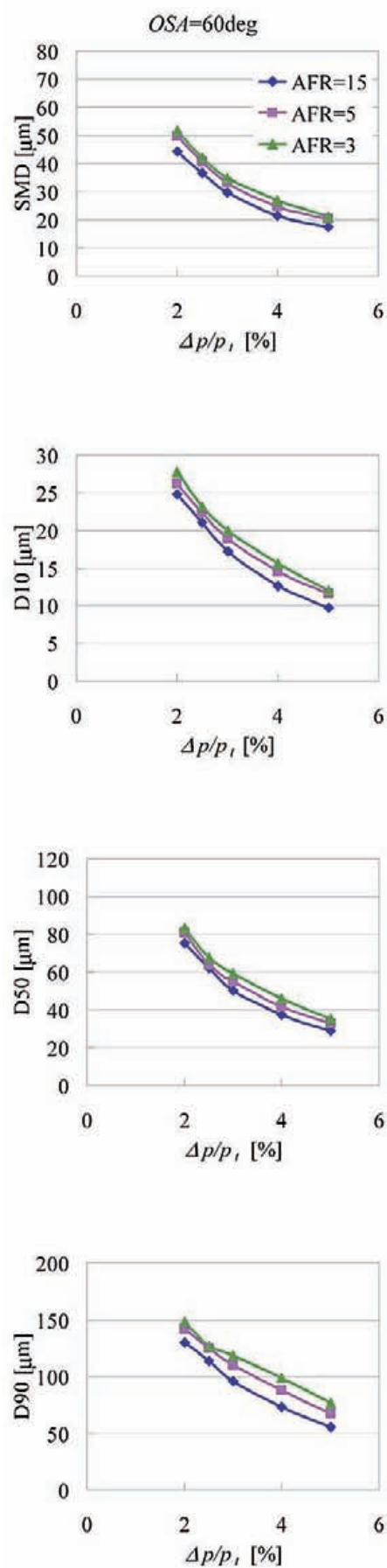


図 B 3.5 気液流量比が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -45\ deg$, $OSA = +60\ deg$, $z = 30\ mm$)

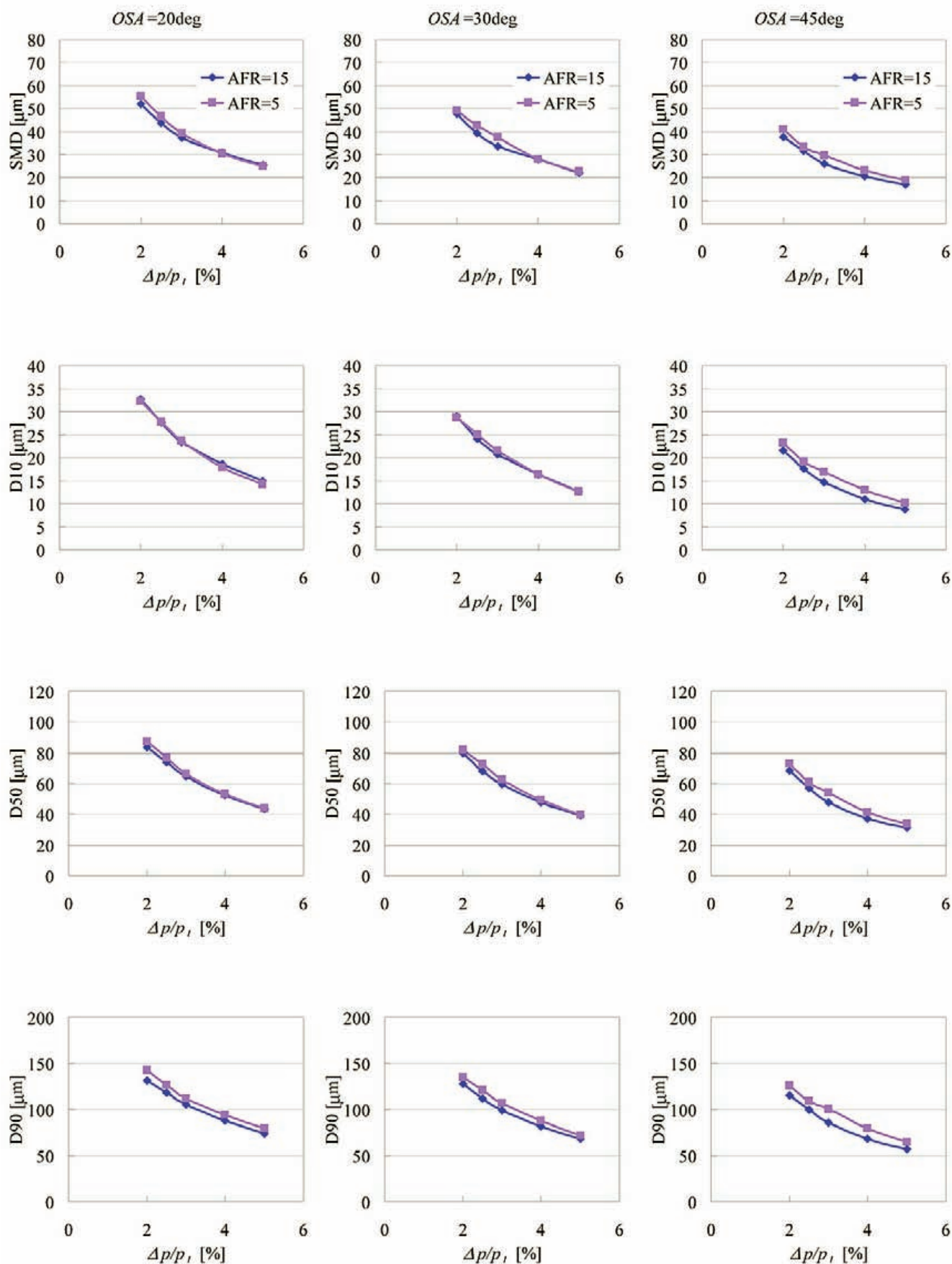


図 B 3.6 気液流量比が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, ISA = -60 deg, OSA = +20, +30, +45 deg, $z = 30$ mm)

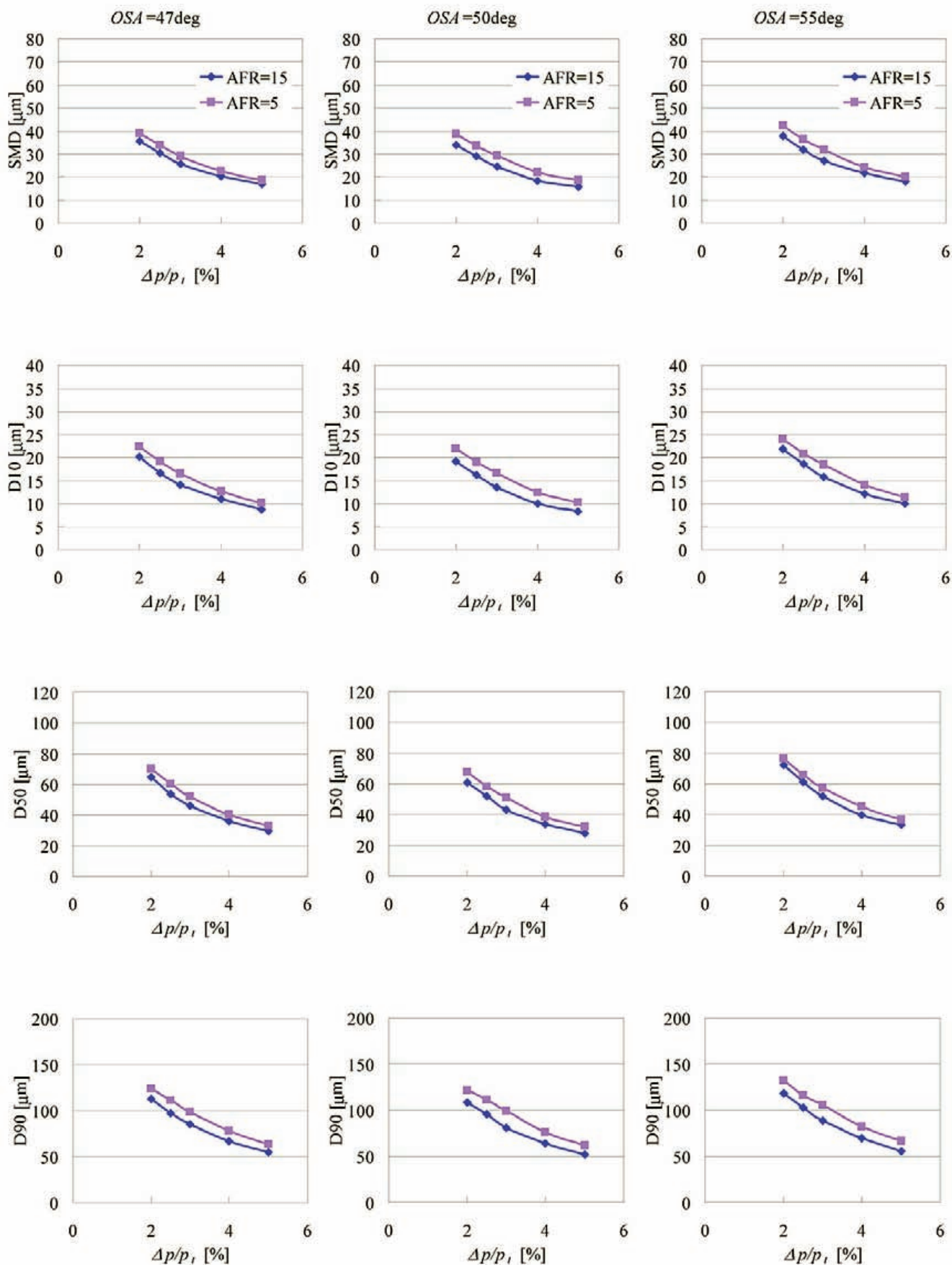


図 B 3.7 気液流量比が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -60$ deg, $OSA = +47, +50, +55$ deg, $z = 30$ mm)

