

% "'''

!

È' "'

%%

Ιωάννης Αϊδαρίνης, Απόστολος Γούλας

@85'

%&

Παπαδόγιαννη Β, Ρωμαίος Α., Περράκης Κ., Πανίδης Θ.

%'

Δ. Γιασεμίδης, Π. Καπίρης, Α. Πάσσος, Δ. Μαθιουλάκης

%(

Ε. Ασημακοπούλου, Δ. Κολαΐτης, Μ. Φούντη

%)'

Α.Δ. Πάσσος, Β.Π. Βουλγαρόπουλος, Σ.Β. Παράς, Α.Α. Μουζά

!

%\*'

Παπαβραμίδης Κ., Κολοκοτρώνης Δ., Τουρλιδάκης Α., Τομπουλίδης Α.

Fi g lcb'

dUfHW'ja U Yj YcVla YfnfD-JE'

%+'

Παναγιωτόπουλος Α., Αγγίδης Γ. , Παπαντώνης Δ., Αναγνωστόπουλος Ι. Α

DYlcb'

%,

Μάριος Χρυσοβέργης, Γεώργιος Αγγίδης, Δημήτριος Παπαντώνης, Ιωάννης Αναγνωστόπουλος

## ΒΕΛΤΙΩΜΕΝΗ ΥΠΟΛΟΓΙΣΤΙΚΗ ΜΟΝΤΕΛΟΠΟΙΗΣΗ ΚΑΙ ΜΕΤΡΗΣΕΙΣ LDA ΤΗΣ ΡΟΗΣ ΑΕΡΑ ΣΕ ΘΑΛΑΜΟ ΕΔΡΑΝΩΝ ΑΕΡΟΠΟΡΙΚΟΥ ΚΙΝΗΤΗΡΑ

Ιωάννης Αϊδαρίνης

[aidarini@auth.gr](mailto:aidarini@auth.gr)

Εργ. Μηχανικής Ρευστών & Στροβιλομηχανών,

Τμήμα Μηχανολόγων Μηχανικών,

Αριστοτέλειο Πανεπιστήμιο Θεσσαλονίκης

Απόστολος Γούλας

[goulas@auth.gr](mailto:goulas@auth.gr)

### ΠΕΡΙΛΗΨΗ

Η συνεχής ανάπτυξη των αερο-κινητήρων προς ελαφρύτερες και συμπαγέστερες σχεδιάσεις χωρίς μείωση της απόδοσής τους, οδηγεί στη σταθερή αύξηση των απαιτήσεων από το σύστημα λίπανσης. Αυτό ισχύει ιδιαίτερα για τους θαλάμους εδράνων όπου δημιουργείται ένα περίπλοκο διφασικό ροϊκό πεδίο από την αλληλεπίδραση του αέρα στεγανοποίησης και του ελαίου λίπανσης. Είναι πολύ σημαντικό να αυξήσουμε το επίπεδο κατανόησης του ροϊκού πεδίου εντός του θαλάμου εδράνων και να αναπτύξουμε υπολογιστικά εργαλεία με στόχο την βελτιστοποίηση της σχεδίασης και την αύξηση της απόδοσής του. Προκειμένου να επιτευχθεί αυτό υλοποιήθηκε μια πειραματική και υπολογιστική μελέτη όλου του θαλάμου εδράνων για ένα εύρος ταχυτήτων περιστροφής και παροχών αέρα στεγανοποίησης.

Οι πειραματικές μετρήσεις της ταχύτητας του αέρα πραγματοποιήθηκαν με τη χρήση της μεθόδου Laser Doppler Anemometry (LDA) σε συνθήκες διφασικής ροής αέρα/ελαίου εντός του θαλάμου και κάλυψαν όλο το μήκος αυτού. Η πειραματική διάταξη που κατασκευάστηκε είναι ένα μοντέλο κλίμακας 1:1 του εμπρόσθιου θαλάμου εδράνων ενός αερο-κινητήρα.

Υλοποιήθηκε επίσης 3D υπολογιστική μοντελοποίηση του θαλάμου εδράνων. Το διάκενο του ένσφαιρου εδράνου με τη παρουσία του ελαίου σε αυτό μοντελοποιήθηκε ως ανισότροπο πορώδες μέσο με σχέσεις που συνέδεσαν τη πτώση πίεσης του αέρα που διέρχεται από αυτό καθώς και την εφαπτομενική συνιστώσα της ταχύτητας του εξερχόμενου από το διάκενο αέρα, με την ροή του αέρα διαμέσου αυτού και την περιστροφική ταχύτητα του άξονα. Η μεθοδολογία δημιουργίας των παραπάνω σχέσεων δίδεται από τους Aidarinis & Goulas (2014).

Η βελτιωμένη υπολογιστική μοντελοποίηση του θαλάμου με την εφαρμογή του νόμου πτώσης πίεσης του 'λιπαινόμενου' ένσφαιρου εδράνου και τη σχέση μοντελοποίησης της εφαπτομενικής ταχύτητας του εξερχόμενου από το έδρανο αέρα, χρησιμοποιήθηκε για να υπολογισθεί το ροϊκό πεδίο για όλο το εύρος των μετρήσεων. Διαπιστώθηκε ότι το διάγραμμα πτώσης πίεσης και στροφών διαπερνάται από μια οριακή καμπύλη και χωρίζεται σε δυο περιοχές λειτουργικών παραμέτρων. Μεγάλες δύνες και περιστροφικές δομές κυριαρχούν στο ροϊκό πεδίο και διαφοροποιούνται ως προς το μέγεθος και τη θέση ανάλογα με τη θέση του σημείου λειτουργίας σε σχέση με την οριακή καμπύλη. Σημεία λειτουργίας άνω της καμπύλης οδηγούν σε ροή τύπου I με τον αέρα να διέρχεται από το διάκενο του ένσφαιρου εδράνου, ενώ σημεία λειτουργίας υπό τη καμπύλη οδηγούν σε ροή τύπου II χωρίς διέλευση αέρα από το διάκενο του εδράνου

**Λέξεις Κλειδιά:** Θάλαμος εδράνων; Διφασική Ροή Αέρα Λιπαντικού; Πορώδες Μέσο; CFD

## 1. ΕΙΣΑΓΩΓΗ

Ο σχεδιασμός των θαλάμων εδράνων έχει σε μεγάλο βαθμό στηριχθεί σε εμπειρικές συσχετίσεις που εξήχθησαν από την έρευνα και τη γνώση που αποκτήθηκε από την εμπειρία διαμέσου των ετών καθώς και από χρονοβόρα πειράματα. Η σύγχρονη ανάπτυξη των αερο-κινητήρων επικεντρώνεται σε ελαφρύτερες και ποιό συμπαγείς κατασκευές, που θέτουν αυξανόμενες απαιτήσεις από το σύστημα λίπανσης. Καθόσον για την αύξηση της θερμικής απόδοσης απαιτείται η αύξηση της θερμοκρασίας εισόδου στο στρόβιλο, τα πτερύγια αντιμετωπίζουν υψηλότερες θερμοκρασίες εισόδου και επιπροσθέτως ο αέρας ψύξης που λαμβάνεται από το συμπιεστή του εσωτερικού συστήματος αέρα, βρίσκεται σε υψηλότερη θερμοκρασία. Αυτό οδηγεί στη μείωση της θερμοκρασιακής διαφοράς και συνεπώς στο περιορισμό της διαδικασίας ψύξης. Προκειμένου να αντιμετωπισθεί αυτό το πρόβλημα χρειάζονται μεγαλύτερες ποσότητες αέρα ψύξης των συστημάτων λίπανσης. Αυτό οδηγεί σε μεγαλύτερα συστήματα λίπανσης, προσθέτοντας αυξημένες απώλειες ισχύος και βάρους στη μηχανή. Όσον αφορά τη ροή ελαίου στο θάλαμο του εδράνου, μόνο ένα σχετικά μικρό κλάσμα του ελαίου χρησιμοποιείται για λίπανση του εδράνου, ενώ το περισσότερο έλαιο χρησιμοποιείται ως ψυκτικό μέσο. Για τους λόγους αυτούς είναι ιδιαίτερος σημαντική η επαρκής εκτίμηση της ροής εντός του θαλάμου εδράνων όσον αφορά τον αέρα στεγανοποίησης, όταν διερευνάται η απόδοση του αερο-κινητήρα.

### 1.1. Υπόβαθρο

Μελέτες του Wittig et al. (1994) αντιμετώπισαν τη ροή εντός του θαλάμου εδράνων κυρίως με τη χρήση της τεχνικής μετρήσεων πάχους στρώματος με υπερήχους. Έδειξαν ότι τα χαρακτηριστικά της μεταφοράς θερμότητας εξαρτώνται από την περιστροφική ταχύτητα και τη ροή ελαίου εντός του θαλάμου. Επέκταση αυτής της εργασίας πραγματοποιήθηκε από τον Glahn et al. (1996) συμπεριλαμβάνοντας μετρήσεις της ταχύτητας του στρώματος ελαίου, όπου είναι σημαντική στη διαδικασία των υπολογισμών η ροή του αέρα στην περιοχή. Διερεύνηση της ροής σταγονιδίων ελαίου που έγινε από τον Glahn et al. (1996) έδειξε την ισχυρή εξάρτηση της ροής της φάσης του ελαίου από την ροή του αέρα. Η ένταση της ροής του αέρα και οι περιοχές ανακυκλοφορίας δημιουργούν ένα περίπλοκο ροϊκό πεδίο και έχουν επίδραση στη ροή του ελαίου υπό τη μορφή των σταγονιδίων. Ο Glahn et al. (2002) έδειξε ότι η διάσπαρτη φάση του ελαίου επηρεάζεται σημαντικά από τη μορφή της αέριας φάσης, πράγμα που έχει επίδραση στη λίπανση και στη ψύξη των θαλάμων εδράνων. Επιπρόσθετα ο Busam et al (2000) πραγματοποίησε μετρήσεις των χαρακτηριστικών της μεταφοράς θερμότητας και προσπάθησε να παρουσιάσει μία γενικευμένη περιγραφή της μεταφοράς θερμότητας εντός του θαλάμου εδράνων. Διάφορες παράμετροι όπως το ύψος του θαλάμου, η περιστροφική ταχύτητα και ροή του ελαίου εξετάστηκαν. Μελέτες του Willenborg et al. (2002) εξέτασαν τα χαρακτηριστικά της μεταφοράς θερμότητας εντός των θαλάμων με έμφαση σε αναφλέξεις του ελαίου και σε προβλήματα απανθράκωσης.

Σε όλες αυτές τις εργασίες, οι συγγραφείς εφάρμοσαν μόνο αριθμητικές μεθόδους για τον υπολογισμό της ροής του αέρα και συμπέραναν ότι οποιαδήποτε αποτελεσματική αριθμητική ανάλυση των διασπασμένων φαινομένων εντός των θαλάμων εδράνων απαιτεί λεπτομερή κατανόηση της ροής του αέρα προκειμένου να εξαγάγει μια σχέση για την συσχέτιση μεταξύ των φάσεων της ροής του αέρα και του ελαίου.

Ο Gorse et al. (2003) διερεύνησε πειραματικά την καθαρή ροή του αέρα σε μία απλοποιημένη γεωμετρία. Προσδιορίστηκαν τρεις διαφορετικοί τύποι τρισδιάστατης ροής εντός του θαλάμου, εξαρτώμενοι από τη σχέση μεταξύ της περιστροφικής ταχύτητας και της παροχής του εισερχόμενου αέρα στεγανοποίησης. Περαιτέρω διεφάνη ότι η αύξηση της παροχής του αέρα στεγανοποίησης επέφερε μικρή μείωση της εφαιπτομενικής συνιστώσας της ταχύτητας του αέρα εντός του θαλάμου. Ο Wang et al. (2001) και ο Farrall et al. (2000,2003) παρουσίασαν μοντελοποιήσεις με στόχο την εμβάθυνση στη ροή εντός του θαλάμου αλλά η επαλήθευση των αποτελεσμάτων απαιτούσε την ύπαρξη πειραματικών δεδομένων. Ο Lee et al. (2005) πραγματοποίησε μετρήσεις της ροής του αέρα με τη χρήση Particle Image Velocimetry (PIV) και παρουσίασε αποτελέσματα μοντελοποίησης CFD για μια διάταξη που προσομοίωνε τον θάλαμο εδράνων HP-IP (High-Intermediate pressure). Τα αποτελέσματα αυτά ήταν σε ρεαλιστική συμφωνία με τα πειραματικά αποτελέσματα.

Ο Flouros (2005) πραγματοποίησε πειραματικές μετρήσεις σε διάταξη θαλάμου εδράνων

πραγματικού κινητήρα με τη χρήση ένσφαιρου εδράνου και έδειξε ότι η αύξηση της παροχής του αέρα στεγανοποίησης επέφερε αύξηση της παραγωγής θερμότητας εντός του εδράνου. Καθόσον ένα τμήμα του αέρα στεγανοποίησης διήλθε διαμέσου του ένσφαιρου εδράνου στη διάταξή του, μπορεί να υποθεθεί ότι η διέλευση αέρα διά του εδράνου, επίσης επηρεάζει την παραγωγή θερμότητας σε αυτό. Ο Flouros (2006) επίσης συμπέρανε ότι η ποσότητα των παραγόμενων σταγονιδίων ελαίου από το ένσφαιρο έδρανο ελαττώνεται με τη χρήση διάτρητων ασπίδων που καλύπτουν το έδρανο. Από τον καθορισμό της πειραματικής του διάταξης μπορεί να εξαχθεί ότι ο αέρας στεγανοποίησης επέφερε διαφορά πίεσης κατά μήκος το εδράνου και κατά συνέπεια ροή διαμέσου του εδράνου. Δεδομένου του ότι οι διάτρητες ασπίδες αυξάνουν την αντίσταση του εδράνου στη ροή, ο ρυθμός της διαμπερούς ροής του αέρα και συνεπώς το ποσό των παραγόμενων σταγονιδίων μειώνεται. Ο Gorse et al. (2005) διεξήγαγε πειράματα σε μοντέλο θαλάμου με κυλινδρικό έδρανο και βρήκε ότι η ροή του ελαίου που εισέρχεται στον θάλαμο έχει ισχυρή εξάρτηση από την ροή του αέρα διαμέσου του εδράνου που προκαλείται από την διαφορά πίεσης κατά μήκος του εδράνου. Εξαρτώμενο από την ένταση της ροής του αέρα διαμέσου του εδράνου, δημιουργείται ένα στρώμα ελαίου από τα κυλινδρικά έδρανο με ή χωρίς σταγονίδια, που καλύπτει το στήριγμα του εδράνου. Ο Gorse et al (2008) συμπέρανε ότι η πλέον σημαντική παράμετρος στη δημιουργία των σταγονιδίων από κυλινδρικά έδρανα είναι η αξονική ροή αέρα διαμέσου των εδράνων που προκαλείται από την διαφορά πίεσης κατά μήκος αυτών. Η ελάττωση της διαφοράς πίεσης οδηγεί στη μείωση της παραγωγής σταγονιδίων. Ο Hashmi et al. (2011) διερεύνησε σε μία απλή διάταξη την επίδραση των κύριων συντελεστών που επηρεάζουν την δυναμική των στρωμάτων τοιχώματος σε ένα τυπικό περιβάλλον θαλάμου εδράνων. Διεφάνη ότι οι απώλειες ορμής στην περιοχή αντιρροής γίνονται σημαντικά μεγαλύτερες από ότι στην περιοχή ομορροής, όταν αυξάνεται η ροή του αέρα διάτμησης πέραν μίας συγκεκριμένης τιμής.

Ο Aidarinis et al. (2010) παρουσίασε ένα αρχικό μοντέλο της ροής εντός ενός εμπρόσθιου θαλάμου εδράνων. Εξήχθη ότι η πτώση πίεσης διαμέσου του εδράνου, που μοντελοποιήθηκε ως απλός δακτύλιος πορώδους μέσου, είναι συνάρτηση της περιστροφικής ταχύτητας του άξονα και της παροχής του αέρα στεγανοποίησης στον θάλαμο, δηλ. της συγκεκριμένης διαμόρφωσης, του μεγέθους των ανοιγμάτων μεταξύ εμπρόσθιου και οπίσθιου τμήματος του θαλάμου. Οι συντελεστές της συνάρτησης της πτώσης πίεσης καθορίστηκαν με τη χρήση πειραματικών μετρήσεων με την τεχνική LDA.

Σε αυτή την εργασία παρουσιάζεται ένα εξελιγμένο μοντέλο της ροής εντός του θαλάμου, επαληθευμένο με πειραματικά δεδομένα. Εισάγεται ένα μοντέλο πτώσης πίεσης και ένα μοντέλο γωνιακής ορμής του αέρα που διέρχεται από το έδρανο, ως συναρτήσεις των λειτουργικών παραμέτρων του εδράνου. Το μοντέλο μπορεί να χρησιμοποιηθεί για τη βελτιστοποίηση της γεωμετρίας του θαλάμου σύμφωνα με επιλεγμένους στόχους.

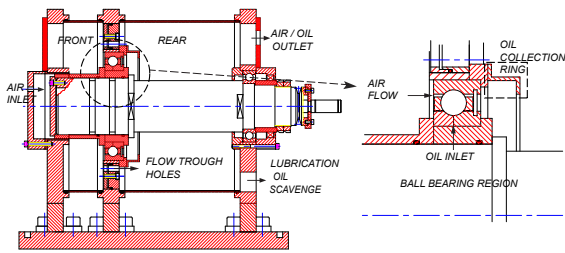
## 2. ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΗ ΔΙΑΤΑΞΗ ΚΑΙ ΜΕΤΡΗΣΕΙΣ LDA

Οι πειραματικές μετρήσεις πραγματοποιήθηκαν σε μοντέλο κλίμακας 1:1 ενός θαλάμου αεροκινητήρα, που σχεδιάστηκε και υλοποιήθηκε από το EMPΣ. Στο σχ. 1 φαίνεται η διαμήκης τομή του δοκιμαστηρίου. Λεπτομέρειες της όλης πειραματικής διάταξης αναφέρονται από τον Aidarinis et al. (2010).

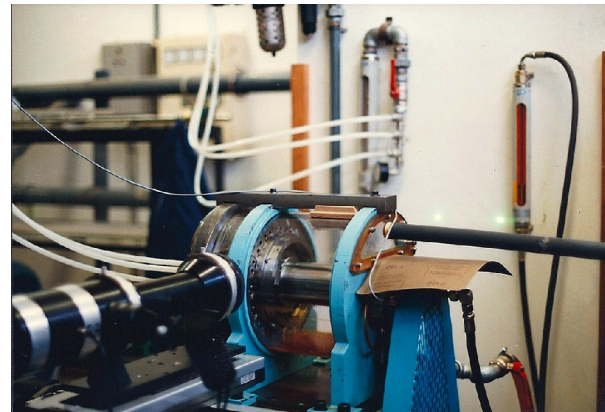
Ο θάλαμος εδράνων διαιρείται από τον εγκάρσιο μεταλλικό δίσκο συγκράτησης του εδράνου σε δύο περιοχές την εμπρός και την πίσω κατά την κατεύθυνση της ροής του αέρα. 32 μικρές οπές ( 10 mm) σε ζεύγη των δύο που ισαπέχουν είναι τοποθετημένες περιφερειακά και ομόκεντρα επί του δίσκου. Ο αέρας εισέρχεται στο εμπρόσθιο τμήμα του θαλάμου διαμέσου ενός λεπτού δακτυλίου που προσομοιώνει τον λαβύρινθο στεγανοποίησης. Κατόπιν ένα μέρος του αέρα διέρχεται διά των 32 οπών, ενώ το υπόλοιπο διέρχεται διά του διάκενου του εδράνου που έχει ύψος 2.20 mm και σχηματίζεται από τον κλωβό του και τον εξωτερικό δακτύλιο του εδράνου, όπως φαίνεται και στο μεγεθυμένο τμήμα του σχ. 1, προς το πίσω τμήμα του θαλάμου. Ο αέρας εξέρχεται του θαλάμου από την οπή απαγωγής που βρίσκεται στον πίσω δίσκο συγκράτησης του θαλάμου.

Το ένσφαιρο έδρανο κύλισης που χρησιμοποιήθηκε, ήταν εξάρτημα ενός αερο-κινητήρα SNECMA. Έχει εσωτερική διάμετρο 125 mm, εξωτερική διάμετρο 190 mm και λιπαίνεται εκ των έσω (under-race lubrication).

Στην εικ. 1 απεικονίζεται η πειραματική διάταξη με το τμήμα οπτικών του συστήματος μετρήσεων LDA.



Σχ. 1: Αξονική Τομή του Δοκιμαστικού Θαλάμου Εδράνων του EMPΣ



Εικ. 1: Όψη του Δοκιμαστικού Θαλάμου Εδράνων του EMPΣ και των Οπτικών LDA

Οι μετρήσεις ταχύτητας πραγματοποιήθηκαν με τη χρήση ενός ανεμομέτρου Laser Doppler (LDA) DANTEC οπίσθιας λήψης σήματος μέτρησης 2 διαστάσεων. Το σήμα αναλύθηκε και επεξεργάστηκε με τη χρήση Burst Spectrum Analyzer (BSA). Σταγονίδια ελαίου μεγέθους μεταξύ 1 και 10  $\mu\text{m}$ , ευρισκόμενα στο θάλαμο και παραγόμενα από το έδρανο, χρησιμοποιήθηκαν ως σωματίδια μέτρησης. Το σήμα από μεγαλύτερα σωματίδια που επίσης βρίσκονται στο θάλαμο απορρίφθηκε εφαρμόζοντας κατάλληλο εύρος φιλτραρίσματος κατά την ρύθμιση του BSA.

### 2.1 Διερευνηθείσες Περιπτώσεις

Οι μετρήσεις πραγματοποιήθηκαν για τις συνθήκες λειτουργίας που αναγράφονται στον πίνακα 1 και ανταποκρίνονται σε περιστροφική ταχύτητα του άξονα 4000, 5500, 7000 rpm. Εξετάστηκαν παροχές αέρα στεγανοποίησης 23 g/s και 33 g/s, ενώ η παροχή ελαίου λίπανσης ήταν σε όλες τις περιπτώσεις ήταν σταθερή και ίση με 150 l/h.

Πίνακας 1: Περιπτώσεις και Παράμετροι Μετρήσεων

Περίπτωση	N[rpm]	$\dot{m}$ [g/s]	Περίπτωση	N[rpm]	$\dot{m}$ [g/s]
2-4	4000	23	3-4	4000	33
2-5	5500	23	3-5	5500	33
2-7	7000	23	-	-	-

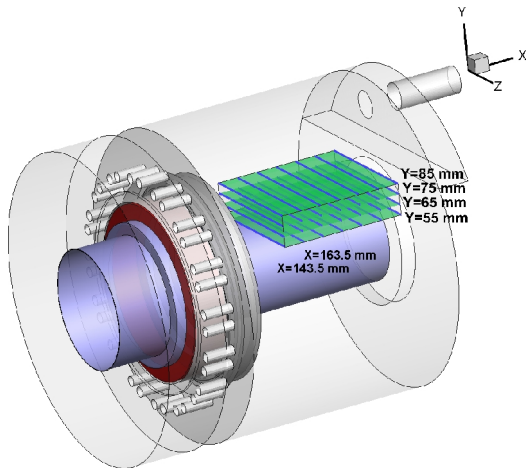
Οι μετρήσεις πραγματοποιήθηκαν μόνο στο άνω ήμισυ του θαλάμου κατάντι του εδράνου ώστε να αποφευχθούν προβλήματα ανακλάσεων ακτίνων Laser από τον άξονα.

Στο σχ. 2 απεικονίζεται ο χώρος των μετρήσεων. Οι θέσεις όπου ελήφθησαν μετρήσεις είναι οι παρακάτω:

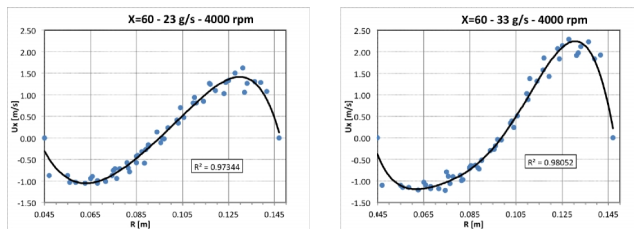
- Z διεύθυνση ( $0 \pm 120$  mm) με το μηδέν να ευρίσκεται επί του άξονα συμμετρίας. Μετρήσεις ελήφθησαν ανά 10 mm.
- Y διεύθυνση ( $55 \pm 85$  mm) με το μηδέν να ευρίσκεται επί του άξονα συμμετρίας. Μετρήσεις ελήφθησαν ανά 10 mm.
- X διεύθυνση ( $20 \pm 140$  mm) κατά μήκος του άξονα συμμετρίας με το μηδέν να ευρίσκεται στην επιφάνεια του δακτυλίου συγκέντρωσης του ελαίου (123.50 mm από τον εμπρόσθιο δίσκο). Μετρήσεις ελήφθησαν ανά 20 mm.

Ο καμβάς των μετρηθέντων σημείων, όντας σε καρτεσιανές συντεταγμένες συμβατές με την κίνηση του συστήματος LDA, έπρεπε να μετασχηματισθεί σε κυλινδρικές συντεταγμένες πλέον κατάλληλες για αξισυμμετρικό χώρο μετρήσεων. Σε κάθε επίπεδο X οι συντεταγμένες της θέσης της μετρηθείσας αξονικής συνιστώσας της ταχύτητας μετασχηματίστηκαν από το Y, Z στο R,  $\theta$  σύστημα συντεταγμένων.

Οι αρχικές μετρήσεις έδειξαν ότι το ροϊκό πεδίο είναι αξισυμμετρικό σε όλο το θάλαμο εκτός των περιοχών κοντά στις εξερχόμενες από τις σπές δέσμες καθώς και στην περιοχή της εξόδου του αέρα από το θάλαμο.



Σχ. 2: Αξισυμμετρική Όψη του Πεδίου Μετρήσεων (Πράσινο) εντός του Θαλάμου Κατόντι του Εδράνου



Σχ. 3: Κατανομή των σημείων μέτρησης της Αξονικής Ταχύτητας για 4000 rpm και 23 / 33 g/s (X=60/183.5 mm)

Επί του προκειμένου όλες οι μετρήσεις για κάθε επίπεδο X μπορούν να τοποθετηθούν σε διάγραμμα συσχέτισης της ταχύτητας με την ακτίνα. Ένα τυπικό δείγμα αυτής της διαδικασίας απεικονίζεται στο σχ. 3. Οι τελείες δείχνουν σημεία μέτρησης για X=60mm ενώ η συνεχής γραμμή αποτελεί την βέλτιστη προσαρμοσμένη καμπύλη για ροές μάζας αέρα 23 και 33g/s στις 4000 rpm.

Η μεγαλύτερη διασπορά των μετρηθεισών τιμών ταχύτητας παρατηρείται στην περιοχή των εξερχόμενων δεσμών αέρα από τις οπές του δίσκου στήριξης του εδράνου. Τα δεδομένα που συνελέγησαν καλύπτουν περιοχή ενός ζεύγους οπών. Μικρές μεταβολές της γεωμετρίας των οπών κατά την κατασκευή μπορούν να προκαλέσουν αλληλεπίδραση των δύο δεσμών. Αυτό μπορεί να προκαλέσει μεταβολές της θέσης των δεσμών συναρτήσει του χρόνου, πράγμα που μπορεί να οδηγήσει στη παρατηρούμενη διασπορά. Για το λόγο αυτό μπορεί να αναμένεται στην περιοχή μεγαλύτερη απόκλιση πειραματικών και υπολογιστικών αποτελεσμάτων

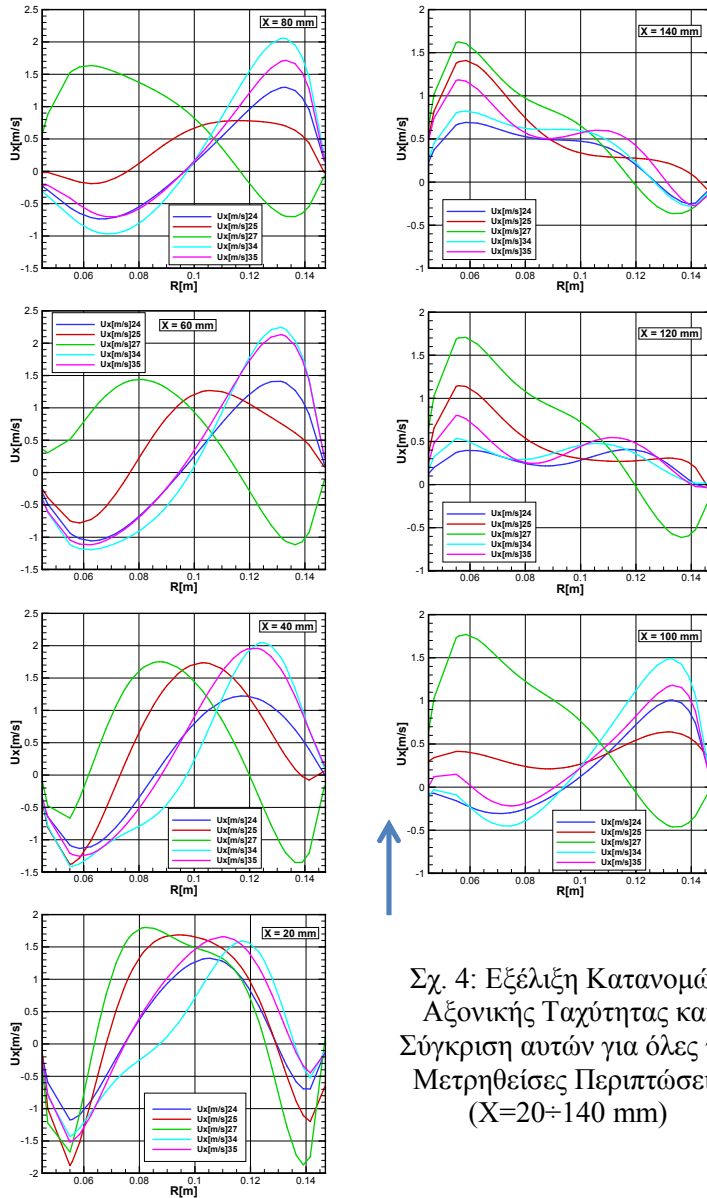
## 2.2 Παρουσίαση και Ανάλυση των Πειραματικών Αποτελεσμάτων

Οι κατανομές αξονικών ταχυτήτων για όλες τις μετρηθείσες περιπτώσεις σε κάθε X επίπεδο κατά μήκος του άξονα απεικονίζονται στο σχ. 4. Οι τέσσερις περιπτώσεις 2-4, 2-5, 3-4 και 3-5 έχουν κοινά χαρακτηριστικά. Η ροή εν γένει διαχωρίζεται σε δύο περιοχές. Το εμπρόσθιο τμήμα του πίσω θαλάμου κοντά στο δίσκο συγκράτησης του εδράνου φαίνεται να κυριαρχείται από περιδινούμενο αέρα προκαλούμενο από την περιστροφή του άξονα και τις δέσμες που εξέρχονται από τις οπές. Το πίσω τμήμα κυριαρχείται σε μικρότερο βαθμό από την περιστροφή του άξονα αλλά κυρίως από την θέση και το μέγεθος της οπής εξόδου του αέρα από το θάλαμο. Πέραν του επιπέδου X=120mm οι κατανομές της ταχύτητας είναι παρόμοιες για όλες τις περιπτώσεις.

Η περίπτωση 2-7 παρουσιάζει διαφορετική συμπεριφορά. Παρατηρείται περιορισμένης έκτασης αναστροφή ροή στην περιοχή πλησίον του εδράνου και του άξονα. Οι δέσμες του αέρα, που εξέρχεται από τις οπές του δίσκου στήριξης του εδράνου, συγκλίνουν προς τον περιστρεφόμενο άξονα, ενώ δημιουργείται μια περιοχή αναστροφής της ροής κοντά στα εξωτερικά τοιχώματα του θαλάμου.

Προκειμένου να υπάρξει ευκρινέστερη καταγραφή της ροής, για όλες τις εξετασθείσες περιπτώσεις, απεικονίζονται στα σχ. 5 έως 7 οι ισοϋψείς της αξονικής ταχύτητας σε ένα επίπεδο διερχόμενο από τον άξονα περιστροφής που σχηματίζει γωνία 33.75° με τον κάθετο άξονα και το οποίο διέρχεται ανάμεσα από τις οπές του δίσκου συγκράτησης του εδράνου. Προκειμένου να διευκολυνθεί η σύγκριση μεταξύ των περιπτώσεων που μελετήθηκαν, διατηρήθηκε σε όλες τις απεικονίσεις η ίδια χρωματική κλίμακα.

Η συνεχής μαύρη γραμμή κοντά στην επιφάνεια του άξονα ορίζει την περιοχή αναστροφής της ροής, όπου το ολοκλήρωμα της ροής μάζας που υπολογίζεται από τα πειραματικά αποτελέσματα και αρχίζει από την επιφάνεια του άξονα, σε κάθε επίπεδο X είναι μηδέν. Αυτή η περιοχή δημιουργεί στο χώρο μία τοροειδή δίνη που περιβάλλει τον άξονα.



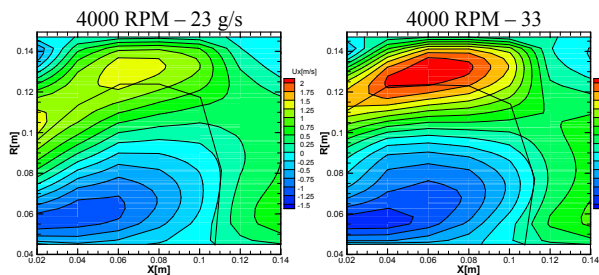
Σχ. 4: Εξέλιξη Κατανομών Αξονικής Ταχύτητας και Σύγκριση αυτών για όλες τις Μετρηθείσες Περιπτώσεις (X=20÷140 mm)

Εμφανίσθηκε επίσης περιοχή ανάστροφης ροής στη γωνία που δημιουργείται από τον οπίσθιο δίσκο στήριξης και το κυλινδρικό τοίχωμα του θαλάμου. Στην περιοχή αυτή καταγράφεται τοροειδής δίνη το μέγεθος της οποίας διαφοροποιείται ανάλογα με την περίπτωση.

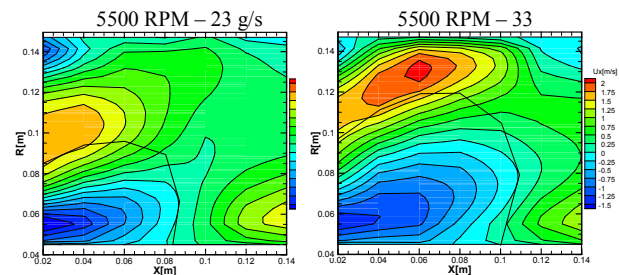
Στο σχ. 5 απεικονίζονται οι ισοϋψείς της αξονικής ταχύτητας στο επίπεδο των 33.75° για 4000 rpm και τις δύο παροχές αέρα στεγανοποίησης.

Παρατηρείται ευρεία περιοχή αναστροφής της ροής κοντά στην επιφάνεια του άξονα και το έδρανο που δημιουργεί στο χώρο μια μεγάλη τοροειδή δίνη. Η δέσμη του αέρα που εξέρχεται από τις οπές είναι εμφανέστατη και η κατεύθυνσή της είναι προς τα κυλινδρικά τοιχώματα του θαλάμου. Μια μικρή τοροειδής δίνη αντίθετου προσήμου με την προηγούμενη εμφανίζεται στη γωνία που σχηματίζεται από το δίσκο συγκράτησης του εδράνου και το κυλινδρικό τοίχωμα του θαλάμου. Η αύξηση της παροχής του αέρα επιφέρει αύξηση της ταχύτητας της δέσμης, καθώς και του μεγέθους της αρνητικής ταχύτητας στη περιοχή ανακυκλοφορίας. Η δε

έκταση της περιοχής ανακυκλοφορίας αυξάνεται και αυτή. Το μέγεθος της τοροειδούς δίνης στη γωνία μειώνεται εξαιτίας της επέκτασης των δεσμών και της υψηλότερης ταχύτητας αυτών.



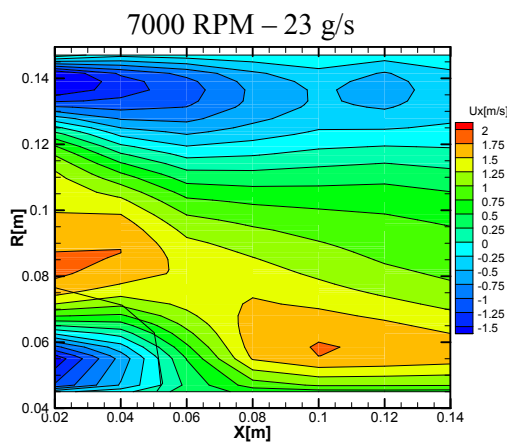
Σχ. 5: Ισοϋψείς Αξονικής Ταχύτητας σε τομή 33.75° στις 4000 rpm



Σχ. 6: Ισοϋψείς Αξονικής Ταχύτητας σε τομή 33.75° στις 5500 rpm

Η αύξηση της περιστροφικής ταχύτητας στις 5500 rpm, περιπτώσεις 2-5 και 3-5 που απεικονίζονται στο σχ. 6, παράγει τα ίδια χαρακτηριστικά όπως και στις περιπτώσεις των 4000 rpm. Η μόνη διαφορά με τις προηγούμενες περιπτώσεις έγκειται στο μέγεθος της αύξησης της ταχύτητας των δεσμών και στο μικρότερο μέγεθος της τοροειδούς δίνης που βρίσκεται στη περιοχή άξονα – εδράνου. Αυτό

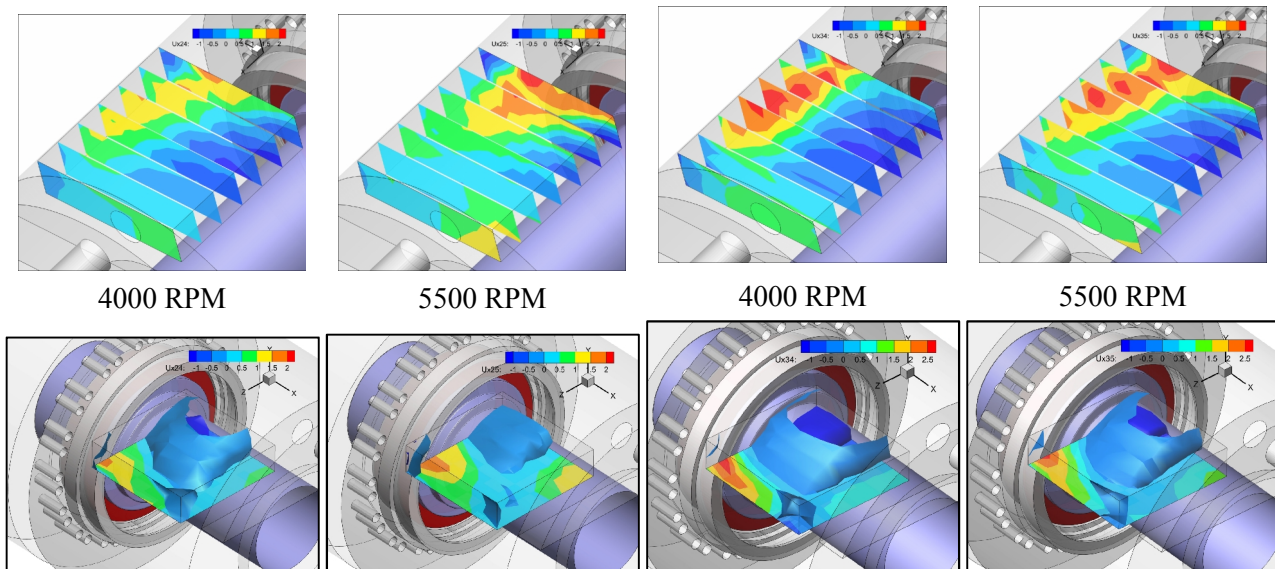
δείχνει ότι η ροή της μάζας του αέρα που εξέρχεται από τις οπές αυξάνεται και συνεπώς η ροή μάζας διαμέσου του διάκενου του εδράνου μειώνεται. Η ένταση της ανακυκλοφορίας της τοροειδούς δίνης κοντά στον άξονα συγκρινόμενη με αυτή των 4000 rpm έχει αυξηθεί. Η δε τοροειδής δίνη της γωνίας των τοιχωμάτων αυξάνει κατά μέγεθος και ένταση ανακυκλοφορίας.