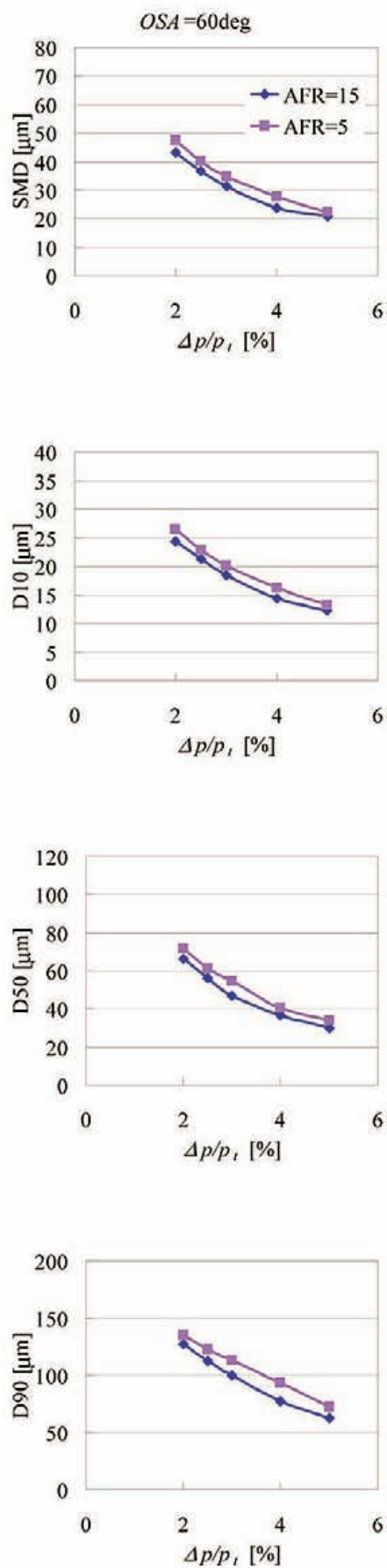


図 B 3.8 気液流量比が代表粒径に及ぼす影響
(Type A-NPP, $ISA = -60 \text{ deg}$, $OSA = +60 \text{ deg}$, $z = 30 \text{ mm}$)

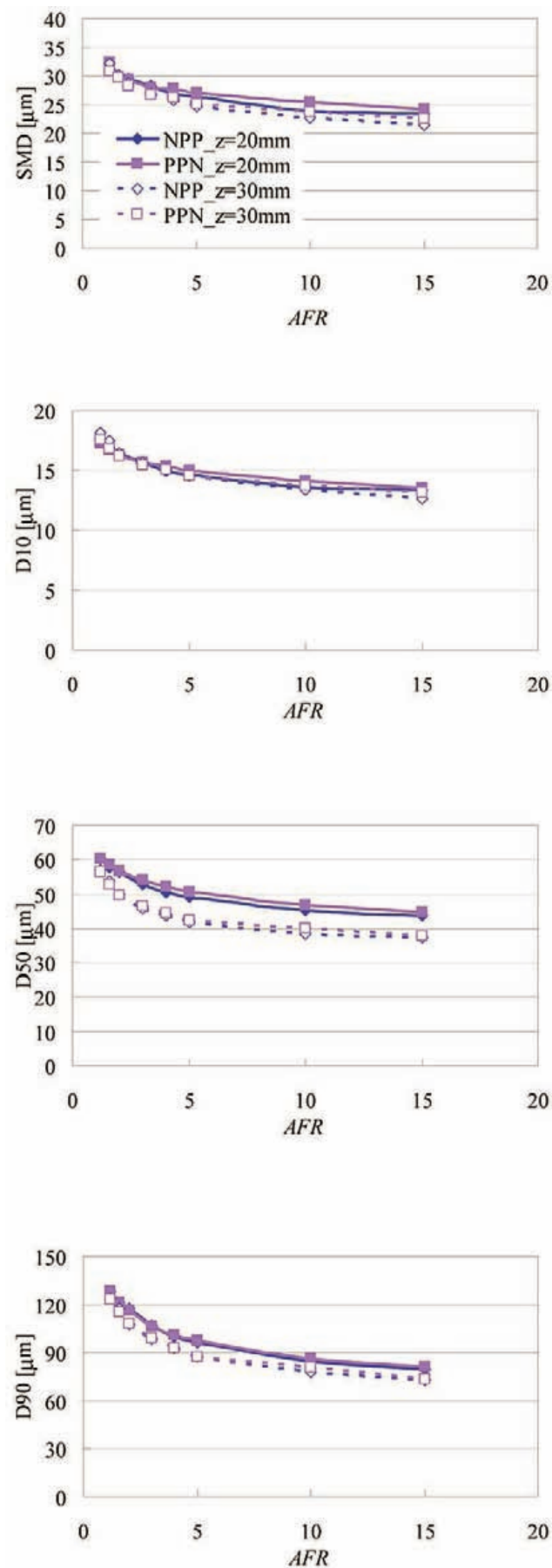


図 B 3.9 気液流量比が代表粒径に及ぼす影響
(Type A, $|\text{ISA}| = 45 \text{ deg}$, $|\text{OSA}| = 60 \text{ deg}$, $\Delta p/p_t = 4 \%$)

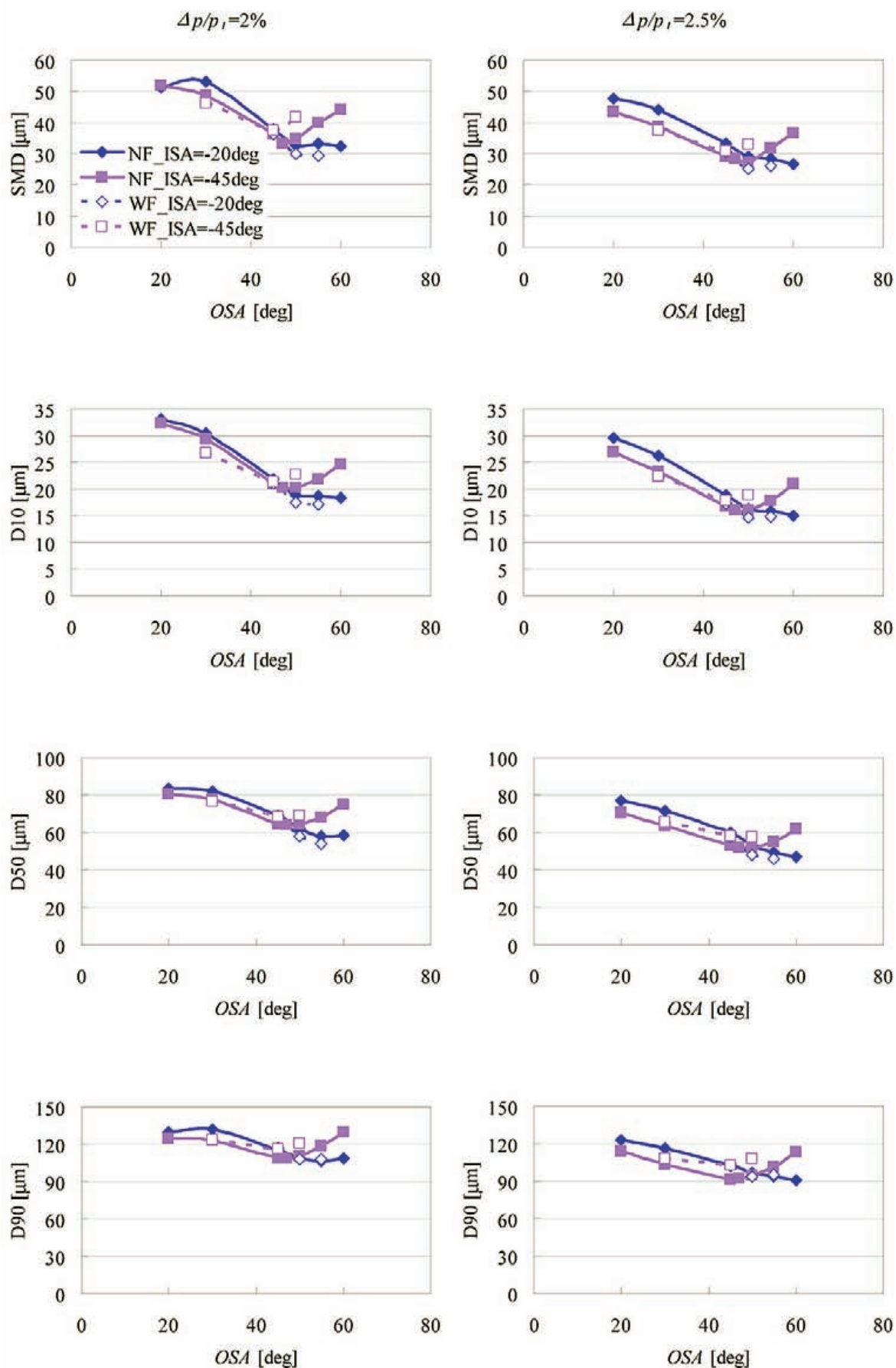


図 B 4.1 フレアの有無による代表粒径の比較 (Type A-NPP, $\Delta p/p_1 = 2$ and 2.5% , $AFR = 15$, $z = 30$ mm)