Σχ. 7: Ισοϋψείς Αξονικής Ταχύτητας σε τομή  $33.75^\circ$  στις 7000 rpm

Η περίπτωση 2-7 που απεικονίζεται στο σχ. 7, είναι τελείως διαφοροποιημένη. Η περιοχή ανακυκλοφορίας κοντά στο τοίχωμα έχει συρρικνωθεί σημαντικά σε σχέση με τις περιπτώσεις των 4000 και 5500 rpm. Οι εξερχόμενες από τις οπές δέσμες κατευθύνονται προς το κέντρο του θαλάμου και μια μεγάλη περιοχή αντιστροφής της ροής έχει παρουσιασθεί κατά μήκος των κυλινδρικών τοιχωμάτων του θαλάμου. Η μικρή τοροειδής δίνη που εμφανίστηκε στη γωνία ενδιάμεσου δίσκου – τοιχωμάτων στις περιπτώσεις των 4000 και 5500 rpm, έχει επεκταθεί σημαντικά καλύπτοντας σχεδόν όλη την εσωτερική επιφάνεια του κυλινδρικού τοιχώματος του θαλάμου.

Στο σχ. 8 απεικονίζονται, για τις περιπτώσεις 2-4 και 2-5, σε ισομετρική όψη, ισοεπιφάνειες της αξονικής ταχύτητας για μηδέν και -1 m/s και ισοϋψείς σε εγκάρσια επίπεδα X εντός του χώρου μετρήσεων, καθώς και τα γεωμετρικά στοιχεία που επηρεάζουν τη ροή, όπως ο άξονας, ο κλωβός, οι οπές, ο δακτύλιος συγκέντρωσης του ελαίου και η οπή εξόδου του αέρα. Η ανάπτυξη της ροής εντός του θαλάμου είναι εμφανώς αναγνωρίσιμη όσον αφορά το μέγεθος της περιοχής αρνητικής ταχύτητας και την διείσδυση των δεσμών εντός του θαλάμου. Οι δέσμες, εξαιτίας της περιστροφής και ανάπτυξης ανάστροφης ροής πλησίον του άξονα, κινούνται προς τα κυλινδρικά τοιχώματα του θαλάμου. Μετά το μέσο το θαλάμου οι δέσμες στρέφονται προς το εσωτερικό και κινούνται προς την οπή εξόδου ενώ ταυτόχρονα έχουν απολέσει την συνοχή τους. Είναι ενδιαφέρον να επισημανθεί η παρουσία περιοχής αναστροφής στη γωνία που σχηματίζεται από



Σχ. 8: Ισοϋψείς και Ισοεπιφάνειες της Αξονικής Ταχύτητας για  $U_x = 0, -1$  m/s και ροή αέρα 23 g/s και 4000/5500 rpm

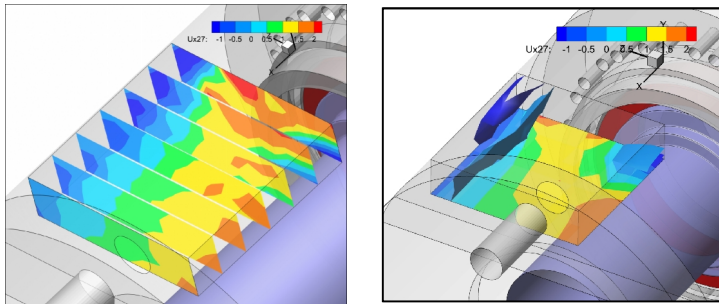
Σχ. 9: Ισοϋψείς και Ισοεπιφάνειες της Αξονικής Ταχύτητας για  $U_x = 0, -1$  m/s και ροή αέρα 33 g/s και 4000/5500 rpm

τα κυλινδρικά τοιχώματα και τον οπίσθιο δίσκο συγκράτησης. Στην περίπτωση των 5500 rpm οι δέσμες δεν φθάνουν τόσο μακριά προς τα κυλινδρικά τοιχώματα όσο αυτές των 4000 rpm και παραμένουν πλησιέστερα στον άξονα περιστροφής, παρότι το μέγεθος της ταχύτητας αυτών είναι μεγαλύτερο.



Οι ισο-επιφάνειες της ταχύτητας στα κατώτερα γραφήματα των σχημάτων δείχνουν το μέγεθος της περιοχής αναστροφής της ροής στο χώρο.

Η αύξηση της ροής μάζας από 23 g/s σε 33 g/s, σχ. 9, δεν αλλάζει σημαντικά τη γενική εικόνα της ροής, εκτός του ότι ενισχύεται η ένταση των δεσμών εξαιτίας της, πράγμα που οδηγεί τις δέσμες να φθάνουν τα κυλινδρικά τοιχώματα του θαλάμου. Ωστόσο η παρατηρούμενη διαφοροποίηση στη περίπτωση των 23 g/s όσον αφορά τη θέση των δεσμών σε σχέση με τον άξονα επαναλαμβάνεται και εδώ αλλά είναι λιγότερο εμφανής, καθώς η ορμή των δεσμών είναι μεγαλύτερη σε σχέση με τις δυνάμεις εξαιτίας της περιστροφής. Η έκταση της περιοχής αναστροφής της ροής είναι μεγαλύτερη σε σχέση με αυτή της ροής μάζας των 23 g/s.



Σχ. 10: Ισοψείς και Ισοεπιφάνειες της Αξονικής Ταχύτητας για  $U_x = 0, -1$  m/s και ροή αέρα 23 g/s και 7000 rpm

Στο σχ. 10 παρουσιάζεται η περίπτωση 2-7. Στις 7000 rpm η περιοχή ανακυκλοφορίας πλησίον του άξονα και του εδράνου είναι πολύ μικρή και οι εξερχόμενες δέσμες φαίνεται να επηρεάζονται περισσότερο από την περιστροφή. Η τάση που παρατηρήθηκε στις 4000 and 5500 rpm δηλ. η κίνηση των δεσμών προς τα κυλινδρικά τοιχώματα του θαλάμου είναι αντιστρόφως ανάλογη με την περιστροφική ταχύτητα είναι

εμφανής και στην περίπτωση 2-7 όπου στις 7000 rpm οι δέσμες περιβάλλουν τον περιστρεφόμενο άξονα, δημιουργώντας μια μικρή περιοχή ανακυκλοφορίας κοντά στο έδρανο. Ως αποτέλεσμα δημιουργείται μια μεγάλη περιοχή ανακυκλοφορίας κατά μήκος των κυλινδρικών τοιχωμάτων του θαλάμου.

Τα πειραματικά αποτελέσματα συνοψίζονται στα παρακάτω:

Η ροή εντός του θαλάμου είναι αξισυμμετρική παντού, εκτός από την περιοχή των οπών του δίσκου συγκράτησης όπου εμφανίζονται ανεξάρτητα ζεύγη δεσμών και στην περιοχή κοντά στην οπή εξόδου του αέρα, που καλύπτει το χώρο πέραν του εγκάρσιου επιπέδου με  $X=120$  mm.

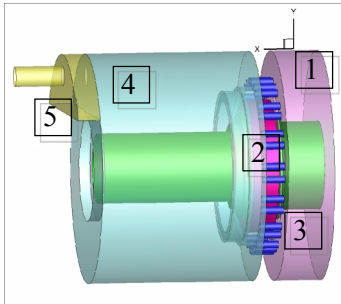
Στην περιοχή γύρω από τον άξονα και το ένσφαιρο έδρανο παρατηρείται αναστροφή της ροής. Στο χώρο αυτή η αναστροφή δημιουργεί μια τοροειδή δίνη το μέγεθος και η ένταση της οποίας επηρεάζονται από την περιστροφική ταχύτητα του άξονα και τη ροή του αέρα διαμέσου του εδράνου. Μια δεύτερη τοροειδής δίνη με αντίθετο πρόσημο με την προηγούμενη, εμφανίζεται στη γωνία των κυλινδρικών τοιχωμάτων με τον δίσκο συγκράτησης του εδράνου. Για την ίδια περιστροφική ταχύτητα, η αύξηση της παροχής του αέρα στεγανοποίησης αυξάνει την ένταση της τοροειδούς δίνης που γειτνιάζει με τον άξονα και ελαττώνει το μέγεθος της τοροειδούς δίνης αντιθέτου προσήμου που γειτνιάζει με τα κυλινδρικά τοιχώματα. Για την ίδια παροχή αέρα αυξάνοντας την περιστροφική του άξονα, αυξάνεται η ένταση αμφοτέρων των δινών και ελαττώνεται το μέγεθος της πρώτης δίνης.

Όταν η περιστροφική ταχύτητα αυξηθεί πέραν ενός ορίου, η εικόνα του ροϊκού πεδίου αλλάζει δραστικά εξαιτίας της μείωσης της τοροειδούς δίνης πλησίον του άξονα, ως αποτέλεσμα της ελάττωσης του αέρα που διέρχεται το διάκενο του εδράνου. Αυτό οδηγεί στην αύξηση της τοροειδούς δίνης που σχηματίζεται από το δίσκο συγκράτησης του εδράνου και το κυλινδρικό τοίχωμα του θαλάμου. Η δίνη αυτή καλύπτει σχεδόν όλο το μήκος του θαλάμου και οι εξερχόμενες, από τις οπές του δίσκου συγκράτησης του εδράνου, δέσμες δεν κατευθύνονται προς τα κυλινδρικά τοιχώματα, αλλά εγκλωβίζονται στο κέντρο του θαλάμου.

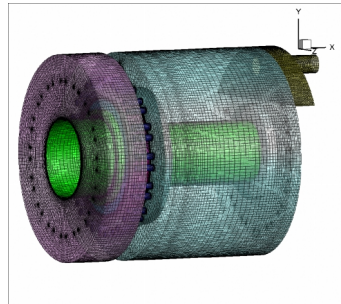
Στην γωνία που σχηματίζεται από τον οπίσθιο δίσκο και τα κυλινδρικά τοιχώματα μετρήθηκε περιοχή αναστροφής της ροής για όλες τις περιπτώσεις. Το μέγεθος αυτής της δίνης είναι κυρίως εξαρτημένο από τη ροή μάζας και σε μικρότερο βαθμό από την περιστροφική ταχύτητα του άξονα.

### 3. CFD ΜΟΝΤΕΛΟΠΟΙΗΣΗ ΤΟΥ ΘΑΛΑΜΟΥ ΕΔΡΑΝΩΝ

Με βάση τα πειραματικά δεδομένα, πραγματοποιήθηκε υπολογιστική ανάλυση με στόχο την ανάπτυξη ενός υπολογιστικού μοντέλου ικανού να προλέγει τα χαρακτηριστικά της ροής εντός του θαλάμου εδράνων και παράσχει ένα υπολογιστικό εργαλείο βελτιστοποίησης της σχεδίασης του θαλάμου. Οι υπολογισμοί CFD πραγματοποιήθηκαν με τη χρήση του λογισμικού ANSYS Fluent. Δημιουργήθηκε ένα 3-D υπολογιστικό μοντέλο όλου του θαλάμου που αποτελείται από τον εμπρόσθιο θάλαμο (1), το διάκενο του εδράνου (2), τις 32 οπές (3), τον οπίσθιο θάλαμο (4) και την έξοδο του αέρα (5) και απεικονίζεται στο σχ. 11. Το υπολογιστικό πλέγμα απεικονίζεται στο σχ. 12.



Σχ. 11: Υπολογιστικός Χώρος



Σχ. 12: 3-D Υπολογιστικό Πλέγμα

Οι οριακές συνθήκες καθορίστηκαν ως ακολούθως: Η αξονική συνιστώσα της ταχύτητας στη είσοδο υπολογίστηκε από την παροχή μάζας του αέρα στεγανοποίησης, ενώ η εφαπτομενική συνιστώσα υπολογίστηκε σύμφωνα με τα πειράματα του Morrison et al. (1991), από το λόγο αξονικής προς εφαπτομενική συνιστώσα. Η θερμοκρασία του εισερχόμενου αέρα ήταν 3000 K. Στην έξοδο του

υπολογιστικού χώρου ετέθη ως στατική πίεση η μετρηθείσα στα πειράματα όπως παρακάτω: 104100 Pa για ροή μάζας αέρα 23 g/s και 105600 Pa για ροή μάζας αέρα 33g/s. Επιπρόσθετα η περιστροφή του άξονα ετέθη κάθε φορά όπως η ανάλογη περίπτωση των πειραματικών μετρήσεων. Η περιστροφική ταχύτητα του κλωβού του ένσφαιρου εδράνου υπολογίστηκε από τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά του εδράνου και ετέθη 1738.6, 2390.5 and 3042.5 rpm για αντίστοιχη περιστροφική ταχύτητα του εδράνου 4000, 5500 and 7000 rpm.

Η ροή επιλύθηκε ως συμπιεστή. Επελέγη για όλες τις επιλυθείσες εξισώσεις το σχήμα διακριτοποίησης ανάντι δεύτερης τάξης. Για την μοντελοποίηση της τύρβης χρησιμοποιήθηκε το Reynolds Stress Transport model (RSM) (Launder et al., 1975), καθώς ο αριθμός Swirl της ροής στο μέσον του οπίσθιου θαλάμου υπολογίστηκε μεγαλύτερος του 0.9. Για την μοντελοποίηση της τύρβης πλησίον των τοιχωμάτων χρησιμοποιήθηκε η προσέγγιση Enhanced Wall Treatment (EWT-ε) (ANSYS FLUENT 13 Doc), καθώς το πλέγμα έχει πυκνότητα High-Reynolds κοντά στα τοιχώματα των θαλάμων και Low-Reynolds κοντά στα τοιχώματα των οπών και του διακένου του εδράνου.

Το υπολογιστικό πλέγμα αποτελείται από 1365338 εξαεδρικούς υπολογιστικούς όγκους. Η πυκνότητα του πλέγματος διπλασιάστηκε στις περιοχές του διακένου του εδράνου και των οπών του δίσκου συγκράτησης του εδράνου με την τεχνική Mesh Adaption. Επιπρόσθετοι υπολογισμοί εκτελέστηκαν με πλέγματα 1.9 εκατομμύρια και 0.9 εκατομμύρια υπολογιστικούς όγκους προκειμένου να εκτιμηθεί η ανεξαρτησία των υπολογιστικών αποτελεσμάτων CFD από το μέγεθος του πλέγματος. Ο παραπάνω αριθμός όγκων δεν είναι επαρκής για την επακριβή μοντελοποίηση του ροϊκού πεδίου του διακένου του περιστρεφόμενου ένσφαιρου εδράνου εντός του θαλάμου με την παρουσία των σφαιριδίων. Η προκύπτουσα ροή είναι πολύπλοκη και απαιτείται μεγάλος αριθμός υπολογιστικών κόμβων προκειμένου να γίνει επακριβής μοντελοποίηση. Καθώς αξιολογήθηκε ως σημαντική η ροή του αέρα διαμέσου του εδράνου, αναπτύχθηκε ξεχωριστή μοντελοποίηση της ροής διαμέσου ενός απλού δακτυλίου ως διακένου του εδράνου λεπτομέρειες της οποίας δίδονται από τον Αϊδαρίνη (2011).

Στη Βελτιωμένη Υπολογιστική Μοντελοποίηση (CFD) του Θαλάμου (Αϊδαρίνης, 2011), ‘αντικαταστάθηκε’ το πραγματικό διάκενο του εδράνου με έναν απλό δακτύλιο που είναι και ανισότροπο πορώδες μέσο όπου ισχύουν τα παρακάτω:

1. Η πτώση πίεσης του ‘λιπαινόμενου’ εδράνου δίδεται από τη σχέση

$$\Delta P_i = C_{2i} \Delta n_i \frac{1}{2} \rho |U| U_i \quad (1)$$

όπου οι συντελεστές  $C_{2i}$  είναι:

$$C_{2x} = \frac{2(a + bUx + cN + dUx^2 + eN^2 + fUxN)}{\Delta n x \rho |U| Ux}, \quad C_{2r} = 1, \quad C_{2\theta} = 0 \quad (2)$$

και a, b, c, d, e, f είναι σταθερές με τιμές: a = 0.58089326, b = -86.350312, c = -0.011006929, d = 21.76104, e = 5.1966009e-06, f = 0.01308171

2. Ο όρος πηγής ορμής (MS) που μοντελοποιεί την επίδραση της περιστροφικής ταχύτητας του πραγματικού εδράνου στον αέρα που διέρχεται από το διάκενο απλού δακτυλίου δίδεται από τη σχέση

$$MS = \frac{\dot{m}}{V} (U_{tex} - U_{ti}) = \frac{\rho S U_x}{S l} (U_{tex} - U_{ti}) \quad (3)$$

όπου:

$$U_{tex} - U_{ti} = a + bUxi + cUc + dUx^2 + eU^2 + fUxiUc \quad (4)$$

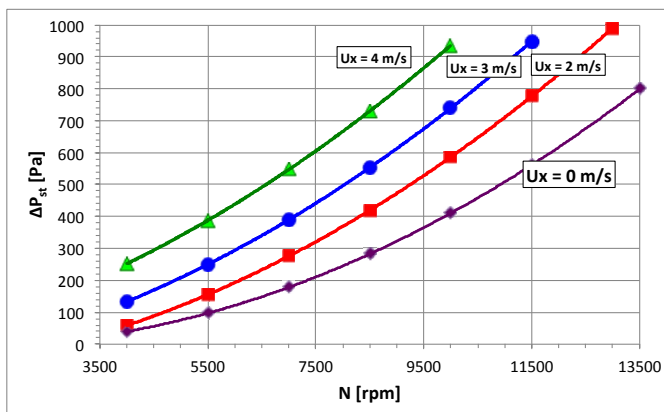
Οι σταθερές για το συγκεκριμένο ένσφαιρο έδρανο δίδονται παρακάτω: a = -2.0013657, b = 0.59247915, c = 0.3828434, d = -0.14573769, e = -0.00030058381, f = 0.057581412

#### 4. ΔΙΕΡΕΥΝΗΣΗ ΤΗΣ ΡΟΗΣ ΣΤΟ ΘΑΛΑΜΟ ΕΔΡΑΝΩΝ ΜΕ ΤΗ ΒΕΛΤΙΩΜΕΝΗ ΜΟΝΤΕΛΟΠΟΙΗΣΗ CFD

Το μοντέλο, το οποίο αναπτύχθηκε όπως αναλυτικά παρουσιάστηκε από τον Αϊδαρίνη (2011), εφαρμόστηκε και σε συνθήκες λειτουργίας που συναντώνται σε αεροπορικό κινητήρα. Το σύνολο των υπολογιστικών περιπτώσεων που διερευνήθηκαν, συμπεριλαμβανομένων και αυτών που εξετάστηκαν και πειραματικά, δίδεται στον πίνακα 2.

Πίνακας 2: Παράμετροι Λειτουργίας (\* Μόνο Υπολογιστικές Περιπτώσεις)

Περίπτωση	$\dot{m}_i$ [g/s]	N [rpm]	Περίπτωση	$\dot{m}_i$ [g/s]	N [rpm]
1-5*	15	5500	3-5	33	5500
1-7*	15	7000	3-7*	33	7000
2-4	23	4000	3-10*	33	10000
2-5	23	5500	3-13*	33	13000
2-7	23	7000	5-7*	50	7000
3-4	33	4000	5-13*	50	13000



Σχ. 13: Πτώση Πίεσης του Μοντελοποιημένου Ένσφαιρου Εδράνου προς την Περιστροφική Ταχύτητα του Άξονα με παράμετρο την Αξονική Ταχύτητα Εισόδου του Αέρα

Ένα σημαντικό συμπέρασμα της λεπτομερούς ανάλυσης της ροής εντός του διάκενου του εδράνου είναι το ότι οι λειτουργικές παράμετροι του θαλάμου απεικονιζόμενες σε διάγραμμα πτώσης πίεσης εντός του εδράνου προς την περιστροφική ταχύτητα του άξονα διαχωρίζονται από την καμπύλη που αντιστοιχεί σε  $U_x=0$  m/s, δηλ. μηδενική ροή αέρα διαμέσου του εδράνου (Σχ. 13). Για οποιοδήποτε συνδυασμό παραμέτρων λειτουργίας που βρίσκεται πάνω από την διαχωριστική καμπύλη, υπάρχει ροή αέρα διαμέσου του διάκενου του εδράνου, ενώ για σημείο λειτουργίας ευρισκόμενο κάτω από την καμπύλη το έλαιο λίπανσης αποφράσσει εξαιτίας της περιστροφής την διέλευση αέρα διά του εδράνου.

Πρέπει να υπογραμμισθεί ότι η οριακή γραμμή είναι συνάρτηση της παροχής του ελαίου λίπανσης. Αυξάνοντας την παροχή του ελαίου μετακινείται η καμπύλη προς τα πάνω, δηλ. προς υψηλότερη πτώση πίεσης για την ίδια περιστροφική ταχύτητα του άξονα.

Ένα τυπικό ροϊκό πεδίο του θαλάμου με ροή αέρα διαμέσου του εδράνου είναι αυτό που υπολογίστηκε για 4000 rpm και παροχή αέρα 23 g/s και απεικονίζεται στο σχ. 14. Η διανυσματική απεικόνιση στο

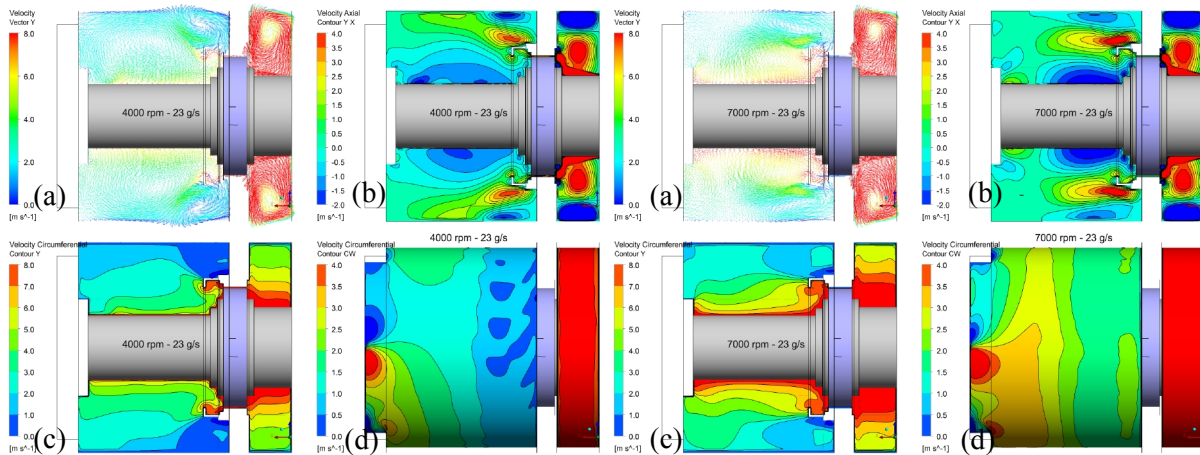
επίπεδο  $Y=0$  mm, που διέρχεται μακριά από την οπή εξόδου, δείχνει με ευκρίνεια τις δομές της ροής εντός του θαλάμου, που βρίσκονται σε συμφωνία με αυτές που παρατηρήθηκαν στις πειραματικές μετρήσεις. Η εμπρόσθια περιοχή του θαλάμου πριν το έδρανο κυριαρχείται από μία ισχυρή τοροειδή δίνη η ανακυκλοφορία της οποίας είναι ανάλογη με τη συνολική παροχή μάζας αέρα εξαιτίας της κυριαρχίας της συνιστώσας της αξονικής ταχύτητας (Σχ. 19).

Στη πίσω περιοχή του θαλάμου, δηλ. μετά το έδρανο, η ροή επηρεάζεται σημαντικά από την περιστροφή του άξονα, την ροή του αέρα διαμέσου του εδράνου και τις δέσμες του αέρα που εξέρχονται από τις οπές του δίσκου συγκράτησης του εδράνου. Η ροή εντός του πίσω θαλάμου είναι αποτέλεσμα της αλληλεπίδρασης αυτών των παραγόντων, η σχετική επίδραση των οποίων θα εξετασθεί στα παρακάτω.

Για όλες τις μελετηθείσες περιπτώσεις, η ροή στην οπίσθια περιοχή του θαλάμου εδράνων κυριαρχείται από δύο τοροειδείς δίνες. Η πρώτη οφείλεται στον εξερχόμενο από το έδρανο αέρα σε συνδυασμό με περιφερειακή ορμή που μεταφέρεται στον αέρα από την περιστροφή του άξονα. Αυτή είναι μία τοροειδής δομή δίνης που άρχεται από την περιοχή κοντά στο άξονα και την πίσω επιφάνεια του εδράνου και εκτείνεται κατά μήκος του άξονα. Μία δεύτερη τοροειδής δομή δίνης, αντιθέτου προσήμου με την προηγούμενη, εμφανίζεται στη γωνία που σχηματίζεται από τον δίσκο συγκράτησης του εδράνου και το κυλινδρικό τοίχωμα του θαλάμου πλήρης εγκλωβισμένου ανακυκλοφορούντα αέρα. Η εφαπτομενική συνιστώσα αυτής της δίνης είναι σχεδόν μηδενική. Αυτό απεικονίζεται στο σχ. 14.c,d, όπου είναι καταγραμμένες οι ισοϋψείς της περιφερειακής συνιστώσας της ταχύτητας στο επίπεδο  $Y=0$  και σε κυλινδρική επιφάνεια που απέχει 5.0 mm από τα κυλινδρικά τοιχώματα του θαλάμου εδράνων. Οι παραπάνω δύο τοροειδείς δίνες έχουν αντίθετα πρόσημα κυκλοφορίας και διαχωρίζονται από τις δέσμες που εξέρχονται από τις οπές του δίσκου συγκράτησης. Για την συγκεκριμένη περίπτωση 2-4 η πρώτη δίνη κυριαρχεί στο ροϊκό πεδίο. Αυτός ο τύπος ροής χαρακτηρίζεται ως Τύπος I (Σχ. 16.a). Στην ίδια περίπτωση εμφανίζεται μια τρίτη σημαντικά μικρότερη τοροειδής δίνη στη γωνία που σχηματίζεται από τον οπίσθιο δίσκο που φέρει και την οπή εξόδου του αέρα και το κυλινδρικό τοίχωμα του θαλάμου. Το μέγεθος των τοροειδών δινών, η θέση τους στο χώρο και η έντασή τους είναι συναρτήσεις της περιστροφικής ταχύτητας του άξονα και του διαχωρισμού της ροής μάζας ανάμεσα στις οπές του δίσκου συγκράτησης και το διάκενο του εδράνου. Η μικρή τρίτη δίνη που βρίσκεται κοντά στον οπίσθιο δίσκο έχει μορφή πετάλου με τα άκρα της να απολήγουν στην δέσμη του αέρα που εισέρχεται στην οπή εξόδου όπως απεικονίζεται στο σχ. 16.a.

Στο σχ. 15 απεικονίζεται το ροϊκό πεδίο του θαλάμου εδράνων για 7000 rpm και παροχή αέρα στεγανοποίησης 23 g/s. Σε αυτή την περίπτωση η ροή του αέρα διαμέσου του εδράνου έχει διακοπή. Κατά συνέπεια η πρώτη τοροειδής δίνη κοντά στον άξονα και την έξοδο του εδράνου έχει συρρικνωθεί σημαντικά κατά μέγεθος και είναι πλήρης παγιδευμένου ανακυκλοφορούντα αέρα. Η ροή μάζας αέρα διαμέσου των οπών έχει αυξηθεί και οι δέσμες που προέρχονται από αυτές κατευθύνονται προς το κέντρο του θαλάμου, όπως επίσης διεφάνη στα πειράματα. Ως αποτέλεσμα αυτών, η τοροειδής δίνη στη γωνία του κυλινδρικού τοιχώματος και του δίσκου συγκράτησης του εδράνου αυξάνεται σε μέγεθος και καλύπτει σχεδόν το ήμισυ του μήκους των κυλινδρικών τοιχωμάτων του θαλάμου (Σχ. 15.a,c,d).

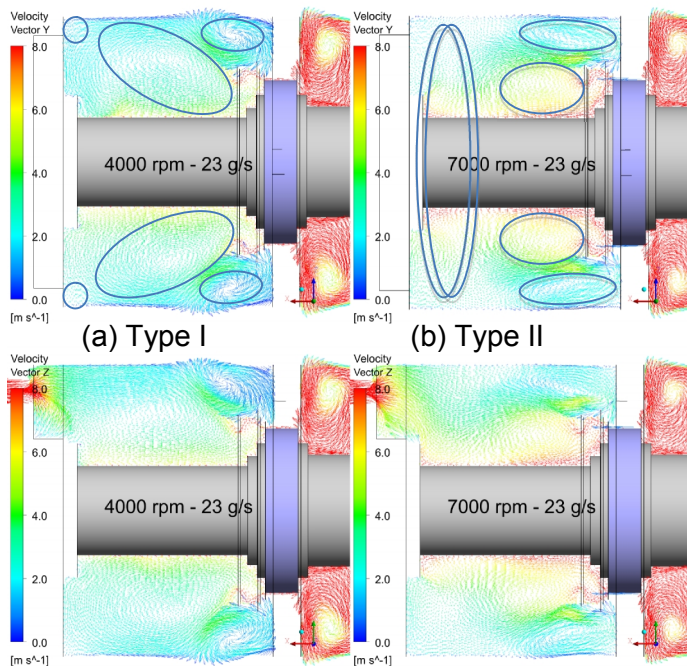
Το τμήμα του θαλάμου πλησίον του οπίσθιου δίσκου πληρούται από ένα περιστρεφόμενο ροϊκό πεδίο που κυριαρχείται από την εφαπτομενική συνιστώσα της ταχύτητας (Σχ. 15.c,d) το οποίο έχει απορροφήσει τη δίνη σχήματος πετάλου που είχε παρατηρηθεί σε χαμηλότερες στροφές στον οπίσθιο δίσκο του θαλάμου (Σχ. 16.a). Σε αυτή τη συγκεκριμένη περίπτωση η περιστρεφόμενη ροή στο δεύτερο ήμισυ του οπίσθιου θαλάμου είναι η κυρίαρχη και αυτός ο τύπος ροής χαρακτηρίζεται ως Τύπος II (Σχ. 15.c,d, Σχ. 16.b). Ο τύπος I ή II της ροής εντός θαλάμου εδράνων καθορίζεται από τη θέση του σημείου λειτουργίας σε σχέση με την οριακή καμπύλη, η οποία καθορίζει εάν υπάρχει ροή αέρα διαμέσου του διακένου του εδράνου ή όχι.



Σχ. 14: Επίπεδο  $Y=0$  mm για 4000 rpm και 23 g/s, Σχ. 15: Επίπεδο  $Y=0$  mm για 7000 rpm και 23 g/s, a. Διανύσματα Ταχύτητας, b. Αξονική Ταχύτητα, c. Περιφερειακή Ταχύτητα, d. Περιφερειακή Ταχύτητα κοντά στα Τοιχώματα (5 mm)

#### 4.1 Η Επίδραση της Περιστροφικής Ταχύτητας στη Ροή Αέρα

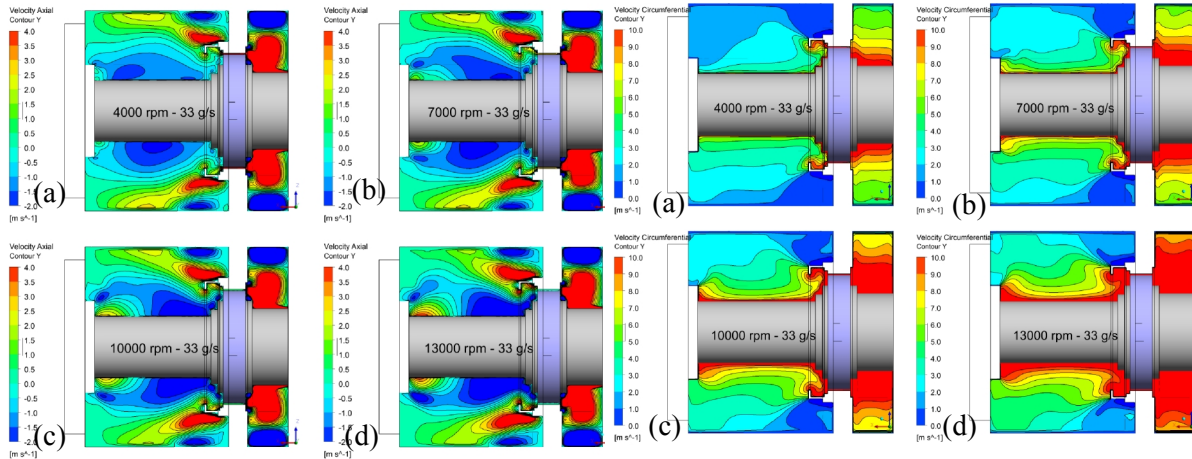
Η αύξηση της επαπτομενικής ταχύτητας στην επιφάνεια του άξονα και η απουσία ροής διαμέσου του εδράνου καθώς υπάρχει ροή τύπου II, ελαττώνει σημαντικά το μέγεθος της τοροειδούς δίνης της περιοχής άξονα - εδράνου. Στο σχ. 16 απεικονίζεται μία σύγκριση των ροϊκών πεδίων των δύο διαφορετικών περιστροφικών ταχυτήτων, καθώς και η επίδραση της οπής εξόδου.



Σχ. 16: Διανύσματα Ταχύτητας για Παροχή Αέρα 23 g/s και Περιστροφική Ταχύτητα a. 4000 b. 7000 rpm (Επίπεδα  $Y=0$  mm,  $Z=0$  mm)

Η αύξηση της περιστροφικής ταχύτητας του άξονα για σταθερή παροχή αέρα στεγανοποίησης, οδηγεί σε αυξημένη παρουσία ελαίου στο διάκενο, σε αύξηση της πτώσης πίεσης κατά μήκος του διάκενου και σε ελάττωση της ροής μάζας αέρα διαμέσου του εδράνου. Το πεδίο ταχυτήτων και η δομή της ροής για παροχή αέρα 23 g/s και περιστροφική ταχύτητα κάτω από 7000 rpm είναι παρόμοια με αυτά των 4000 rpm και είναι όλα ροή τύπου I. Η μόνη διαφορά έγκειται στο μέγεθος της τοροειδούς δίνης πλησίον του άξονα, η οποία μικραίνει σε μέγεθος όσο αυξάνεται η ταχύτητα περιστροφής. Αυτό οφείλεται στη μεγαλύτερη επαπτομενική συνιστώσα της ταχύτητας που προκαλείται από την περιστροφή του άξονα. Ως εκ τούτου τμήμα αυτής της δίνης, το πλέον απομακρυσμένο από το έδρανο, καταστρέφεται (Σχ. 17.a,b).

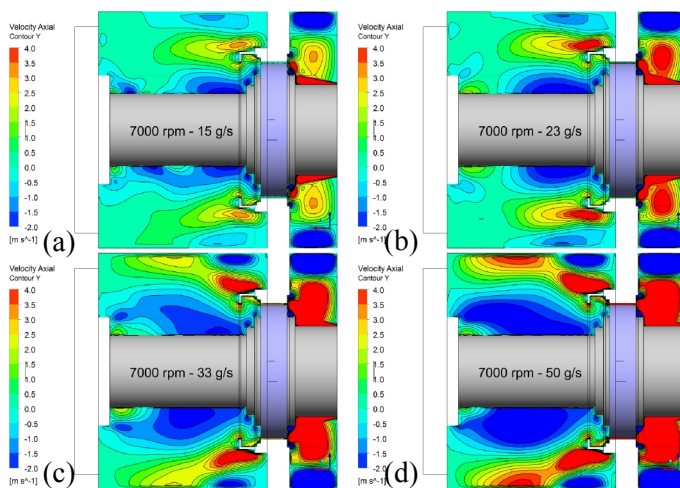
Στα σχήματα 17 και 18 απεικονίζονται για λόγους σύγκρισης οι ισοϋψείς της αξονικής και της επαπτομενικής συνιστώσας της ταχύτητας στο διαμήκες επίπεδο με  $Y=0$  mm για ένα πλήθος ταχυτήτων περιστροφής και για παροχή αέρα 33 g/s. Τα σημεία λειτουργίας των 4000 και 7000 rpm βρίσκονται πάνω από την οριακή καμπύλη, δηλ. η ροή είναι τύπου I, οπότε υπάρχει ροή διαμέσου του διάκενου του εδράνου, αν και ελαττώνεται σταδιακά. Για τις 10000 και τις 13000 rpm η ροή διαμέσου του εδράνου έχει διακοπεί ολοκληρωτικά, δηλ. η ροή είναι τύπου II (Σχ. 17.c,d).



Σχ. 17: Ισοϋψείς Αξονικής Ταχύτητας για Παροχή Αέρα 33 g/s και a.4000, b.7000, c.10000 και d.13000 rpm

Σχ. 18: Ισοϋψείς Περιφερειακής Ταχύτητας για Παροχή Αέρα 33 g/s και a.4000, b.7000, c.10000 και d.13000 rpm

## 4.2 Η Επίδραση της Παροχής του Αέρα Στεγανοποίησης



Σχ. 19: Ισοϋψείς Αξονικής Ταχύτητας για 7000 rpm και Παροχή Αέρα a. 15, b. 23, c. 33, d. 50 g/s

Η μεταβολή της παροχής του αέρα στεγανοποίησης στο θάλαμο, επηρεάζει κατά βάση τη θέση του σημείου λειτουργίας στο σχ. 13 μεταθέτοντάς το σε σχέση με την οριακή καμπύλη.

Στο σχ. 19 απεικονίζονται οι ισοϋψείς της αξονικής ταχύτητας για περιστροφική ταχύτητα 7000 rpm και ένα εύρος τιμών παροχής μάζας αέρα (15÷50 g/s). Για χαμηλή παροχή αέρα (Σχ. 19.a,b) δεν υπάρχει ροή διαμέσου του διάκενου. Αυξάνοντας την παροχή αέρα (Σχ. 19.c,d) το σημείο λειτουργίας μετατοπίζεται πάνω από την οριακή καμπύλη και οι ισοϋψείς της αξονικής ταχύτητας είναι παρόμοιες με αυτές της βασικής περίπτωσης με ροή διαμέσου του εδράνου όπως αναφέρθηκε στα προηγούμενα (Τύπος I).

## 5. ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

Μια εκτεταμένη πειραματική μελέτη της ροής εντός του θαλάμου εδράνων αερο-κινητήρων καθώς και η ανάπτυξη ενός μοντέλου πρόλεξης του ροϊκού πεδίου που περιλαμβάνει την πίεση και τη θερμοκρασία, πραγματοποιήθηκε. Οι προλέξεις βρίσκονται σε συμφωνία με τα πειραματικά αποτελέσματα όσον αφορά την αξονική συνιστώσα της ταχύτητας του αέρα. Η υπολογιστική διερεύνηση επέτρεψε την καλύτερη κατανόηση των εμφανιζόμενων δομών της ροής, καθώς και την επίδραση των συνθηκών λειτουργίας του εδράνου επί αυτών. Η ροή μάζας αέρα διαμέσου του θαλάμου, η διαφορά πίεσης εισόδου - εξόδου του αέρα, η περιστροφική ταχύτητα του άξονα και η παροχή του ελαίου λίπανσης είναι οι κύριες παράμετροι λειτουργίας. Από την μελέτη εξήχθησαν τα παρακάτω συμπεράσματα.