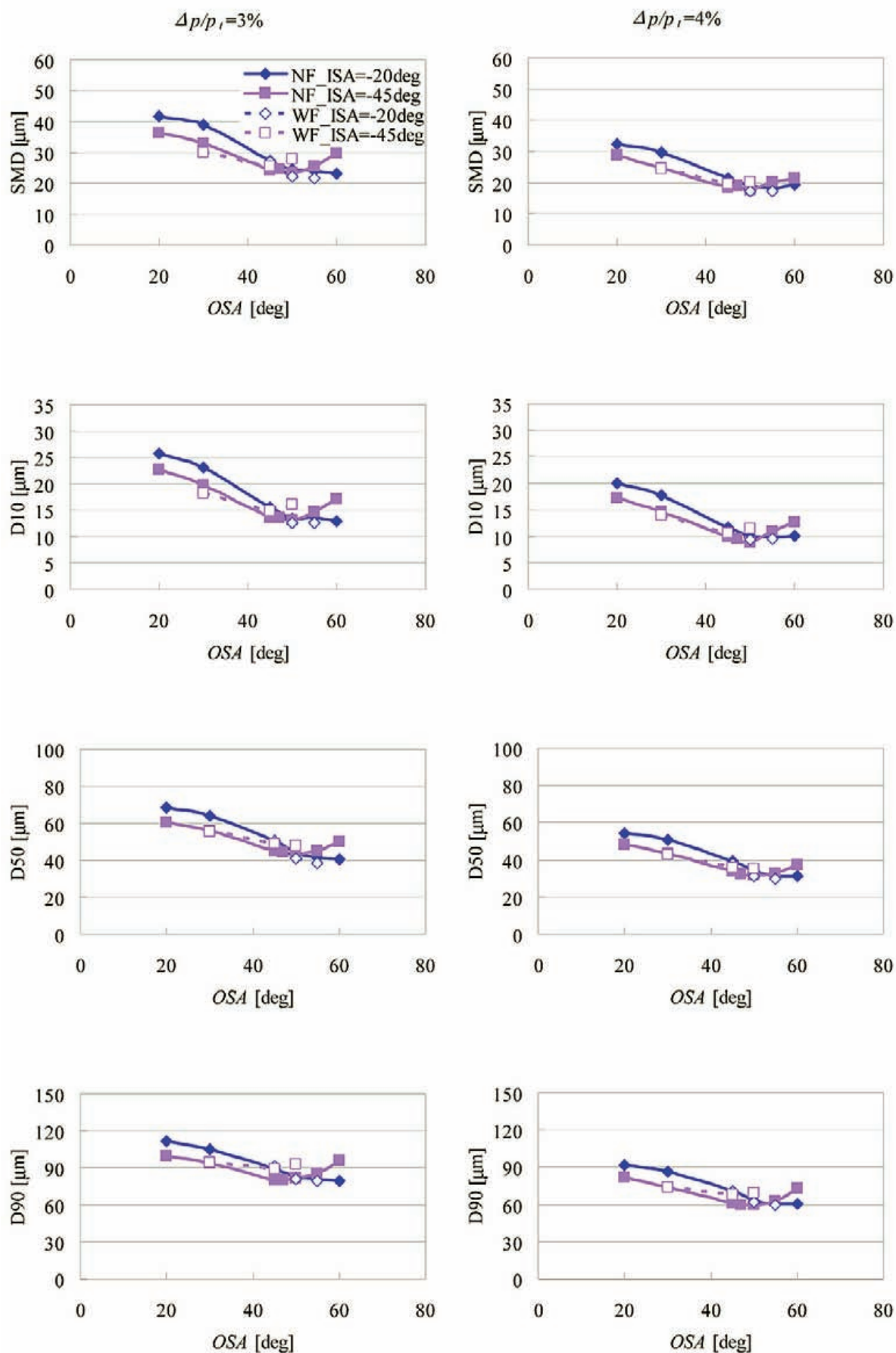


図 B 4.2 フレアの有無による代表粒径の比較 (Type A-NPP, $\Delta p/p_i = 3$ and 4% , $AFR = 15$, $z = 30$ mm)

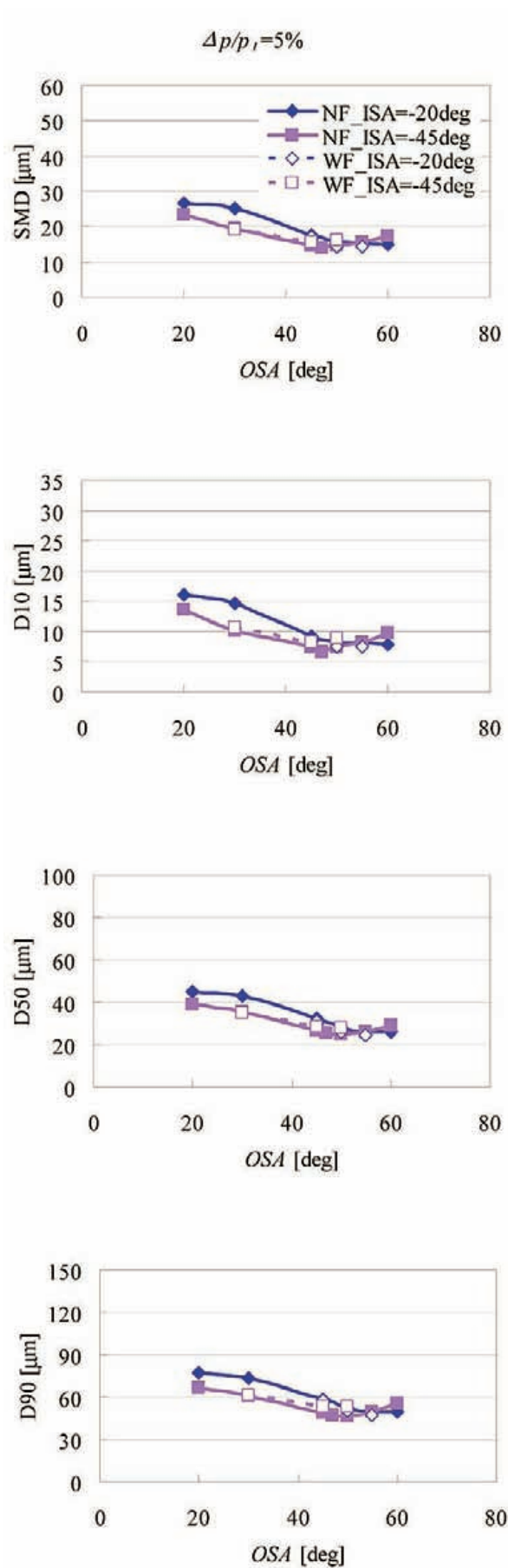


図 B 4.3 フレアの有無による代表粒径の比較
(Type A-NPP, $\Delta p/p_t = 5\%$, $AFR = 15$, $z = 30$ mm)

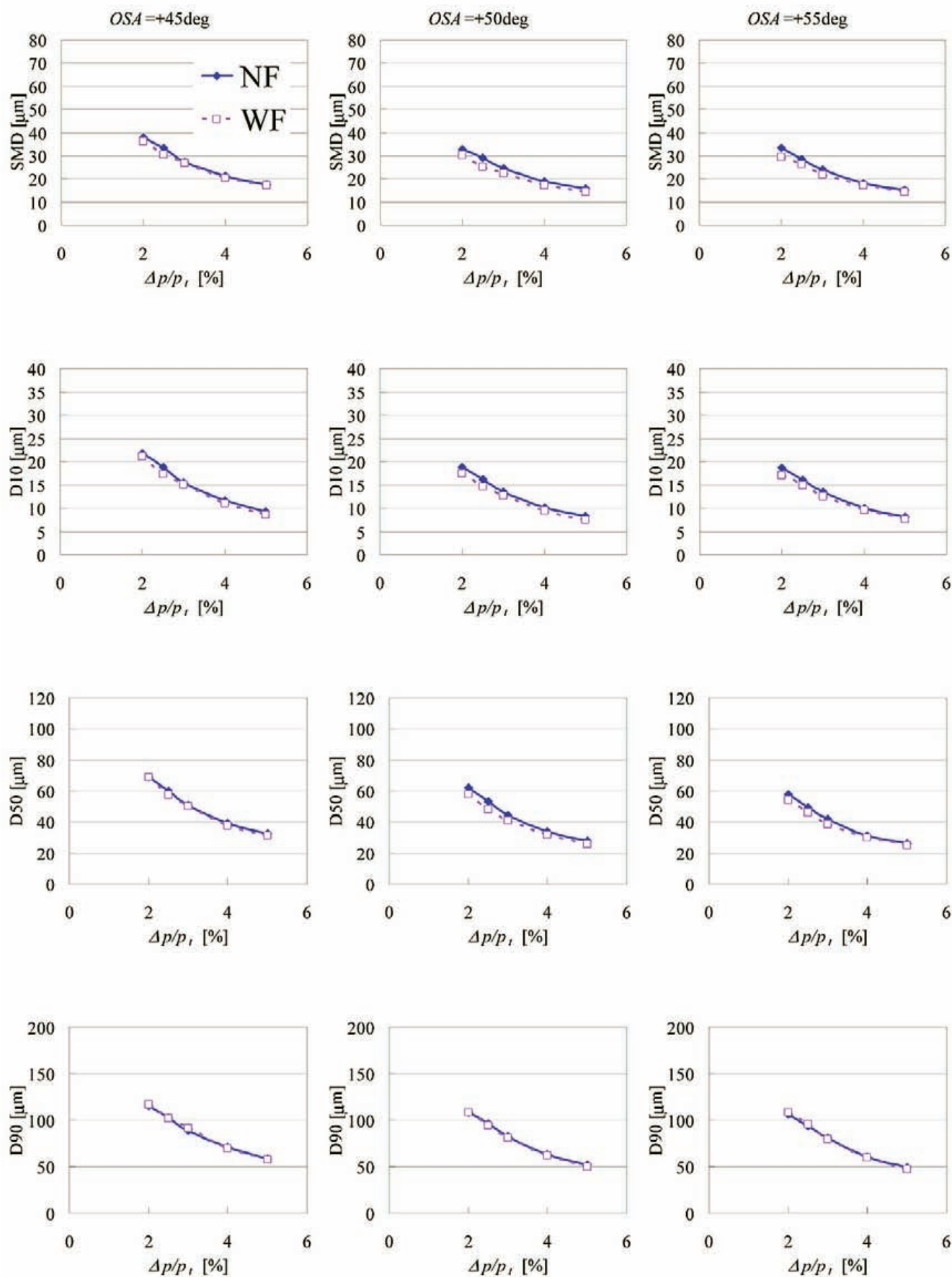


図 B.4.4 フレアの有無による代表粒径の比較
(Type A-NPP, ISA = -20 deg, OSA = +45, +50 and +55 deg, AFR = 15, z = 30 mm)

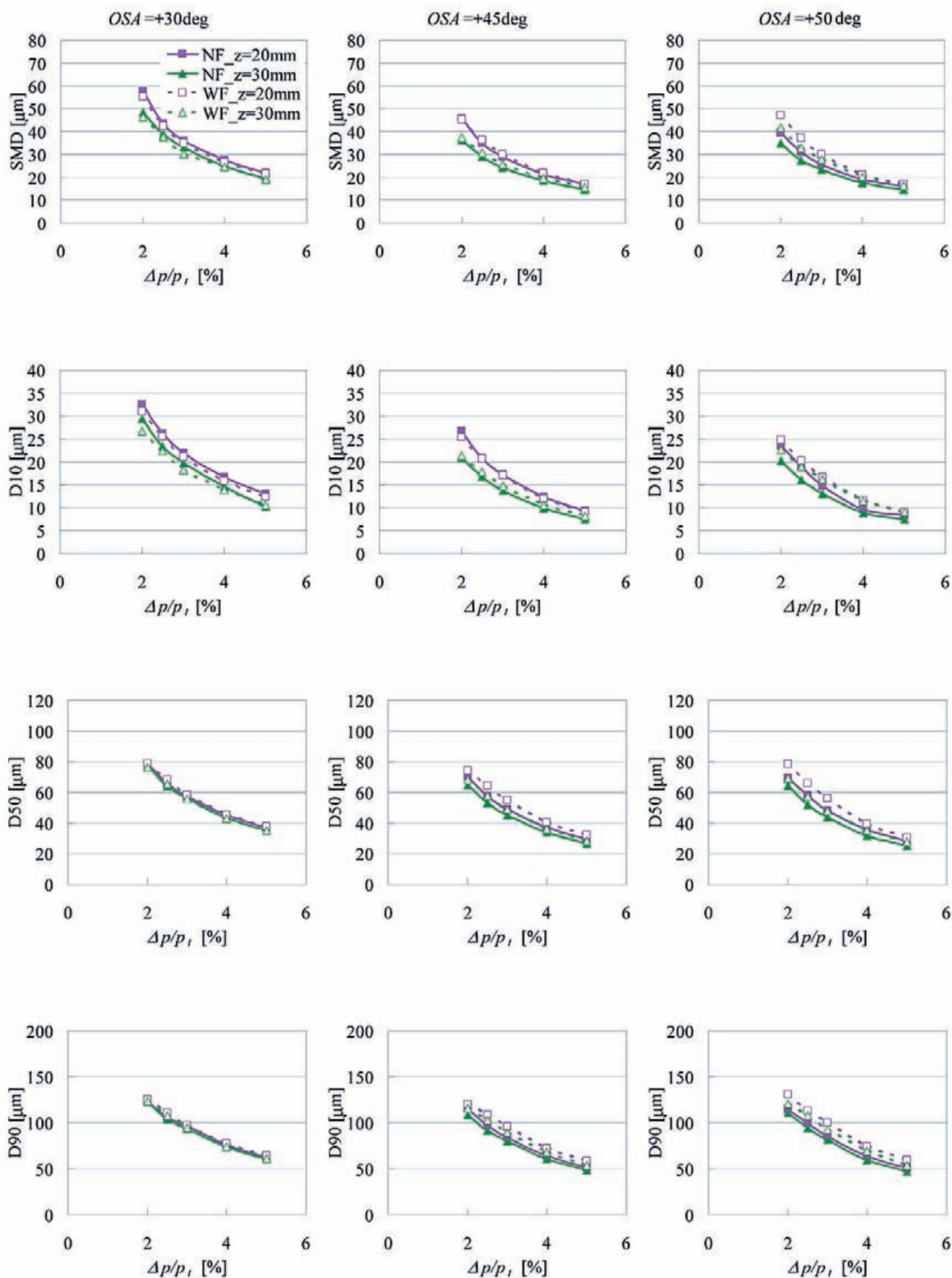


図 B 4.5 フレアの有無による代表粒径の比較
(Type A-NPP, $ISA = -45$ deg, $OSA = +30, +45$ and $+50$ deg, $AFR = 15$)

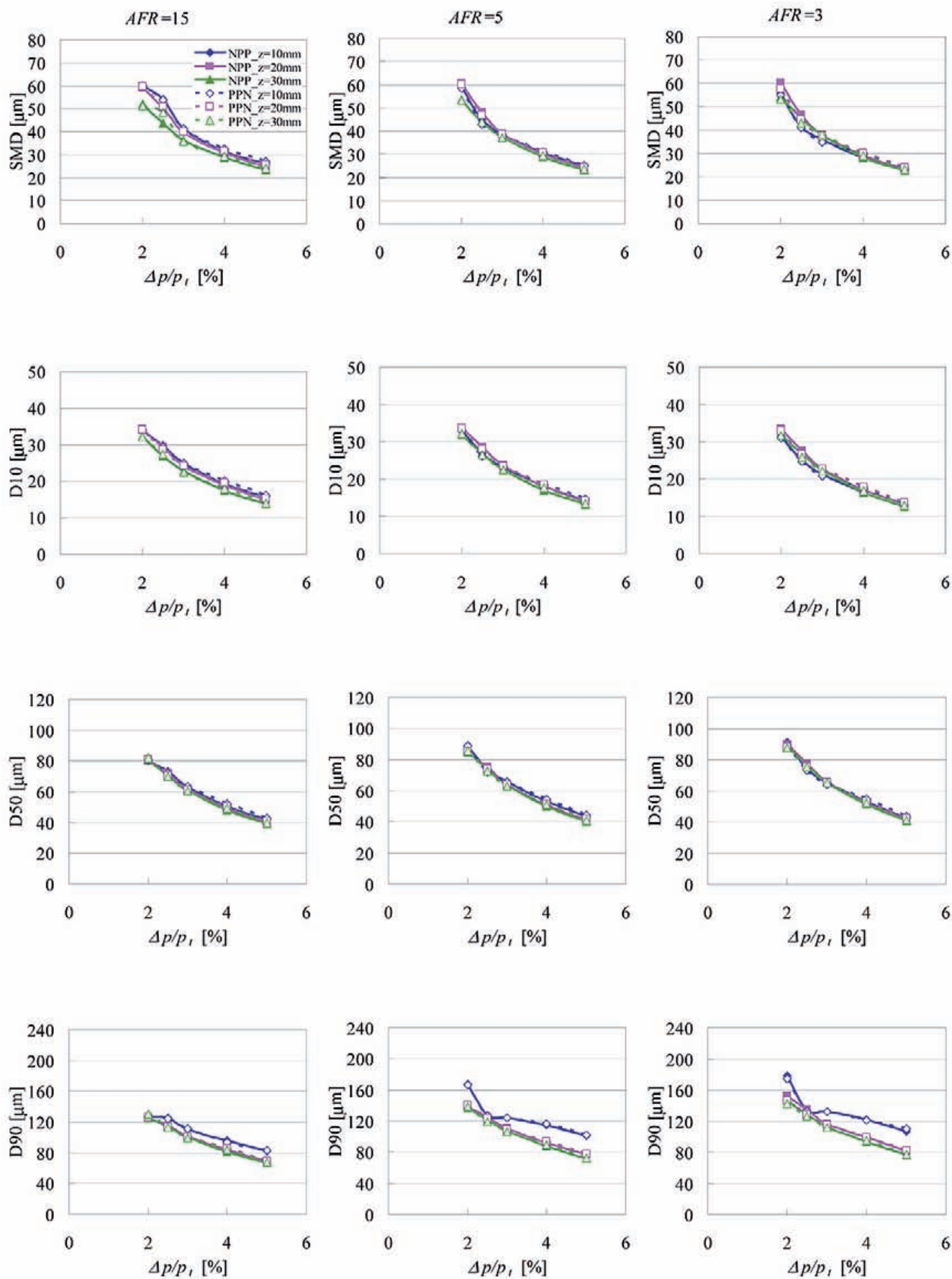


図 B 5.1 気流と液膜の旋回方向組合せが代表粒径に及ぼす影響
(NPP vs. PPN, Type A, $I/SAI = 45 \text{ deg}$, $FSA = +45 \text{ deg}$, $IOSAI = 20 \text{ deg}$)

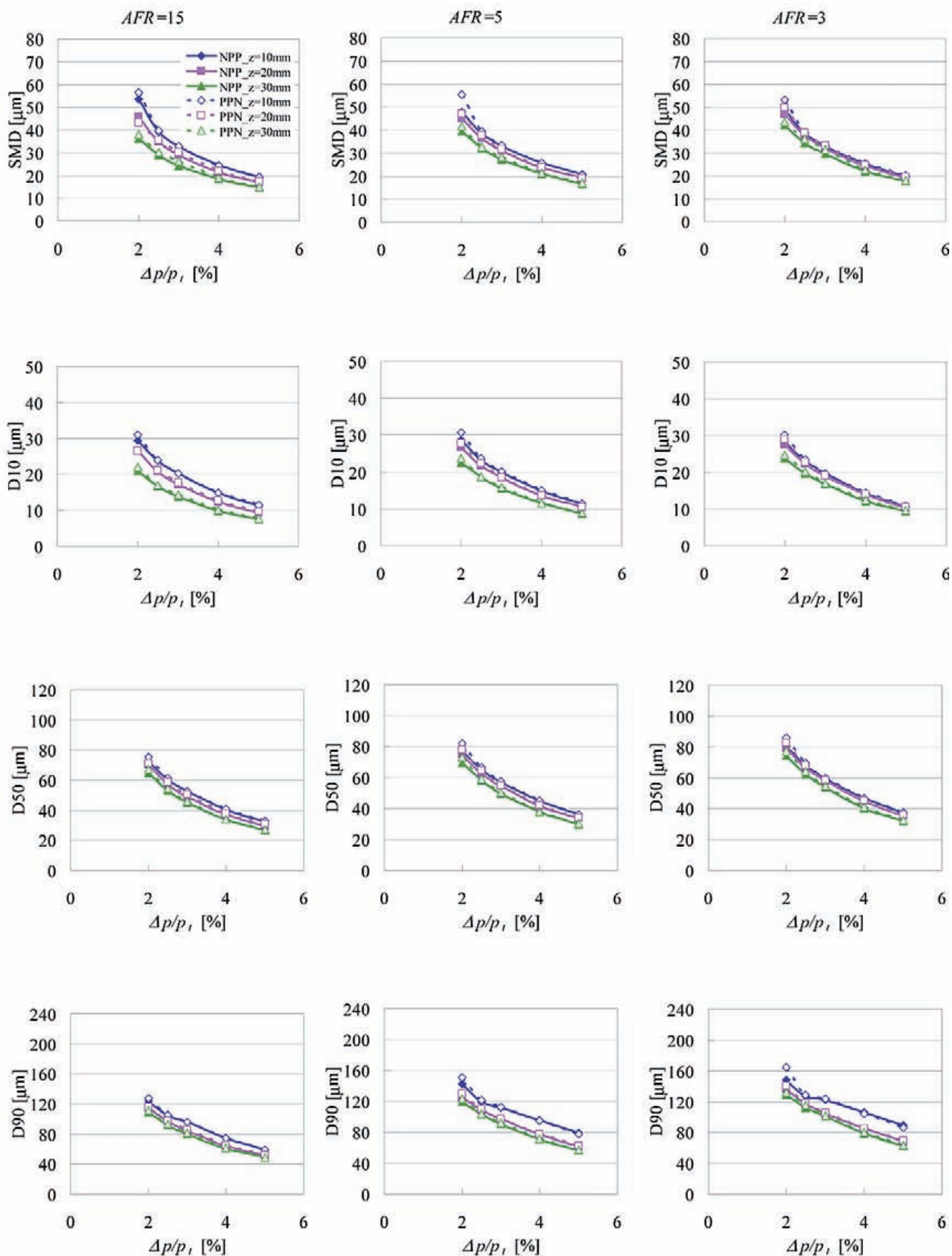


図 B 5.2 気流と液膜の旋回方向組合せが代表粒径に及ぼす影響
(NPP vs. PPN, Type A, $ISA1 = 45 \text{ deg}$, $FSA = +45 \text{ deg}$, $IOSA1 = 45 \text{ deg}$)