1. Το εμπρόσθιο τμήμα του Θαλάμου κυριαρχείται από μία τοροειδή δίνη που καλύπτει όλο το χώρο.
2. Το οπίσθιο τμήμα του θαλάμου κυριαρχείται από δύο μεγάλες τοροειδείς δίνες αντίθετης κυκλοφορίας και μια περιοχή περιστροφικής ροής κοντά στον οπίσθιο δίσκο στήριξης. Η πρώτη δίνη βρίσκεται στην περιοχή κοντά στο ένσφαιρο έδρανο και εκτείνεται κατά μήκος του

περιστροφόμενου άξονα. Η δεύτερη δίνη οριοθετείται στην γωνία που σχηματίζεται από το δίσκο στήριξης του εδράνου και το κυλινδρικό τοίχωμα του θαλάμου. Οι δίνες διαχωρίζονται από τις δέσμες αέρα που εξέρχονται από τις οπές του δίσκου στήριξης του εδράνου.

3. Δύο τύποι ροής καταγράφηκαν στο οπίσθιο τμήμα του θαλάμου, τύπος I και τύπος II, ανάλογα με το σχετικό μέγεθος των δινών και της περιοχής περιστροφικής ροής στο πίσω περιοχή του οπίσθιου τμήματος του θαλάμου.
4. Το καθοριστικό στοιχείο της ανάπτυξης της ροής εντός του θαλάμου είναι η ποσότητα του αέρα που διέρχεται από το διάκενο του ένσφαιρου εδράνου. Αυτή είναι συνάρτηση των παραμέτρων λειτουργίας του εδράνου που καθορίζονται από τις συνθήκες λειτουργίας του θαλάμου. Στο διάγραμμα συσχέτισης της πτώσης πίεσης κατά μήκος του εδράνου προς την περιστροφική ταχύτητα του άξονα με παράμετρο την ταχύτητα του αέρα που διέρχεται διά του εδράνου καταγράφεται μία οριακή καμπύλη. Για σημείο λειτουργίας που βρίσκεται πάνω από αυτή υπάρχει ροή διαμέσου του εδράνου, τύπος ροής I, ενώ για σημείο λειτουργίας που βρίσκεται κάτω από αυτή την καμπύλη δεν υπάρχει ροή διαμέσου του εδράνου, τύπος ροής II.
5. Η θέση της καμπύλης είναι επίσης συνάρτηση της ροής του ελαίου λίπανσης. Αυξάνοντας την ποσότητα του ελαίου μετατίθεται η καμπύλη σε υψηλότερα επίπεδα πτώσης πίεσης.

Το υπολογιστικό μοντέλο που παρουσιάστηκε έχει τη δυνατότητα προσομοίωσης οποιασδήποτε απαιτούμενης συνθήκης λειτουργίας καθώς και τη διερεύνηση αλλαγών της γεωμετρίας του θαλάμου με σκοπό την βελτίωση των χαρακτηριστικών του.

## ΟΝΟΜΑΤΟΛΟΓΙΑ

$C_{2i}$	συντελεστής πτώσης πίεσης στην i-διεύθυνση	$U_c$	περιφερειακή ταχύτητα στο χείλος του κλωβού
$\Delta P_{st}$	στατική πτώση πίεσης κατά μήκος του εδράνου	$U_{ii}$	i-συνιστώσα της ταχύτητας (είσοδος εδράνου)
$\Delta P_i$	στατική πτώση πίεσης στην i-διεύθυνση	$U_{iex}$	i-συνιστώσα της ταχύτητας (έξοδος εδράνου)
$\Delta n_i$	μήκος κελιού στην i-διεύθυνση	$U_i$	i-συνιστώσα της ταχύτητας
$l$	μήκος διάκενου ένσφαιρου εδράνου	$U$	ταχύτητα αέρα
$M_S$	όρος πηγής ορμής	$V$	όγκος του διάκενου του εδράνου
$\dot{m}$	παροχή μάζας αέρα		
$\dot{m}_i$	παροχή μάζας αέρα στεγανοποίησης		
$N$	περιστροφική ταχύτητα άξονα		
$N_C$	περιστροφική ταχύτητα κλωβού		
$S$	επιφάνεια διάκενου εδράνου		

## Ελληνικά σύμβολα

$\rho$  πυκνότητα αέρα

## ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

- Aidarinis, J., Goulas A., 2014, "Enhanced CFD Modeling and LDA Measurements for the Air-Flow in an Aero Engine Front Bearing Chamber (Part II)", to be presented at the Proceedings of ASME Turbo Expo 2014, Paper GT2014-26062.
- Aidarinis, J., Missirlis, D., Yakinthos K., Goulas A., 2011, "CFD Modeling and LDA Measurements for the Air-Flow in an Aero Engine Front Bearing Chamber", ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, Vol. 133 (8)
- ANSYS FLUENT 13.0 Documentation
- Busam, S., Glahn, A., and Wittig, S., 2000, "Internal Bearing Chamber Wall Heat Transfer as a Function of Operating Conditions and Chamber Geometry," ASME J. Eng. Gas Turbines Power, 122, pp. 314–320.
- Farrall, M., Hibberd, S., and Simmons, K., 2003, "Modelling Oil Droplet/Film Interaction in an Aero-Engine Bearing Chamber," ICLASS, Sorrento, Italy.
- Farrall, M.B., Hibberd, S., and Simmons, K., 2000, "Computational Modelling of Two-Phase Air/Oil-flow within an Aero-Engine Bearing Chamber," ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting, Boston, MA.

- Flouros, M., 2005, “The Impact of Oil and Sealing Air Flow, Chamber Pressure, Rotor Speed, and Axial Load on the Power Consumption in an Aero-engine Bearing Chamber”, ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 127, pp. 182-186.
- Flouros, M., 2006, “Reduction of Power Losses in Bearing Chambers Using Porous Screens surrounding the Ball Bearing”, ASME – Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, Vol. 128, pp. 178-182.
- Glahn, A., and Wittig, S., 1996, “Two-Phase Air/Oil-flow in Aero Engine Bearing Chambers: Characterization of Oil Film Flows,” ASME J. Eng. Gas Turbines Power, 118, pp. 578–583.
- Glahn, A., Kurreck, M., Willmann, M., and Wittig, S., 1996, “Feasibility Study on Oil Droplet Flow Investigations inside Aero Engine Bearing Chambers-PDPA Techniques in Combination with Numerical Approaches,” ASME J. Eng. Gas Turbines Power, 118, pp. 749–755.
- Glahn, A., Busam, S., Blair, M. F., Allard, K. L., and Wittig, S., 2002, “Droplet Generation by Disintegration of Oil Films at the Rim of a Rotating Disk,” ASME J. Eng. Gas Turbines Power, 124, pp. 117–124.
- Gorse, P., Willenborg, K., Busam, S., Ebner, J., Dullenkopf, K., and Wittig, S., 2003, “3D-LDA Measurements in an Aero-Engine Bearing Chamber”, ASME-Paper GT2003-38376
- Gorse, P., Dullenkopf, K. and Bauer, H.-J., 2005, “The Effect of Airflow across Aero-Engine Roller Bearing on Oil Droplet Generation”, ISABE-Paper-2005-1208.
- Gorse, P., Dullenkopf, K. and Bauer, H.-J., and Wittig, S., 2008, “An Experimental Study on Droplet Generation in Bearing Chambers Caused by Roller Bearings”, ASME-Paper GT2008-51281.
- Hashmi, A., Dullenkopf, K., and Klingsporn, M., 2011, “Experimental Investigation of Lubrication Oil Film Dynamics in a Typical Aero-Engine Bearing Chamber Environment”, ASME-Paper GT2011-45545, ASME Turbo EXPO 2011, Vancouver, British Columbia, Canada.
- Launder, B. E., Reece, G. J., and Rodi, W. “Progress in the Development of a Reynolds-Stress Turbulence Closure”, J. Fluid Mech., 68(3): 537–566, April 1975.
- Lee, C.W, Palma, P.C., Simmons, K., Pickering, S.J., 2005 “Comparison of Computational Fluid Dynamics and Particle Image Velocimetry Data for the Airflow in an Aeroengine Bearing Chamber,” Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, Trans. of the ASME Vol.127
- Morrison, G.L., Johnson, M.C. and Tatterson, G.B., 1991, “Three Dimensional Laser Anemometer Measurements in a Labyrinth Seal”, ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 113, pp. 119-125.
- Wang, Y., Hibberd, S., Simmons, K., Eastwick, C., and Care, I., 2001, “Application of CFD to Modelling Two-Phase Flow in a High-Speed Aero-Engine Transmission Chamber,” ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting, New Orleans, LA.
- Willenborg, K., Busam, S., Roßkamp, H., and Wittig, S., 2002, “Experimental Studies of the Boundary Conditions Leading to Oil Fire in the Bearing Chamber and in the Secondary Air System of Aeroengines,” ASME Turbo EXPO, Amsterdam, The Netherlands.
- Wittig, S., Glahn, A., and Himmelsbach, J., 1994, “Influence of High Rotational Speeds on Heat Transfer and Oil Film Thickness in Aero-Engine Bearing Chambers,” ASME J. Eng. Gas Turbines Power, 116, pp. 395–401.
- Αϊδαρίνης Ιωάννης, “Υπολογιστική Μοντελοποίηση και Πειραματική Μελέτη της Ροής σε Θαλάμους Εδράνων Κύλισης Αεροπορικών Κινητήρων”, Διδακτορική Διατριβή, Αριστοτέλειο Πανεπιστήμιο Θεσσαλονίκης, 2011



## **ENHANCED CFD MODELLING AND LDA MEASUREMENTS FOR THE AIR-FLOW IN AN AERO-ENGINE BEARING CHAMBER**

**J. Aidarinis**

Lab.of Fluid Mechanics and Turbomachinery,  
Aristotle University of Thessaloniki,  
Thessaloniki, Greece  
aidarini@auth.gr

**A. Goulas**

Lab.of Fluid Mechanics and Turbomachinery,  
Aristotle University of Thessaloniki,  
Thessaloniki, Greece  
goulas@auth.gr

### **ABSTRACT**

Modern aero-engine development requires also a gradual increase in the overall effectiveness of lubrication systems. This particularly applies to bearing chambers where a complex two-phase flow is formed by the interaction of the sealing air and the lubrication oil. It is important to increase the level of understanding of the flow field inside the bearing chamber and to develop engineering tools in order to optimize its design and improve its performance. To achieve this an experimental and a computational study of the whole front bearing chamber were carried out for a range of shaft rotational speeds and sealing air mass flow.

The experimental measurements of the air velocity inside the chamber were carried out using a Laser Doppler Anemometer (LDA) in two-phase air/oil flow conditions. The experimental facility is a 1:1 scale model of the front bearing chamber of an aero-engine.

Computational 3D modeling of the bearing chamber was performed. The bearing gap and the presence of lubrication oil was modeled as an anisotropic porous medium with functions relating the pressure loss of the air coming through the gap and the tangential component of velocity of the air exiting the gap of the ball bearing with the air-flow rate through the gap and the rotational speed of the shaft. The methodology to obtain the above mentioned functions and the results of the detailed study are given by Aidarinis (2014).

The enhanced computational model of the chamber implementing the law of pressure drop of the 'lubricated' bearing and the function of modeling the tangential velocity of the air exiting the bearing, was used to calculate the flow field for the full range of the measurements. A limiting curve dividing the operational map of the bearing chamber into two areas was predicted. Large vortical and swirling structures dominate the flow and they vary in size according to the position of the operation point relative to the limiting curve. Operation above the limiting curve leads to flow classified as type I with air going through the ball bearing while for operation below the limiting curve line the flow is classified as type II, there is no air-flow through the bearing gap.

## ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΗ ΔΙΕΡΕΥΝΗΣΗ ΕΞΑΠΛΩΣΗΣ ΦΩΤΙΑΣ ΣΕ ΜΗ ΠΡΟΣΒΑΣΙΜΕΣ ΠΕΡΙΟΧΕΣ ΑΕΡΟΣΚΑΦΟΥΣ

Παπαδόγιαννη Β., Ρωμαίος Α., Περράκης Κ., Πανίδης Θ.  
Εργαστήριο Τεχνικής Θερμοδυναμικής, Τμήμα Μηχανολόγων & Αεροναυπηγών Μηχανικών,  
Πανεπιστήμιο Πατρών, [panidis@mech.upatras.gr](mailto:panidis@mech.upatras.gr)

### ΠΕΡΙΛΗΨΗ

Σκοπός της παρούσας εργασίας είναι η διερεύνηση της ανάπτυξης πυρκαγιάς σε μη προσβάσιμες περιοχές αεροσκάφους. Για το σκοπό κατασκευάστηκε μία νέα πειραματική διάταξη εργαστηριακής κλίμακας ώστε να εκτιμηθούν παράμετροι που περιλαμβάνουν τη ταχύτητα διάδοσης της φλόγας, τη κρίσιμη θερμοροή διάδοσης φλόγας  $q''_{sp,cri}$ , και την κρίσιμη θερμοροή ανάφλεξης  $q''_{ig,cri}$ , με πειράματα σε διαφορετικές θερμοροές και διαφορετικούς χρόνους προθέρμανσης. Δοκιμές διεξήχθησαν με δύο υλικά που χρησιμοποιούνται ευρέως σε αεροσκάφη και περιλαμβάνουν ένα σύνθετο υλικό με ίνες άνθρακα και ένα τύπο καλωδίου. Για τη μέτρηση της ταχύτητας διάδοσης της φλόγας στην επιφάνεια του δοκιμίου, επιλέχθηκε ως βασική τεχνική η οπτική μέθοδος με καταγραφή της μετατόπισης του μετώπου της φλόγας στο χρόνο. Παρουσιάζονται επίσης μετρήσεις, μέσω θερμοδομετρίας οξυγόνου, της ποσότητας εκλύομενης θερμότητας σε σύγκριση με αντίστοιχες πρότυπες δοκιμές σε θερμοδομέτρο κώνου ώστε να εκτιμηθεί η αντίδραση του υλικού στη φωτιά.

**Λέξεις Κλειδιά:** Καύση, Φωτιά, Πυρκαγιά, Διάδοση φλόγας, Μη προσβάσιμες περιοχές αεροσκάφους

### 1. ΕΙΣΑΓΩΓΗ

Η αυξανόμενη χρήση των σύνθετων υλικών από την αεροπορική βιομηχανία στα σύγχρονα αεροσκάφη, καθιστά την έρευνα σχετικά με την συμπεριφορά τους σε φωτιά επιτακτική ανάγκη, δεδομένου ότι αφορά την ασφάλεια επιβατών και πληρώματος. Ιδιαίτερη έμφαση δίνεται στη διερεύνηση της εμφάνισης και εξάπλωσης πυρκαγιάς σε «κρυμμένες ζώνες» του αεροσκάφους στις οποίες το πλήρωμα δεν έχει άμεση πρόσβαση και δεν είναι δυνατή η εγκατάσταση μέσω ενεργητικής πυροπροστασίας.

Η Ομοσπονδιακή Αρχή Πολιτικής Αεροπορίας των ΗΠΑ (Federal Aviation Authority, FAA) που πρωτοστατεί σε διεθνές επίπεδο στον καθορισμό πρότυπων δοκιμών για την αντίσταση και την αντίδραση υλικών και δομών που χρησιμοποιούνται σε αεροσκάφη στη φωτιά, χρησιμοποιεί μεγάλης ή μεσαίας κλίμακας δοκιμές (ISF) για τη μελέτη της συμπεριφοράς των υλικών σε συνθήκες κοντά στις πραγματικές (Ochs, 2010, Reinhard, 2008). Παρόλο που οι δοκιμές αυτές θεωρούνται αξιόπιστες, ωστόσο δεν είναι κατάλληλες για διαδικασίες πιστοποίησης καθώς απαιτούν σημαντικές υποδομές, χρόνο και χρήμα. Για το λόγο αυτό αναζητούνται μικρής κλίμακας δοκιμές τα αποτελέσματα των οποίων μπορούν να συσχετιστούν με την συμπεριφορά των υλικών σε μεγάλης ή μέσης κλίμακας δοκιμές. Από τις πρότυπες δοκιμές υλικών αεροσκαφών αυτές που βασίζονται σε φλόγιστρο τύπου Bunsen θεωρούνται πλέον ξεπερασμένες και ακατάλληλες στην πρόβλεψη της συμπεριφοράς της εξάπλωσης πυρκαγιάς κάτω από πραγματικές συνθήκες. Για υλικά θερμοακουστικής μόνωσης έχει αναπτυχθεί πρότυπη δοκιμή πιστοποίησης με βάση μια διάταξη Επίπεδου Θερμοπομπού Ακτινοβολίας (Radiant heat panel - RHP) και χρήση φλόγιστρου, για τον καθορισμό των

χαρακτηριστικών ευφλεκτότητας όπως είναι η ταχύτητα διάδοσης φλόγας (Ochs, 2010, Reinhard, 2008). Το πάχος των υλικών και η θερμική αγωγιμότητα παίζουν μεγάλο ρόλο σε αυτές τις δοκιμές και ως εκ τούτου παράμετροι όπως ο χρόνος θέρμανσης, ο χρόνος έκθεσης στη φλόγα, η θερμική ενέργεια ακτινοβολίας πρέπει να λαμβάνονται υπ' όψη. Για την περαιτέρω αξιοποίηση της διάταξης RHP έγιναν σημαντικές προσπάθειες για τη συσχέτιση αποτελεσμάτων δοκιμών μεγάλης και μέσης κλίμακας για άλλα υλικά, μεταξύ των οποίων περιλαμβάνονται αεραγωγοί και καλώδια. Η FAA φαίνεται σήμερα να στρέφεται στη διερεύνηση των δυνατοτήτων πιστοποίησης των υλικών αυτών με μία νέα διάταξη δοκιμών, τη Συσκευή Κλιβάνου Ακτινοβολίας (Radiant Furnace Apparatus, RFA, Ochs, 2010). Σε αντίστοιχες προσπάθειες από την από εδώ πλευρά του Ατλαντικού αναπτύχθηκε διάταξη με ειδικό φλόγιστρο προπανίου σε συνδυασμό με πηγή θερμικής ακτινοβολίας (Le Neve, 2010).

Οι προσπάθειες ανάπτυξης δοκιμών πιστοποίησης γίνονται παράλληλα και σε συνεργατικότητα με αντίστοιχες ερευνητικές προσπάθειες για την κατανόηση της συμπεριφοράς των υλικών σε φωτιά, την ανάπτυξη της σχετικής θεωρίας, τον προσδιορισμό βασικών ιδιοτήτων και τη δημιουργία κατάλληλων υπολογιστικών μοντέλων. Μεγάλη πρόοδος στον προσδιορισμό ιδιοτήτων, που χαρακτηρίζουν τη συμπεριφορά υλικών σε φωτιά, γίνεται τα τελευταία χρόνια με την αξιοποίηση διατάξεων που απαιτούν μικρά μόνο δείγματα των υλικών όπως είναι η Θερμοσταθμική Ανάλυση (Thermogravimetric Analysis, TGA), η Διαφορική Θερμιδομετρία Σάρωσης (Differential Scanning Calorimetry, DSC) ή και λίγο μεγαλύτερα όπως η Θερμιδομετρία Οξυγόνου με Θερμιδόμετρο Κώνου (Cone Calorimeter, CC). Αντίστοιχα γίνονται πολλές προσπάθειες για τον προσδιορισμό της συμπεριφοράς των υλικών σε συγκεκριμένες συνθήκες. Στα πλαίσια αυτά μετρήθηκε ο ρυθμός διάδοσης φλόγας με ιδιοσυσκευή από τους Panagiotou & Quintiere (2004) ενισχύοντας την εξάπλωση της φωτιάς με προθέρμανση μέσω θερμοπομπού, ή διερευνήθηκε η ευφλεκτότητα σύνθετων υλικών με ίνες άνθρακα (Quintiere et al, 2007).

Ανάμεσα στις πειραματικές συσκευές που χρησιμοποιούνται για τη εκτίμηση της συμπεριφοράς των υλικών, ιδιαίτερο ενδιαφέρον παρουσιάζει η συσκευή που χρησιμοποιείται από τους Fereres et al (2010, 2011) για την διερεύνηση των φυσικών μηχανισμών υπεύθυνων για την ανάφλεξη στερεών υλικών σε συνθήκες χαμηλής πίεσης. Αποτελείται από έναν μικρής κλίμακας θάλαμο καύσης και έναν υποστηρικτικό μηχανισμό τοποθετημένο οριζόντια σε ένα σφραγισμένο δοχείο πίεσεως που επιτρέπει δοκιμές σε διάφορες πιέσεις. Δοκιμές έχουν διεξαχθεί σε ελεγχόμενες συνθήκες με συγκεκριμένη θερμοροή και εξαναγκασμένη ροή του αέρα.

Στα πλαίσια της παρούσας εργασίας και για τη διερεύνηση των φαινομένων που σχετίζονται με τη συμπεριφορά υλικών σε πυρκαγιά, στις ειδικές συνθήκες που παρουσιάζονται σε μη προσβάσιμες περιοχές αεροσκαφών, κατασκευάστηκε μία νέα πειραματική διάταξη, εργαστηριακής κλίμακας η Συσκευή Κρυμμένης Πυρκαγιάς (Hidden Fire Apparatus, HFA), που αναπτύχθηκε για τη μελέτη της αντίδρασης στη φωτιά σε σχέση με τις συνθήκες ανάφλεξης και διάδοσης της φλόγας σε μη προσβάσιμες περιοχές αεροσκαφών. Σκοπός της διάταξης είναι διερεύνηση της επίδρασης ενός συνόλου παραμέτρων, όπως η ταχύτητα του αέρα, ο χρόνος προθέρμανσης, η θερμική ροή και ο προσανατολισμός, στην ανάπτυξη της φωτιάς στις περιοχές αυτές. Οι μετρήσεις υποστηρίζονται με τη διέλευση των καπναερίων από τα όργανα μέτρησης Θερμιδόμετρου Κώνου ώστε να μετρηθούν παράμετροι που αφορούν την εκλυόμενη θερμότητα και τις συγκεντρώσεις αερίων και καπνού. Η παρουσία τοξικών αερίων ανιχνεύεται με τη χρήση φασματοσκοπίας υπερύθρου με μετασχηματισμό Fourier (Fourier Transform Infrared Spectroscopy, FTIR), αν και τα σχετικά αποτελέσματα δεν θα παρουσιαστούν στην παρούσα εργασία.

## 2. ΣΤΟΙΧΕΙΑ ΘΕΩΡΙΑΣ ΔΙΑΔΟΣΗΣ ΦΛΟΓΑΣ

Ο ρυθμός με τον οποίο αναπτύσσεται η φωτιά εξαρτάται από το πόσο γρήγορα η φλόγα μπορεί να διαδοθεί από το σημείο ανάφλεξης σε μία ολόενα και αυξανόμενη περιοχή καίόμενου υλικού. Με βάση τη θεωρία διάδοσης της φλόγας θεωρείται ότι το μέτωπο της φλόγας αποτελεί ταυτόχρονα πηγή έναυσης και πηγή θερμότητας η οποία συνεισφέρει στη θέρμανση του υλικού πριν την ανάφλεξη

(Quintiere, 2006, Drysdale, 2011). Οι επιδράσεις λόγω τήξης, δημιουργίας υπολείμματος (charring) και ανομοιογένειας λαμβάνονται υπ' όψη με κατάλληλη προσαρμογή των ιδιοτήτων του υλικού  $T_{ig}$ ,  $k$ ,  $\rho$  και  $c_p$ , ενώ τυχόν παραμορφώσεις αγνοούνται (παρόλο που μπορεί να είναι σημαντικές σε μερικές περιπτώσεις). Θεωρώντας ότι η θερμοροή λόγω του μετώπου της φλόγας,  $\dot{q}_f''$ , είναι σταθερή πάνω από μια περιοχή μήκους  $\delta_f$  και μηδέν πέρα από αυτή, μπορεί ναδειχθεί ότι η ταχύτητα διάδοσης μπορεί να προσεγγιστεί ως:

$$v_p = \frac{\Phi}{k \rho c_p (T_{ig} - T_s)^2} \quad (3.2)$$

όπου  $\Phi$  είναι η παράμετρος διάδοσης φλόγας  $\Phi = \frac{4}{\pi} (\dot{q}_f'')^2 \delta_f$ .

Αντίστοιχα για συνολικό συντελεστή μεταφορά θερμότητας,  $h$ , κατά προσέγγιση σταθερό:

$$v_p^{-1/2} = \left( \frac{k \rho c_p}{h^2 \Phi} \right)^{1/2} (\dot{q}_{ig,cr}'' - \dot{q}_e'') \quad (3.3)$$

όπου  $\dot{q}_{ig,cr}''$  είναι η κρίσιμη θερμοροή ανάφλεξης.

Η παράμετρος διάδοσης φλόγας,  $\Phi$ , μπορεί να υπολογιστεί από τη κλίση της γραμμικής προσέγγισης της κατανομής της ταχύτητας διάδοσης σε σχέση με την εξωτερική θερμοροή από τα πειραματικά δεδομένα. Αντίστοιχα η παράμετρος ανάφλεξης,  $b$ , που συχνά χρησιμοποιείται για τον προσδιορισμό της ταχύτητας διάδοσης δίνεται από τη σχέση:

$$b = \frac{2h}{\sqrt{\pi k \rho c}}$$

### 3. ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΗ ΔΙΑΔΙΚΑΣΙΑ

#### 3.1 Συσκευή Κρυμμένης Πυρκαγιάς (ΣΚΠ, Hidden Fire Apparatus, HFA)

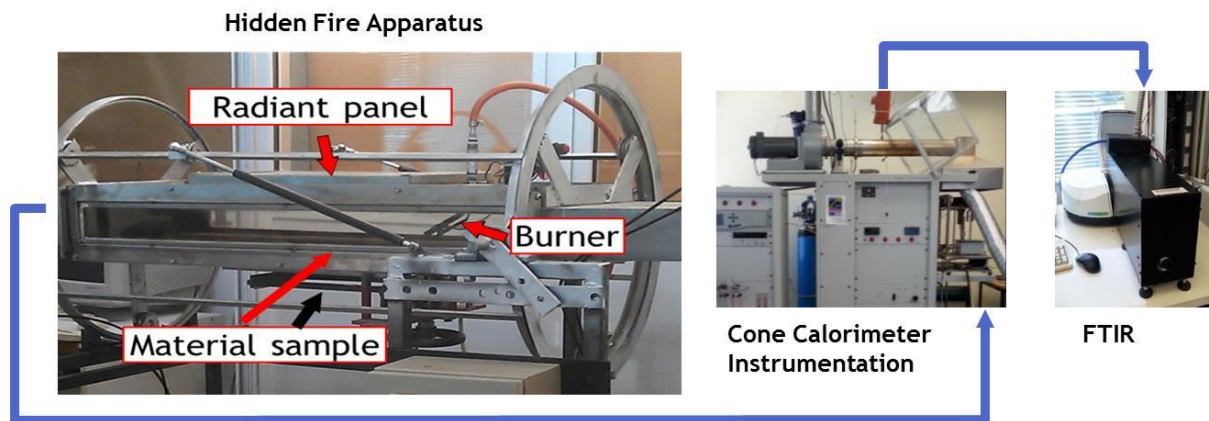
Η πειραματική διάταξη (HFA, Σχήμα 1), αποτελείται από ένα θερμικά μονωμένο, μεταλλικό θάλαμο καύσης, με ελεγχόμενες συνθήκες εισόδου και εξόδου. Στα πειράματα που θα παρουσιαστούν δεν υπήρξε εξαναγκασμένη ροή, αλλά η φυσική κυκλοφορία λόγω ανωστικών δυνάμεων δημιουργούσε μέσα στο θάλαμο διαμήκη ροή αέρα με ταχύτητα  $\sim 0.1$  m/s. Τα τοιχώματα του θαλάμου είναι διαφανή για την οπτικοποίηση των πειραμάτων και ανθεκτικά σε υψηλές θερμοκρασίες. Ειδικά σχεδιασμένοι μηχανισμοί επιτρέπουν την τοποθέτηση του θαλάμου καύσης σε οποιοδήποτε προσανατολισμό. Το τμήμα δοκιμών έχει σχήμα ορθογώνιου παραλληλεπίπεδου, διαστάσεων 1.0 (μήκος) x 0.4 (πλάτος) x 0.1 (ύψος)  $m^3$ . Τα υπό-δοκιμή υλικά, διάστασης 29x19  $cm^2$ , τοποθετούνται εσωτερικά, πρόσωπο στην μία επιφάνεια του θαλάμου και εκτίθενται σε ελεγχόμενη, ομοιόμορφη θερμοροή από θερμοπομπό τοποθετημένο στην απέναντι πλευρά. Η ανάφλεξη γίνεται με τη βοήθεια φλόγιστρου (burner), τοποθετημένου εσωτερικά στο θάλαμο. Τα καπναέρια οδηγούνται από την έξοδο της διάταξης στον απαγωγό αερίων του Θερμιδόμετρου Κώνου, δίνοντας τη δυνατότητα μέτρησης, με θερμοδομετρία οξυγόνου, του Ρυθμού Έκλυσης Θερμότητας (Heat Release Rate, HRR), των συγκεντρώσεων  $O_2$ ,  $CO$ ,  $CO_2$  καθώς και της ποσότητας του παραγόμενου καπνού.

#### 3.2 Θερμιδόμετρο Κώνου (ΘΚ, Cone Calorimeter, CC)

Το μετρητικό σύστημα ενός Θερμιδόμετρου Κώνου, κατασκευής FTT, χρησιμοποιείται για μετρήσεις στα καπναέρια της Συσκευής Κρυμμένης Πυρκαγιάς. Για το σκοπό αυτό τα καπναέρια οδηγούνται μέσω ενός αγωγού μήκους 1.5m στον απαγωγό του Θερμιδόμετρου Κώνου. Η βαθμονόμηση του οργάνου πριν από κάθε δοκιμή και οι μετρήσεις εκτελούνται σύμφωνα με το πρότυπο ISO 5660. Οι μετρήσεις περιλαμβάνουν την εκτίμηση του Ρυθμού Έκλυσης Θερμότητας (μέσω μέτρησης της συγκεντρώσεως οξυγόνου) και των ρυθμών παραγωγής Διοξειδίου ( $CO_2$ ) και Μονοξειδίου ( $CO$ ) του άνθρακα και καπνού.

### 3.3 Μέτρηση Ταχύτητας Διάδοσης Φλόγας

Μία ψηφιακή κάμερα SONYDAT με ανάλυση 1920x1080 pixels και εστιακό μήκος 0.5 m επιλέχθηκε ως μία μη παρεμβατική οπτική μέθοδος για τη μέτρηση της Ταχύτητας Διάδοσης της Φλόγας. Η μετακίνηση του Μετώπου της Φλόγας στο χρόνο καταγράφηκε σε βίντεο και στη συνέχεια εξήχθησαν διαδοχικές εικόνες με βήμα 1 δευτερολέπτο. Η μέτρηση της Ταχύτητας Διάδοσης της Φλόγας έγινε από την ψηφιοποιημένη εκτίμηση της θέσης του μετώπου της φλόγας στο χρόνο, όπως περιγράφεται στη συνέχεια.



Σχήμα 1. Συσκευή Κρυμμένης Πυρκαγιάς, πειραματική διάταξη για τη διερεύνηση της ανάπτυξης πυρκαγιάς σε μη προσβάσιμες περιοχές αεροσκάφους

## 4. ΑΠΟΤΕΛΕΣΜΑΤΑ

Οι δοκιμές πραγματοποιήθηκαν με τη Συσκευή Κρυμμένης Πυρκαγιάς (ΣΚΠ) σε οριζόντια θέση και τα δοκίμια τοποθετημένα στη κάτω πλευρά του θαλάμου. Ως υλικά χρησιμοποιήθηκαν ένα διαχωριστικό στοιχείο που χρησιμοποιείται ως πάνελ οροφής της καμπίνας των επιβατών και ένας τύπος καλωσίων που χρησιμοποιούνται κατά μήκος μη προσβάσιμων περιοχών του αεροσκάφους. Το πρώτο είναι ένα κυψελοειδές υλικό από ίνες άνθρακα και ρητίνη που ενισχύεται σε κάθε πλευρά από φύλλα κατασκευασμένα από τα ίδια υλικά. Η πλευρά προς το εσωτερικό της καμπίνας είναι επενδυμένη με λευκή επικάλυψη. Τα καλώδια έχουν τρεις αγωγούς καλυμμένους με μονωτικό τοποθετημένους σε κοινό περίβλημα. Το εύρος των επιβαλλόμενων θερμοροών, στις οποίες υποβλήθηκαν τα δοκίμια στη ΣΚΠ, εκτιμήθηκε με βάση τις ιδιότητες των υλικών, όπως υπολογίστηκαν σε προηγούμενες πρότυπες δοκιμές στο Θερμιδόμετρο Κώνου, για διαφορετικές επιβαλλόμενες θερμοροές και την εν συνεχεία ανάλυση των πειραματικών δεδομένων με βάση τη μέθοδο που παρουσιάζεται στην αναφορά Delichatsios (2005). Στον Πίνακα 1 παρουσιάζονται οι ιδιότητες των υλικών με βάση τις δοκιμές αυτές, που περιλαμβάνουν την Κρίσιμη Ροή Θερμότητας κάτω από την οποία το υλικό δεν αναφλέγεται ( $q_{cr}$ ), τη Θερμοκρασία Ανάφλεξης ( $T_{ign}$ ), τη Θερμική Αδράνεια ( $k\rho c$ ), την Θερμοχωρητικότητα ( $c_p$ ), την Θερμική Αγωγιμότητα ( $k$ ) και την Θερμική Διαχυτότητα ( $\alpha$ ).

Πίνακας 1. Θερμικές ιδιότητες υλικών

	$\delta$ mm	$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	$q_{cr}$ kW/m <sup>2</sup>	$k\rho c$ (kW/m <sup>2</sup> K) <sup>2</sup> s	$\alpha$ m <sup>2</sup> /s	$k$ W/mK	$c_p$ J/kgK	$T_{ign}$ K
Πάνελ οροφής	17.5	158	32	0.1136	$9.62 \times 10^{-6}$	1.05	690	869
Καλώδιο	7.8	1265	16.9	0.1764	$9.20 \times 10^{-7}$	0.403	346	738

Η γνώση των ιδιοτήτων των υλικών είναι σημαντική τόσο για την εκτίμηση της συμπεριφοράς των υλικών σε σχέση με την ταχύτητα διάδοσης αλλά και στην ανάλυση των αποτελεσμάτων από το Συσκευή Κρυμμένης Πυρκαγιάς με βάση τη Θεωρία Διάδοσης της Φλόγας όπως φαίνεται παρακάτω.



Σχήμα 2. Χαρακτηριστικά στιγμιότυπα μετατόπισης φλόγας σε πάνελ οροφής



Σχήμα 3. Χαρακτηριστικά στιγμιότυπα μετατόπισης φλόγας σε καλώδια



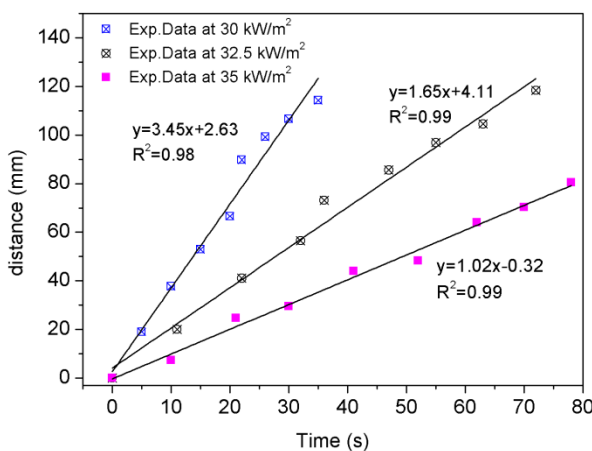
Σχήμα 4. Πάνελ οροφής πριν και μετά τη καύση



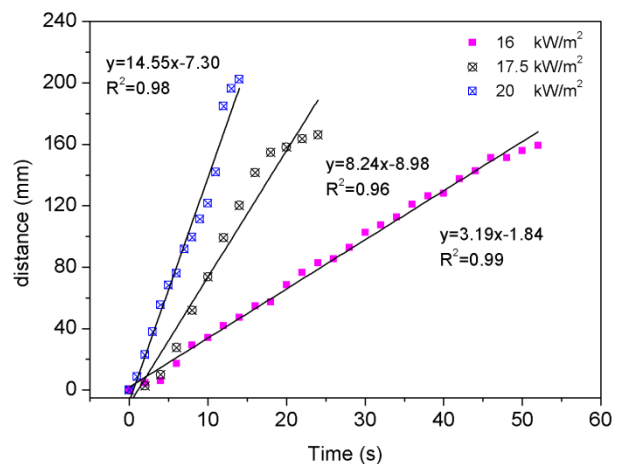
Σχήμα 5. Καλώδια πριν και μετά τη καύση

Τυπικές εικόνες που απεικονίζουν την εξέλιξη του μετώπου της φλόγας σε διαδοχικές χρονικές στιγμές που χρησιμοποιήθηκαν για να εκτιμηθεί η ταχύτητα διάδοσης παρουσιάζονται στα σχήματα 2 και 3, ενώ στα σχήματα 4 και 5 παρουσιάζονται φωτογραφίες των υλικών πριν και μετά τα πειράματα. Η θέση του μετώπου της φλόγας ψηφιοποιήθηκε σε διαδοχικές φωτογραφίες με κατάλληλο λογισμικό. Η Ταχύτητα Διάδοσης της φλόγας προέκυψε από την παράγωγο της γραμμικής προσέγγισης των θέσεων του μετώπου της φλόγας,  $x$ , με το χρόνο (σχήματα 6 και 7).

Οι δοκιμές διεξήχθησαν σε εύρος θερμοροών 25-35 ( $\text{kW/m}^2$ ) για τα στοιχεία οροφής και 15-20 ( $\text{kW/m}^2$ ) για τα καλώδια, για διαφόρους χρόνους προθέρμανσης. Για το πάνελ οροφής χρησιμοποιήθηκαν χρόνοι προθέρμανσης 30 και 150s. Δεδομένου ότι ο χρόνος προθέρμανσης είχε αμελητέα επίδραση στην ταχύτητα διάδοσης της φλόγας στη συνέχεια παρουσιάζονται μόνο αποτελέσματα για χρόνο προθέρμανσης 30s. Αντίθετα στο καλώδιο ο χρόνος προθέρμανσης επηρέαζε σημαντικά την εξέλιξη του φαινομένου και για το λόγο αυτό δοκιμές πραγματοποιήθηκαν πειράματα και παρουσιάζονται αποτελέσματα για χρόνο προθέρμανσης 30, 150 και 250 δευτερόλεπτα καλύπτοντας ένα μεγάλο εύρος συνθηκών προθέρμανσης του υλικού. Για θερμοροές 25 και 28 ( $\text{kW/m}^2$ ) για τα στοιχεία οροφής και 15 ( $\text{kW/m}^2$ ) για τα καλώδια δεν παρατηρήθηκε ανάφλεξη των υλικών και διάδοση της φλόγας. Στο σχήμα 6 παρουσιάζεται ο υπολογισμός της ταχύτητας διάδοσης για το πάνελ οροφής όπως προέκυψε από την κλίση της ευθείας θεωρώντας γραμμική τη μετατόπιση της φλόγας στην οριζόντια διεύθυνση για επιβαλλόμενη θερμοροή 30, 32.5 και 35  $\text{kW/m}^2$ . Στο σχήμα 7 παρουσιάζονται τα αντίστοιχα αποτελέσματα υπολογισμού της ταχύτητας διάδοσης για το καλώδιο σε κάθε θερμοροή με 250 δευτερόλεπτα χρόνο προθέρμανσης.