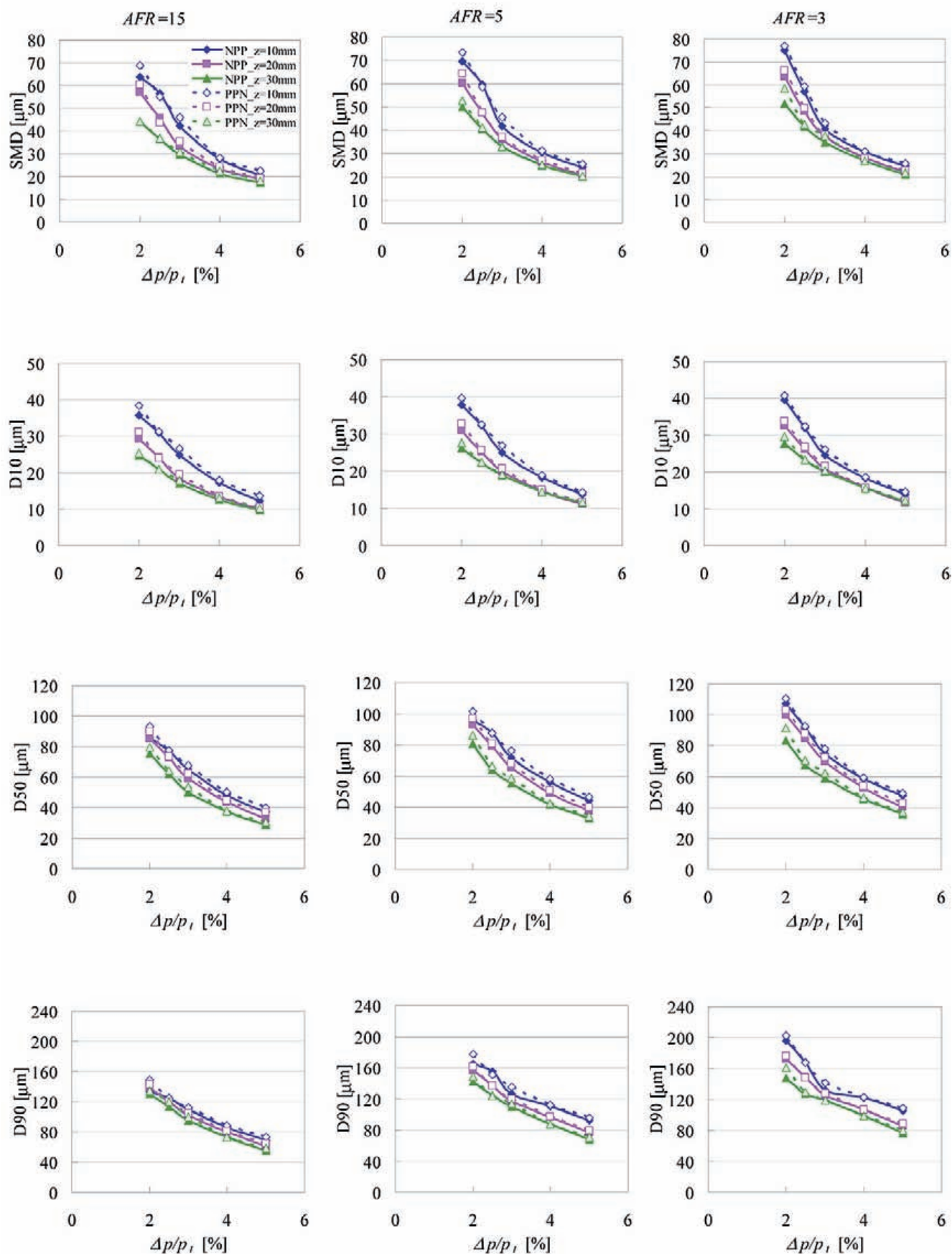


図 B 5.3 気流と液膜の旋回方向組合せが代表粒径に及ぼす影響
(NPP vs. PPN, Type A, $IOSI = 45 \text{ deg}$, $FSA = +45 \text{ deg}$, $IOSI = 60 \text{ deg}$)

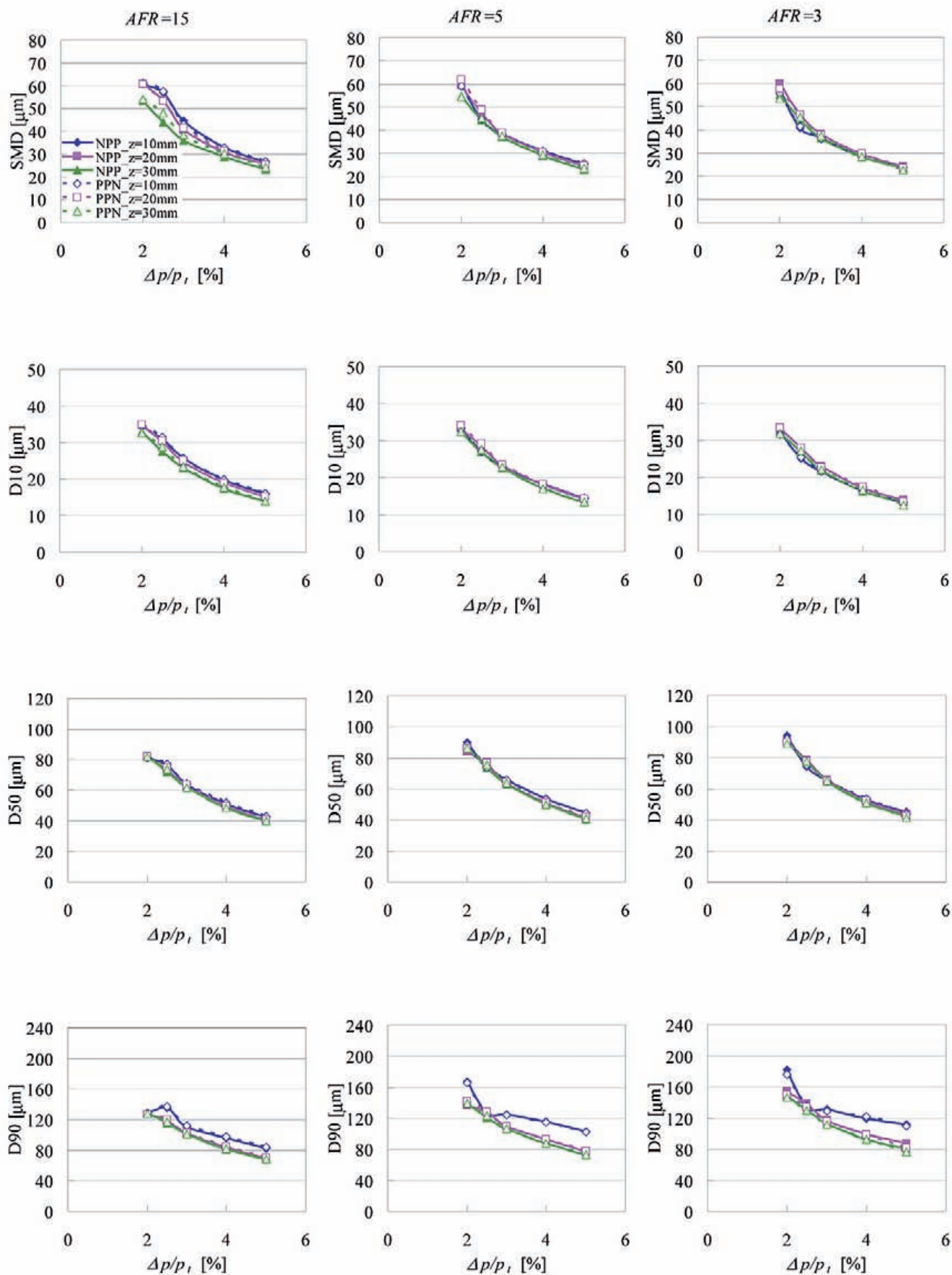


図 B 5.4 気流と液膜の旋回方向組合せが代表粒径に及ぼす影響
(NPP vs. PPN, Type B, I/SAI = 45 deg, FSA = +60 deg, I/OSAI = 20 deg)

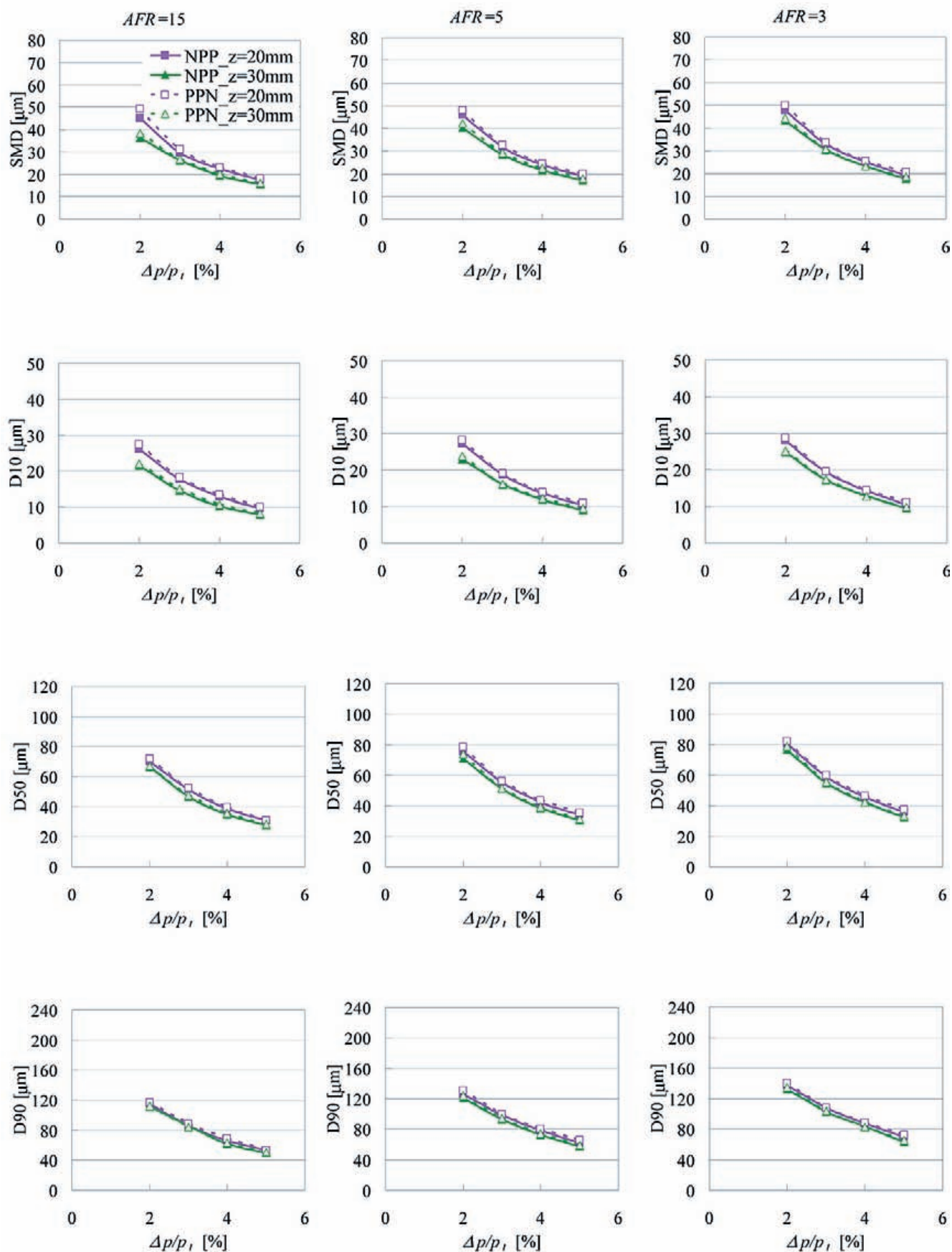


図 B 5.5 気流と液膜の旋回方向組合せが代表粒径に及ぼす影響
(NPP vs. PPN, Type B, $I/SAI = 45 \text{ deg}$, $FSA = +60 \text{ deg}$, $IOSAI = 45 \text{ deg}$)

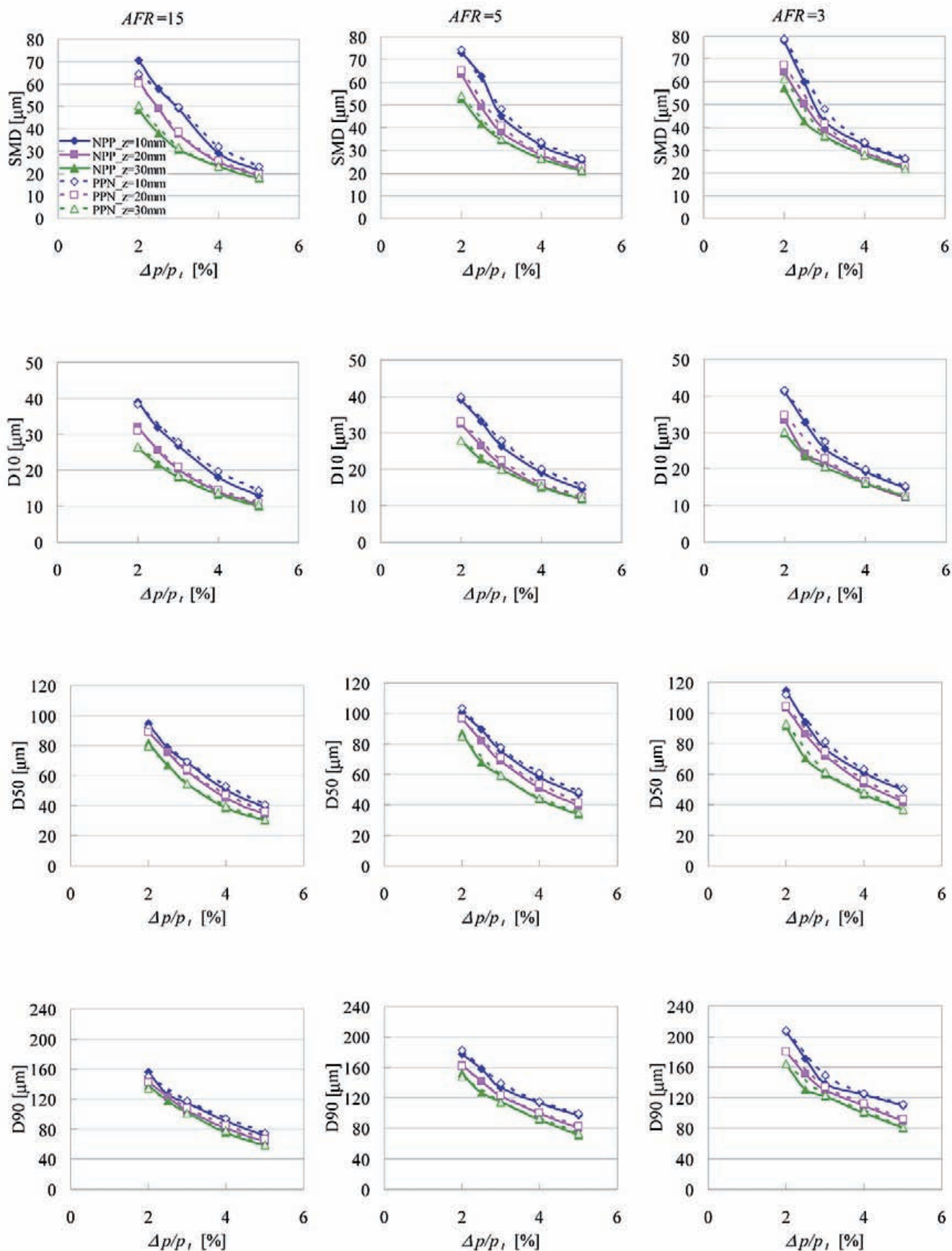


図 B 5.6 気流と液膜の旋回方向組合せが代表粒径に及ぼす影響
(NPP vs. PPN, Type B, I/SAI = 45 deg, FSA = +60 deg, I/OSA = 60 deg)

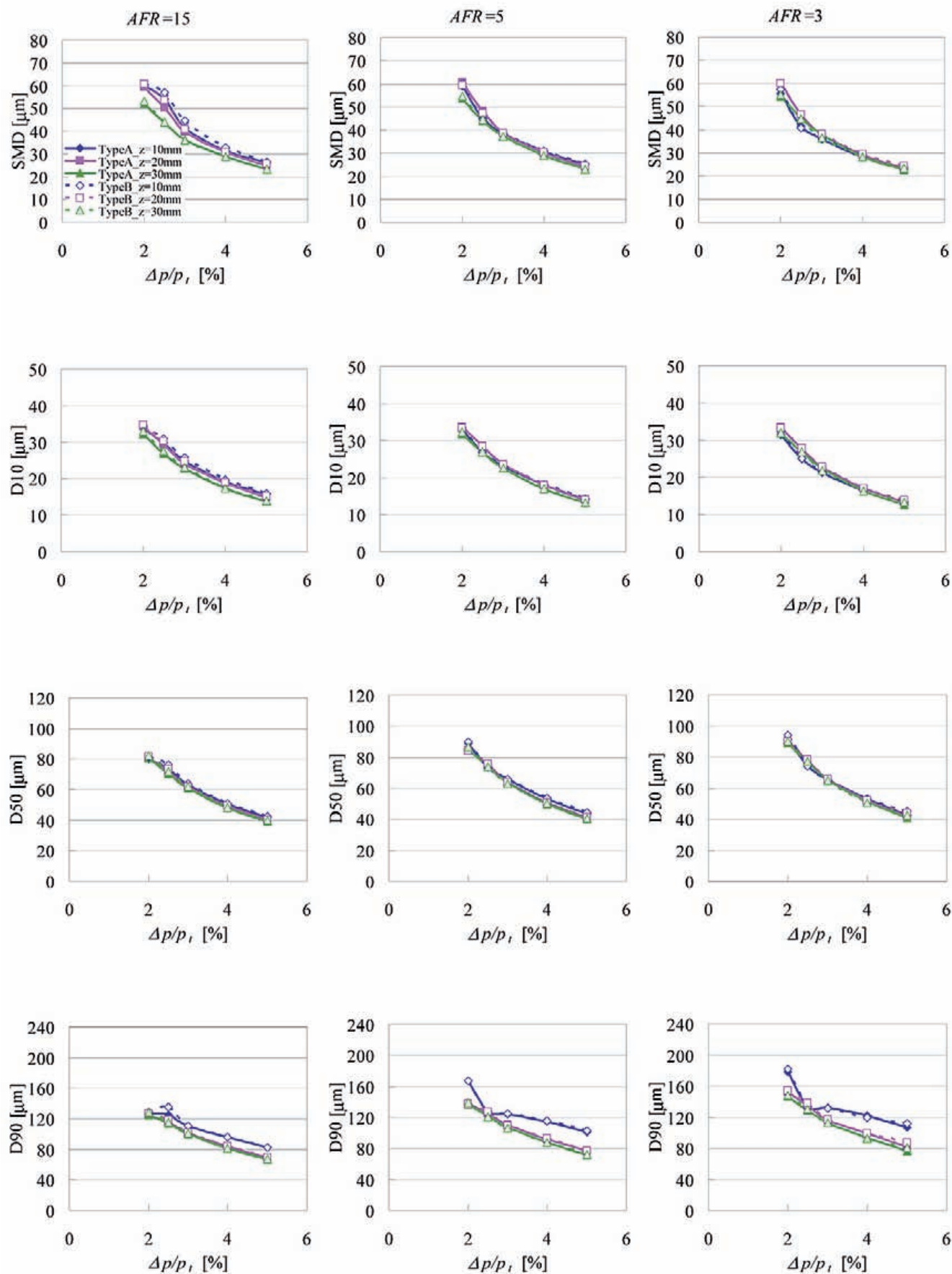


図 B 6.1 燃料スリット部の設計による代表粒径の違い
(Type A vs. Type B, NPP, $ISA = -45 \text{ deg}$, $OSA = +20 \text{ deg}$)