Σχήμα 6. Υπολογισμός ταχύτητας διάδοσης φλόγας σε πάνελ οροφής



Σχήμα 7. Υπολογισμός ταχύτητας διάδοσης σε καλώδιο για 250s χρόνο προθέρμανσης

Στη περίπτωση του πάνελ οροφής η αύξηση της θερμοροής προκαλεί αύξηση της ταχύτητας διάδοσης της φλόγας. Δεν συμβαίνει το ίδιο σε σχέση με το χρόνο προθέρμανσης καθώς το πάνελ οροφής που είναι ένα σύνθετο υλικό με υψηλή θερμική αντίσταση και πυραντίσταση δεν επηρεάζεται ιδιαίτερα. Για θερμοροές 30, 32 kW/m<sup>2</sup> η ταχύτητα κυμάνθηκε σε χαμηλά επίπεδα ενώ χρειάστηκε μια αρκετά υψηλή θερμοροή ώστε να επιτύχουμε υψηλότερες τιμές της ταχύτητας. Για τις θερμοροές αυτές όπως μετρήθηκε πειραματικά η Θερμοκρασία στην επιφάνεια του υλικού δεν ξεπέρασε την κρίσιμη Θερμοκρασία ανάφλεξης όπως υπολογίστηκε από τις μετρήσεις στο Θερμιδόμετρο Κώνου. Με βάση την οπτική παρατήρηση η φλόγα διαδόθηκε επιφανειακά στο υλικό ενώ το υπόστρωμα διατήρησε τη ακεραιότητά του όπως φαίνεται στο σχήμα 4.

Το καλώδιο αντίθετα παρουσιάζει τελείως διαφορετική συμπεριφορά καθώς όπως προκύπτει από τις ταχύτητες που παρουσιάζονται αναλυτικά στον Πίνακα 2 ο χρόνος προθέρμανσης καθορίζει σημαντικά τόσο τη διάδοση της φλόγας αλλά και την καύση του υλικού. Η αύξηση του χρόνου προθέρμανσης επηρεάζει σημαντικά την ταχύτητα της φλόγας, όπου παρατηρούνται σημαντικές διαφοροποιήσεις για ροές πάνω από 17.5 kW/m<sup>2</sup>. Η ύπαρξη εσωτερικά του χάλκινου αγωγού του καλωδίου δείχνει να επηρεάζει την θέρμανση του υλικού λόγω της υψηλής αγωγιμότητας του χαλκού. Η μεγαλύτερη χρονικά έκθεση του υλικού επιτρέπει την απελευθέρωση περισσότερων αερίων πυρόλυσης ώστε με την τοποθέτηση του φλόγιστρου στην επιφάνεια του υλικού η φλόγα να αρχίσει να διαδίδεται σε χρόνο λιγότερο από 5 δευτερόλεπτα, για προθέρμανση 150 ή 250 δευτερόλεπτα. Αντίθετα με προθέρμανση 30 δευτερολέπτων χρειάζεται περισσότερος χρόνος, κατ' εκτίμηση 100 δευτερολέπτων, για την έναρξη της διάδοσης της φλόγας καθώς το υλικό δεν έχει αποκτήσει την απαραίτητη θερμική ενέργεια ώστε να πυρολυθεί μέρος του και να αρχίσει να διαδίδεται η φλόγα στην επιφάνεια του καλωδίου.

**Πίνακας 2.** Ταχύτητα διάδοσης για καλώδια σε κάθε ροή με διαφορετικό χρόνο προθέρμανσης

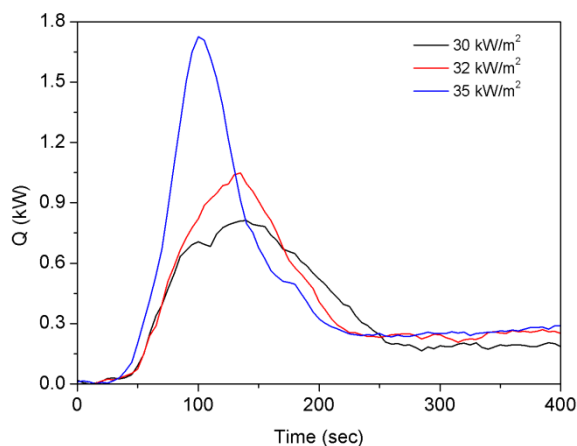
Προθέρμανση (s)	Ταχύτητα διάδοσης φλόγας $v_p$ (mm/s)			
	Επιβαλλόμενη θερμοροή (kW/m <sup>2</sup> )			
	15	16	17.5	20
30	X	1.7	2.2	4.1
150	X	2.6	5.7	11.2
250	X	3.2	8.2	14.6

Στη συνέχεια παρουσιάζονται στο σχήμα 8 οι κατανομές του ρυθμού έκλυσης θερμότητας από την καύση του πάνελ οροφής στο θάλαμο του ΣΚΠ ενώ στο σχήμα 9 παρουσιάζονται οι αντίστοιχες καμπύλες για πρότυπες δοκιμές στο Θερμιδόμετρο Κώνου.

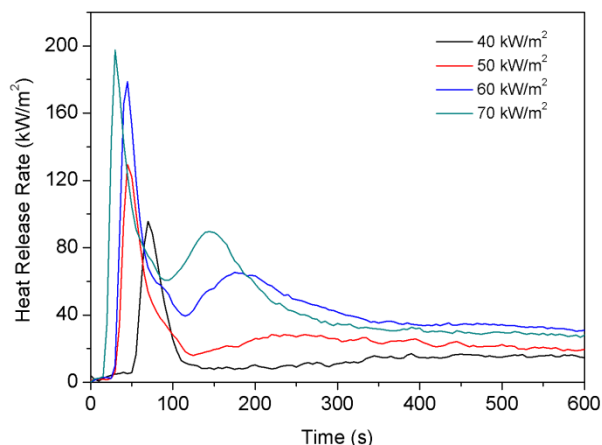
Η ποσότητα της εκλυόμενης θερμότητας από την καύση του πάνελ οροφής στη ΣΚΠ κυμαίνεται σε υψηλότερα επίπεδα όσο η επιβαλλόμενη θερμοροή αυξάνεται. Η ρυθμός απελευθέρωσης θερμότητας στα 35 kW/m<sup>2</sup> είναι σημαντικά πιο έντονος σε σχέση με τα 32 και 30 kW/m<sup>2</sup> όπως φαίνεται από την απότομη κλίση της καμπύλης του ρυθμού έκλυσης θερμότητας σε αντίθεση με χαμηλότερες ροές όπου η κλίση είναι πιο ήπια. Το γεγονός αυτό συμβαδίζει με το μέγεθος της ταχύτητας διάδοσης της φλόγας στο θάλαμο καύσης για διαφορετική ένταση ακτινοβολίας. Η ταχύτητα διαφοροποιείται σε μικρό βαθμό σε χαμηλές ροές με βάση τους υπολογισμούς που παρουσιάστηκαν παραπάνω όπως αντίστοιχα και στις καμπύλες έκλυσης θερμότητας. Επίσης τόσο ο χρόνος ανάφλεξης όσο και ο συνολικός χρόνος διάδοσης της φλόγας είναι ταχύτερος στα 35 kW/m<sup>2</sup>.

Οι καμπύλες του ρυθμού έκλυσης θερμότητας από πειράματα του υλικού στο Θερμιδόμετρο Κώνου (σχήμα 9) στοιχειοθετούν τον μηχανισμό καύσης του υλικού σε εύρος θερμοροών από 40 μέχρι 70 kW/m<sup>2</sup>. Για θερμοροή πάνω από 50 kW/m<sup>2</sup> εμφανίζονται δύο κορυφές στον ρυθμό έκλυσης θερμότητας σε αντίθεση με χαμηλότερες θερμοροές όπου εμφανίζεται μία κορυφή. Η πρώτη κορυφή ουσιαστικά υποδεικνύει πως αρχικά το υλικό καίγεται επιφανειακά καθώς καταναλώνεται μέρος από τη ρητίνη απελευθερώνοντας θερμότητα. Στη συνέχεια ο ρυθμός μειώνεται καθώς το υπόλειμμα που παραμένει στην επιφάνεια εμποδίζει τη μεταφορά θερμότητας στο εσωτερικό του υλικού δρώντας ουσιαστικά σαν μονωτής. Σε υψηλές θερμοροές είναι δυνατό το θερμικό κύμα να φτάσει στο

κυψελοειδές υπόστρωμα και να συνεχιστεί η διαδικασία της καύσης, όπως υποδεικνύει η παρουσία της δεύτερης κορυφής.



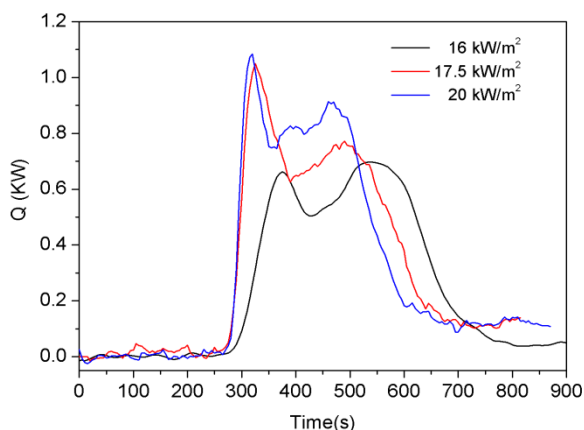
Σχήμα 8. Ρυθμός έκλυσης θερμότητας από πάνελ οροφής στη ΣΚΠ.



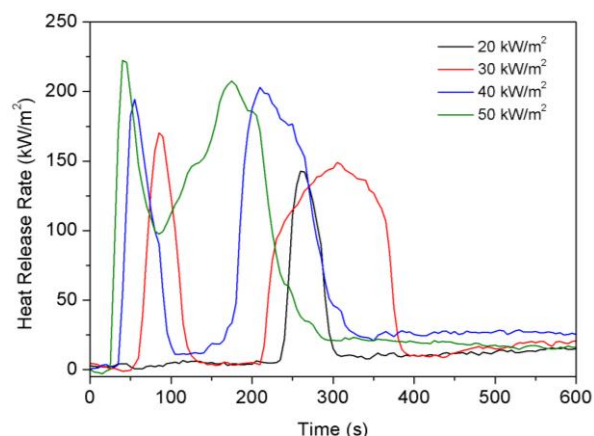
Σχήμα 9. Ρυθμός έκλυσης θερμότητας από πάνελ οροφής σε πρότυπες δοκιμές σε ΘΚ

Όπως είναι φανερό η μορφή της καμπύλης έκλυσης θερμότητας του υλικού στη ΣΚΠ δείχνει να ακολουθεί εκείνη του Θερμιδόμετρου του Κώνου για θερμοροές κάτω των  $50 \text{ kW/m}^2$ . Το γεγονός αυτό υποδεικνύει πως η διάδοση της φλόγας στο θάλαμο καύσης (ΣΚΠ) πραγματοποιήθηκε κατά κύριο λόγο στην επιφάνεια του υλικού χωρίς να καίγονται τα εσωτερικά στρώματά του όπως φαίνεται από το υπόλειμμα του υλικού στο σχήμα 4.

Στη συνέχεια παρουσιάζονται οι αντίστοιχες καμπύλες για το καλώδιο για μετρήσεις που έγιναν στο θάλαμο καύσης με 250 δευτερόλεπτα χρόνο προθέρμανσης για υψηλές θερμοροές. Η κλίση του ρυθμού απελευθέρωσης θερμότητας (σχήμα 10) είναι σημαντικά πιο απότομη σε υψηλές θερμοροές όπου φαίνεται ο ρυθμός αύξησης να κυμαίνεται στα ίδια επίπεδα. Όπως προκύπτει με βάση τις καμπύλες του ρυθμού έκλυσης θερμότητας μεγάλο μέρος της μάζας του καλωδίου καίγεται στις δοκιμές στο θάλαμο καύσης όπως φαίνεται συγκρίνοντας τις αντίστοιχες καμπύλες για πρότυπες δοκιμές στο Θερμιδόμετρο Κώνου (σχήμα 11) όπως και από το υπόλειμμα του υλικού στο σχήμα 5.



Σχήμα 10. Ρυθμός έκλυσης θερμότητας από καλώδια στη ΣΚΠ.

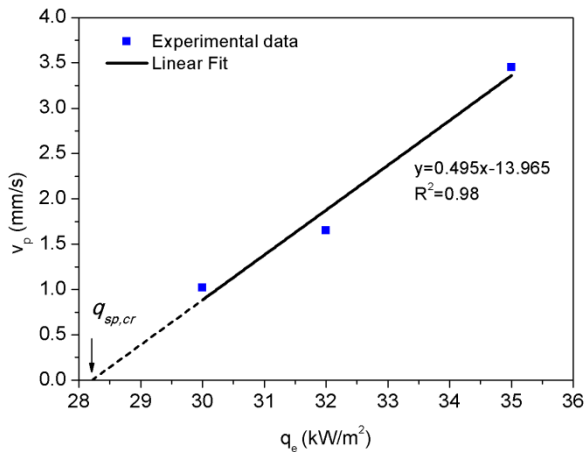


Σχήμα 11. Ρυθμός έκλυσης θερμότητας από καλώδια σε πρότυπες δοκιμές σε ΘΚ

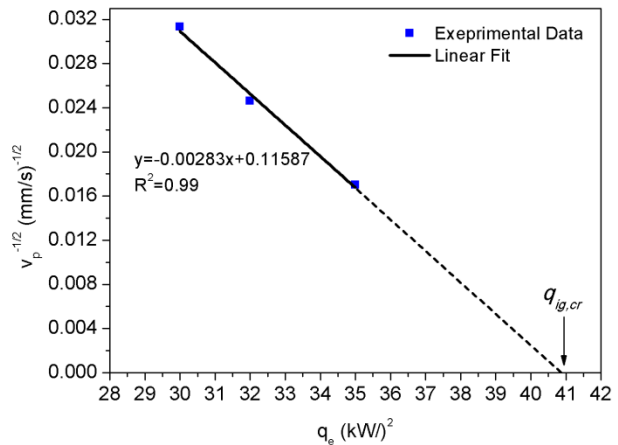
Η σχέση της ταχύτητας διάδοσης με την επιβαλλόμενη θερμοροή για το πάνελ οροφής εξετάζεται στο σχήμα 12 με βάση τα πειραματικά δεδομένα. Όπως φαίνεται το σημείο τομής της ευθείας που αντιστοιχεί σε μηδενική ταχύτητα διάδοσης της φλόγας δίνει μία κρίσιμη ροή  $28.2 \text{ kW/m}^2$  όπως προκύπτει αντίστοιχα στα πειραματικά δεδομένα για την κρίσιμη ροή διάδοσης της φλόγας για το



πάνελ οροφής αφού για θερμοροή κάτω από  $28 \text{ kW/m}^2$  δεν παρατηρήθηκε ανάφλεξη και διάδοση της φλόγας στην επιφάνεια του υλικού .



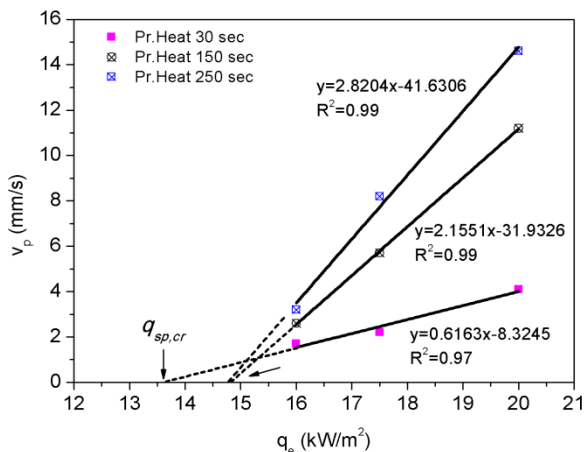
Σχήμα 12. Ταχύτητα διάδοσης συναρτήσει της θερμοροής σε πάνελ οροφής



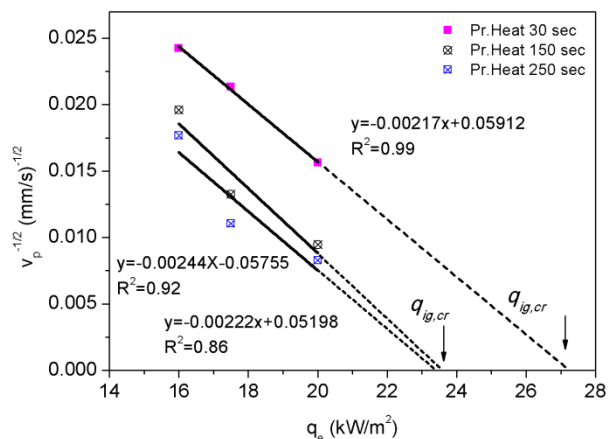
Σχήμα 13. Αντίστροφο της τετραγωνικής ρίζας της ταχύτητας με τη θερμοροή σε πάνελ οροφής

Αντίστοιχα με βάση το σχήμα 13 και σύμφωνα με τη Θεωρία Διάδοσης Φλόγας από τη τετμημένη της ευθείας της αντιστρόφου της τετραγωνικής ρίζας της ταχύτητας σε συνάρτηση με την εξωτερική θερμοροή προκύπτει η Κρίσιμη Ροή Ανάφλεξης. Οι παράμετροι διάδοσης της φλόγας που αφορούν τη Κρίσιμη Ροή για Ανάφλεξη  $q''_{in,cr}$  και τη Κρίσιμη Ροή για Εξάπλωση της Φλόγας με βάση τόσο τους υπολογισμούς για την ταχύτητα διάδοσης στη ΣΚΠ όσο και τις ιδιότητες του υλικού όπως προκύπτουν από τους υπολογισμούς στο Θερμιδόμετρο Κώνου παρουσιάζονται στο Πίνακα 3 και για τα δύο υλικά.

Στα σχήματα 14 και 15 παρουσιάζονται τα αντίστοιχα διαγράμματα για το καλώδιο σε κάθε θερμοροή για κάθε χρόνο προθέρμανσης. Με βάση τα πειραματικά δεδομένα από το διάγραμμα της ταχύτητας διάδοσης φλόγας με την επιβαλλόμενη θερμοροή, για κάθε χρόνο προθέρμανσης, φαίνεται να αντιστοιχεί μία γραμμική σχέση, όπου η τετμημένη της ευθείας συμφωνεί με τις εκτιμήσεις για την κρίσιμη ροή διάδοσης φλόγας δίνοντας μια τιμή  $14.7 \text{ kW/m}^2$  για μεγάλους χρόνους προθέρμανσης. Το αποτέλεσμα αυτό έρχεται σε συμφωνία με το πείραμα στο θάλαμο καύσης όπου για θερμοροή  $15 \text{ kW/m}^2$  δεν παρατηρήθηκε ανάφλεξη και διάδοση της φλόγας στην επιφάνεια του δοκιμίου ανεξάρτητα από το χρόνο προθέρμανσης.



Σχήμα 14. Ταχύτητα διάδοσης συναρτήσει της θερμοροής σε καλώδια



Σχήμα 15. Αντίστροφο της τετραγωνικής ρίζας της ταχύτητας με την θερμοροή σε καλώδια

Με βάση τη θεωρία διάδοσης της φλόγας προέκυψε αντίστοιχα για το καλώδιο (σχήμα 15) η κρίσιμη θερμοροή ανάφλεξης από την γραμμική προσέγγιση της ταχύτητας σε τρεις διαφορετικές θερμοροές για κάθε χρόνο προθέρμανσης. Οι τιμές εμφανίζονται στον Πίνακα 3 όπου η κρίσιμη ροή εμφανίζει μία αύξηση της τάξεως των  $3.7 \text{ kW/m}^2$  για χρόνο προθέρμανσης 30 δευτερολέπτων. Για τη δεδομένη προθέρμανση προκύπτει πως θα χρειαστεί αυξημένη επιβαλλόμενη θερμοροή ώστε να φθάσει το υλικό στη θερμοκρασία ανάφλεξης. Αντίστοιχα η κρίσιμη ροή για έκθεση με μεγαλύτερη διάρκεια προθέρμανσης στην ακτινοβολία του πάνελ εκτιμάται σε λίγο χαμηλότερα επίπεδα.

**Πίνακας 3.** Ιδιότητες Διάδοσης Φλόγας

Υλικό	Επιβαλλόμενη θερμοροή $\dot{q}_e''$ ( $\text{kW/m}^2$ )	Χρόνος προθέρμανσης (s)	Κρίσιμη θερμοροή ανάφλεξης $\dot{q}_{ig,cr}''$ ( $\text{kW/m}^2$ )	Κρίσιμη θερμοροή διάδοσης φλόγας $\dot{q}_{sp,cr}''$ ( $\text{kW/m}^2$ )
Πάνελ οροφής	30/32/35	30	40.9	28.2
Καλώδιο	16/17.5/20	30	27.2	13.5
		150	23.6	14.8
		250	23.4	14.7

## ΕΥΧΑΡΙΣΤΙΕΣ

Η εργασία αυτή χρηματοδοτήθηκε στα πλαίσια του Ευρωπαϊκού Προγράμματος: *Fire risks assessment and increase of passenger survivability – AircraftFire* (FP7/2007- 2013, grant agreement n° 26561)

## ΑΝΑΦΟΡΕΣ

Delichatsios, M.A. (2005), Piloted Ignition Times, Critical Heat Fluxes and Mass Loss Rates at Reduced Oxygen Atmospheres, *Fire Safety Journal* 40: 197-212.

Drysdale Dougal, *An Introduction to Fire Dynamics*, Third edition, WILEY, 2011.

Fereres S., Lautenberger C., Fernandez-Pello C., Urban D., Ruff G., Effect of Cabin Pressure on the Piloted Ignition of Combustible Solids, *The Sixth Triennial International Fire & Cabin Safety Research Conference*, Atlantic City, NJ, USA, 2010.

Fereres S., Lautenberger C., Fernandez-Pello C., Urban D., Ruff G. (2011), Mass flux at ignition in reduced pressure environments, *Combustion and Flame*, 158, 1301–1306.

Le Neve S, *Fire Behaviour of Structural Composite Materials Submitted to a Hidden Fire Source*, IAMFT Working Group, Köln, June 2010.

Ochs R.I., Development of a Flame Propagation Test Method for Structural Composite Materials in Inaccessible Areas, *The Sixth Triennial International Fire & Cabin Safety Research Conference*, Atlantic City, NJ, USA, 2010.

Ochs, R., Development of a Flame Propagation Test Method for Inaccessible Area Materials, *International Aircraft Materials Fire Test Working Group Meeting*, March, 2014.

Panagiotou, J. and Quintiere, J. G., Generalizing Flammability of Materials, *Interflam 2004*, Edinburgh, July 2004.

Quintiere JG, Walters RN, and Crowley S, Flammability Properties of Aircraft Carbon-Fiber Structural Composite, DOT/FAA/AR-07/57, 2007.

Quintiere J., *Fundamentals of Fire Phenomena*, John Wiley & Sons, LTD, 2006.

Reinhardt J.W., Development of an Improved Fire Test Method for Aircraft Ducting Materials, DOT/FAA/AR-08/4, 2008.

## **EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF FIRE PROPAGATION IN INACCESSIBLE AREAS OF AIRCRAFTS**

This research investigates the potential fire hazard of fire originating in hidden/inaccessible areas of aircrafts. A hidden/inaccessible area is defined as any area inside the pressurized section of the aircraft that is not readily accessible to the crew. To this end a laboratory scale apparatus was designed and constructed (Hidden Fire Apparatus) in order to estimate parameters that involved and affecting the flame spreading process. This paper examines the estimation of flame spreading velocity,  $v_p$ , critical heat flux for flame spreading  $q''_{sp,cri}$ , and critical heat flux for ignition  $q''_{ig,cri}$  based on tests at various heat fluxes and preheating times. Tests were conducted for two different materials used by the aviation industry including a carbon fibre honeycomb material and cables. Optical monitoring was selected as a non-intrusive method to measure flame spreading velocity by recording flame front evolution in time. Oxygen consumption Calorimetry was also used to measure Heat Release Rate and to identify combustion mechanisms.

## Ερευνητικές δραστηριότητες

Εθνικό Μετσόβιο Πολυτεχνείο  
Σχολή Μηχανολόγων Μηχανικών, Τομέας Ρευστών

Δ. Γιασεμίδης, Π. Καπίρης, Α. Πάσσος, Δ. Μαθιουλάκης\*

e- mail: \*mathew@fluid.mech.ntua.gr

### ΠΕΡΙΛΗΨΗ

Στην εργασία αυτή παρουσιάζονται συνοπτικά πρόσφατες πειραματικές ερευνητικές μας δραστηριότητες σχετιζόμενες με: α) την μελέτη του πεδίου ροής περιοδικώς κινούμενης αεροτομής (pitching-plunging) με χρήση 2D-PIV, β) τον εντοπισμό της γραμμής επανακόλλησης διεγερόμενης ροής (μέσω παλλόμενων δεσμών αέρα) μοντέλου απότομης διεύρυνσης, χρησιμοποιώντας πλέγμα θερμικών αισθητήρων, και γ) την μελέτη της ροής σε τραπεζοειδούς διατομής μικροκανάλια (βάθους 130μm) με υπερυδροφοβα ή υπερυδροφιλα χαρακτηριστικά (χρήση micro PIV).

**Λέξεις Κλειδιά:** pitching-plunging airfoil, 2D PIV, micro PIV, flow reattachment, thermal sensors, superhydrophobic, superhydrophobic.

### 1. ΡΟΗ ΓΥΡΩ ΑΠΟ ΚΙΝΟΥΜΕΝΗ ΑΕΡΟΤΟΜΗ

Μελετήθηκε το πεδίο ροής, σε αεροδυναμική σήραγγα, περιοδικά κινούμενης αεροτομής σχήματος επίπεδης πλάκας μέσω της τεχνικής 2D PIV, εκτελώντας για διάφορους αδιάστατους αριθμούς  $k=\omega c/(2U)$  (μέγιστη τιμή  $k=0.5$ ) εν φάσει μετρήσεις στον ομόρροο της αεροτομής, για διάφορα πλάτη γωνιών πρόσπτωσης και πλάτη γραμμικής ταλάντωσης και για σχετικά μικρούς αριθμούς  $Re < 10^4$ . Το μήκος της χορδής ήταν  $c=40$  mm, το εκπέτασμα της πτέρυγας 500 mm, το πάχος της 3 mm, το ελεύθερο ρεύμα  $U$  μεταξύ 1 m/s και 6 m/s και η κυκλική συχνότητα  $\omega=2\pi/T$ , όπου  $T$ , η περίοδος της κίνησης η οποία μεταβαλλόταν στο διάστημα 0 έως 200 ms. Το πλάτος μεταβολής της γωνίας κατά την περιστροφική ταλάντωση (κίνηση pitching) ήταν 6 και 12 μοίρες, αντίστοιχα, με μηδενική μέση τιμή. Αναφορικά με την γραμμική ταλάντωση, το πλάτος της ήταν 5 mm.

Η πειραματική διάταξη για την κίνηση της αεροτομής περιελάμβανε δυο βηματικούς κινητήρες ελεγχόμενους μέσω Η-Υ, επιτρέποντας είτε την περιστροφική ταλάντωση (pitching) είτε την γραμμική ταλάντωση (plunging) καθώς και τον συνδυασμό των δυο αυτών κινήσεων με ελεγχόμενη την μεταξύ τους διαφορά φάσης. Αναφορικά με την περιστροφική ταλάντωση, ο άξονας του αντίστοιχου βηματικού κινητήρα ήταν συνδεδεμένος στο μέσο της χορδής της αεροτομής στο ένα άκρο της πτέρυγας. Για την γραμμική ταλάντωση, ένας άλλος βηματικός κινητήρας ήταν συνδεδεμένος με ατέρμονα κοχλία ο οποίος με τη βοήθεια περικοχλίου έθετε σε κατακόρυφη παλλινδρομική κίνηση την αεροτομή μαζί με τον κινητήρα περιστροφικής ταλάντωσης.

Για τον έλεγχο της κίνησης, χρησιμοποιήθηκε μια κάρτα Arduino Due που περιλαμβάνει ψηφιακές και αναλογικές εισόδους και εξόδους. Σχεδιάστηκε και υλοποιήθηκε λογισμικό για να οδηγεί δύο βηματικούς κινητήρες και να παρέχει σκανδαλισμό στο σύστημα PIV για τη λήψη εικόνων σε συγκεκριμένη φάση της περιοδικής κίνησης της αεροτομής. Για τους βηματικούς κινητήρες χρησιμοποιήθηκε η βιβλιοθήκη λογισμικού “accelsteper” ενώ πρόγραμμα σε PC παρείχε γραφική διεπαφή για την είσοδο παραμέτρων και εντολών στον μικροεπεξεργαστή του ARDUINO μέσω

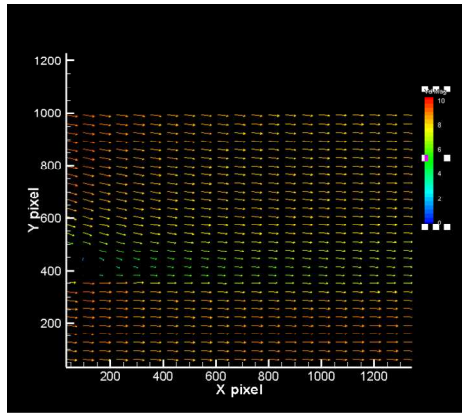
της θύρας USB. Οι παράμετροι που δηλώνονται και εισάγονται στο πρόγραμμα του μικροεπεξεργαστή είναι: α) η ταχύτητα κίνησης του κινητήρα περιστροφικής ταλάντωσης που θεωρείται η πρωτεύουσα κίνηση (master), β) η ταχύτητα κίνησης του άλλου βηματικού κινητήρα, υπεύθυνου για την γραμμική ταλάντωση, γ) η μέγιστη γωνία της περιστροφικής ταλάντωσης (π.χ.  $6^{\circ}$ ), δ) η φάση μεταξύ των δύο ταλαντώσεων, και τέλος ε) η φάση του σκανδαλισμού του συστήματος PIV σε τιμές χρόνου (ms) από την αρχή της περιόδου της πρωτεύουσας ταλάντωσης. Επιπλέον, υπάρχει δυνατότητα να οριστεί ως χρονική στιγμή μηδέν οποιαδήποτε γωνία ή οποιαδήποτε γραμμική θέση της αεροτομής. Με βάση την μέγιστη γωνία ταλάντωσης και την ταχύτητα της πρωτεύουσας κίνησης ορίζεται η συχνότητα ταλάντωσης. Για τη γραμμική κίνηση, το πλάτος της ταλάντωσης προκύπτει αυτόματα από την ταχύτητα αυτής της κίνησης, που έχουμε δηλώσει στο πρόγραμμα, καθώς και από την περίοδο της περιστροφικής ταλάντωσης. Έτσι επιτυγχάνεται απόλυτος συντονισμός των δύο κινήσεων με ελεύθερη παράμετρο μόνο τη φάση μεταξύ των δυο κινήσεων. Για το σκανδαλισμό του συστήματος PIV χρησιμοποιείται μια ψηφιακή έξοδος του ARDUINO που παίρνει την τιμή 1 (αντιστοιχώντας σε τάση 5V) για χρονικό διάστημα 10ms. Η παραπάνω διαδικασία είναι αρκετά ακριβής καθώς μετά την εισαγωγή των δεδομένων, το ARDUINO με το λογισμικό του αναλαμβάνει όλους τους ελέγχους χωρίς τη συμμετοχή του PC.

Στο σχ.1 φαίνεται η αεροτομή τοποθετημένη στην έξοδο αεροδυναμικής σήραγγας, η διάταξη μετατόπισης της, το φύλλο φωτός του Laser, και η κάμερα λήψης των εικόνων PIV.

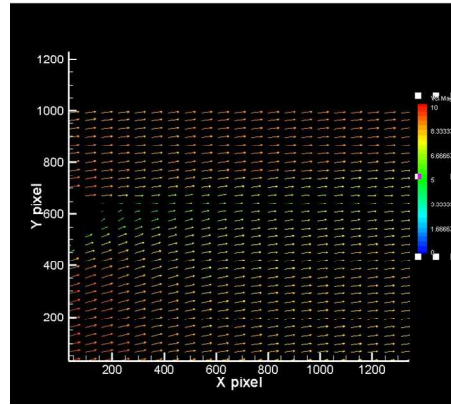


Σχ.1 Μετρητική διάταξη κινούμενης αεροτομής

Ελήφθησαν εν φάσει μετρήσεις, και για κάθε φάση 200 ζεύγη εικόνων από τα οποία προέκυψαν οι μέσες τιμές ταχυτήτων. Από τις εικόνες διαπιστώθηκε ότι η κίνηση της αεροτομής ήταν απόλυτα περιοδική, χωρίς να υπάρχει μεταβολή της θέσης της στα 200 ζεύγη εικόνων μιας οποιασδήποτε φάσης. Στα σχ.2α και β δείχνεται το μέσο χρονικά πεδίο ταχυτήτων στον ομόρροτο της αεροτομής σε δυο φάσεις της περιοδικής περιστροφικής ταλάντωσης ( $\alpha=+12^{\circ}$ ,  $\alpha=-12^{\circ}$ , αντίστοιχα), περιόδου  $T=200\text{ms}$ , και πλάτους γωνίας ταλάντωσης  $12^{\circ}$  και  $k=0.1$ .



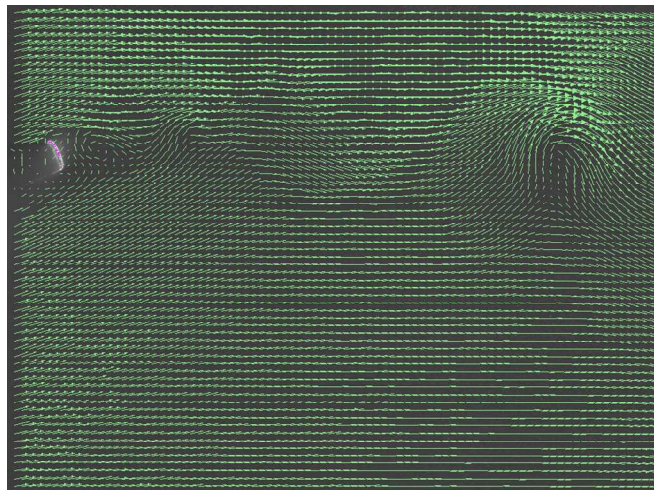
Σχ. 2α



Σχ. 2β

Σχ.2 Μέσο χρονικά πεδίο ταχυτήτων στον ομόρρου αεροτομής, εκτελώντας περιστροφική ταλάντωση  
Περίοδος =200 ms,  $k=0.1$ . (α) Γωνία πρόσπτωσης=  $+12^\circ$ , (β) Γωνία πρόσπτωσης=  $-12^\circ$

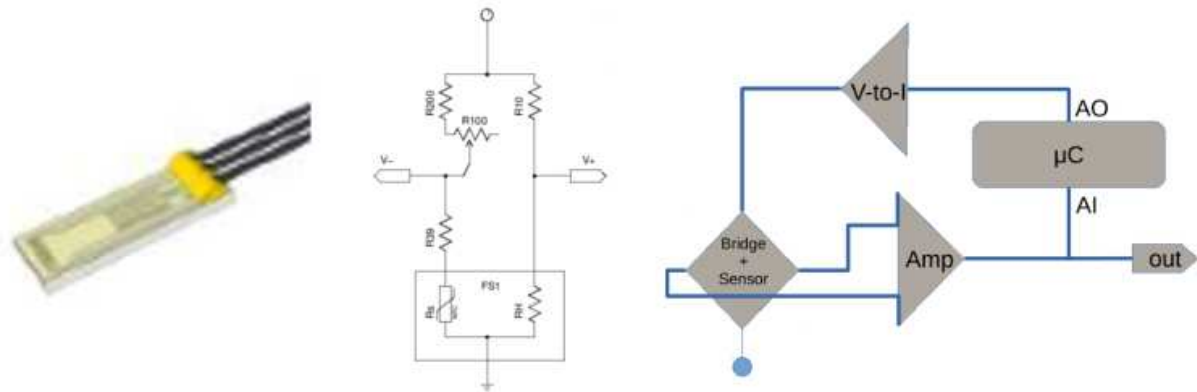
Στο Σχ.3 φαίνεται το στιγμιαίο πεδίο ταχυτήτων στον ομόρρου της αεροτομής στην μέγιστη γωνία πρόσπτωσης ( $-12^\circ$ ) με καλοσηματισμένες δυο δίνες, μια πολύ κοντά στην ακμή φυγής της αεροτομής και η άλλη σε απόσταση περίπου μιας χορδής κατάντι.



Σχ.3 Στιγμιαίο πεδίο ταχυτήτων στον ομόρρου της αεροτομής

## 2. ΕΝΤΟΠΙΣΜΟΣ ΤΗΣ ΓΡΑΜΜΗΣ ΕΠΑΝΑΚΟΛΛΗΣΗΣ ΤΗΣ ΡΟΗΣ ΜΕΣΩ ΘΕΡΜΙΚΩΝ ΑΙΣΘΗΤΗΡΩΝ

Η εργασία αυτή αποτελεί συνέχεια προηγούμενης (Kapiris and Mathioulakis, 2014), όπου η ροή σε μια απότομη διεύρυνση (backward facing step) ελέγχεται με τη βοήθεια παλλόμενων δεσμών αέρα στην ακμή της διεύρυνσης, μειώνοντας το μήκος της περιοχής ανακυκλοφορίας κατά 20%, για συχνότητα διέγερσης 10Hz. Στόχος είναι η δημιουργία μιας διάταξης ανάδρασης, η οποία έχοντας ως είσοδο τη γραμμή επανακόλλησης της ροής, να μεταβάλλει την συχνότητα των παλλόμενων δεσμών ώστε να προκαλείται η μεγαλύτερη δυνατή μείωση της περιοχής ανακυκλοφορίας. Για τον σκοπό αυτό χρησιμοποιήθηκαν χαμηλού κόστους εμπορικού τύπου θερμικοί αισθητήρες (FS5 της εταιρίας IST) αποτελούμενοι από δυο αντιστάσεις λευκόχρυσου που τις εντάσσουμε σε μια γέφυρα Wheatstone και οι οποίες είναι εμβαπτισμένες σε ένα είδος κεραμικού φύλλου πάχους 0.1mm (βλ.σχ. 4).



Σχ.4 Θερμικός αισθητήρας και η γέφυρα Wheatstone

Η μια εξ αυτών, ωμικής αντίστασης  $45\Omega$ , είναι ο αγωγός της μεγαλύτερης έντασης ηλεκτρικού ρεύματος με αποτέλεσμα να θερμαίνεται μαζί της και το κεραμικό φύλλο. Η δεύτερη αντίσταση  $1200\Omega$  θερμαίνεται επαγωγικά κυρίως από το περιβάλλον του κεραμικού φύλλου και αλλάζει η τιμή της με βάση τη γνωστή σχέση  $R=R_0[1+a(T-T_0)]$ . Μεταβολή της ταχύτητας του ρευστού, προκαλεί μεταβολή στη θερμοκρασία του αισθητήρα και κατά συνέπεια στις τιμές των αντιστάσεων.