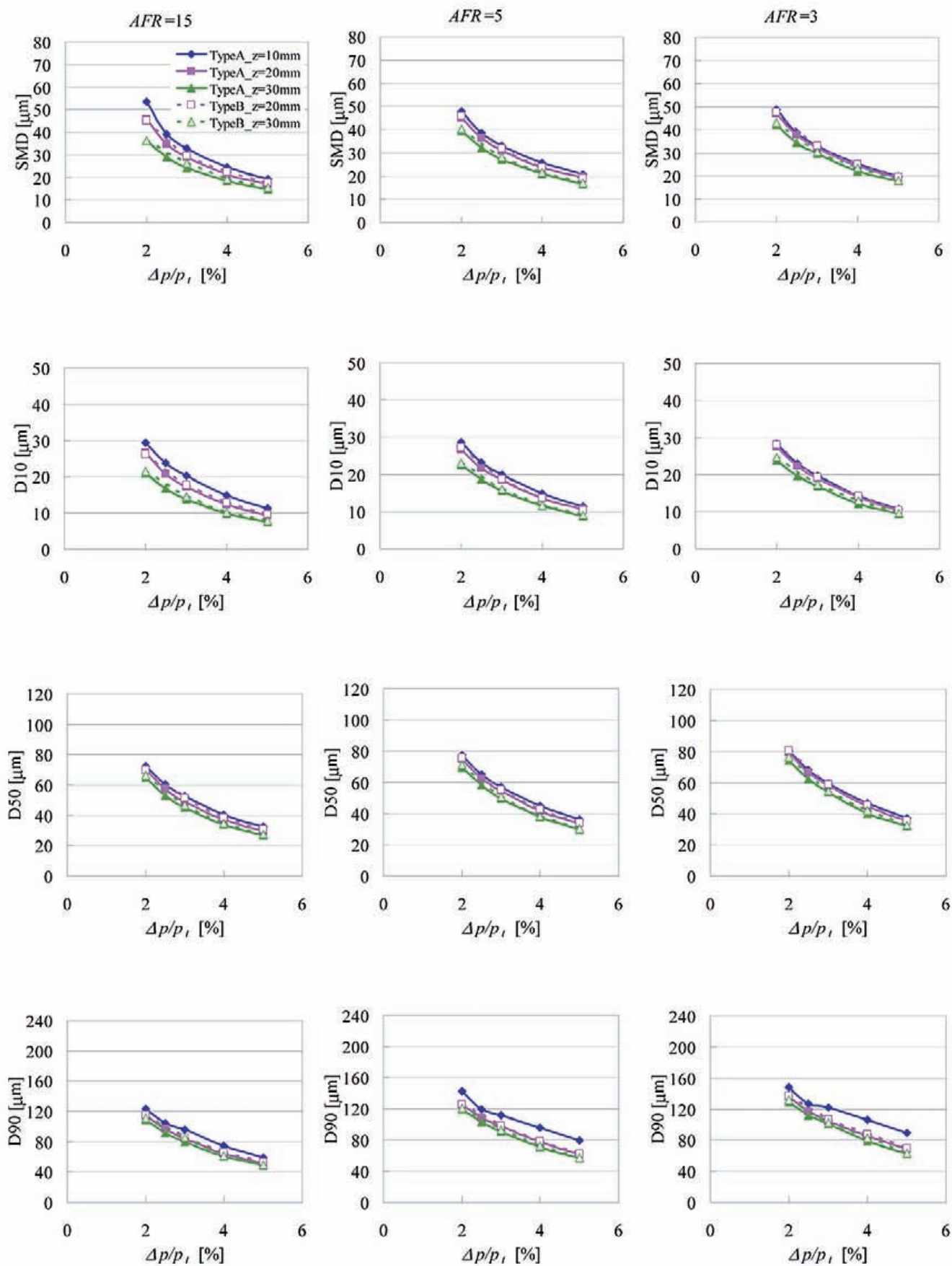


図 B.6.2 燃料スリット部の設計による代表粒径の違い
(Type A vs. Type B, NPP, ISA = -45 deg, OSA = +45 deg)

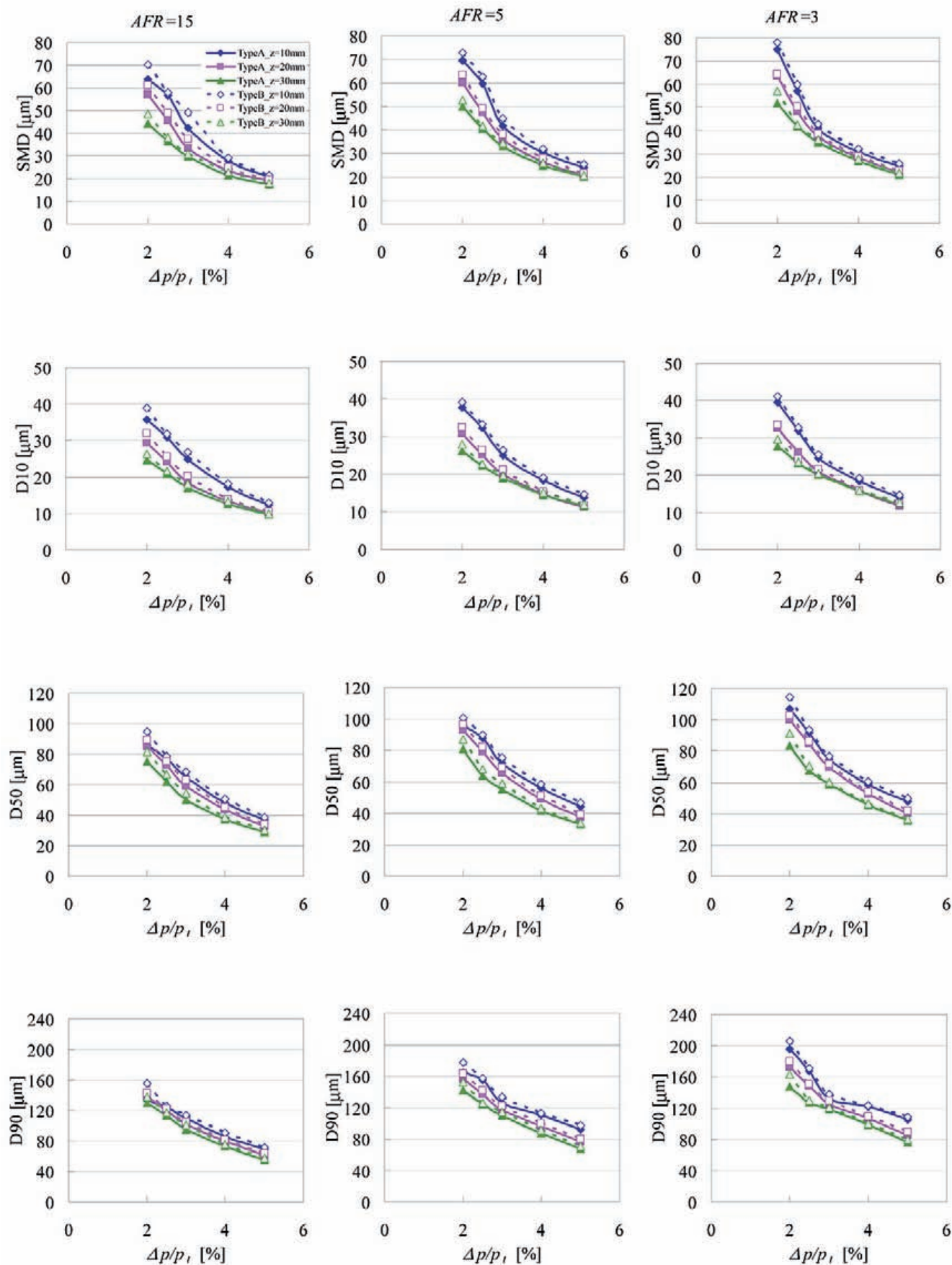


図 B 6.3 燃料スリット部の設計による代表粒径の違い
(Type A vs Type B, NPP, ISA = -45 deg, OSA = +60 deg)