Σε κατάσταση ισορροπίας, το ρεύμα που διοχετεύεται θερμαίνει το σύστημα του αισθητήρα ενώ η μεταφορά θερμότητας από το κεραμικό φύλλο στο ψυχρότερο περιβάλλον αντισταθμίζει την περαιτέρω θέρμανση μέχρι μια οριακή σταθερή θερμοκρασία. Σχεδιάστηκε και κατασκευάστηκε ηλεκτρονικό κύκλωμα ανάδρασης (σχήμα 4) ώστε να μεταβάλλει το ρεύμα παροχής της γέφυρας μέχρι να επέλθει ισορροπία στη γέφυρα με όμοιο τρόπο όπως στην ανεμομετρία θερμού νήματος σταθερής θερμοκρασίας. Με τη βοήθεια του ροοστάτη της γέφυρας Wheatstone ρυθμίζεται η θερμοκρασία ισορροπίας της. Η διαφορά της παρούσας διάταξης από εκείνη της ανεμομετρίας σταθερής θερμοκρασίας είναι ότι το παρόν σύστημα έχει μεγαλύτερη θερμική αδράνεια και άρα σημαντικά μικρότερο εύρος συχνοτήτων μετρούμενης ταχύτητας. Σε αυτό συντελεί και το πιο αργό ψηφιακό κύκλωμα που χρησιμοποιείται συγκριτικά με αναλογικά συστήματα ανάδρασης. Για να βελτιωθεί η χρονική απόκριση έγιναν οι παρακάτω παρεμβάσεις: α) Οι αισθητήρες τοποθετούνται πάνω από μια μικρή κοιλότητα ώστε να περιοριστεί η επαφή με το στερεό τοίχωμα, περιορίζοντας έτσι τη θερμική τους αδράνεια, β) Χρησιμοποιήθηκε η τάση εξόδου της γέφυρας ως ένα επιπλέον σημείο ελέγχου η οποία και καταγράφεται (βλ. σχ. 4). Αυτή αποτελεί το σφάλμα αντιστάθμισης της γέφυρας που καταμετρά την εκτροπή της ισορροπίας της όταν συμβεί μια απότομη αλλαγή της ταχύτητας του ρευστού πριν προλάβει η αντιστάθμιση να επαναφέρει την ισορροπία στη γέφυρα. Κατά συνέπεια, το σήμα στην έξοδο της γέφυρας, ακολουθεί τις μεταβολές της ταχύτητας και έχει εύρος συχνοτήτων από περίπου  $10\text{Hz}$  ως  $3\text{KHz}$  εξαρτώμενο από την ταχύτητα λειτουργίας των ηλεκτρονικών. Αντίθετα, η ανάδραση που παραδοσιακά χρησιμοποιείται στη ανεμομετρία θερμού νήματος δίνει το μέτρο της ταχύτητας η οποία όμως στην παρούσα διάταξη έχει απόκριση από  $0$  έως μόλις μερικές δεκάδες  $\text{Hz}$  λόγω της θερμικής αδράνειας του αισθητήρα. Συνεπώς, η παρούσα διάταξη παρέχει πληροφορίες σχετικά με τη μεταβολή της ταχύτητας και όχι για το μέτρο της.

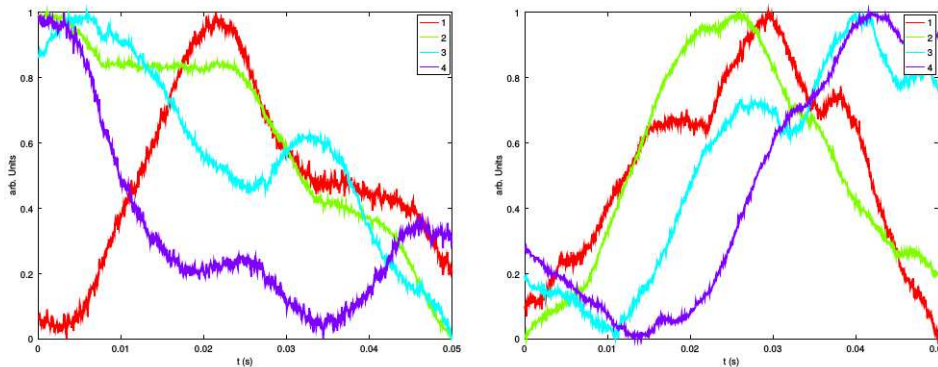
Τέλος, συστοιχία αισθητήρων (βλ. σχ.5) με τα αντίστοιχα ηλεκτρονικά κυκλώματα ελέγχου τοποθετήθηκαν σε διάταξη κατά μήκος της ροής και οι μετρήσεις έγιναν με κάρτα ψηφιοποίησης σε H/Y από ανεξάρτητα συγχρονισμένα A/D κανάλια εισόδου.



Σχ.5 Συστοιχία αισθητήρων

Έχοντας αναλύσει το πεδίο ροής της περιοχής ανακυκλοφορίας σε απότομη διεύρυνση με τη μέθοδο PIV, τοποθετούμε τετράδες αισθητήρων κατά μήκος της ροής σε διάφορες θέσεις ενδιαφέροντος. Οι θέσεις που επιλέχθηκαν ήταν στη περιοχή μέγιστης αρνητικής ταχύτητας, στη περιοχή γύρω από το σημείο επανακόλλησης της ροής και τέλος σε περιοχή που έχει επανακολληθεί η ροή, μακριά από την ακμή της απότομης διεύρυνσης. Τα πειράματα έγιναν με συστοιχία αισθητήρων με ελάχιστη απόσταση μεταξύ δυο γειτονικών αισθητήρων 1cm. Έγιναν μετρήσεις με εφαρμογή διέγερσης της ροής με έκλυση περιοδικών δεσμών από σχισμή κάτω από την ακμή της απότομης διεύρυνσης και με διάφορες συχνότητες διέγερσης, συμπεριλαμβάνοντας πάντα και την βέλτιστη συχνότητα διέγερσης των 10Hz.

Στο σχήμα 6 απεικονίζεται η μορφή των σημάτων συναρτήσει του χρόνου από τέσσερις αισθητήρες στην έξοδο της κάθε γέφυρας wheatstone. Από τη μελέτη του πεδίου ταχυτήτων με τη μέθοδο PIV, οι δίνες που σχηματίζονται στην απότομη διεύρυνση και σχετίζονται με την επανακόλληση της ροής, έχουν χρόνο παρουσίας στη περιοχή ανακυκλοφορίας περίπου 50ms. Για αυτό τον λόγο επιλέχθηκε αντίστοιχο χρονικό διάστημα- παράθυρο στην ανάλυση των σημάτων για κάθε ζεύγος αισθητήρων.

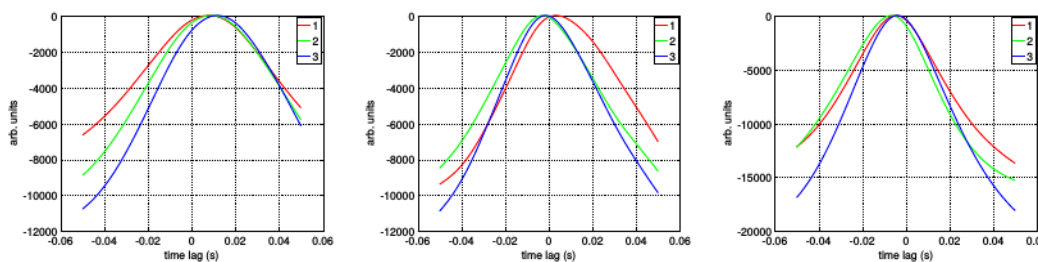


(α)

(β)

Σχ.6 Σήματα τεσσάρων αισθητήρων συναρτήσει του χρόνου: α) στην περιοχή ανακυκλοφορίας, και β) στην περιοχή επανακολλημένης ροής

Στο σχήμα 7 απεικονίζονται δείγματα ετεροσυσχέτισης ταυτόχρονων μετρήσεων για τρία ζεύγη αισθητήρων σε διάστημα 50ms όταν η συχνότητα δειγματοληψίας είναι 20kHz και η συνολική διάρκεια μετρήσεων 3min. Το αριστερό γράφημα αφορά στις θέσεις μέσα στην περιοχή ανακυκλοφορίας, το δεύτερο γύρω από το σημείο επανακόλλησης και το τρίτο κατάντι αυτού. Η κάθε καμπύλη προέκυψε από ένα ζεύγος αισθητήρων. Τα δείγματα της ετεροσυσχέτισης κανονικοποιούνται με την μέγιστη τιμή τους για καλύτερη σύγκριση. Παρατηρείται ότι τα μέγιστα εμφανίζονται σε χρονικές στιγμές αντίθετου προσήμου για τις δυο περιοχές ανάντι και κατάντι του σημείου επανακόλλησης, και στο μηδέν για το σημείο επανακόλλησης της ροής.

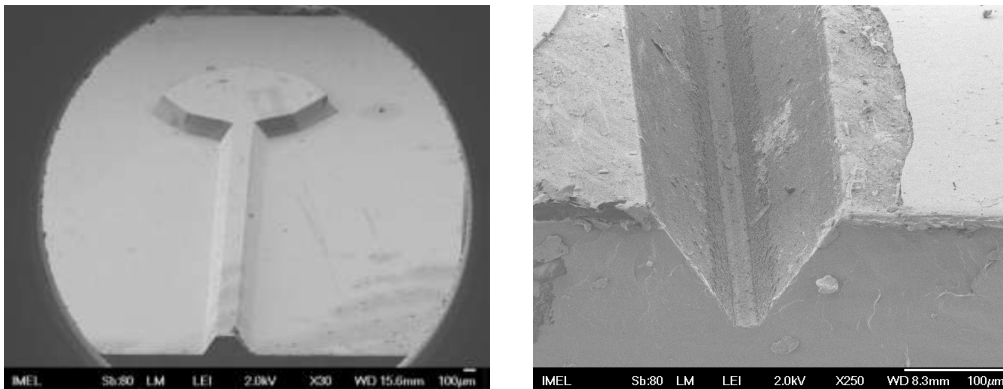




Σχ.7 Συναρτήσεις ετεροσυσχέτισης για μια περιοχή ανάντι του σημείου επανακόλλησης (αριστερά), γύρω από το σημείο επανακόλλησης (κέντρο) και κατάντι αυτού (δεξιά)

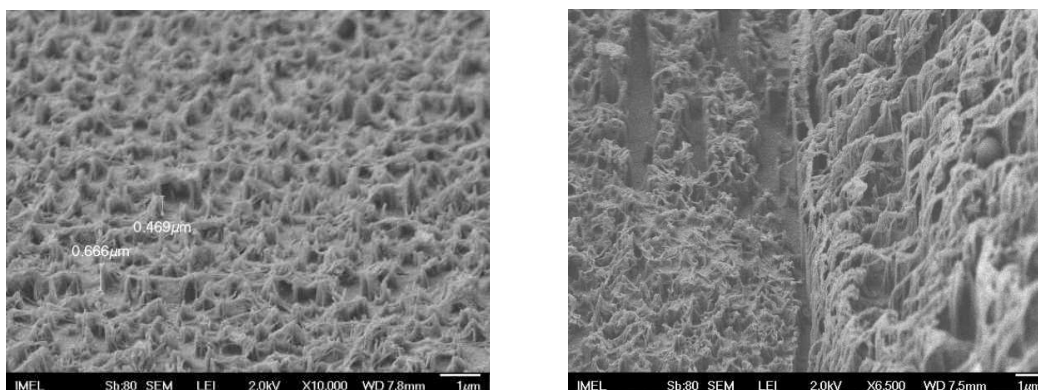
### 3. ΜΕΛΕΤΗ ΤΗΣ ΡΟΗΣ ΣΕ ΥΠΕΡΥΔΡΟΦΟΒΑ ΚΑΙ ΥΠΕΡΥΔΡΟΦΙΛΑ ΜΙΚΡΟΚΑΝΑΛΙΑ

Μελετήθηκε η ροή, μέσω της τεχνικής *micro PIV*, σε μικροκανάλια τραπεζοειδούς διατομής (Θεοδωρίδης, 2013 και Πάσσος, 2014) κατασκευασμένα στο Εργαστήριο Μικροηλεκτρονικής του Ερευνητικού Κέντρου ΔΗΜΟΚΡΙΤΟΣ με επιφάνειες είτε υπερυδρόφιλες είτε υπερυδρόφοβες. Τα κανάλια κατασκευάστηκαν από πολυμερικό υπόστρωμα PMMA πάχους 2mm με εν θερμώ σφράγιση (*hot embossing*). Δηλαδή έγινε η αποτύπωση της μορφής μιας σφραγίδας από πυρίτιο (κατασκευασμένης μέσω λιθογραφίας και υγρής εγχάραξης), σε υπόστρωμα PMMA, αρχικής θερμοκρασίας 130<sup>0</sup> C, πιέζοντάς την με πίεση 650 psi με τη βοήθεια πρέσας, οπότε προέκυψε κανάλι μήκους 40 mm με διαστάσεις μικρής βάσης του τραπεζίου 24μm, μεγάλης βάσης 210 μm και βήθους 130 μm (βλ.σχ.8).



Σχ. 8 Σφραγίδα για κατασκευή μικροκαναλιού (αριστερά), και το μικροκανάλι (δεξιά)

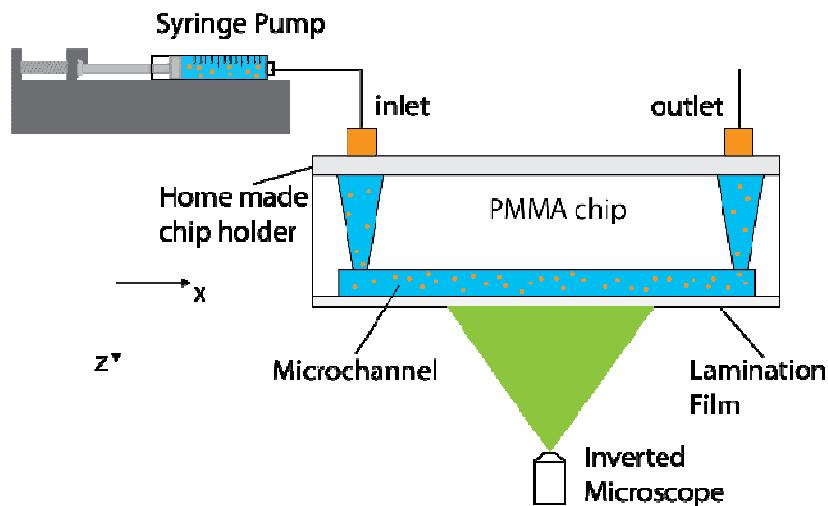
Για να δοθούν υπερυδρόφιλα χαρακτηριστικά στην επιφάνεια του μικροκαναλιού, έγινε χρήση πλάσματος οξυγόνου προκαλώντας τραχύτητα της τάξης 0.5μm (βλ. σχ.9).



Σχ.9 Τραχύτητα επιφάνειας μικροκαναλιού

Στη συνέχεια για να γίνουν οι επιφάνειες υπερυδροφώβες (γωνίες επαφής της τάξης των  $158^\circ$ ), έγινε εναπόθεση λεπτού υμενίου από TEFLON σε αυτές, στον καθαρό χώρο του Ινστιτούτου Μικροηλεκτρονικής του Ινστιτούτου Δημόκριτος. Τέλος, η σφράγιση του καναλιού έγινε με διαφανή μεμβράνη (lamination) πάχους  $100\mu\text{m}$ , επιτρέποντας την διέλευση του φωτός Laser από τη μεγάλη βάση της τραπεζοειδούς διατομής του καναλιού, κατά τη χρήση της τεχνικής micro PIV.

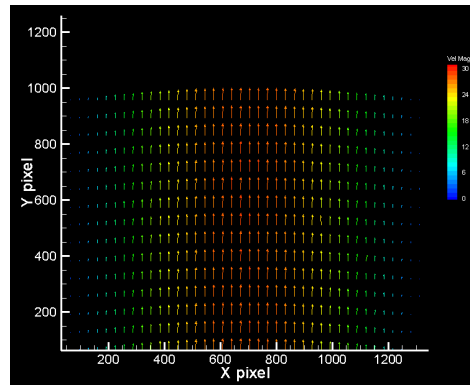
Η διάταξη micro PIV (TSI Inc) περιελάμβανε ένα ανεστραμμένο μικροσκόπιο (Olympus IX71) με αντικειμενικό φακό μεγέθυνσης  $32\times$ , μια αντλία τύπου σύριγγας, η οποία ρυθμίστηκε να διατηρεί την παροχή απιονισμένου νερού σταθερή στα  $5\mu\text{l}/\text{min}$ . Η σύνδεση της αντλίας με το μικροκανάλι γινόταν με εύκαμπτο σωλήνα εσωτερικής διαμέτρου  $150\mu\text{m}$ . Ως σκεδαστές φωτός χρησιμοποιήθηκαν σωματίδια πολυστυρενίου διαμέτρου  $1\mu\text{m}$  επικαλυμμένα με φθορίζουσα ουσία ώστε διεγερόμενα από το φως του Laser (μήκους κύματος  $532\text{nm}$ ) να σκεδάζουν το φως στα  $560\text{nm}$ . Στο σχ.10 φαίνεται η διάταξη στήριξης του μικροκαναλιού και η σύνδεσή του με την αντλία σύριγγας.



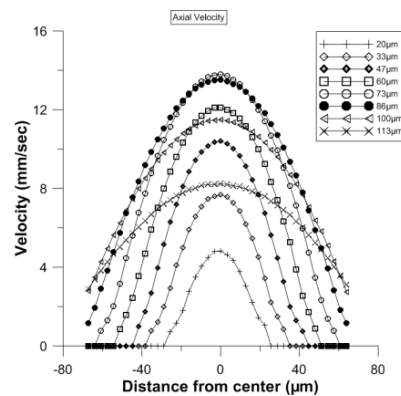
Σχ. 10 Διάταξη στήριξης μικροκαναλιού, η αντλία σύριγγας και ο φακός του μικροσκοπίου

Τα παράθυρα συσχέτισης κατά την ανάλυση των εικόνων επελέγησαν να είναι ορθογωνικού σχήματος,  $128$  pixel κατά την κατεύθυνση της ροής και  $64$  κατά την εγκάρσια, με αποτέλεσμα δυο γειτονικά διανύσματα ταχύτητας να είναι κατά την κατεύθυνση της ροής  $6.4\mu\text{m}$  κοντά ενώ κατά την εγκάρσια  $3.2\mu\text{m}$ . Λόγω του μικρού αριθμού σωματιδίων ανά παράθυρο συσχέτισης, ελήφθησαν για κάθε βάθος καναλιού  $2000$  ζεύγη εικόνων από τις οποίες υπολογίστηκε το μέσο πεδίο ταχυτήτων. Μια τυπική εικόνα του πεδίου ροής φαίνεται στο σχ.11 για ένα συγκεκριμένο βάθος ενώ στο σχ.12 φαίνονται τα προφίλ αξονικής ταχύτητας σε διάφορα βάθη. Στο σχ.13 δείχνονται οι μέσες ταχύτητες του ρευστού σε διάφορα βάθη για υπερυδροφόβο και υπερυδροφό κανάλι, παρουσιάζοντας το πρώτο σαφώς μεγαλύτερες ταχύτητες έναντι του δεύτερου κοντά στη μικρή βάση της τραπεζοειδούς διατομής. Ένα πρόβλημα που εμφανίζεται σε μετρήσεις ταχύτητας κοντά στα στερεά τοιχώματα μικροκαναλιών είναι η υπερεκτίμηση της ταχύτητας λόγω του γεγονότος ότι σωματίδια-σκεδαστές τα οποία ευρίσκονται σε επίπεδα εκτός του επιπέδου εστίασης συμμετέχουν και αυτά στον προσδιορισμό της ταχύτητας (βάθος συσχέτισης) αλλοιώνοντάς την. Αυτό φαίνεται χαρακτηριστικά στο σχ.12 για βάθος  $20\mu\text{m}$ . Το πρόβλημα αυτό αντιμετωπίστηκε, χρησιμοποιώντας μια καμπύλη προσαρμογής στην κατανομή της ταχύτητας, η οποία για το μεγαλύτερο τμήμα του προφίλ περνά από τα πειραματικά σημεία πλην αυτών που είναι σε απόσταση μικρότερη των  $10\mu\text{m}$  από το τοίχωμα του καναλιού. Με

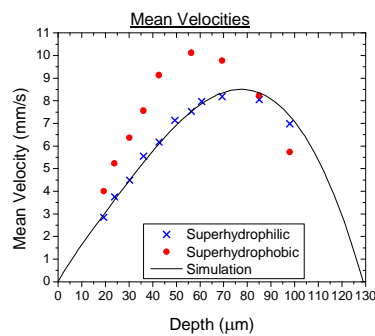
βάση αυτή την καμπύλη έγινε η εκτίμηση του μήκους ολίσθησης στην περίπτωση του υπερυδροφобου καναλιού το οποίο πήρε μέγιστη τιμή 7.5 $\mu\text{m}$ .



Σχ.11 Διανύσματα ταχύτητας σένα συγκεκριμένο βάθος καναλιού



Σχ.12 Κατανομές ταχύτητας κατά το βάθος



Σχ.13 Κατανομές μέσης ταχύτητας σε διάφορα βάθη για υπερυδροφобα και υπερυδροφιλα κανάλια

## Συμπεράσματα

Η κίνηση μοντέλου πτέρυγας μέσω βηματικών κινητήρων ελέγχθηκε αξιόπιστα με τη βοήθεια κάρτας ARDUINO η οποία μετά την είσοδο των δεδομένων από PC ανέλαβε αποκλειστικά την εκτέλεση όλων των ελέγχων χωρίς την παρέμβαση του PC το οποίο προκαλεί ανεξέλεγκτες καθυστερήσεις σε τέτοιου είδους εφαρμογές.

Ο προσδιορισμός της γραμμής επανακόλλησης της ροής σε μοντέλο απότομης διεύρυνσης επιχειρήθηκε μέσω πλέγματος θερμικών αισθητήρων εμπορικού τύπου και χαμηλού κόστους. Η οδήγησή τους (σχεδιασμός και υλοποίηση) έγινε στο εργαστήριο και διαπιστώθηκε από την ανάλυση των σημάτων (συνάρτηση ετεροσυσχέτισης) ότι υπάρχουν σαφείς διαφορές μεταξύ της περιοχής της ροής ανάντι του σημείου επανακόλλησης, γύρω από αυτό και κατάντι αυτού. Με την πληροφορία αυτή είναι εφικτός ο άμεσος προσδιορισμός της γραμμής επανακόλλησης της ροής που μπορεί να αποτελέσει είσοδο σε διάταξη ανάδρασης ελέγχου ροής όπως στην εξετασθείσα όπου ο έλεγχος γινόταν με παλλόμενες δέσμες αέρα διαφόρων συχνοτήτων. Τέλος, η μελέτη της ροής σε υπερυδρόφοβα και υπερυδρόφιλα μικροκανάλια βάθους 130μm απαίτησε σχετικά μεγάλο αριθμό εικόνων για τον περιορισμό του στατιστικού σφάλματος λόγω του μικρού αριθμού σκεδαστών σε κάθε χωρίο συσχέτισης, ενώ η υπερεκτίμηση της ταχύτητας του ρευστού κοντά στη στερεή επιφάνεια του καναλιού (εγγενές πρόβλημα σε μετρήσεις μικροκαναλιών) αντιμετωπίστηκε με χρήση καμπυλών παρεμβολής βάσει των οποίων εκτιμήθηκε το μήκος ολίσθησης των υπερυδρόφοβων μικροκαναλιών.

### Βιβλιογραφία

1. Θεοδωρίδης Θ. (2013) «Μέτρηση πεδίου ταχυτήτων σε μικροκανάλια με υπερυδρόφοβες και υπερυδρόφιλες επιφάνειες», Μεταπτυχιακό πρόγραμμα ΕΜΠ «Μικροσυστήματα και Νανοδιατάξεις».
2. Kapiris P.G., Mathioulakis D.S. (2014), .Experimental study of vortical structures in a periodically perturbed flow over a backward-facing step, Int. J. Heat and Fluid Flow, 47, p.101-112.
3. Πάσσος Α. (2014) «Μελέτη του πεδίου ροής υγρών χαμηλής επιφανειακής τάσης σε υπερυδρόφοβα και υπερυδρόφιλα μικροκανάλια» Μεταπτυχιακό πρόγραμμα ΕΜΠ «Μικροσυστήματα και Νανοδιατάξεις».

## ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΗ ΔΙΕΡΕΥΝΗΣΗ ΤΩΝ ΘΕΜΕΛΙΩΔΩΝ ΡΟΪΚΩΝ ΚΑΙ ΘΕΡΜΙΚΩΝ ΧΑΡΑΚΤΗΡΙΣΤΙΚΩΝ ΦΛΟΓΩΝ ΕΞΕΡΧΟΜΕΝΩΝ ΑΠΟ ΚΤΙΡΙΟ

Ε. Ασημακοπούλου, Δ. Κολαΐτης, Μ. Φούντη\*

Εργαστήριο Ετερογενών Μειγμάτων και Συστημάτων Καύσης (ΕΜΣΚ), Τομέας Θερμότητας,  
Σχολή Μηχανολόγων Μηχανικών, Εθνικό Μετσόβιο Πολυτεχνείο,  
Κτίριο Ο, Ηρώων Πολυτεχνείου 9, Πολυτεχνειούπολη Ζωγράφου, Αθήνα 15780,  
\*Τηλ.: 210-7723605, Fax.: 210-723527, e-mail: [mfou@central.ntua.gr](mailto:mfou@central.ntua.gr)

### ΠΕΡΙΛΗΨΗ

Οι Φλόγες Εξερχόμενες από Κτίριο (ΦΕΚ) αυξάνουν σημαντικά τον κίνδυνο εξάπλωσης μιας φωτιάς σε παρακείμενους ορόφους ή κτίρια. Σήμερα, με στόχο τη βελτίωση της ενεργειακής συμπεριφοράς των κτιρίων, παρατηρείται μια ολοένα αυξανόμενη τάση χρήσης εύφλεκτων θερμομονωτικών υλικών στις προσόψεις τους. Το γεγονός αυτό, έχει θετικές μεν επιπτώσεις στην προσπάθεια εξοικονόμησης ενέργειας, αλλά δύναται να επηρεάσει αρνητικά τα χαρακτηριστικά πυρασφάλειας ενός κτιρίου, ιδιαίτερα σε σχέση με την αύξηση των κινδύνων λόγω ΦΕΚ. Με στόχο την πειραματική διερεύνηση των θεμελιωδών ροϊκών και θερμικών χαρακτηριστικών των ΦΕΚ, πραγματοποιήθηκε μια σειρά πειραμάτων φωτιάς μεσαίας κλίμακας σε διάταξη δωματίου-πρόσοψης. Κατά την εκτέλεση των πειραμάτων, χρησιμοποιήθηκε ένα εκτεταμένο δίκτυο αισθητήρων, εσωτερικά και εξωτερικά της πειραματικής διάταξης, προκειμένου να καταγραφεί η χρονική εξέλιξη σημαντικών φυσικών μεγεθών. Για τον προσδιορισμό των συνθηκών που κυρίως επηρεάζουν τα χαρακτηριστικά των ΦΕΚ πραγματοποιήθηκε παραμετρική μελέτη μεταβάλλοντας το πυροθερμικό φορτίο. Στόχος της συγκεκριμένης πειραματικής μελέτης, σε συνδυασμό με χρήση εργαλείων θεωρητικής ανάλυσης, είναι η συμβολή στην κατανόηση των θεμελιωδών χαρακτηριστικών των ΦΕΚ, αποσκοπώντας στη διατύπωση συγκεκριμένων προτάσεων για τη βελτίωση των ισχυόντων κανονισμών πυροπροστασίας.

**Λέξεις Κλειδιά:** Φωτιά, Πυρκαγιά, Φλόγες Εξερχόμενες από Κτίριο (ΦΕΚ), Πειραματική διερεύνηση, Θερμικά και ροϊκά χαρακτηριστικά, Φωτιά υγρής κηλίδας.

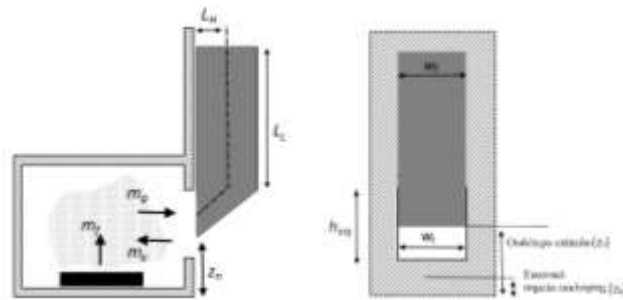
### 1. ΕΙΣΑΓΩΓΗ

Κατά την περίοδο της πλήρως ανεπτυγμένης φάσης μιας τυπικής φωτιάς σε κτίριο, οι φλόγες ενδέχεται να εξέλθουν από το χώρο της αρχικής έναυσης μέσω των ανοιγμάτων του (π.χ. παράθυρα, θύρες). Οι Φλόγες Εξερχόμενες από Κτίριο (ΦΕΚ) ενισχύουν σημαντικά τον κίνδυνο εξάπλωσης μιας φωτιάς σε παρακείμενους ορόφους ή κτίρια (White and Delichatsios, 2014). Σήμερα, με στόχο τη βελτίωση της ενεργειακής συμπεριφοράς και απόδοσης των κτιρίων, παρατηρείται μια ολοένα αυξανόμενη τάση χρήσης νέων υλικών κατασκευής σε προσόψεις κτιρίων, στα οποία συμπεριλαμβάνονται και εύφλεκτα θερμομονωτικά υλικά. Παρόλα αυτά, στην πλειοψηφία των κανονισμών πυρασφάλειας που ισχύουν σήμερα σε παγκόσμιο επίπεδο δεν συμπεριλαμβάνονται συγκεκριμένες μεθοδολογίες για την αξιολόγηση των κινδύνων που σχετίζονται με ΦΕΚ. Το γεγονός αυτό, σε συνδυασμό με τον αυξανόμενο αριθμό πρόσφατων πυρκαγιών σχετιζόμενων με ΦΕΚ ανά τον κόσμο (Klorovic and Turan, 2001, Empis, 2010, Asimakopoulou et al., 2013), καθιστά επιτακτική την ανάγκη βελτίωσης των οδηγιών σχεδιασμού πυρασφάλειας προσόψεων έναντι ΦΕΚ. Προκειμένου

να επιτευχθούν τα παραπάνω, είναι βασικό να διερευνηθούν τα θεμελιώδη φυσικά φαινόμενα που σχετίζονται με τις ΦΕΚ. Οι μέχρι τώρα ερευνητικές δραστηριότητες, (Yokoi, 1960, Oleszkiewicz, 1989, Tang et al., 2012), επικεντρώνονται στις βασικές φυσικές παραμέτρους που διέπουν τη δυναμική της φωτιάς στο εσωτερικό των κτιρίων και τις επακόλουθες ΦΕΚ. Μερικά από αυτά τα ευρήματα που αφορούν κυρίως την περιγραφή των ΦΕΚ καθώς και τις επιπτώσεις τους σε προσόψεις κτιρίων, έχουν σταδιακά ενσωματωθεί σε κάποιους εθνικούς κώδικες και οδηγίες σχεδιασμού πυρασφάλειας. Εξ' αυτών, οι οδηγίες σχεδιασμού που παρέχονται από τους Ευρωκώδικες (Eurocode 1, 2002) και χρησιμοποιούνται ευρέως στην Ευρωπαϊκή Ένωση, παρέχουν τις γενικές αρχές και κανόνες που αφορούν τη θερμική και μηχανική δράση κατασκευών που εκτίθενται σε συνθήκες φωτιάς. Πιο συγκεκριμένα, οι δράσεις για τον σχεδιασμό φερόντων δομικών κατασκευών σε συνθήκες φωτιάς περιγράφονται αναλυτικά στο πρότυπο EN 1991 του Ευρωκώδικα 1. Αν και η μεθοδολογία που περιγράφεται είναι αναλυτική, δεν γίνεται συγκεκριμένη μνεία ούτε δίνονται κατευθυντήριες γραμμές για την αντιμετώπιση εξάπλωσης φωτιάς σε περιπτώσεις προσόψεων κατασκευασμένων από εύφλεκτα υλικά και αντιμετώπισης των επιπτώσεων ΦΕΚ στις προσόψεις. Ένας από τους στόχους της παρούσας μελέτης είναι και η αξιολόγηση εμπειρικών σχέσεων (Ε.Σ.) που χρησιμοποιούνται ευρέως σε μεθοδολογίες σχεδιασμού πυρασφάλειας για τον υπολογισμό των χαρακτηριστικών ΦΕΚ (Tang et al., 2012, Eurocode 1, 2002, Heskestad, 1983).

## 2. ΜΕΘΟΔΟΛΟΓΙΕΣ ΣΧΕΔΙΑΣΜΟΥ ΠΥΡΑΣΦΑΛΕΙΑΣ ΓΙΑ ΦΕΚ

Υπάρχει ένα ευρύ φάσμα Ε.Σ. για την περιγραφή των κυρίων χαρακτηριστικών ΦΕΚ, όπως το ύψος τους, η θερμοκρασία του κεντρικού άξονα κ.α., και της επίδρασης τους στην πρόσοψη (ροή θερμότητας). Τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά των ΦΕΚ εξαρτώνται κυρίως (Klorovic, 2001, Beyler, 1986) από τον ρυθμό έκλυσης θερμότητας της φωτιάς ( $Q$ ), το ύψος του ανοίγματος ( $h_{eq}$ ), το εμβαδόν του ανοίγματος ( $A_v$ ) και την ταχύτητα του ανέμου ( $V$ ). Παρόλο που τα χαρακτηριστικά του πλουμίου ΦΕΚ μεταβάλλονται δυναμικά με την πάροδο του χρόνου, οι Ε.Σ. που χρησιμοποιούνται ευρέως για τον σχεδιασμό πυρασφάλειας δεν λαμβάνουν υπόψη τους αυτό το φαινόμενο. Οι υπολογισμοί για την εκτίμηση του ύψους ( $L_L$ ), της προβολής ( $L_H$ ) και του πλάτους ( $w_f$ ) των ΦΕΚ (Σχήμα 1) γίνονται υποθέτοντας μόνιμες συνθήκες. Οι ΦΕΚ προβάλλονται εκτός του δωματίου φωτιάς από την άνω πλευρά του ανοίγματος, αρχικά υπό γωνία, ενώ στην συνέχεια το πλούμιο της φωτιάς, λόγω ανωστικών φαινομένων, επεκτείνεται προς τα πάνω παράλληλα με την πρόσοψη (Σχήμα 1).



Σχήμα 1. Σχηματική απεικόνιση των χαρακτηριστικών των ΦΕΚ.

Στον Πίνακα 1 παρουσιάζονται οι πιο ευρέως χρησιμοποιούμενες Ε.Σ. για τον υπολογισμό του ύψους ( $L_L$ ) και της προβολής από την πρόσοψη ( $L_H$ ) των ΦΕΚ. Σε γενικές γραμμές, το ύψος ΦΕΚ υπολογίζεται συναρτήσει του ρυθμού έκλυσης θερμότητας (PEΘ) ( $Q$ ) ή του PEΘ εξωτερικά του κτιρίου ( $Q_{ex}$ ), Εξίσωση 1. Το ύψος ΦΕΚ είναι αντιστρόφως ανάλογο της «ενεργού» διαμέτρου της πηγής καυσίμου ( $D_v$ ), η οποία λαμβάνεται ίση με το εμβαδόν της επιφάνειας του ανοίγματος και μπορεί να υπολογιστεί με χρήση της Εξίσωσης 2 (Tang et al., 2012). Ο PEΘ εξωτερικά του κτιρίου αντιστοιχεί στο ποσοστό του συνολικού PEΘ που οφείλεται στην καύση που λαμβάνει χώρα εκτός του διαμερίσματος. Πρόσφατα (Tang et al., 2012), προτάθηκε μια Ε.Σ. για την εκτίμηση του  $Q_{ex}$  σε συνθήκες μη επαρκούς αερισμού, Εξίσωση 1. Σε αυτήν την περίπτωση, ο συνολικός PEΘ ( $Q$ ) είναι το άθροισμα του μέσου PEΘ στο εσωτερικό ( $Q_{ins,m}$ ) και του PEΘ στο εξωτερικό ( $Q_{ex}$ ) του διαμερίσματος.

$$Q_{ex} = Q - Q_{ins,m} = Q - 1500D_v(h_{eq})^{1/2} \quad (1)$$

$$D_v = w_t (h_{eq}/2) \quad (2)$$

**Πίνακας 1:** Εμπειρικές σχέσεις για τον υπολογισμό του ύψους και ( $L_L$ ) την προβολής ( $L_H$ ) των ΦΕΚ.

Ε.Σ.	$L_L$ (m)	Ε.Σ.	$L_H$ (m)
H1	$h_{eq} \left[ 2,37 \left( \frac{Q}{A_v \rho_{\infty} (h_{eq})^{1/2}} \right)^{2/3} - 1 \right]$	P1	$\begin{cases} h_{eq}/3, h_{eq} \leq 1,25w_t \\ 0,3h_{eq}(h_{eq}/w_t)^{0,54}, h_{eq} > 1,25w_t \text{ and } w_d > 4w_t \\ 0,454h_{eq}(h_{eq}/2w_t)^{0,54}, h_{eq} > 1,25w_t \text{ and } w_d < 4w_t \end{cases}$
H2	$D_v [-1,02 + 0,23(Q^{2/5}/D_v)]$	P2	$0,13 L_L$
H3	$z_n + 2l \left( \frac{Q_{ex}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} g^{1/2} l^{5/2}} \right)^{0,44}$	P3	$0,195 L_L$
		P4	$0,119 L_L$

Οι Ε.Σ. H1 και P1, οι οποίες χρησιμοποιούνται και στον Ευρωκώδικα 1 (Eurocode 1, 2002), βασίζονται στις εμπειρικές σχέσεις όπως εκφράστηκαν αρχικά από την Law (Law, 1978). Για την εκτίμηση του μέσου ύψους ΦΕΚ, σύμφωνα με την Ε.Σ. H2 (Heskestad, 1983), χρησιμοποιείται ο ΡΕΘ και η «ενεργός» διάμετρος της φωτιάς ( $D_v$ ), όπως αυτή προκύπτει θεωρώντας τις ΦΕΚ πλήρως αξονοσυμμετρικά πλούμια. Ένα τροποποιημένο μοντέλο για τον υπολογισμό του ύψους ΦΕΚ, όπως προτάθηκε πρόσφατα (Tang et al., 2012) και εκφράζεται μέσω της Ε.Σ. H3, βασίζεται στην χρήση της χαρακτηριστικής κλίμακας  $l$ , Εξίσωση 3. Αντίστοιχα οι Ε.Σ. P2 (Yokoi, 1960), P3 (McCaffrey, 1983) και P4 (Beuther and George, 1982), οι οποίες χρησιμοποιούνται για τον υπολογισμό της προβολής των ΦΕΚ, βασίζονται σε μεθοδολογίες οι οποίες θεωρούν ως πηγή θερμότητας το άνω μισό του ανοίγματος και αγνοούν την επίδραση της ακτινοβολίας.

$$l = w_t h_{eq} (h_{eq})^{1/2} \quad (3)$$

Αν και κάποιες Ε.Σ. (Yokoi, 1960, Heskestad, 1983, McCaffrey, 1983, Beuther and George, 1982) έχουν προκύψει από επεξεργασία πειραματικών δεδομένων φωτιάς κηλίδας υγρού καυσίμου σε ανοιχτό χώρο, μπορούν να χρησιμοποιηθούν με ασφάλεια και για την περιγραφή των διαστάσεων ΦΕΚ (Beyler, 1984). Σε μια τέτοια περίπτωση, χρησιμοποιείται μόνο ο όρος συναγωγής του ΡΕΘ στο άνοιγμα δεδομένου ότι οι διαστάσεις του δωματίου δεν φαίνεται να επηρεάζουν σημαντικά τις διαστάσεις του ΦΕΚ (Korhonen and Hietaniemi, 2005). Το πλάτος του ΦΕΚ ( $w_f$ ) συνήθως θεωρείται ίσο με το πλάτος του ανοίγματος ( $w_t$ ) (Eurocode 1, 2002, Law, 1978) και ελάχιστες βιβλιογραφικές αναφορές (Delichatsios et al., 2009) διερευνούν την επίδρασή άλλων παραγόντων.