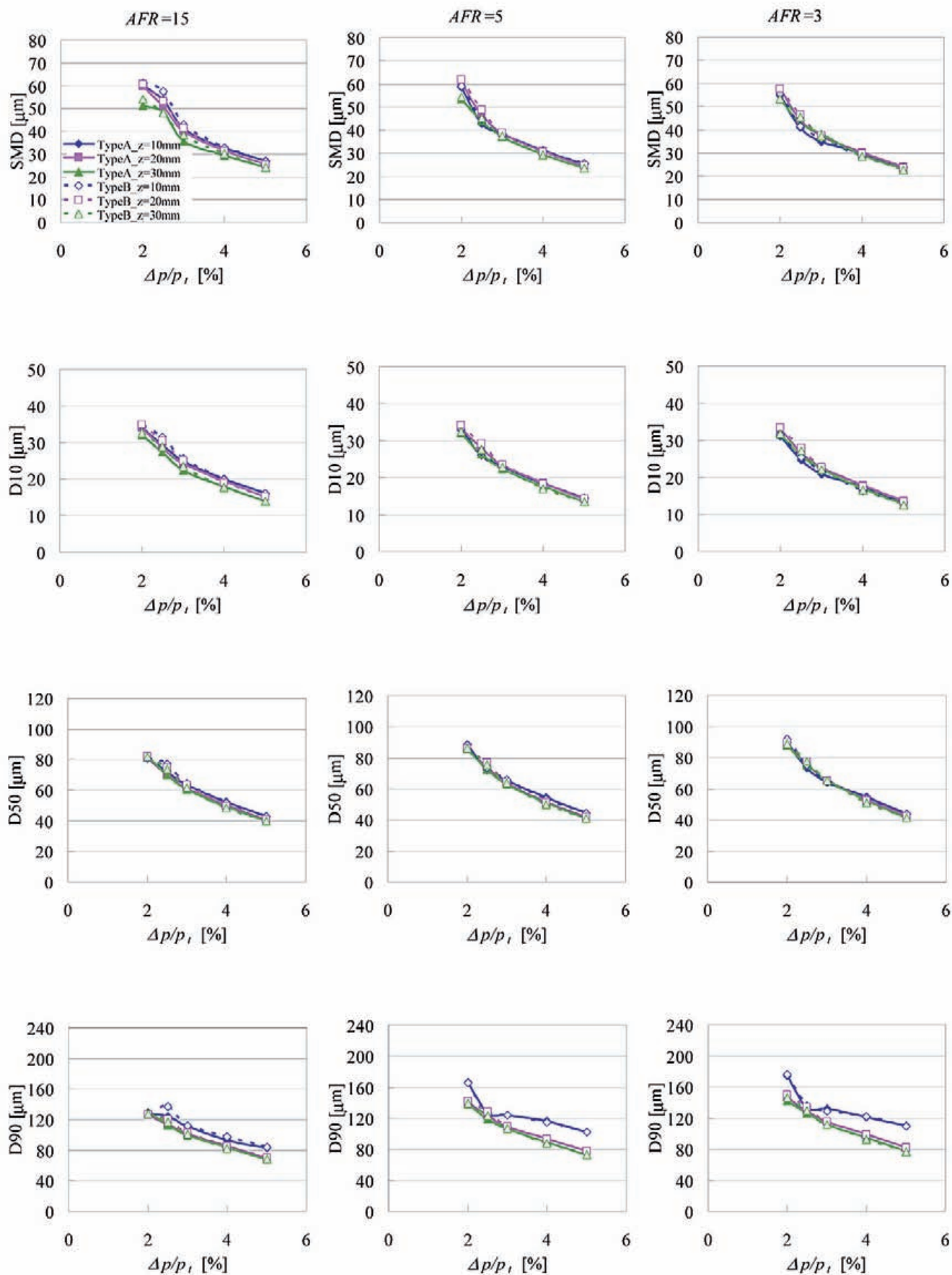


図 B 6.4 燃料スリット部の設計による代表粒径の違い
(Type A vs. Type B, PPN, $ISA = +45$ deg, $OSA = -20$ deg)

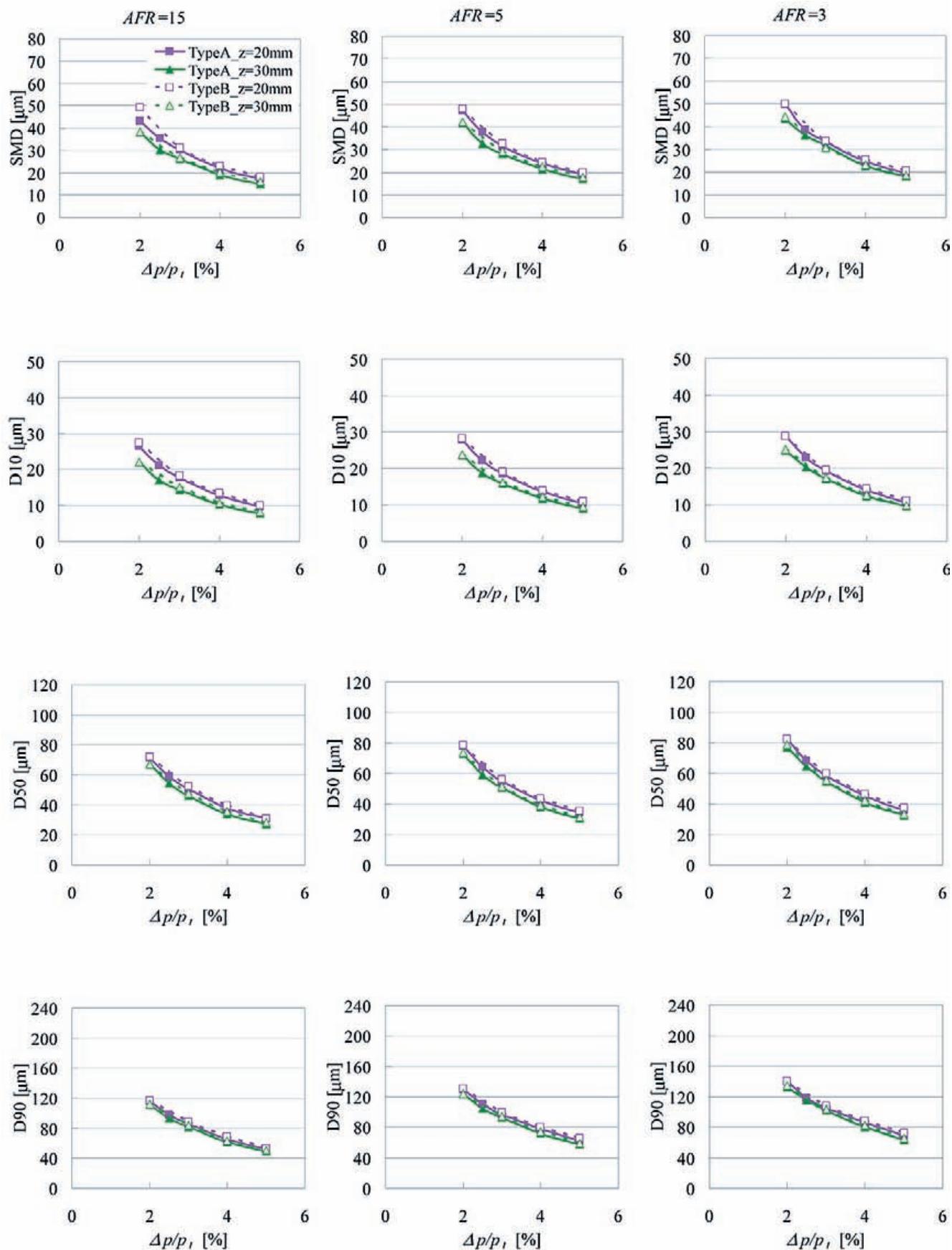


図 B 6.5 燃料スリット部の設計による代表粒径の違い
(Type A vs. Type B, PPN, $ISA = +45 \text{ deg}$, $OSA = -45 \text{ deg}$)

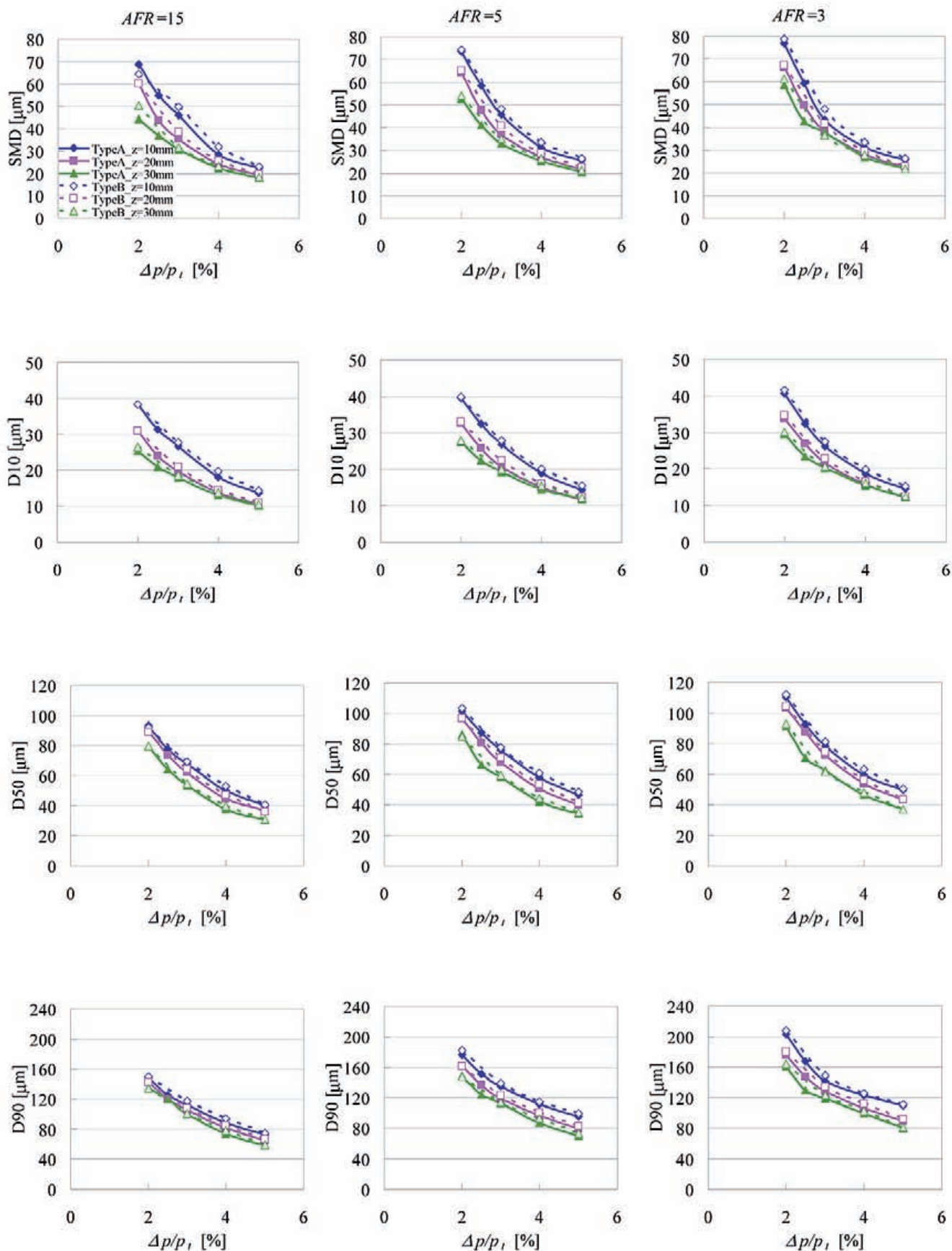


図 B 6.6 燃料スリット部の設計による代表粒径の違い
(Type A vs. Type B, PPN, $ISA = +45 \text{ deg}$, $OSA = -60 \text{ deg}$)