### 3. ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΗ ΔΙΑΤΑΞΗ

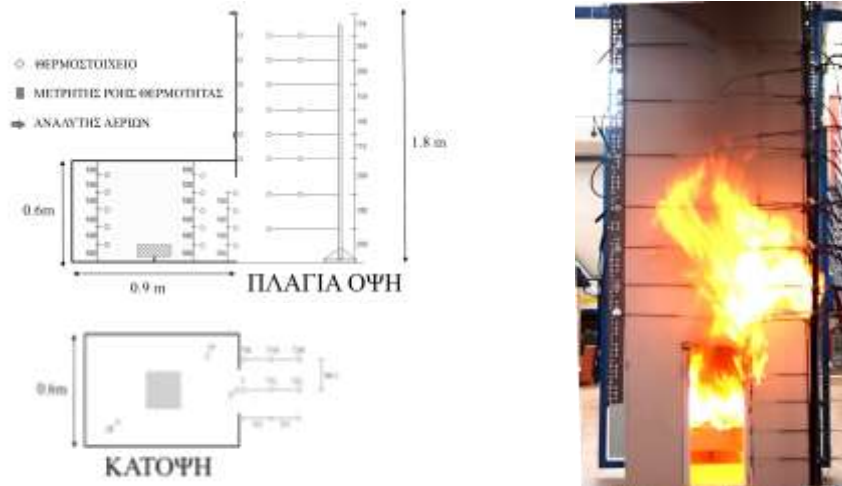
#### 3.1 Πειραματική διάταξη δωματίου-πρόσοψης μεσαίας κλίμακας

Με στόχο την πειραματική διερεύνηση των θεμελιωδών ροϊκών και θερμικών χαρακτηριστικών των ΦΕΚ πραγματοποιήθηκε μια σειρά πειραμάτων φωτιάς μεσαίας κλίμακας σε διάταξη δωματίου-πρόσοψης. Το δωμάτιο κατασκευάστηκε σύμφωνα με το πρότυπο ISO9705 (ISO 9705, 1993) υπό κλίμακα  $1/4$ , με εσωτερικές διαστάσεις 0,90m x 0,60m x 0,60m και άνοιγμα διαστάσεων 0,20m x 0,50m, ενώ η πρόσοψη στην εξωτερική πλευρά του νότιου τοίχου είχε διαστάσεις 0,65m x 1,80m (Σχήμα 2).

#### 3.2 Παραμετρική μελέτη: Πυροθερμικό φορτίο

Στην πλειονότητα των αντίστοιχων πειραμάτων που παρουσιάζονται στη διεθνή βιβλιογραφία, ως πυροθερμικό φορτίο χρησιμοποιούνται καυστήρες αερίου καυσίμου σταθερής ισχύος (Oleszkiewicz, 1989, Tang et al., 2012, Delichatsios et al., 2009). Στην πειραματική διάταξη χρησιμοποιήθηκε μια «αναλώσιμη» πηγή θερμότητας (φωτιά υγρής κηλίδας, με καύσιμο το κανονικό εξάνιο) προκειμένου να προσομοιωθούν «ρεαλιστικές» συνθήκες πυρκαγιάς. Το καύσιμο τοποθετήθηκε στο κέντρο του δωματίου σε ένα δοχείο από ανοξείδωτο χάλυβα διαστάσεων 0,25m x 0,25m x 0,10m. Για τη μέτρηση της μάζας του καυσίμου χρησιμοποιήθηκε δυναμοκυψέλη ενώ η ποσότητα καυσίμου ανά περίπτωση

μελέτης επιλέχθηκε έτσι ώστε να εξασφαλίζεται η έξοδος της φωτιάς εκτός του δωματίου μέσω του ανοίγματος.



**Σχήμα 2.** Πλάγια όψη και κάτοψη (αριστερά) και ενδεικτική φωτογραφία (δεξιά) της πειραματικής διάταξης μεσαίας κλίμακας δωματίου – πρόσοψης για την μελέτη των ΦΕΚ.

Στη σειρά πειραμάτων που παρουσιάζεται στην παρούσα εργασία η κύρια παράμετρος που μεταβλήθηκε ήταν το πυροθερμικό φορτίο. Οι κύριες παράμετροι κάθε περίπτωσης μελέτης, όπως για παράδειγμα η θερμοκρασία περιβάλλοντος ( $T_{\infty}$ ) και η σχετική υγρασία ( $RH_{\infty}$ ), η συνολική διάρκεια κάθε πειράματος ( $t_{dur}$ ), η μάζα του καυσίμου ( $m_F$ ), ο καθολικός λόγος ισοδυναμίας (Global Equivalence Ratio, GER) (DiNenno et al., 2002), ο μέσος ΡΕΘ στο εσωτερικό του δωματίου ( $Q_{ins,m}$ ) και ο μέσος ΡΕΘ εξωτερικά του δωματίου ( $Q_{ex}$ ) (Tang et al., 2012), παρουσιάζονται αναλυτικά στον Πίνακα 2. Οι Περιπτώσεις 2 και 3 αντιστοιχούν σε συνθήκες μη-επαρκούς αερισμού ενώ κατά την Περίπτωση 1 οι συνθήκες αερισμού ήταν επαρκείς.

**Πίνακας 2.** Κύριες παράμετροι και συνθήκες περιβάλλοντος ανά Περίπτωση μελέτης.

Περίπτωση	$T_{\infty}$ (°C)	$RH_{\infty}$ (%)	$t_{dur}$ (s)	$m_F$ (kg)	GER	$Q$ (kW)	$Q_{ins,m}$ (kW)	$Q_{ex}$ (kW)
1	25,8	42,0	372	0,655	0,735	79	-	-
2	26,7	42,0	525	1,539	1,224	132	106,5	25,5
3	26,5	47,0	595	6,078	2,159	233	106,5	126,5

### 3.3 Μετρητικές διατάξεις

Προκειμένου να καταγραφεί η χρονική εξέλιξη των φυσικών μεγεθών της ΦΕΚ χρησιμοποιήθηκε ένα εκτεταμένο δίκτυο αισθητήρων, εσωτερικά και εξωτερικά της πειραματικής διάταξης. Συγκεκριμένα, διενεργήθηκαν μετρήσεις της θερμοκρασίας αέρα στο εσωτερικό του διαμερίσματος με χρήση 10 θερμοστοιχείων 1,5 mm τύπου K και κατά το ύψος του ανοίγματος με χρήση επιπλέον 4 θερμοστοιχείων. Στην πρόσοψη της εγκατάστασης τοποθετήθηκαν 14 θερμοστοιχεία, ενώ χρησιμοποιήθηκαν 27 θερμοστοιχεία για την μέτρηση της θερμοκρασίας της ΦΕΚ σε απόσταση 123 mm και 246 mm από την πρόσοψη, όπως φαίνεται το Σχήμα 2. Η ροή θερμότητας στην πρόσοψη μετρήθηκε με χρήση υδρόψυκτου μετρητή ροής θερμότητας τύπου Schmidt-Boelter, διαμέτρου 25 mm, ο οποίος τοποθετήθηκε 0.11 m πάνω από το άνοιγμα. Για την καταγραφή, με συχνότητα δειγματοληψίας 1s, και επεξεργασία των πειραματικών δεδομένων από τις μετρητικές συσκευές χρησιμοποιήθηκε το λογισμικό Universal Data Logging Interface της LabView. Απέναντι και κάθετα από την πρόσοψη τοποθετήθηκαν δύο ψηφιακές κάμερες, προκειμένου να καταγραφεί το πλούμιο της αναπτυσσόμενης ΦΕΚ ανά 30 καρέ ανά δευτερόλεπτο. Παράλληλα, αναπτύχθηκε ένα υπολογιστικό εργαλείο επεξεργασίας εικόνας σε περιβάλλον MATLAB προκειμένου να καταστεί εφικτός ο καθορισμός των δυναμικών γεωμετρικών χαρακτηριστικών των ΦΕΚ (π.χ. ύψος, πλάτος, προέκταση, όγκος, σημεία επαφής στην πρόσοψη) (Σχήμα 2). Χρησιμοποιήθηκε μια μεθοδολογία η οποία

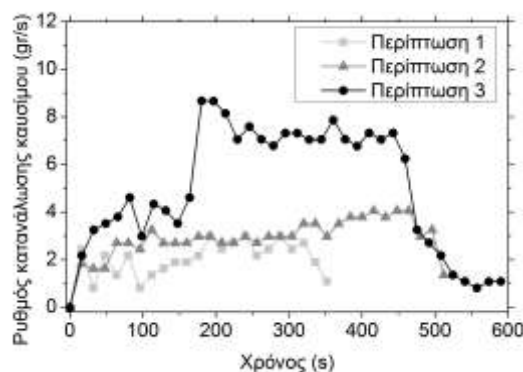


βασίστηκε σε βιβλιογραφικές εργασίες (Virin, 2012, Celik et al., 2007) για την ανίχνευση φωτιάς και καπνού. Για κάθε εικόνα γίνεται επεξεργασία και μετατροπή της σε δυαδική μορφή χρησιμοποιώντας έναν αλγόριθμο φιλτραρίσματος με χρήση κατάλληλων κανόνων βάσει του χρώματος και του επιπέδου φωτεινότητας της ΦΕΚ ανάλογα με τις επικρατούσες συνθήκες φωτισμού κάθε πειράματος. Οι διαστάσεις του πλουμίου ΦΕΚ προσδιορίστηκαν βάσει του υπολογισμού της πιθανότητας ( $I$ ), ύπαρξης φλόγας σε ένα σημείο (Flame Intermittency). Το πλούμιο της ΦΕΚ (Tang et al., 2012) μπορεί να διαιρεθεί σε τρεις ευδιάκριτες ζώνες ανάλογα με την τιμή της πιθανότητας  $I$  (McCaffrey, 1983), ονομαστικά «συνεχής φλόγα», «διακοπτόμενη φλόγα» και «πλούμιο άνωσης». Ανάλογα με την κάθε περιοχή της ΦΕΚ μπορεί να καθοριστεί και το αντίστοιχο ύψος της φλόγας που αντιστοιχεί στην περιοχή της «συνεχούς φλόγας»,  $L_{f,0.95}$  με  $I=95\%$ , της «διακοπτόμενης φλόγας»,  $L_{f,0.50}$  με  $I=50\%$  και του «ανωστικό πλούμιο»,  $L_{f,0.05}$  με  $I=5\%$ . Το μέσο ύψος της ΦΕΚ,  $L_{f,m}$ , μπορεί να εκτιμηθεί είτε συναρτήσει του ύψους της ΦΕΚ στην περιοχή της «διακοπτόμενης φλόγας»,  $L_{f,0.50}$ , είτε υπολογίζοντας τον μέσο όρο του ύψους της στην περιοχή της «συνεχούς φλόγας»,  $L_{f,0.05}$ , και του «ανωστικού πλουμίου»,  $L_{f,0.95}$  (Audoin et al., 1995). Οι τιμές του μέσου ύψους,  $L_{f,m}$ , που υπολογίστηκαν και με τις δύο παραπάνω μεθοδολογίες είναι σε πολύ καλή συμφωνία.

#### 4. ΠΑΡΟΥΣΙΑΣΗ ΑΠΟΤΕΛΕΣΜΑΤΩΝ

##### 4.1 Ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου

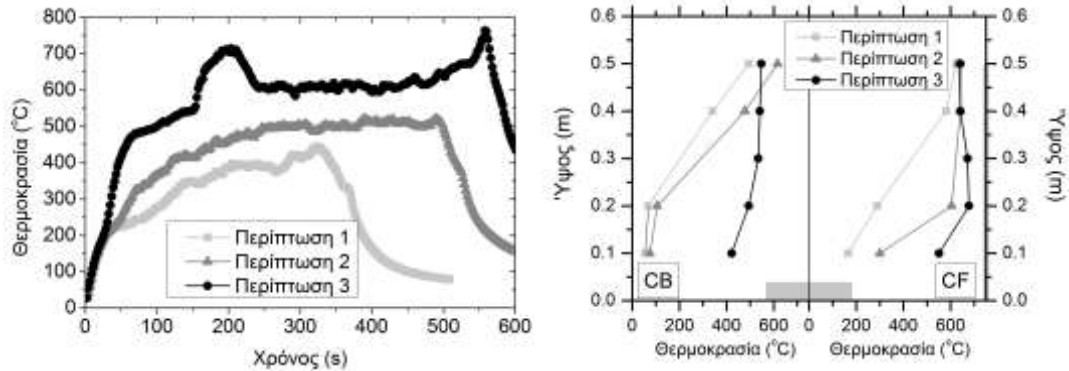
Ο ρυθμός καύσης σε φωτιές κηλίδας υγρού καυσίμου σε κλειστούς χώρους επηρεάζεται από πολλές παραμέτρους όπως για παράδειγμα οι συνθήκες αερισμού και η ακτινοβολία από τα τοιχώματα του δωματίου (DiNenno et al., 2002). Στο Σχήμα 3 παρουσιάζεται ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου για τις περιπτώσεις μελέτης, όπου φαίνεται η επίδραση των παραπάνω παραμέτρων. Όσο αυξάνεται το πυροθερμικό φορτίο τόσο αυξάνεται και ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου ενώ με την πάροδο του χρόνου η σταδιακή μείωση της στάθμης του υγρού καυσίμου έχει σαν αποτέλεσμα την αύξηση του ρυθμού κατανάλωσης καυσίμου.



Σχήμα 3. Μετρήσεις του ρυθμού κατανάλωσης καυσίμου.

##### 4.2 Θερμοκρασία αερίων στο εσωτερικό του δωματίου

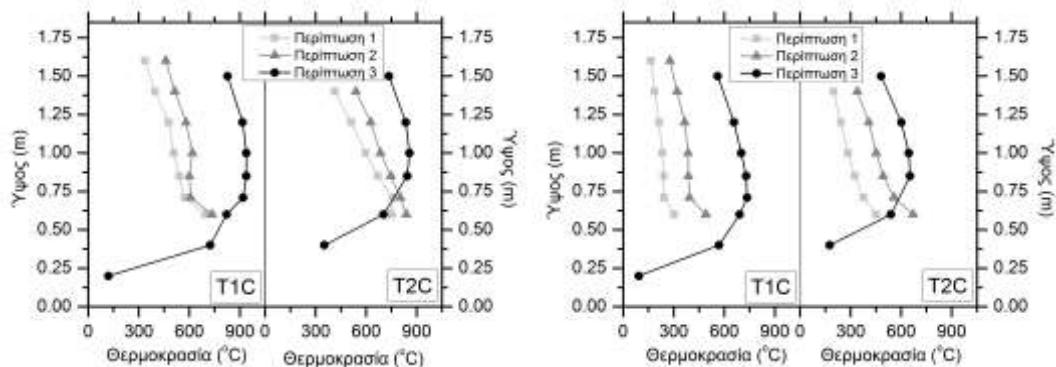
Στο Σχήμα 4 απεικονίζεται η χρονική μεταβολή της θερμοκρασίας του αέρα στο ανώτερο θερμό στρώμα του εσωτερικού του δωματίου όπου διακρίνονται οι τρεις φάσεις εξέλιξης μιας τυπικής φωτιάς σε διαμέρισμα: το στάδιο ανάπτυξης, το στάδιο της πλήρως ανεπτυγμένης φωτιάς και το στάδιο της σβέσης. Όπως αναμένεται, παρατηρούνται υψηλότερες θερμοκρασίες στις περιπτώσεις με αυξημένο πυροθερμικό φορτίο. Στην Περίπτωση 3, όπως φαίνεται και από την κατανομή των μέσων θερμοκρασιών καθ' ύψος κοντά στο άνοιγμα του δωματίου (θέση CF), η καύση των άκαυστων υδρογονανθράκων κοντά στο άνοιγμα έχει σαν αποτέλεσμα μεγαλύτερο όγκο ΦΕΚ (βλ. και Σχήμα 6).



**Σχήμα 4.** Χρονική μεταβολή των μέσων θερμοκρασιών αέρα στο ανώτερο θερμό στρώμα του δωματίου (αριστερά) και κατανομή των μέσων θερμοκρασιών αέρα καθ' ύψος στο εσωτερικό του δωματίου (δεξιά).

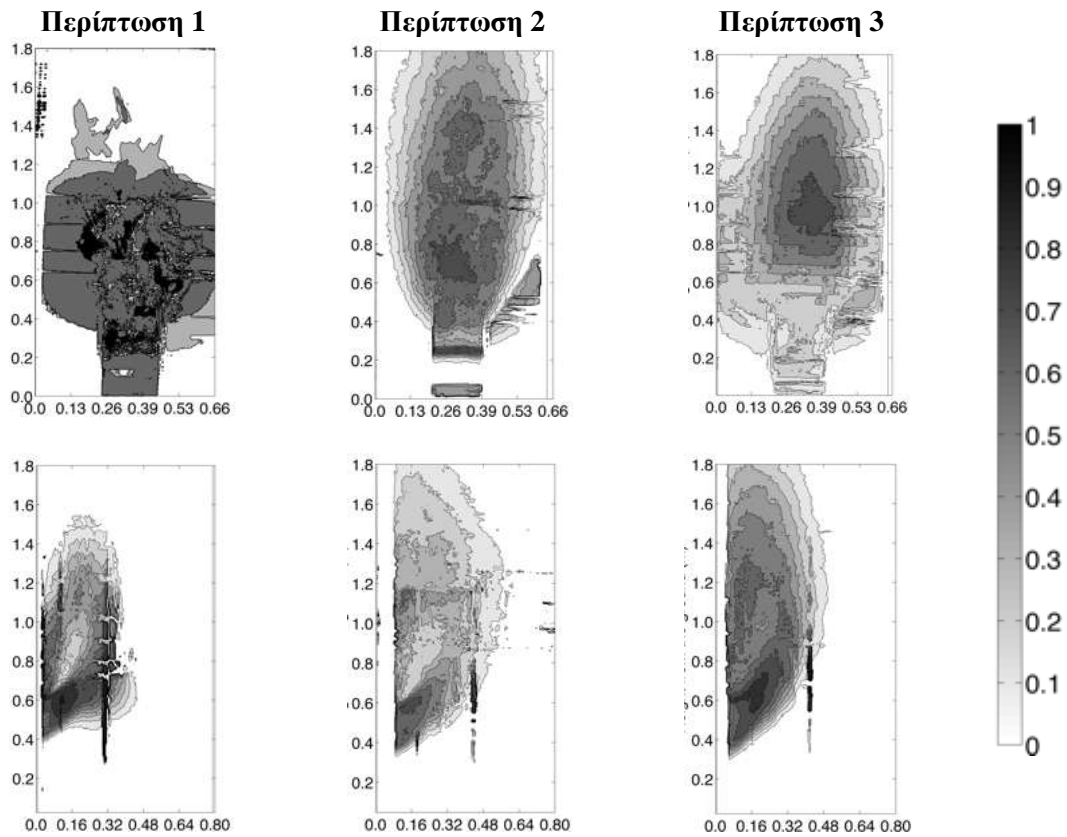
**4.3 Θερμοκρασία και διαστάσεις πλουμίον ΦΕΚ**

Στο Σχήμα 5 απεικονίζονται οι καθ' ύψος κατανομές των μέγιστων και μέσων θερμοκρασιών αέρα στις ΦΕΚ σε αποστάσεις 123 mm (T1C) και 246 mm (T2C) αντίστοιχα. Οι επιλεγμένες θέσεις μέτρησης αντιστοιχούν τόσο στην περιοχή της «συνεχούς φλόγας» όσο και σε αυτή της «διακοπτόμενης φλόγας». Οι θερμοκρασίες στην περιοχή της «συνεχούς φλόγας» παραμένουν πρακτικά σταθερές ενώ παρατηρείται σταδιακή μείωσή τους στην περιοχή της «διακοπτόμενης φλόγας» όσο αυξάνεται το ύψος της ΦΕΚ. Στην Περίπτωση 3 οι θερμοκρασίες είναι σημαντικά υψηλότερες σε σχέση με τις Περιπτώσεις 1 και 2.



**Σχήμα 5.** Κατανομή των μέγιστων (αριστερά) και μέσων (αριστερά) θερμοκρασιών αέρα της ΦΕΚ καθ' ύψος, σε αποστάσεις 123 mm (T1C) και 246 mm (T2C) από την πρόσοψη.

Η χωρική κατανομή της πιθανότητας  $I$  της ΦΕΚ παρουσιάζεται στο Σχήμα 6 για τις τρεις περιπτώσεις μελέτης. Ο όγκος της ΦΕΚ μεταβάλλεται συναρτήσει του ΡΕΘ. Η ΦΕΚ είναι περιορισμένη σε μικρούς ΡΕΘ και επαρκώς αεριζόμενες συνθήκες (Περίπτωση 1) σε σχέση με τις Περιπτώσεις 2 και 3 όπου επικρατούν συνθήκες μη επαρκούς αερισμού και το πυροθερμικό φορτίο είναι μεγαλύτερο. Σε όλες τις περιπτώσεις το πλούμιο της ΦΕΚ έχει ελλειπτικό σχήμα, γεγονός το οποίο είναι συμβατό με τα σχήματα που προτείνονται από ευρέως χρησιμοποιούμενες μεθοδολογίες σχεδιασμού πυρασφάλειας (Yokoi, 1960, Himoto et al, 2009). Η εξέλιξη της ΦΕΚ εξαρτάται κυρίως από την συγκέντρωση άκαυστων υδρογονανθράκων και τη θερμοκρασία των θερμών αερίων που εξέρχονται από το δωμάτιο τα οποία καίγονται όταν βρεθούν σε περιβάλλον περίσσειας οξυγόνου. Στον Πίνακα 3 παρουσιάζεται μια σύνοψη των χαρακτηριστικών της ΦΕΚ, όπως το ύψος στις περιοχές «συνεχούς φλόγας» ( $L_{f,0.95}$ ), «διακοπτόμενης φλόγας» ( $L_{f,0.50}$ ), «ανωστικού πλουμίου» ( $L_{f,m}$ ), το μέσο πλάτος ( $w_f$ ) και η προβολή της ( $L_H$ ), όπως υπολογίστηκαν για κάθε περίπτωση. Επιπλέον παρουσιάζεται και η πιθανότητα ύπαρξης ΦΕΚ ( $P$ ) η οποία υπολογίστηκε βάσει του λόγου της διάρκειας της ΦΕΚ προς την ολική διάρκεια του κάθε πειράματος.



Σχήμα 6. Εμπρός (πάνω) και πλάγια (κάτω) όψη της χωρικής κατανομής της πιθανότητας  $I$ .

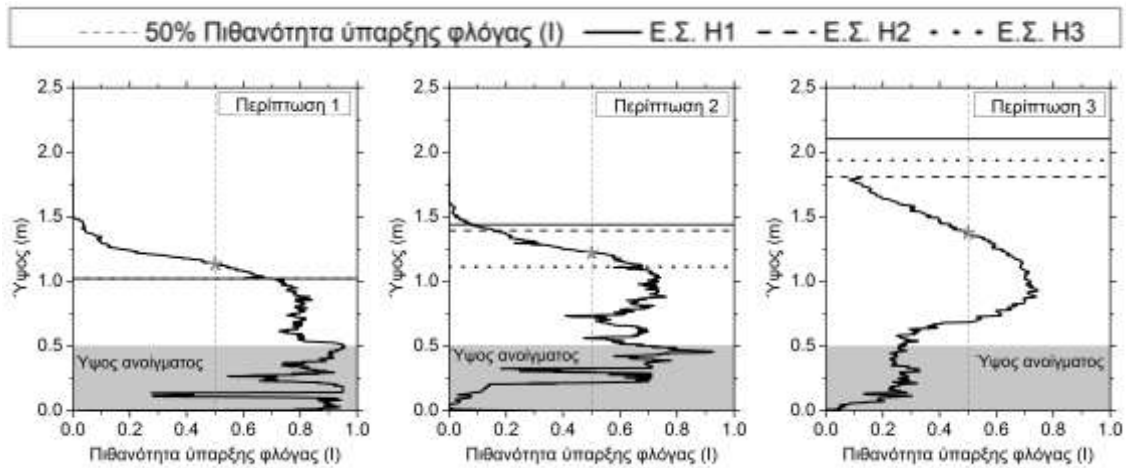
Η μεθοδολογία που χρησιμοποιήθηκε για την εκτίμηση του μέσου ύψους της ΦΕΚ,  $L_{f,0.50}$ , απεικονίζεται αναλυτικά στο Σχήμα 7 όπου για κάθε μια από τις περιπτώσεις μελέτης παρουσιάζεται η μεταβολή της πιθανότητας  $I$  καθ’ ύψος στον κεντρικό άξονα του πλουμίου. Η πιθανότητα  $I$  μειώνεται συναρτήσει του ύψους από το δάπεδο καθώς παρατηρούνται υψηλότερες τιμές στην περιοχή της «συνεχούς φλόγας» οι οποίες μειώνονται σταδιακά στις περιοχές της «διακοπτόμενης φλόγας» και του «ανωστικού πλουμίου». Το μέσο ύψος της ΦΕΚ θεωρείται ίσο με το μέγιστο ύψος όπου η πιθανότητα  $I$  έχει τιμή 0,5 και το οποίο συμβολίζεται με αστερίσκο. Επιπλέον σε κάθε περίπτωση απεικονίζονται και οι Ε.Σ. H1, H2 και H3 (βλ. Πίνακα 1) για την εκτίμηση του ύψους ΦΕΚ. Το επίπεδο σύγκλισης είναι ικανοποιητικό και οι Ε.Σ. εκτιμούν με ασφάλεια το ύψος ΦΕΚ στις περιπτώσεις όπου επικρατούν μη επαρκείς συνθήκες αερισμού (Περιπτώσεις 2 και 3) ενώ στην Περίπτωση 3, όπου επικρατούν συνθήκες επαρκούς αερισμού παρατηρείται ότι οι Ε.Σ. υποεκτιμούν το μέσο ύψος ΦΕΚ.

Πίνακας 3. Πειραματικές τιμές του ύψους, πλάτους και προβολής ΦΕΚ ανά περίπτωση.

Περίπτωση	Συνολική διάρκεια (s)	Διάρκεια ΦΕΚ (s)	$L_{f,0.05}$	$L_{f,0.50}$	$L_{f,0.95}$	$L_{f,m}$	$w_f$	$L_H$	$P$
			(m)						
1	372	172	1.37	1.026	0.51	0.94	0.4268	0.229	0.6143
2	525	288	1.79	1.278	0.62	1.21	0.4310	0.348	0.8090
3	595	541	1.77	1.354	0.88	1.33	0.4046	0.335	0.9344

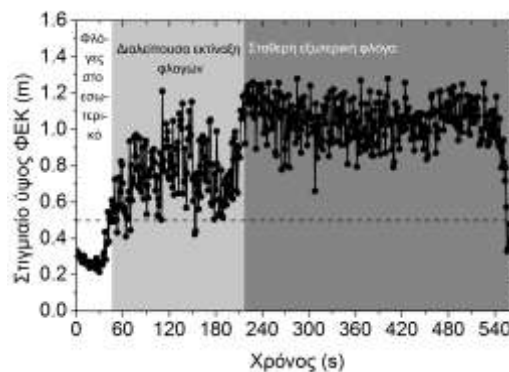
Στο Σχήμα 8 απεικονίζεται η χρονική μεταβολή του μέσου ύψους της ΦΕΚ για την Περίπτωση 3, όπως εκφράζεται από την τιμή της μεταβλητής  $L_{f,0.50}$ , η οποία υπολογίστηκε εφαρμόζοντας την μεθοδολογία, που απεικονίζεται γραφικά στο Σχήμα 7 για κάθε εικόνα που αποτυπώθηκε από τις κάμερες. Η περίπτωση αυτή είναι αντιπροσωπευτική προκειμένου να μελετηθεί η μεταβολή του μέσου ύψους της ΦΕΚ σε περιπτώσεις μη επαρκούς αερισμού. Παρατηρούνται τρεις ευδιάκριτες περιόδους. Αρχικά οι φλόγες παραμένουν στο εσωτερικό του δωματίου («φλόγες στο εσωτερικό») ενώ σταδιακά απομακρύνονται από την περιοχή του δοχείου καυσίμου και κινούνται προς το άνοιγμα του

δωματίου. Κατά την διάρκεια αυτής της περιόδου διακρίνονται περιοδικά, εξωτερικά του δωματίου, φλόγες και αναλαμπές οι οποίες σηματοδοτούν την αρχή της περιόδου «διαλείπουσας εκτίναξης φλογών». Με την πάροδο του χρόνου, παρατηρείται ότι υπάρχουν μόνιμα φλόγες στο εξωτερικό του δωματίου («σταθερή εξωτερική φλόγα») και οι σχηματιζόμενες ΦΕΚ καλύπτουν αλάκρηρη την περιοχή πάνω από το άνοιγμα, ενώ το μέσο ύψος κατά τη διάρκεια αυτής της περιόδου είναι μεγαλύτερο.



**Σχήμα 7.** Καθορισμός του μέσου ύψους ΦΕΚ με χρήση πειραματικών δεδομένων και Ε.Σ.

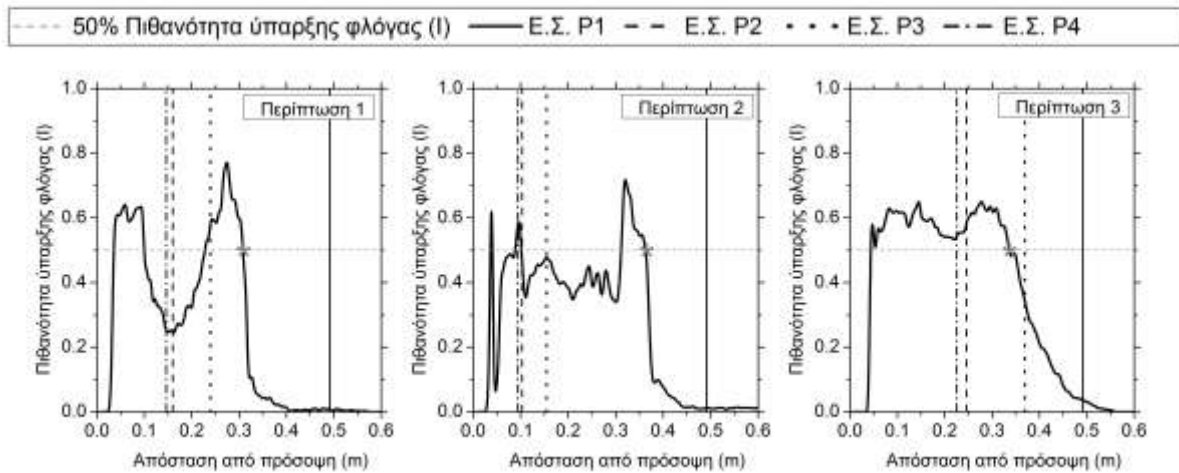
Η προβολή της ΦΕΚ από την πρόσοψη ( $L_H$ ) εκτιμάται χρησιμοποιώντας τις μέσες τιμές της πιθανότητας  $I$  σε ύψος 0,9 m από το δάπεδο. Σε αντίθεση με την μεθοδολογία που χρησιμοποιήθηκε για την εκτίμηση του ύψους  $L_{f,0.50}$ , η μεθοδολογία για την εκτίμηση της μέσης τιμής της προβολής,  $L_H$ , δεν είναι εύκολα εφαρμόσιμη, καθώς η πιθανότητα  $I$  δεν μειώνεται μονοτονικά συναρτήσει της απόστασης από την πρόσοψη. Για αυτό το λόγο, η τιμή της  $L_H$  θεωρήθηκε ίση με την μεγαλύτερη απόσταση από την πρόσοψη όπου η πιθανότητα  $I$  ισούται με 0,5, η οποία συμβολίζεται με αστερίσκο. Έτσι, στο Σχήμα 9 απεικονίζονται η μεταβολή της πιθανότητας  $I$  συναρτήσει της απόστασης από την πρόσοψη καθώς και οι αντίστοιχες Ε.Σ. για την εκτίμηση της προβολής της ΦΕΚ από την πρόσοψη (βλ. Πίνακα 1). Σε όλες τις περιπτώσεις, η Ε.Σ. P1 φαίνεται να εκτιμά με μεγαλύτερη ακρίβεια την προβολή της ΦΕΚ από την πρόσοψη.



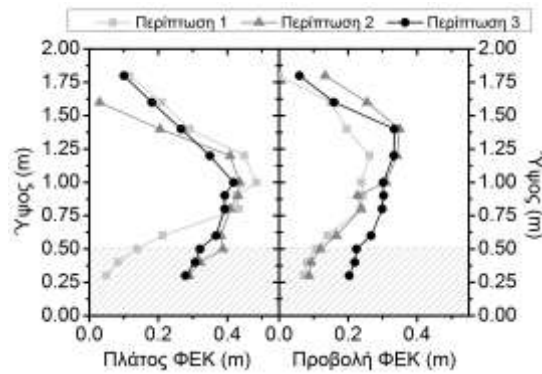
**Σχήμα 8.** Χρονική μεταβολή του μέσου ύψους της ΦΕΚ για την Περίπτωση 3.

Τέλος στο Σχήμα 10, απεικονίζεται η καθ' ύψος κατανομή της μέσης τιμής του πλάτους ( $w_f$ ) και της προβολής ( $L_H$ ) της ΦΕΚ κατά τη διάρκεια της περιόδου «σταθερής εξωτερικής φλόγας». Το πλάτος της ΦΕΚ αυξάνεται συναρτήσει του ύψους από το δάπεδο, μέχρι τη μέγιστη τιμή του, στην περιοχή της «συνεχούς φλόγας», όπου και αρχίζει να μειώνεται σταδιακά μέχρι την περιοχή του «ανωστικού πλουμίου». Αυτή η συμπεριφορά δεν έρχεται σε συμφωνία με την παραδοχή που χρησιμοποιείται ευρέως στις μεθοδολογίες σχεδιασμού πυρασφάλειας (Eurocode 1, 2002), ότι το πλάτος ΦΕΚ παραμένει σταθερό και είναι ανεξάρτητο του ύψους από το δάπεδο. Στις Περιπτώσεις 2 και 3, όπου οι

τιμές του πυροθερμικού φορτίου είναι αυξημένες, η προβολή της ΦΕΚ από την πρόσοψη είναι μεγαλύτερη.



Σχήμα 9. Καθορισμός της μέσης προβολής του ΦΕΚ, σε ύψος 0,9 m από το δάπεδο, με χρήση πειραματικών δεδομένων και Ε.Σ.



Σχήμα 10. Κατανομή καθ' ύψος των μέσων τιμών του πλάτους και της προβολής από την πρόσοψη της ΦΕΚ.

## 5. ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

Στόχος της συγκεκριμένης πειραματικής μελέτης είναι η συμβολή στην κατανόηση των θεμελιωδών χαρακτηριστικών των ΦΕΚ, αποσκοπώντας στη διατύπωση συγκεκριμένων προτάσεων για τη βελτίωση των ισχυόντων κανονισμών πυροπροστασίας. Υπό αυτό το πρίσμα, αξιολογήθηκαν ευρέως διαδεδομένες Ε.Σ., που χρησιμοποιούνται για την εκτίμηση των γεωμετρικών χαρακτηριστικών των ΦΕΚ κατά τη μελέτη πυρασφάλειας, χρησιμοποιώντας διαθέσιμα πειραματικά δεδομένα. Συγκεκριμένα, προσδιορίστηκε η δυναμική συμπεριφορά της ΦΕΚ και έγινε συγκριτική αξιολόγηση των πειραματικών τιμών του ύψους ( $L_L$ ), πλάτους ( $L_H$ ) και προβολής ( $w_f$ ) της ΦΕΚ με αυτές που υπολογίστηκαν βάσει των Ε.Σ. που παρουσιάστηκαν στον Πίνακα 1. Οι Ε.Σ. για την εκτίμηση του  $L_L$  μπορούν να χρησιμοποιηθούν με ασφάλεια σε περιπτώσεις που επικρατούν συνθήκες μη επαρκούς αερισμού ενώ καθώς αυξάνεται ο ΡΕΘ οι εκτιμήσεις των  $L_L$  και  $L_H$  είναι πιο συντηρητικές. Τόσο οι τιμές της προβολής ( $L_H$ ) όσο και του πλάτους ( $w_f$ ) της ΦΕΚ εξαρτώνται κυρίως από το ΡΕΘ εκτός του διαμερισματος και από το ύψος από το δάπεδο, γεγονός που καταδεικνύει την ανάγκη ανάπτυξης Ε.Σ. μεγαλύτερης ακριβείας για τον προσδιορισμό του  $L_H$ . Επιπλέον, το εκτεταμένο σύνολο των πειραματικών μετρήσεων στο εσωτερικό και εξωτερικό της διάταξης δωματίου-πρόσοψης μεσαίας κλίμακας μπορεί να χρησιμοποιηθεί για την επικύρωση μοντέλων υπολογιστικής ρευστομηχανικής. Μελλοντικά θα διενεργηθούν και επιπλέον σειρές πειραμάτων προκειμένου να μελετηθούν επιπλέον παράγοντες που επηρεάζουν την εξέλιξη της ΦΕΚ, δίνοντας έμφαση στην αξιολόγηση των μεθοδολογιών και Ε.Σ. που χρησιμοποιούνται για την εκτίμηση των χαρακτηριστικών τους.

## ΕΥΧΑΡΙΣΤΙΕΣ

Η παρούσα έρευνα έχει συγχρηματοδοτηθεί από την Ευρωπαϊκή Ένωση και από εθνικούς πόρους μέσω του προγράμματος «Fire-FACTS» στα πλαίσια του έργου ΑΡΙΣΤΕΙΑ και μέσω του προγράμματος «ELISSA: Energy Efficient Lightweight-Sustainable-Safe-Steel Construction EeB.NMP (2013-1, Grant No. 609086)» στα πλαίσια του 7<sup>ου</sup> κοινοτικού πλαισίου στήριξης της Ευρωπαϊκής Ένωσης.

## ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

Asimakopoulou E., Kolaitis D. and Founti M., “Comparative assessment of CFD tools and the Eurocode methodology in describing Externally Venting Flames”, 1<sup>st</sup> International Seminar for Fire Safety of Façades, 14-15 November 2013, Paris, France.

Audoin L., Kolb G., Torero J.L. and Most J.M., (1995) “Average centreline temperatures of a buoyant pool fire obtained by image processing of video recordings”, *Fire Safety J.* 24, p.167-187.

Beuther P.D. and George W.K., “Measurement of the turbulent energy and temperature balances in an axisymmetric buoyant plume in a stably stratified environment”, *Proc. of the 7<sup>th</sup> Int. Heat Trans. Conf.*, 163-178, Hemisphere Press, NY, Munich 1982.

Beyler C.L., (1986) “Fire plumes and ceiling jets”, *Fire Safety J.* 11, p. 53-75.

Celik T., Demirel H., Ozkaramanli H. and Uyguroglu M., (2007) “Fire detection using statistical color model in video sequences”, *J. Vis. Commun. Image R.* 18, p.176-185.

Delichatsios M., Lee Y., Tofilo P., (2009) “A new correlation for gas temperature inside a burning enclosure”, *Fire Safety J.* 44, p. 1003-1009.

DiNunno P.J., Drysdale D., Beyler C.L., Walton W.D., Custer R.L.P., Hall J.R. and Watts J.M., “SFPE Handbook of fire protection engineering”, Tien C.L., Lee K.Y. and Stretton A.J., Chapter 4 “Radiation Heat Transfer”, Third Edition, SFPE, Quincy, Massachusetts, 2002.

Empis C.A., “Analysis of the compartment fire parameters influencing the heat flux incident on the structural façade”, PhD University of Edinburg, 2010.

Eurocode 1 (EN 1991-1-2), Actions on structures, Part 1-2 – General Actions – Actions on Structures Exposed to Fire, Brussels, 2002.

Heskestad G., (1983) “Virtual origins of fire plumes”, *Fire Safety J.* 5, p. 109-114.

Himoto K., Tsuchihashi T., Tanaka Y. and Tanaka T., (2009) “Modeling thermal behaviors of window flames ejected from a fire compartment”, *Fire Safety J.* 44, p. 230-240.

ISO 9705, International Organization for Standardization: Geneva, Switzerland, ISO 9705, “Fire Tests: Full-Scale Room Test for Surface Products”, First Edition, 1993.

Klopovic S. and Turan O.F., (2001) “A comprehensive study of externally venting flames, Part I: Experimental plume characteristics for through-draft and no through-draft ventilation conditions and repeatability”, *Fire Safety J.* 36, p. 99-133.

Korhonen T. and Hietaniemi J., “Fire safety of wooden façades in residential suburb multi-storey buildings”, VTT Working Papers 32, July 2005.

Law M., “Fire safety of external building elements – The design approach”, *AISC Engineering Journal*, Second Quarter, 1978.

McCaffrey B.J., (1983) “Momentum implications for buoyant diffusion flames”, *Combust. Flame* 52, p. 149-156.

Oleszkiewicz I., (1989) “Heat transfer from a window fire plume to a building façade”, Reprinted from “Collected papers in heat transfer”, HTD-Vol. 123, Book No. H00526.

Tang F., Hu L.H., Delichatsios M.A., Lu K.H. and Zhu W., (2012) “Experimental study on flame height and temperature profile of buoyant window spill plume from an under-ventilated compartment fire”, *Int. J. Heat Mass Tran.* 55, p. 93-101.

Vipin V., (2012) “Image processing based forest detection”, *International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering* 2, p. 87-95.

White N. and Delichatsios M., (2014) “Fire Hazards of exterior wall assemblies containing combustible components”, Final Report, Fire Protection Research Foundation.

Yokoi S., (1960) “Study on the prevention of fire spread caused by hot upward current”, Building Research Institute, Report No. 34, Tokyo, Japan.

**ABSTRACT****EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF FUNDAMENTAL FLUID AND THERMAL CHARACTERISTICS OF EXTERNALLY VENTING FLAMES**

In a fully developed under-ventilated compartment fire, flames may spill out of external openings (e.g. windows); Externally Venting Flames (EVF) pose a significant risk of fire spreading to adjacent floors or buildings. The main scope of this work is to comparatively assess a range of fire engineering design correlations used to describe the external dimensions of the EVF envelope. The predictive accuracy of each correlation is evaluated through comparison with experimental data obtained in a medium-scale compartment-façade fire arrangement, using a variety of fire load levels. A series of medium-scale fire compartment experiments is performed, employing a ¼ scale model of the ISO 9705 room equipped with an extended façade. An extensive sensor network is used aiming to monitor the dynamic behaviour of a broad range of important physical parameters (e.g. gas and surface temperatures, heat flux, fuel mass loss, gas concentrations). A dedicated image processing tool is developed to allow estimation of the EVF envelope main dimensions (e.g. height, width, projection). An “expendable” fuel source (n-hexane liquid pool fire) is utilized to effectively simulate realistic building fire conditions. Digital camera imaging is used to determine the main geometrical characteristics of the EVF envelope. Comparison of fire engineering design correlation predictions with experimental data reveals that correlations for the estimation of EVF height err on the safe side in under-ventilated fire conditions; increasing the heat release rate results in more conservative EVF height and projection predictions. It is shown that EVF projection and width strongly depend on both excess heat release rate and height. In addition, the necessity to derive appropriate criteria for the identification of the EVF projection is demonstrated. The obtained extensive set of experimental data can be used to validate CFD models or evaluate the accuracy of other available fire design correlations.

## STUDY OF FLOW CHARACTERISTIC IN BIO-REACTORS

A.D. Passos, PhD Student, *passos@auth.gr*

V.P. Voulgaropoulos, PhD Student, *viktor.voulgaropoulos.14@ucl.ac.uk*

S.V. Paras, Professor, *paras@auth.gr*

A.A. Mouza\*, Assoc. Professor, *mouza@auth.gr*

Chemical Engineering Dept., Aristotle University of Thessaloniki

**Abstract:** The purpose of this work is to investigate how the addition of an organic surface active agent affects the characteristics of a bubble column equipped with a *porous sparger* and containing a non-Newtonian liquid. Water and an aqueous glycerin solution, both containing a minute amount of xanthan gum, were the non-Newtonian shear thinning liquids, while the gas phase was atmospheric air for all cases. Small amounts of the non-ionic surface active agent *Triton X-100* was added to modify the surface tension of the non-Newtonian solutions. The results show that the diameter of the bubbles decreases and the transition point from the homogeneous to the heterogeneous regime is shifted to higher gas flow rates, when the surfactant is added. Appropriate correlations are proposed, which by taking into account the liquid phase properties, the gas phase flow rate, as well as the column and sparger characteristics, predict with reasonable accuracy the transition point from the homogenous to the heterogeneous regime, the *Sauter* mean diameter of the bubbles and the average gas holdup.

*Keywords: bubble column, porous sparger, non-Newtonian, surfactant, gas holdup, bubble size*

### 1 INTRODUCTION

Bubble columns, which are common gas-liquid contactors, are widely used as bioreactors in bioprocessing, bioremediation applications (Degaleesan et al., 2001; Moo-Young and Chisti, 1994) and the aerobic degradation of activated sludge (i.e. a non-Newtonian pseudoplastic liquid containing water, waste components and biomass) (Rosenberger et al., 2002). They are also essential in the cultivation of shear sensitive cultures (e.g. microbial fermentations, fragile biocatalysts, and animal and plant cell cultures), due to the controllable shear rates that are applied inside the column leading to a uniform shearing environment (Chisti and Mooyoung, 1994; Moo-Young and Chisti, 1988). The fluids involved in bioreactions are often non-Newtonian, while biosurfactants are commonly produced in biological processes (Doran, 1995). The main variables affecting the performance of this type of reactors are the gas holdup and the bubble characteristics as well as the mass and heat transfer coefficients, while a key parameter is the transition point between the two major flow regimes, namely the homogeneous and the heterogeneous regime, which depends on the gas flow rate, the column geometry and the physical properties of the phases (Deckwer, 1992). In previous works conducted in our Lab (i.e. Anastasiou et al., 2010; Kazakis et al., 2007; Mouza et al., 2005) we have experimentally studied bubble columns equipped with a fine pore sparger and containing various types of liquids and we have proposed appropriate correlations that are able to satisfactorily predict the key design parameters.

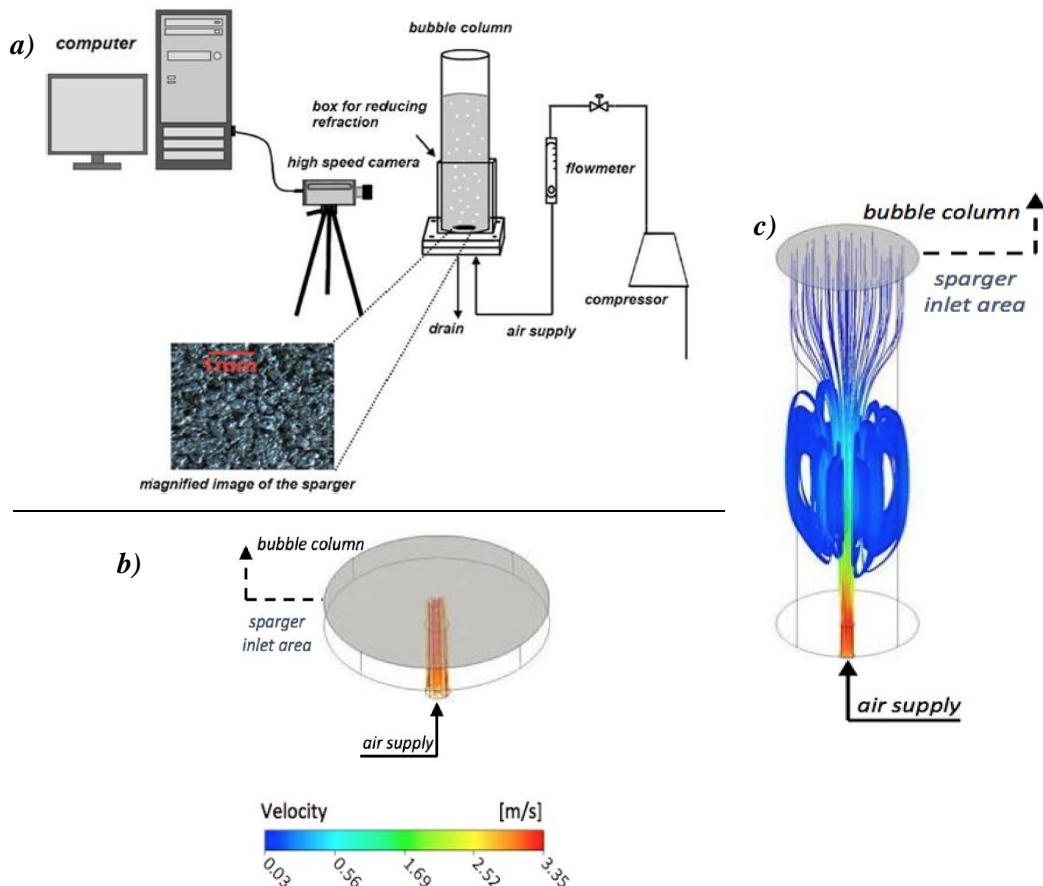
In a recent work (Anastasiou et al., 2013) we have also studied the effect of a non-Newtonian liquid phase but there is still need to investigate the effect of surfactants on the operation of bubble columns that contain a non-Newtonian liquid. It is already known that the addition of small amounts of additives results in the extension of the homogeneous regime (e.g. Anastasiou et al., 2010), but to the authors' best knowledge there is still no work published considering the effect of surfactant addition to a non-Newtonian fluid on the performance of bubble columns equipped with a fine pore sparger.



In this work we extend our previous studies concerning bubble columns by investigating systems where the liquid phase is a *shear-thinning* liquid containing a small amount of a *surfactant*. Our aim is to propose correlations that can be used in designing bioreactors. The effect of liquid phase physical properties, gas phase flow rate as well as the column and the sparger geometrical characteristics on gas holdup and bubble size distribution are experimentally investigated. The validity of previously proposed correlations for the prediction of gas holdup at the homogeneous regime, the *Sauter* mean diameter of the bubbles and the transition point from the homogeneous to the heterogeneous regime, are tested and adjusted to take into account the combined effect of the non-Newtonian behavior and the surfactant addition.

## 2 EXPERIMENTAL SETUP AND PROCEDURE

The experimental setup (*Figure 1a*) consists of a vertical cylindrical *Plexiglass*<sup>®</sup> column of 9 cm i.d. and 150 cm height, filled with liquid up to 40 cm above the sparger. Air enters the column through a fine pore sparger, namely a 316 L SS porous disk (*Mott Corp.*<sup>®</sup>) with a nominal pore size of 40  $\mu\text{m}$ , located at the center of the bottom plate. The effect of sparger to column diameter ratio is investigated by employing two sparger sizes (i.e. i.d. 4.5 and 9.0 cm). When the 9 cm sparger was employed and the gas phase enters through a single nozzle the gas phase is directed mostly towards the center of the sparger, leaving the rest of its surface inactive (*Figure 1b*), especially for the lower gas flow rates. Several gas entrance configurations were proposed, e.g. construction of multiple gas inlets, increase of the distance between the gas inlet and the sparger and their efficiency in terms of gas distribution uniformity and ease of construction was tested by performing appropriate *CFD* simulations. Based on the simulation results, the design depicted in *Figure 1c* was adopted, i.e. the gas is injected through a 1 cm nozzle to a vessel of 35 cm height placed beneath the bubble column.



**Figure 1:** a) Experimental setup, b) Gas phase inlet and c) Gas phase distribution vessel.

To eliminate the image distortion by light refraction, due to the cylindrical column wall, the column is placed into a *Plexiglass*<sup>®</sup> box with rectangular cross-section filled with the same fluid with the one used for the corresponding experiment.

**Table 1** presents the composition, physical properties and surfactant concentration of all solutions employed. Wang et al. (2013) report that *Triton X-100* exhibits the same effects on bubble motion and size distribution as a biosurfactant. Thus, Triton X-100 was used to modify the surface tension of the non-Newtonian solutions.

**Table 1:** Composition and physical properties of the solutions under study.

<i>Fluid (Index)</i>	<i>Water (% w/w)</i>	<i>Glycerin (% w/w)</i>	<i>Xanthan (g/L)</i>	<i>Surfactant (g/L)</i>	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\sigma$ (mN/m)	$\mu$ @ 25°C (mPa · s)
w	100	–	–	–	998	72	0.9
wT1	100	–	–	0.02	998	59	0.9
wT2	100	–	–	0.06	998	45	0.9
wT3	100	–	–	0.20	998	32	0.9
wT4	100	–	–	1.00	998	32	0.9
wn	100	–	0.35	–	998	72	$22/\gamma + 19\gamma^{-0.31}$
wT1n	100	–	0.35	0.02	998	59	$22/\gamma + 19\gamma^{-0.31}$
wT2n	100	–	0.35	0.06	998	45	$22/\gamma + 19\gamma^{-0.31}$
wT3n	100	–	0.35	0.20	998	32	$22/\gamma + 19\gamma^{-0.31}$
wT4n	100	–	0.35	1.00	998	32	$22/\gamma + 19\gamma^{-0.31}$
g	30	70	–	–	1180	68	18.0
gT2	30	70	–	0.06	1180	57	18.0
gT3	30	70	–	0.20	1180	42	18.0
gT4	30	70	–	1.00	1180	31	18.0
gn	30	70	0.35	–	1180	68	$160/\gamma + 11\gamma^{-0.20}$
gT2n	30	70	0.35	0.06	1180	57	$160/\gamma + 11\gamma^{-0.20}$
gT3n	30	70	0.35	0.20	1180	42	$160/\gamma + 11\gamma^{-0.20}$
gT4n	30	70	0.35	1.00	1180	31	$160/\gamma + 11\gamma^{-0.20}$

The viscosity of the Newtonian solutions was measured by a *KPG Cannon-Fenske* viscometer, while this of the non-Newtonian ones by a magnetic bearing rheometer (*AR-G2 TA Instruments*<sup>®</sup>). **Figure 2** shows the viscosity curves of the non-Newtonian liquids. As it was expected the addition of surfactants in a non-Newtonian fluid has practically no effect on its viscosity curve. The surface tension of the solutions was measured by the pendant drop method (*KSV CAM*<sup>®</sup> 200). **Figure 3** shows the surface tension dependence on the surfactant concentration for *Triton X-100*, along with the *Critical Micellar Concentration (CMC)*.

The non-Newtonian liquids used were water and aqueous glycerin solutions which contain small amounts of xanthan gum, a polysaccharide that acts as rheology modifier and renders the fluid non-Newtonian. The same liquids but without the addition of the xanthan gum (Newtonian fluids) were used for comparison. The effect of adding various amounts of surfactants was also investigated. For all the experiments the gas phase was atmospheric air supplied by the Lab compressor unit. The average gas holdup ( $\epsilon_{g,exp}$ ) is estimated by calculating the bed expansion as follows:

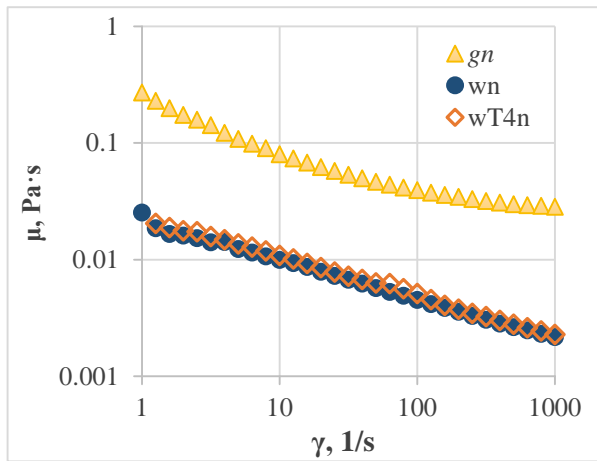
$$\epsilon_{g,exp} = \frac{\sum_{i=1}^n \epsilon_{g,i}}{n} = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{H_i - H_{0,i}}{H_i}}{n} = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{\Delta H_i}{H_i}}{n} \quad (1)$$

where  $H_0$  and  $H$  are the liquid levels before and after gas injection respectively,  $\Delta H$  is the liquid level difference and  $n$  is the number of recurrent measurements for each gas flow rate (in this case  $n=5$ ). The maximum uncertainty of the measurements is estimated to be less than 15%.

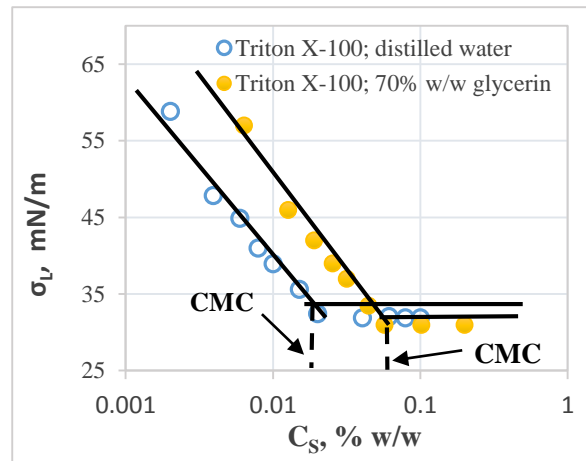
The superficial gas velocity ( $U_{GS}$ ) is defined as  $U_{GS} = Q_G / A$ , where  $Q_G$  is the gas flow rate and  $A$  is the column cross-sectional area. The upper limit of the superficial gas velocity was 0.035 m/s, since higher flow rates create intense foaming on the free surface.

The bubble size is measured by acquiring images of the bubbles using a digital video camera (*RedLake*) and then defining their diameter by an appropriate software. For each solution, a statistically adequate number of 100 bubbles were measured at the vicinity of the sparger. Due to the overlapping of the bubbles for high flow rates and/or surfactant concentrations, bubble size distributions were measured only at relatively low superficial gas velocities (i.e.  $U_{gs}$  up to 1.9 cm/s) and *Triton X-100* concentrations (up to 0.2 g/L). The spatial resolution of the measuring technique is approximately 80  $\mu\text{m}$ , while the maximum error is estimated to be less than 10%.

The Sauter mean diameter ( $d_{32}$ ) was defined as  $d_{32} = \frac{\sum_i^n n_i d_{Bi}^3}{\sum_i^n n_i d_{Bi}^2}$ , where  $d_{Bi}$  and  $n_i$  are the diameter and the number of the bubbles of size class  $i$  respectively and  $n$  is the number of classes used for the distribution.



**Figure 2:** Viscosity curves of non-Newtonian solutions under study.



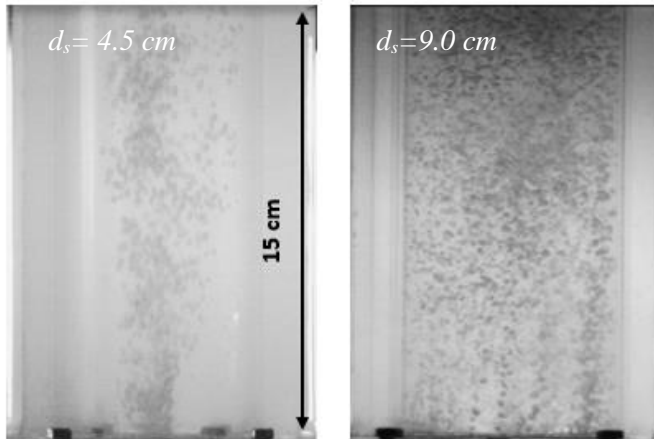
**Figure 3:** Effect of surfactant concentration on surface tension. CMC value determination.

### 3 RESULTS AND DISCUSSION

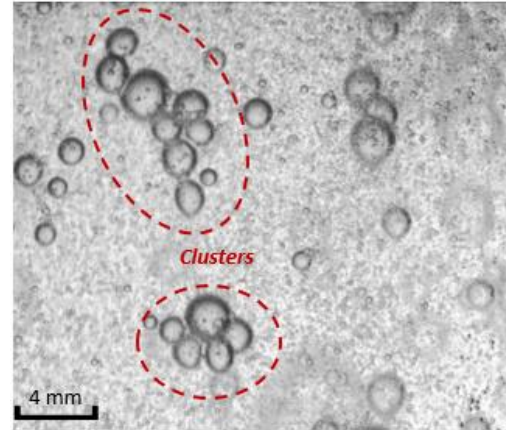
#### 3.1 Visual observations

It is known that the addition of small amounts of a surfactant to Newtonian solutions extends the homogeneous regime to higher gas flow rates (e.g Anastasiou et al., 2010), by not favoring bubble coalescence. It was found that for a given surfactant concentration higher gas flow rates lead to the production of more bubbles, while at a constant flow rate an increase in surfactant concentration results to the production of more numerous and smaller bubbles (**Figure 4**).

Obviously, when the larger sparger, i.e. the one that occupies the whole column area, is installed, the gas phase is distributed uniformly inside the column, in other words more pores are activated for a certain gas flow rate, producing more bubbles. Since the porosity is the same for both spargers, for a given flow rate the actual velocity of the gas phase at the pores of the larger diameter sparger would be lower. Also, when the bubble column contains a non-Newtonian fluid the bubbles tend to form clusters (**Figure 5**), a phenomenon reported in the literature (e.g. Anastasiou et al, 2013; Vélez-Cordero and Zenit, 2011) and attributed to the higher liquid viscosity.



**Figure 4:** Effect of sparger diameter ( $d_s=4.5$  &  $9.0$  cm) on the bubble column operation for the non-Newtonian (wn) fluid ( $U_{GS}=0.2$  cm/s).

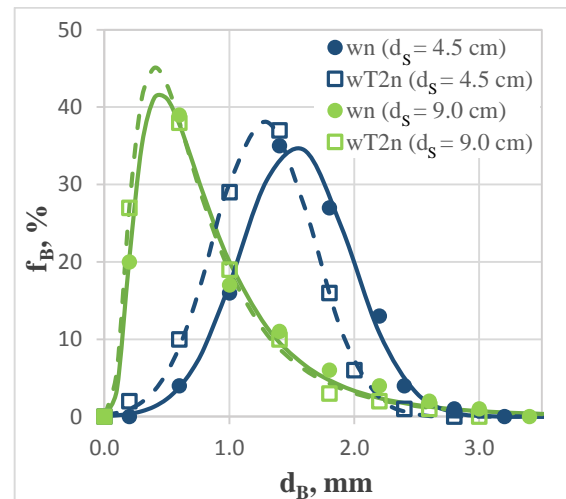


**Figure 5:** Clustering effect of the gn solution ( $d_s=9$  cm,  $U_{GS}=0.5$  cm/s).

## 3.2 Bubble size distribution

### 3.2.1 Calculation of the Sauter diameter

**Figure 6** illustrates typical bubble size distributions above the sparger for the aqueous non-Newtonian *Triton X-100* solutions for both sparger diameters and for a constant  $U_{gs}$  value, i.e. ratio of gas flow rate to sparger cross section ( $U_{gs}=Q_G/A_s$ ). When the sparger to column diameter increases, i.e. when the larger diameter sparger is installed, the bubble size distribution curve is shifted to lower values. It is obvious that by adding a surfactant, or equally by decreasing the surface tension values, smaller and more numerous bubbles are observed inside the column equipped with the smaller sparger, in accordance with what we have observed in a previous study (i.e. Kazakis et al., 2008). This behavior can be explained by considering that as surface tension decreases, the capillary pressure also decreases resulting in the activation of even smaller pores and the formation of more bubbles (Houghton et al., 1957). However, when the larger sparger is employed the addition of the surfactant seems to have negligible effect on the bubble size distribution.



**Figure 6:** Typical bubble size distribution for the aqueous non-Newtonian solutions ( $U_{gs}=1.9$  cm/s).

To construct the size distribution curves 100 bubbles in the vicinity of the sparger were measured for each solution. To find the minimum number of classes required for the construction of the size distributions,  $k$ , we used the Sturges' rule,  $k=1+\log_2 S$ , where  $S$  is the sample size ( $\sim 100$  bubbles). In the present study we considered 10 classes of equal intervals, instead of the required minimum 8. It must be also noted that the shape of the distribution curves remains practically unchanged even when a larger number of classes is considered, a remark supported by Kazakis et al. (2008).

**Table 2** contains the calculated Sauter mean diameter  $d_{32}$  values for all the non-Newtonian solutions studied and for both sparger diameters. As it is expected from the size distributions, the diameter of the bubbles decreases with the addition of *Triton X-100* or with the use of the larger sparger. Although the

determination of the bubble sizes for higher superficial gas velocities was not experimentally feasible, the visual observations reveal that the coalescence and breakup mechanisms are enhanced.

**Table 2:** Sauter mean diameter,  $d_{32}$ .

Fluid Index	$d_{32}$ (mm)			
	$d_s=4.5$ cm		$d_s=9.0$ cm	
	$U_{gs}=0.8$ cm/s	$U_{gs}=1.9$ cm/s	$U_{gs}=0.8$ cm/s	$U_{gs}=1.9$ cm/s
<i>wn</i>	1.68	1.82	1.54	1.72
<i>wT2n</i>	1.30	1.41	1.23	1.42
<i>gn</i>	1.41	1.70	1.31	1.47
<i>gT2n</i>	1.21	1.34	1.16	1.25

### 3.2.2 Prediction of Sauter mean diameter

Kazakis et al. (2008) reported that the Sauter mean diameter ( $d_{32}$ ) of the bubbles depends on the superficial velocity of the gas phase, the physical properties of the liquid phase, the sparger diameter and the sparger mean pore size and proposed a correlation for predicting the Sauter mean diameter at the homogeneous regime. The same correlations is fitted to the current experimental data by adjusting its constants (**Eq. 2**):

$$\frac{d_{32}}{d_s} = 0.58 \left[ We^{-1.7} Re^{0.1} Fr^{1.8} \left( \frac{d_p}{d_s} \right)^{1.7} \right]^{0.2} \quad (2)$$

where  $We$  is the *Weber*,  $Re$  the *Reynolds* and  $Fr$  the *Froude* number based on the sparger diameter respectively, defined as:

$$We = \frac{\rho_L U_{gs}^2 d_s}{\sigma_L}, \quad Re = \frac{\rho_L U_{gs} d_s}{\mu_{eff}}, \quad Fr_s = \frac{U_{gs}^2}{d_s g}$$

where  $U_{gs}$  is the gas superficial velocity based on the sparger surface, i.e.  $U_{gs}=Q_G/A_s$ ,  $d_s$  is the sparger diameter and  $\rho_L$ ,  $\mu_{eff}$  and  $\sigma_L$  are density, *effective* viscosity and surface tension of the liquid respectively. Finally, the ratio of the sparger mean pore size to sparger diameter ( $d_p/d_s$ ) is also introduced to account for the different porous sparger characteristics. Since in non-Newtonian liquids the viscosity is a function of the shear rate, the effective viscosity ( $\mu_{eff}$ ) represents the viscosity value that corresponds to an average shear rate inside the column. Anastasiou et al. (2013) proposed a correlation for estimating the average shear rate in a bubble column with fine pore sparger containing non-Newtonian xanthan-glycerin solutions as a function of the gas superficial velocity (**Eq. 3**):

$$\gamma_m = 70 U_{GS}^{0.48} \quad (3)$$

where  $U_{GS}$  is the superficial gas velocity in m/s. Since the addition of *Triton X-100* has no practical effect on the viscosity curves of the non-Newtonian solutions, we used the same equation (**Eq. 3**) to estimate an approximate value of the effective viscosity of non-Newtonian solutions containing a surfactant. The new correlation (**Eq. 2**) is in good agreement ( $\pm 15\%$ ) both with our experimental data and with those reported by Anastasiou et al. (2013).

## 3.3 Regime Transition

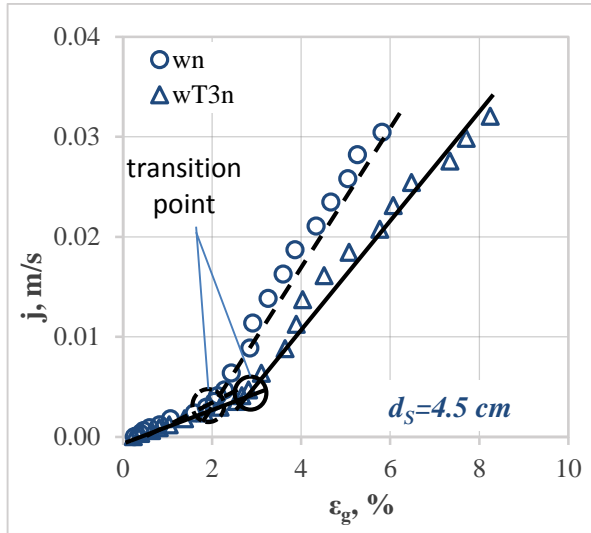
### 3.3.1 Drift flux analysis

As it has been discussed previously, two-main regimes are observed in bubble columns, which mainly depend on the gas flow rate, namely the homogeneous and the heterogeneous regime. Although, the transition from the homogeneous to the heterogeneous regime does not happen instantaneously (Hyndman et al., 1997), the definition of an approximate transition point is helpful for modeling the hydrodynamic behavior of bubble columns.

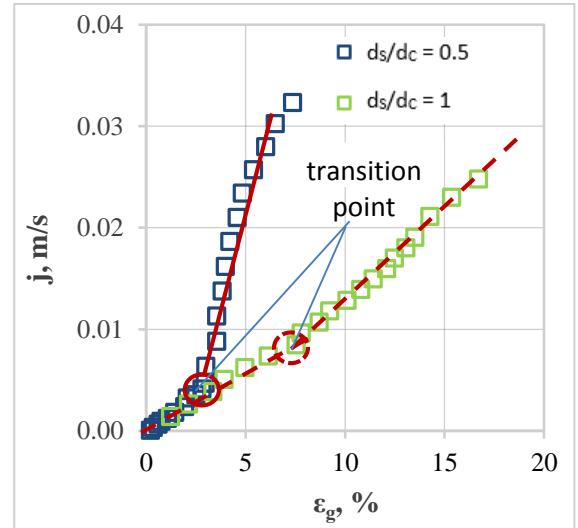
A widely accepted and accurate method for estimating this transition point is the *drift flux analysis* proposed by Zuber and Findlay (1965) and Wallis (1969), which is based on mass conservation equations and takes into account the relative motion of the two phases. For a stagnant liquid phase, the *drift flux*,  $j$ , is given by:  $j=U_{GS}(1-\varepsilon_g)$ . When the drift flux is plotted versus the corresponding gas holdup (**Figure 7**), the change in the slope of the curve indicates the transition from the homogeneous to the heterogeneous regime (Shah et al., 1982). The uncertainty of this technique has been estimated to be less than 10% for all the measurements.

**Figure 7** indicates that when the liquid surface tension decreases, i.e. the *Triton X-100* is added to the solution, the transition point is shifted to slightly higher drift flux values, which correspond to higher  $U_{GS}$  values. This behavior may be attributed to the formation of smaller bubbles, which results to the expansion of the homogenous regime. It has been also reported (i.e. Kazakis et al., 2007; Mouza et al., 2005) that the viscosity of the fluid has practically no effect on the transition point, while the experiments have also reveal that the non-Newtonian nature of a liquid does not seem to influence the transition point from homogeneous to the heterogeneous regime.

A typical comparison of the influence of the sparger to column diameter on regime transition for a non-Newtonian liquid (i.e. *wT2n*) is shown in **Figure 8**. It is obvious that, when a given gas flow rate is dispersed through a larger diameter sparger the bubble coalescence becomes less pronounced, compared to the smaller sparger. Consequently, the formation of larger bubbles is observed at higher gas superficial velocities shifting the transition point between the two regimes to higher values. The above observations are in accordance with Kazakis et al. (2007).



**Figure 7:** Effect of surfactant concentration on regime transition for aqueous non-Newtonian solutions ( $d_s=4.5$  cm).



**Figure 8:** Effect of sparger diameter on regime transition (*wT2n*).

### 3.3.2 Prediction of transition point

Kazakis et al. (2007), who performed experiments with Newtonian liquids proposed a generalized correlation for Newtonian solutions that predicts the transition point from homogeneous to heterogeneous regime. By properly adjusting the constants of the aforementioned correlation it becomes suitable for predicting the transition point for non-Newtonian solutions that contain a non-ionic surface active agent.

$$Fr_{trans} = 0.02 \left[ Eo^{0.50} \left( \frac{d_s}{d_c} \right)^{2.54} \right]^{0.83} \quad (4)$$

where  $Fr_{trans}$ , the Froude number at the transition point and  $Eo$ , the Eötvös number, given by:

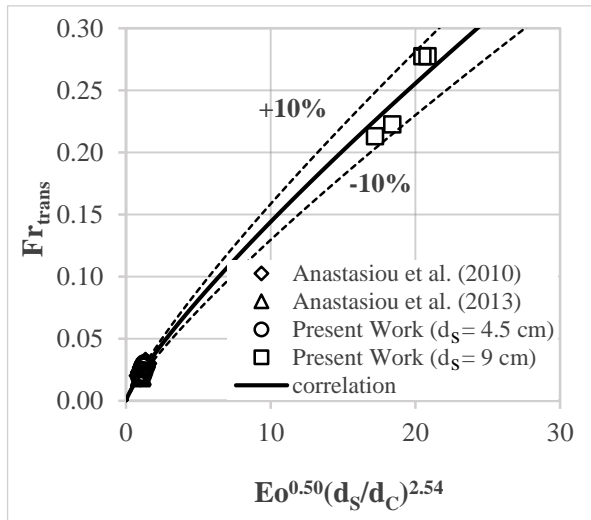
$$Fr_{trans} = U_{GS,trans}^2 / d_p g, \quad Eo = d_{32}^2 \rho_L g / \sigma_L$$

where  $U_{GS,trans}$  the gas superficial velocity at the transition point,  $d_P$  is the mean pore diameter of the porous sparger,  $d_C$  is the column diameter,  $d_{32}$  is the Sauter diameter of the bubbles and  $\rho_L$  and  $\sigma_L$  are the liquid density and surface tension respectively. To incorporate the effect of different geometrical configurations of the gas entrance, the ratio of sparger to column diameter ( $d_S/d_C$ ) is also included. In **Figure 9**, the predicted  $Fr_{trans}$  values are compared with relevant experimental data, proving that the correlation accuracy is better than 10%.

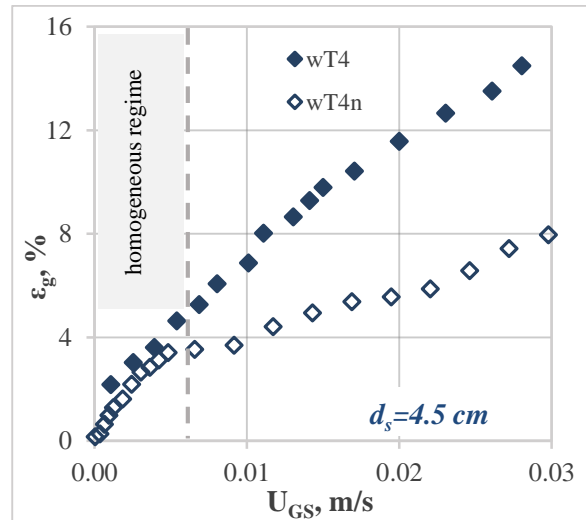
### 3.4 Gas holdup

#### 3.4.1 Measurement of gas holdup

**Figure 10** presents the dependence of the gas holdup values on the superficial gas velocity for a non-Newtonian fluid, i.e water with xanthan gum that contains a small amount of surfactant, namely 0.1 % w/w *Triton X-100*, and compares it with its corresponding Newtonian fluid (water). It can be readily observed, that the non-Newtonian fluid always exhibits slightly lower gas holdup values than the Newtonian one, while this difference considerably increases in the heterogeneous regime. The aforementioned behavior may be attributed to the formation of bubble clusters that ascend with a higher velocity leading to lower residence times. The above observation is in accordance with what is reported by Velez-Cordero and Zenit (2011) and Anastasiou et al. (2013).



**Figure 9:** Comparison of the regime transition prediction with experimental data.



**Figure 10:** Typical gas holdup curves for a Newtonian (wT4) and a non-Newtonian fluid (wT4n).

The effect of different surfactant concentrations on the gas holdup is presented in **Figure 11** for various non-Newtonian solutions containing *Triton X-100*. One can easily observe, that the gas holdup increases by increasing the surfactant concentration, as a result of the lower surface tension. As described in **section 3.2** a lower surface tension leads to the production of more numerous and smaller bubbles that ascend with lower velocities leading to an increase in the residence times of the bubbles. However, this behavior cannot be attributed to the low surface tension of the solutions alone, since the gas holdup keeps increasing even above the *CMC* (i.e. *wT4n* and *gT4n* solutions). A possible explanation would be that the high surfactant concentration has a declustering effect, leading to the slower ascent of the isolated bubbles.

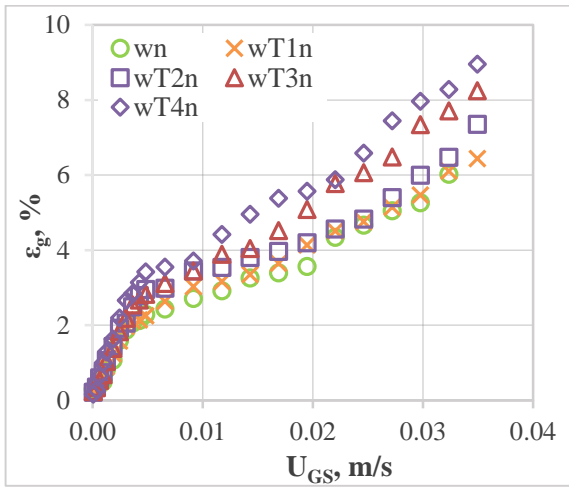
**Figure 12** presents the effect of the sparger diameter on the gas holdup. It is obvious, that for any given value of the gas superficial velocity ( $U_{GS}$ ), the gas holdup achieved with the 9 cm sparger is always greater than the one obtained with the 4.5 cm sparger, while this difference considerably increases by increasing the gas flow rate. This behavior can be explained by referring to the bubble size distribution curves (**Figure 6**), which show that the larger sparger produces more numerous and smaller bubbles that ascend with lower velocities resulting to longer residence times.

### 3.4.2 Prediction of gas holdup

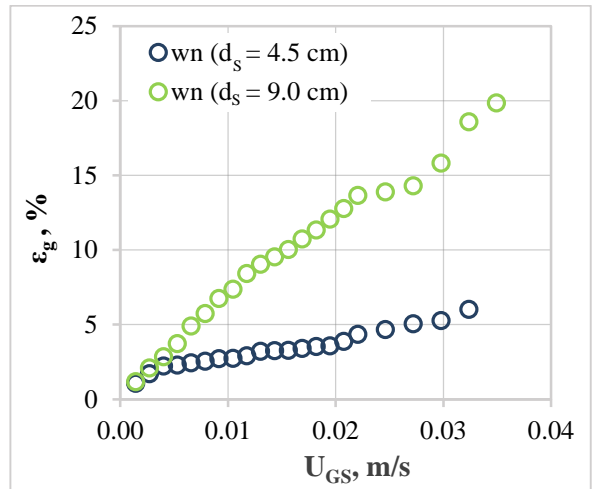
Mouza et al. (2005) proposed a correlation for predicting the average gas holdup at the homogenous regime in bubble columns equipped with a fine pore sparger. The validity of the correlation has been tested using various types of liquids (i.e. Kazakis et al., 2007; Anastasiou et al. 2010 & 2013). By properly adjusting the values of the correlation constants a new correlation (**Eq. 5**) is formulated:

$$\varepsilon_g = 4.34 \left[ Fr^{1.84} Ar^{0.96} Eo^{-0.28} \left( \frac{d_s}{d_c} \right)^{1.56} \left( \frac{d_p}{d_s} \right)^{-0.08} \right]^{0.19} \quad (5)$$

where  $Fr$  is the *Froude* number based on the superficial gas velocity ( $U_{GS}$ ) and the column diameter,  $Eo$  is the *Eötvös* number and  $Ar$  is the *Archimedes* number defined as:  $Ar = d_c^3 \rho_L^2 g / \mu_{eff}^2$  while the ratio ( $d_s/d_c$ ) of sparger to column diameter and the ratio ( $d_p/d_s$ ) of mean pore diameter to sparger diameter account for the different geometrical configurations.



**Figure 11:** Effect of surfactant concentration on gas holdup.



**Figure 12:** Typical effect of sparger diameter on gas holdup in non-Newtonian liquids (wn).

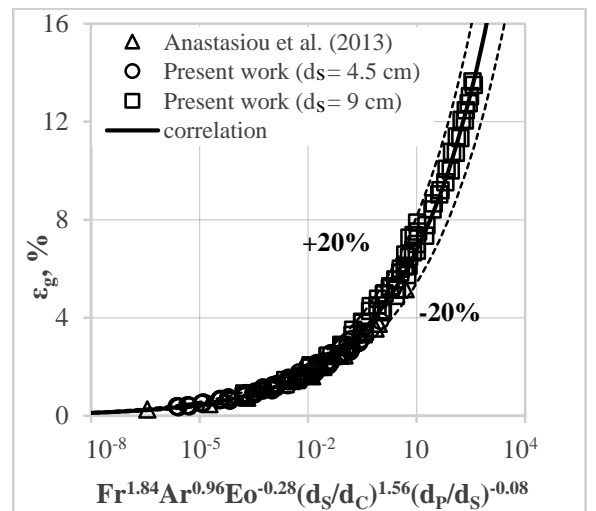
In **Figure 13** this correlation (**Eq. 5**) is compared with experimental data both from the present work and from a previous study concerning non-Newtonian fluids without surfactant addition (Anastasiou et al., 2013). The data are in fairly good agreement ( $\pm 20\%$ ) with the proposed correlation and thus it is suitable for predicting the gas holdup at the homogeneous regime in bubble columns filled with non-Newtonian liquids and containing various amounts of a non-ionic surfactant.

## 4 CONCLUDING REMARKS

In this work we have examined the performance characteristics of a bubble column that is equipped with a fine pore sparger and is used as bioreactor. More specifically we have experimentally investigated in what extent the addition of a non-ionic surfactant influences the various design parameters of a bubble column loaded with a non-Newtonian liquid.

The experiments revealed that the *existence* of a small amount of a *non-ionic surfactant* to the liquid phase is *advantageous* because:

- the diameter of the generated bubbles decreases, while



**Figure 13:** Comparison of gas holdup correlation with experimental data.



- the transition point from the homogenous to heterogeneous regime is shifted to higher gas flow rates.

A practical implication of this result is that by adding a minute amount of a surfactant we can **increase** the **interfacial area** between the two phases and **enhance** the mass transfer rate in two-phase contactors. Finally for the design of a bubble column bioreactor with relative small diameter (<15 cm) that contains a non-Newtonian liquid, we propose a **methodology** for estimating with reasonable accuracy:

- the *Sauter* mean diameter ( $d_{32}$ ) of the bubbles (**Eq. 2**),
- the transition point from the homogenous to the heterogeneous regime (**Eq. 4**) and
- the average gas holdup (**Eq. 5**)

based on the liquid properties, the gas flow rate as well as the column and sparger characteristics.

**Acknowledgements:** The authors wish to acknowledge the Lab technician *Mr. A.M. Lekkas* for the construction and the installation of the experimental setup.

## 5 REFERENCES

- Anastasiou, A.D., Kazakis, N.A., Mouza, A.A., Paras, S.V., 2010. Effect of organic surfactant additives on gas holdup in the pseudo-homogeneous regime in bubble columns equipped with fine pore sparger. *Chemical Engineering Science* 65, 5872-5880.
- Anastasiou, A.D., Passos, A.D., Mouza, A.A., 2013. Bubble columns with fine pore sparger and non-Newtonian liquid phase: Prediction of gas holdup. *Chemical Engineering Science* 98, 331-338.
- Chisti, Y., Mooyoung, M., 1994. Slurry Bioreactor Design for Shear-Sensitive Mycoprotein Production. *Advances in Bioprocess Engineering*, 25-28.
- Deckwer, W.D., 1992. *Bubble Column Reactors*. John Wiley & Sons, England.
- Degaleesan, S., Dudukovic, M., Pan, Y., 2001. Experimental study of gas-induced liquid-flow structures in bubble columns. *Aiche Journal* 47, 1913-1931.
- Doran, P.M., 1995 *Bioprocess Engineering Principles*, 1<sup>st</sup> ed. Academic Press, London, UK.
- Houghton, G., Mclean, A.M., Ritchie, P.D., 1957. Mechanism of Formation of Gas Bubble-Beds. *Chemical Engineering Science* 7, 40-50.
- Hyndman, C.L., Larachi, F., Guy, C., 1997. Understanding gas-phase hydrodynamics in bubble columns: A convective model based on kinetic theory. *Chemical Engineering Science* 52, 63-77.
- Kazakis, N.A., Mouza, A.A., Paras, S.V., 2008. Experimental study of bubble formation at metal porous spargers: Effect of liquid properties and sparger characteristics on the initial bubble size distribution. *Chemical Engineering Journal* 137, 265-281.
- Kazakis, N.A., Papadopoulos, I.D., Mouza, A.A., 2007. Bubble columns with fine pore sparger operating in the pseudo-homogeneous regime: Gas hold up prediction and a criterion for the transition to the heterogeneous regime. *Chemical Engineering Science* 62, 3092-3103.
- Moo-Young, M., Chisti, Y., 1988. Considerations for Designing Bioreactors for Shear-Sensitive Culture. *Bio-Technology* 6, 1291-1296.
- Moo-Young, M., Chisti, Y., 1994. Bioreactor Applications in Waste Treatment. *Resources Conservation and Recycling* 11, 13-24.
- Mouza, A.A., Dalakoglou, G.K., Paras, S.V., 2005. Effect of liquid properties on the performance of bubble column reactors with fine pore spargers. *Chemical Engineering Science* 60, 1465-1475.
- Rosenberger, S., Kubin, K., Kraume, M., 2002. Rheology of Activated Sludge in Membrane Bioreactors. *Eng. Life Sci.* 2, 269-275.
- Shah, Y.T., Kelkar, B.G., Godbole, S.P., Deckwer, W.D., 1982. Design Parameters Estimations for Bubble Column Reactors. *Aiche Journal* 28, 353-379.
- Velez-Cordero, J.R., Zenit, R., 2011. Bubble cluster formation in shear-thinning inelastic bubbly columns. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 166, 32-41.
- Wallis, G.B., 1969. *One-dimensional two-phase flow*. McGraw-Hill, New York.
- Wang, H.R., Yang, J.J., Lei, S.M., Wang, X.B., 2013. Comparing the effect of biosurfactant and chemical surfactant on bubble hydrodynamics in a flotation column. *Water Science and Technology* 68, 783-790.
- Zuber, N., Findlay, J.A., 1965. Average Volumetric Concentration in 2-Phase Flow Systems. *Journal of Heat Transfer* 87, 453-468.

## ΥΠΟΛΟΓΙΣΜΟΣ ΤΟΥ ΡΥΘΜΟΥ ΣΚΕΔΑΣΗΣ ΤΥΡΒΩΔΟΥΣ ΚΙΝΗΤΙΚΗΣ ΕΝΕΡΓΕΙΑΣ ΣΕ ΡΟΗ ΓΥΡΩ ΑΠΟ ΣΤΡΟΒΙΛΟ RUSHTON ΜΕ ΤΗ ΜΕΘΟΔΟ PIV

Παπαβραμίδης Κ., Κολοκοτρώνης Δ., Τουρλιδάκης Α., Τομπουλίδης Α.  
Τμήμα Μηχανολόγων Μηχανικών, Πολυτεχνική Σχολή, Πανεπιστήμιο Δυτικής Μακεδονίας  
Email: [dkolokotronis@uowm.gr](mailto:dkolokotronis@uowm.gr)

### ΠΕΡΙΛΗΨΗ

Η παρούσα εργασία αφορά στο σχεδιασμό και υλοποίηση εργαστηριακής διάταξης για τη ρευστομηχανική μελέτη ροής με την οπτική μέθοδο Particle Image Velocimetry (PIV). Η εργασία επικεντρώνεται στον απευθείας υπολογισμό του ρυθμού σκέδασης τυρβώδους κινητικής ενέργειας ( $\epsilon$ ) σε ροή γύρω από περύγια ενός στρόβιλου Rushton σε ορθογωνικό διάφανο δοχείο. Η πειραματική εκτίμηση του  $\epsilon$  πραγματοποιήθηκε χωρίς απλοποιήσεις, διότι όλες οι κλίσεις των διακυμάνσεων της ταχύτητας υπολογίστηκαν απευθείας. Σε κάθε σημείο, οι μετρήσεις πραγματοποιήθηκαν σε τρία επίπεδα. Τα αποτελέσματα που εξήχθησαν συγκρίθηκαν με προηγούμενη πειραματική μελέτη. Ιδιαίτερη προσοχή δόθηκε στη συνεισφορά κάθε επιπέδου μέτρησης στον υπολογισμό του συνολικού  $\epsilon$  και έγινε προσέγγιση του εμπειρικού τύπου που προτάθηκε από τη βιβλιογραφία. Στόχοι ήταν η εγκατάσταση και ο συγχρονισμός του εξοπλισμού του εργαστηρίου, καθώς και η λήψη μετρήσεων των απαραίτητων πεδίων ταχυτήτων για τον υπολογισμό του  $\epsilon$ . Συμπερασματικά επιτεύχθηκε ο στόχος να ληφθούν μετρήσεις με το σύστημα PIV και να γίνει απεικόνιση της ροής. Επιπλέον τα αποτελέσματα έδειξαν ότι καθώς απομακρυνόμαστε από το στρόβιλο Rushton το  $\epsilon$  μειώνεται. Σε ότι αφορά τη σύγκριση με προηγούμενες μελέτες, τα αποτελέσματα της παρούσας μελέτης έδειξαν μόνο ποιοτική συμφωνία καθώς υπήρξε διαφορά στη συχνότητα λήψης εικόνων με την εργασία που έγινε η σύγκριση, με συνέπεια την υποεκτίμηση του  $\epsilon$ .

Λέξεις-Κλειδιά: PIV, Σκέδαση τυρβώδους κινητικής ενέργειας, Στρόβιλος Rushton

### 1. ΕΙΣΑΓΩΓΗ

Ο ρυθμός απωλειών τυρβώδους κινητικής ενέργειας ή ρυθμός σκέδασης ενέργειας  $\epsilon$ , είναι ένα μέγεθος το οποίο ποσοτικοποιεί τη σκέδαση της ενέργειας όταν έχουμε τυρβώδη ροή. Η ενέργεια σκεδάζεται στις δίνες που δημιουργεί η τυρβώδης κίνηση του ρευστού και λαμβάνει χώρα στις μικρότερες κλίμακες της ροής. Κύριος παράγοντας στον οποίο οι μικρές δίνες σκεδάζουν την ενέργεια είναι το ιξώδες. Ο ρυθμός σκέδασης της ενέργειας  $\epsilon$  είναι ένα σημαντικό μέγεθος διότι οι τυρβώδεις ιδιότητες της ροής παίζουν καθοριστικό ρόλο σε διεργασίες όπως η ανάμιξη. Πολλές πειραματικές μελέτες με αντικείμενο την ανάμιξη έχουν σκοπό την εκτίμηση του ρυθμού σκέδασης ενέργειας ώστε να διερευνηθεί κατά πόσο επηρεάζει το ρυθμό ανάμιξης σε μοριακή κλίμακα. Συνεπώς η εξέταση της τοπικής κατανομής του ρυθμού σκέδασης ενέργειας  $\epsilon$  σε ένα δοχείο ανάμιξης, όπως συμβαίνει στην περίπτωση μας, θα επιτρέψει μία καλύτερη περιγραφή των σχετικών φαινομένων που λαμβάνουν χώρα.

Για τον υπολογισμό του ρυθμού σκέδασης ενέργειας πρέπει να λαμβάνονται υπόψη οι μικρότερες δίνες διότι η σκέδαση ενέργειας λαμβάνει χώρα στις μικρότερες κλίμακες της ροής. Παρόλη την

εξέλιξη στις υπολογιστικές μεθόδους, ο υπολογισμός του  $\varepsilon$  μέσω αναλυτικών αριθμητικών μεθόδων προσομοίωσης παραμένει δύσκολος διότι είναι απαραίτητο να υπολογιστούν όλες οι περιοχές των κλιμάκων τύρβης, από την κλίμακα Taylor έως την κλίμακα Kolmogorov. Ωστόσο, πολλές πειραματικές μελέτες συνδυάζουν μοντέλα και τρόπους προσομοίωσης, όπως είναι το LES (Large Eddy Simulation) και το SGS (Sub Grid Scale ή αλλιώς μοντέλο Smagorinsky) με πειραματικές μετρήσεις ώστε να υπολογίσουν το ρυθμό σκέδασης ενέργειας. Επειδή είναι δύσκολη η μέτρηση όλων των κλίσεων της ταχύτητας, οι περισσότεροι συγγραφείς χρησιμοποιούν την υπόθεση της τοπικά ισότροπης τύρβης, εισάγοντας έτσι αποκλίσεις στον υπολογισμό του πραγματικού ρυθμού σκέδασης της τυρβώδους κινητικής ενέργειας. Η μέθοδος PIV όμως, έδειξε πως είναι μία καλή τεχνική για τη μέτρηση του ρυθμού σκέδασης ενέργειας. Ορισμένες πειραματικές μελέτες, Unadkat et al. (2011), Kilander και Rasmusson (2005), έδειξαν, συνδυάζοντας μετρήσεις PIV με υπολογισμούς LES για την προσομοίωση των μεγάλων κλιμάκων της ροής και χρησιμοποιώντας το μοντέλο SGS για την προσομοίωση των μικρών κλιμάκων της ροής, ότι οι μεγάλες τιμές του ρυθμού σκέδασης ενέργειας εμφανίστηκαν κοντά στη ροή που δημιουργείται από στροφέιο με ραγδαία μείωση κατά την απομάκρυνση από την περωτή. Ακόμη έδειξαν πως η μέθοδος LES δίνει τις μεγαλύτερες τιμές του ρυθμού σκέδασης ενέργειας σε σύγκριση με τη μέθοδο διαστατικής ανάλυσης και την αναλυτική μέθοδο υπολογισμού. Η αναλυτική μέθοδος αναφέρεται στον απευθείας υπολογισμό της διαφορικής εξίσωσης, δηλαδή των κλίσεων της ταχύτητας, όταν είναι γνωστές και οι τρεις συνιστώσες της ταχύτητας ή με υπόθεση ισότροπης ροής για τον υπολογισμό της τρίτης συνιστώσας. Στη μέθοδο της διαστατικής ανάλυσης υπολογίζεται από τον τύπο  $\varepsilon = C u^3 / L$  ( $u$ : διακύμανση ταχύτητας,  $L$ : ακέραια κλίμακα μήκους,  $C$ : σταθερά). Όπως παρουσιάστηκε στις αναφερόμενες εργασίες, η μέθοδος LES είναι περισσότερο ακριβής σε ανομοιομορφες και μη ισότροπες ροές όπως είναι οι περιοχές κοντά στο στροφέιο, ενώ μακριά από το στροφέιο η μέθοδος LES δεν ήταν τόσο ακριβής. Επιπλέον, οι Gabriele et al. (2009) πραγματοποίησαν μετρήσεις με τη μέθοδο PIV και πάλι σε συνδυασμό με υπολογισμούς LES με τη χρήση του SGS μοντέλου για την εκτίμηση του  $\varepsilon$  γύρω από πτερύγια μεταβλητής κλίσης και έδειξαν πως οι τιμές της μεθόδου διαστατικής ανάλυσης είναι σημαντικά μεγαλύτερες στην περιοχή κοντά στην περωτή σε σχέση με αυτές που υπολογίστηκαν με το SGS μοντέλο. Αρκετά μακριά από την περωτή, στην κύρια ροή, οι μέθοδοι διαστατικής ανάλυσης και το μοντέλο SGS δίνουν συγκρίσιμες τιμές. Οι μικρότερες τιμές παρατηρήθηκαν για την αναλυτική μέθοδο. Σε μία άλλη εργασία, Gabriele et al. (2011), εξετάστηκε η επίδραση της συγκέντρωσης μεγάλων σωματιδίων, σε πτερύγια μεταβλητής κλίσης, για τον υπολογισμό του  $\varepsilon$  χρησιμοποιώντας το μοντέλο SGS. Παρατηρήθηκε ότι οι μέγιστες τιμές του  $\varepsilon$  εμφανίζονται σε περιοχές κοντά στα πτερύγια. Η μεταβολή στη συγκέντρωση των σωματιδίων έδειξε μία μείωση του  $\varepsilon$  με την αύξηση της συγκέντρωσης κοντά στο στροφέιο, δείχνοντας έτσι πως μεγάλα σωματίδια είναι ικανά να καταστείλουν την τύρβη. Οι Delafosse et al. (2011), χρησιμοποίησαν τέσσερις διαφορετικές μεθόδους υπολογισμού του  $\varepsilon$  με αναλυτικό τρόπο χρησιμοποιώντας διαφορετικές συνθήκες μεταξύ των κλίσεων της ταχύτητας. Ο υπολογισμός του  $\varepsilon$  πραγματοποιήθηκε σε ροή που δημιουργείται από περωτή μέσα σε δοχείο ανάμιξης. Τα αποτελέσματα έδειξαν πως οι μέγιστες τιμές του  $\varepsilon$  βρέθηκαν σε περιοχές κοντά στην περωτή όπου οι απώλειες ενέργειας είναι πιο έντονες, με κάποιες αποκλίσεις μεταξύ των 4 μεθόδων. Τέλος, Ο Huchet et al. (2009) προσδιορίζει το  $\varepsilon$  υπολογίζοντας απευθείας και χωρίς υπόθεση ισότροπης ροής όλες τις χωρικές κλίσεις για όλες τις συνιστώσες των διακυμάνσεων της ταχύτητας, σε ροή γύρω από στρόβιλο Rushton. Ιδιαίτερη προσοχή δόθηκε στη συνεισφορά κάθε επιπέδου μέτρησης στον υπολογισμό του  $\varepsilon$ . Αυτό που παρατηρήθηκε είναι η μείωση του  $\varepsilon$  καθώς απομακρυνόμαστε από την περωτή. Ακόμη έδειξε ότι η συνεισφορά του κάθε επιπέδου είναι ίδια και περίπου ίση με το μισό του συνολικού  $\varepsilon$  και πως κοντά στο στροφέιο οι μετρήσεις του πεδίου ταχύτητας σε ένα μόνο επίπεδο είναι αρκετές ώστε εκτιμηθεί το συνολικό  $\varepsilon$ , και προτάθηκε μία εμπειρική σχέση για τον υπολογισμό του. Η παρούσα εργασία βασίστηκε στην παραπάνω μελέτη με τις κύριες διαφορές στην παρούσα διάταξη να είναι η χρήση δοχείου τετραγωνικής διατομής αντί κυλινδρικού δοχείου του Huchet et al. (2009), χρήση συμβατικού εξοπλισμού PIV έναντι fast-PIV που σημαίνει δυνατότητα λήψης ζευγών φωτογραφιών με συχνότητα μέχρι 5Hz αντί 3kHz στον Huchet et al. (2009) και συνολικός αριθμός εικόνων για κάθε επίπεδο ίσος με 1870 για την παρούσα μελέτη αντί 6000.

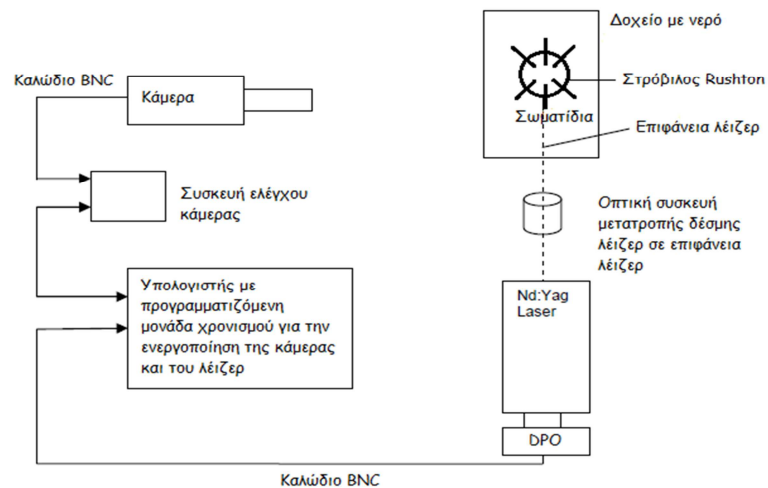
Στην παρούσα εργασία προσεγγίζεται ο ρυθμός σκέδασης της τυρβώδους κινητικής ενέργειας με χρήση της συμβατικής μεθόδου Particle Image Velocimetry (PIV) χωρίς να υπάρχει δυνατότητα

καταγραφής ζευγών εικόνων με συχνότητα τάξης μεγέθους kHz. Ο υπολογισμός του  $\varepsilon$  πραγματοποιήθηκε κοντά στην περιοχή ροής ενός στροβίλου Rushton μέσα σε παραλληλεπίπεδο δοχείο ανάμιξης. Σε ό,τι αφορά την πειραματική διάταξη, σκοπός ήταν η σχεδίαση και κατασκευή του στροβίλου Rushton καθώς και του δοχείου ανάμιξης. Επιπλέον σημαντικό κομμάτι ήταν και η εγκατάσταση και ο συγχρονισμός του συστήματος PIV καθώς και η διεξαγωγή των μετρήσεων και η ανάλυση και μετεπεξεργασία των εικόνων για την εξαγωγή των πεδίων ταχύτητας σε πέντε διαφορετικά επίπεδα. Κύριος στόχος ήταν, ο υπολογισμός του  $\varepsilon$  σε τρία σημεία μέσα από την επεξεργασία των πεδίων ταχύτητας, καθώς επίσης και η σύγκριση των αποτελεσμάτων με τα αντίστοιχα αποτελέσματα της εργασίας του Huchet et al. (2009). Τέλος, στόχος ήταν, μέσα από την προηγούμενη σύγκριση, να διερευνηθεί κατά πόσο η συμβατική μέθοδος PIV δίνει ικανοποιητικά αποτελέσματα όπου τα ζεύγη εικόνων δεν μπορούν να καταγραφούν με συχνότητα της τάξης των kHz.

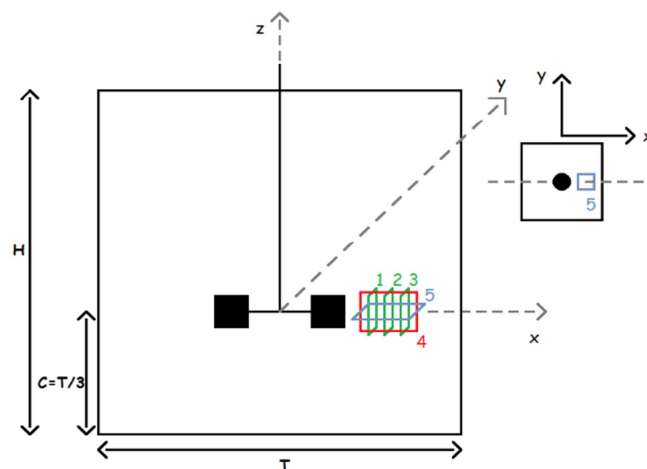
## 2. ΠΕΡΙΓΡΑΦΗ ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΗΣ ΔΙΑΔΙΚΑΣΙΑΣ ΚΑΙ ΥΠΟΛΟΓΙΣΜΟΥ ΤΟΥ ΡΥΘΜΟΥ ΣΚΕΔΑΣΗΣ ΕΝΕΡΓΕΙΑΣ

### 2.1 ΒΑΣΙΚΕΣ ΔΙΑΤΑΞΕΙΣ ΚΑΙ ΜΕΘΟΔΟΛΟΓΙΑ ΥΠΟΛΟΓΙΣΜΩΝ

Μια σχηματική αναπαράσταση της βασικής διάταξης του εξοπλισμού που χρησιμοποιήθηκε, για την εφαρμογή της μεθόδου PIV φαίνεται στην Εικόνα 1. Η περιγραφή των βασικών τμημάτων της διάταξης παρουσιάζεται παρακάτω.



Εικόνα 1. Διάγραμμα της πειραματικής διάταξης και του εξοπλισμού PIV.



Εικόνα 2. Διάταξη στροβίλου Rushton. Κάθετη όψη και κάτοψη των επιπέδων μέτρησης ( $H=T=450\text{mm}$ ,  $C=150\text{mm}$ ).

Το σύστημα αποτελείται από ένα Nd:Yag λέιζερ (Continuum Surelite III 10) μέγιστης ισχύος 425mJ/pulse στα 532 nm και συνδυάζεται με μία εξωτερική συσκευή, που ονομάζεται DPO (Double Pulse Option), και η οποία παρέχει το διπλό παλμό. Επίσης αποτελείται από μία 14bit CCD κάμερα (LaVision Imager proX2M), με συστοιχία 1600pixels×1200pixels, ένα σύστημα λήψης εικόνων της LaVision (FlowMaster 2) μαζί με το λογισμικό του PIV, DaVis 7.2, και μία κάρτα χρονισμού (Programmable Time Unit, PTU-9) η οποία συγχρονίζει το λέιζερ με την κάμερα ώστε να παραχθούν οι PIV εικόνες. Η καθυστέρηση (dt) μεταξύ των δύο παλμών είναι ρυθμισμένη στα 200μs. Αυτό το χρονικό διάστημα είναι και η μέγιστη καθυστέρηση που μπορεί να πετύχει ο υπάρχων εξοπλισμός PIV που διατίθεται στο Τμήμα. Για την εξακρίβωση και επαλήθευση του χρονικού βήματος dt χρησιμοποιήθηκε παλμογράφος (Agilent Technologies DS03102A) σε συνδυασμό με μία φωτοδίοδο (Silicon PIN Detector) η οποία μετατρέπει την ακτίνα του λέιζερ σε τάση δίνοντας έτσι το σήμα στον παλμογράφο. Χρησιμοποιήθηκαν οπτικά μετατροπής ακτίνας λέιζερ σε επιφάνεια λέιζερ της εταιρείας LaVision, για να μετατρέψουν την ακτίνα σε επιφάνεια λέιζερ. Ένας φακός μεγάλων αποστάσεων (Coastal OptTM, 105mm f/4 UV-MICRO-APO 106013) χρησιμοποιήθηκε μαζί με την κάμερα.

Η ανάλυση που επετεύχθη με αυτήν τη διάταξη ήταν 29,85μm/pixel για το επίπεδο 5 (οριζόντιο επίπεδο) και 27,7μm/pixel για τα υπόλοιπα 4 επίπεδα (Εικόνα 2). Το οπτικό πεδίο (field of view) ήταν 3,58cm×4,77cm για το επίπεδο 5 και 3,32cm×4,43cm για τα υπόλοιπα επίπεδα αντίστοιχα. Η ρύθμιση των αποστάσεων και η ευθυγράμμιση των επιπέδων που δημιουργεί το λέιζερ έγινε χειροκίνητα, όπως επίσης και του φακού με τη βοήθεια κατάλληλων τοποθετημένων τραβερσών.

Στην Εικόνα 2 φαίνεται η διάταξη του στροβίλου Rushton σε δύο όψεις. Σύμφωνα με την πειραματική μελέτη του Huchet et al. (2009), πέντε επίπεδα μέτρησης είναι απαραίτητα για τον υπολογισμό των 3 συνιστωσών των διακυμάνσεων της ταχύτητας και των 12 συνιστωσών του ρυθμού σκέδασης ενέργειας σε 3 σημεία: ένα κάθετο επίπεδο (επίπεδο 4, άξονες x-z), ένα οριζόντιο επίπεδο (επίπεδο 5, άξονες x-y) ώστε να υπολογιστούν οι συνιστώσες της ταχύτητας (u,w) και (u,v), αντίστοιχα καθώς και οι κλίσεις τους, και τρία εφαπτόμενα επίπεδα (επίπεδα 1,2,3, άξονες y-z), για τον υπολογισμό των συνιστωσών της ταχύτητας (v,w) καθώς και των κλίσεών τους. Οι συντεταγμένες των σημείων μέτρησης του  $\varepsilon$  ήταν για  $z/T=0.33$ , στα  $x/T=0.211$ ,  $x/T=0.222$  και  $x/T=0.233$ . Αυτές είναι και οι θέσεις όπου το λέιζερ δημιουργεί τις φωτεινές επιφάνειες για τη λήψη φωτογραφιών (Εικόνα 2). Το δοχείο που χρησιμοποιήθηκε ήταν ένα διάφανο κουτί με ύψος 50cm και τις άλλες δύο διαστάσεις ίσες με 45cm. Ο λόγος που το δοχείο είναι τετραγωνικό, και όχι κυλινδρικό όπως χρησιμοποιεί ο Huchet et al. (2009) έγκειται στον περιορισμό των διαθλάσεων καθώς η επιφάνεια laser διέρχεται από τις διεπιφάνειες υγρού-δοχείου. Ο όγκος που καταλάμβανε το νερό μέσα στο δοχείο ήταν 45cm×45cm×45cm. Η διάμετρος του στροβίλου Rushton είναι ίση με  $D=15$ cm (από πτερύγιο σε πτερύγιο) και περιλαμβάνονται 6 πτερύγια πάχους 3mm. Η απόσταση του πυθμένα από το δίσκο του στροβίλου Rushton είναι ίση με 15cm. Το ύψος του κάθε πτερυγίου είναι ίσο με 3cm και το πάχος του δίσκου είναι ίσο με το πάχος των πτερυγίων. Για την περιστροφή του στροβίλου Rushton χρησιμοποιήθηκε ένας ηλεκτρικός κινητήρας που λειτουργούσε στις 50RPM. Για το σχεδιασμό του στροβίλου Rushton χρησιμοποιήθηκε το Solidworks. Σε αυτό το σχεδιασμό τηρήθηκαν οι διαστάσεις του στροβίλου Rushton έτσι όπως περιγράφεται στον Huchet et al. (2009). Για την κατασκευή του στροβίλου Rushton χρησιμοποιήθηκε η μέθοδος ταχείας προτυποποίησης (Rapid Prototyping) με τον εξοπλισμό που είναι διαθέσιμος στο Τμήμα. Το υλικό του στροβίλου Rushton ήταν πλαστικό. Το μεγαλύτερο μέρος της πτερωτής βάφτηκε σε μαύρο χρώμα ώστε να αποφύγουμε τις αντανακλάσεις του λέιζερ το οποίο θα είχε ως αποτέλεσμα το θόρυβο στις φωτογραφίες PIV.

Η πειραματική διαδικασία πραγματοποιήθηκε με την ταχύτητα περιστροφής του στροβίλου Rushton να είναι ίση με 50RPM και ο αριθμός Reynolds ( $Re=ND^2/v$ ) ίσος με 18675. Επίσης, θεωρήθηκε ότι ο μέσος ογκομετρικός ρυθμός σκέδασης ενέργειας στο δοχείο ανάμιξης,  $\langle \varepsilon \rangle$ , είναι ίσος με αυτόν που υπολογίζεται από τον Huchet et al (2009):  $\langle \varepsilon \rangle = 0.0033\text{m}^2/\text{s}^3$ . Στα αποτελέσματα χρησιμοποιείται ο αδιάστατος ρυθμός σκέδασης διαιρώντας το  $\varepsilon$  με τον όρο  $N^3D^2 = 0.013\text{m}^2/\text{s}^3$ . Για την εξακρίβωση της επάρκειας της χωρικής ανάλυσης, έγινε χρήση της παρακάτω εξίσωσης, σύμφωνα με Huchet et al. (2009), για την εκτίμηση της κλίμακας Kolmogorov.

$$\langle n \rangle = \left( \frac{v^3}{\langle \varepsilon \rangle} \right)^{1/4} \quad (1)$$

Όπως έχει αναφερθεί από τους Sharp και Adrian (2001), μεγάλη προσοχή πρέπει να δοθεί στη χωρική ανάλυση η οποία πρέπει να είναι παρόμοια με την κλίμακα Kolmogorov, ώστε να ληφθούν υπόψη οι μικρότερες δίνες που βρίσκονται μέσα στη ροή και συμμετέχουν στη σκέδαση της τυρβώδους κινητικής ενέργειας. Κάτω από τις δικές μας πειραματικές συνθήκες ο μέσος όρος της κλίμακας Kolmogorov στο δοχείο ανάμιξης είναι ίσος με 132μm, που αντιστοιχεί σε ένα λόγο  $\Delta Z/\langle n \rangle$  μικρότερο του 3. Αυτό είναι το κριτήριο που έχει προταθεί από τους Saarenrinne και Piirto (2000), ώστε η μέτρηση του ρυθμού σκέδασης ενέργειας να έχει μία ικανοποιητική ακρίβεια. Υπολογίσαμε την ανάλυση που πετυχαίνουμε, με  $\Delta Z=119,4\mu\text{m}$  για το επίπεδο 5 και  $\Delta Z=110,8\mu\text{m}$  για τα υπόλοιπα επίπεδα τα οποία έδωσαν λόγους  $\Delta Z/\langle n \rangle=0,9$  για το επίπεδο 5 και  $\Delta Z/\langle n \rangle=0,84$  για τα υπόλοιπα επίπεδα. Συνεπώς, οι μετρήσεις που παίρνουμε διαθέτουν καλή ακρίβεια και λαμβάνουν υπόψη τις μικρότερες κλίμακες της ροής. Χρησιμοποιήθηκε δείγμα 1870 εικόνων για το κάθε ένα επίπεδο μέτρησης. Η μέθοδος με την οποία υπολογίστηκαν τα διανυσματικά πεδία ταχυτήτων ήταν με τη μέθοδο της γραμμικής συσχέτισης (cross-correlation) με 50% επικάλυψη των παραθύρων ελέγχου και με περιοχές ελέγχου των  $32 \times 32$  pixels στο αρχικό πέρασμα και  $8 \times 8$  pixels στο τέλος. Στα αποτελέσματα υπήρχαν διανύσματα ταχύτητας, ανά 4 pixels. Τέλος επιλέχθηκε να χρησιμοποιηθούν κάποια φίλτρα σχετικά με τα διανύσματα, όπως για παράδειγμα είναι η επιλογή παρεμβολή (interpolation) όπου το λογισμικό χρησιμοποιεί παρεμβολή στα γειτονικά διανύσματα για να γεμίσει όπου υπάρχουν κενά, όπως και το φίλτρο της εξομάλυνσης (smoothing) για την εξάλειψη του θορύβου στα δεδομένα.

Ο υπολογισμός του ρυθμού σκέδασης της τυρβώδους κινητικής ενέργειας βασίζεται στις δύο εξισώσεις που χρησιμοποίησε ο Huchet et.al (2009) στους υπολογισμούς του και οι οποίες δίνονται από τις παρακάτω σχέσεις:

$$\overline{\varepsilon_{\text{plane}_{ij}}} = v \left\{ 2 \overline{\left( \frac{\partial u'_i}{\partial x_j} \right)^2} + \overline{\left( \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right)^2} + \overline{\left( \frac{\partial u'_i}{\partial x_i} \right)^2} + 2 \overline{\left( \frac{\partial u'_j}{\partial x_j} \right)^2} + 2 \overline{\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} \frac{\partial u'_j}{\partial x_i}} \right\} \quad (2)$$

$$\overline{\varepsilon_{\text{TOTAL}}} = \overline{\varepsilon_{xy}} + \overline{\varepsilon_{xz}} + \overline{\varepsilon_{yz}} - v \left\{ 2 \overline{\frac{\partial u'^2}{\partial x}} + 2 \overline{\frac{\partial v'^2}{\partial y}} + 2 \overline{\frac{\partial w'^2}{\partial z}} \right\} \quad (3)$$

Στην παρούσα εργασία, όπως και στην περίπτωση του Huchet et.al (2009), ο συνολικός ρυθμός σκέδασης ενέργειας αναλύθηκε σε τρεις συνιστώσες που αντιστοιχούν στα τρία επίπεδα μέτρησης για το κάθε σημείο. Το κάθε επίπεδο έχει συγκεκριμένη συνεισφορά στο συνολικό ρυθμό σκέδασης ενέργειας η οποία περιγράφεται από την εξίσωση 2. Η εξίσωση λαμβάνει υπόψη όλες τις κλίσεις της ταχύτητας που μετρήθηκαν σε κάθε επίπεδο. Ο συνολικός ρυθμός σκέδασης ενέργειας υπολογίζεται σύμφωνα με την εξίσωση 3. Στα πλαίσια της παρούσας εργασίας οι 2 παραπάνω εξισώσεις προγραμματίστηκαν στο λογισμικό Matlab.

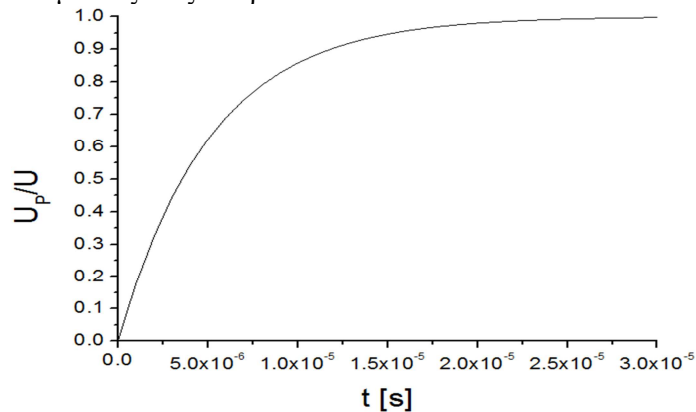
## 2.1 ΧΡΟΝΟΣ ΑΠΟΚΡΙΣΗΣ ΣΩΜΑΤΙΔΙΩΝ

Τα σωματίδια που χρησιμοποιήθηκαν ήταν σωματίδια οξειδίων του αλουμινίου ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) με μέση διάμετρο 5 μm και πυκνότητα 3,7 g/cm<sup>3</sup>. Η ικανότητα των σωματιδίων να ακολουθούν τη ροή προσδιορίστηκε με τις εξισώσεις του Raffel et al. (2007):

$$U_p(t) = U \left[ 1 - e^{-\frac{t}{\tau_s}} \right] \quad (4)$$

$$\tau_s = d_p^2 \frac{\rho_p}{18\mu} \quad (5)$$

όπου με  $U_p$  συμβολίζεται η ταχύτητα του σωματιδίου,  $U$  η ταχύτητα της ροής,  $t$  ο χρόνος,  $\tau_s$  ο χρόνος χαλάρωσης (relaxation time) του σωματιδίου,  $d_p$  η διάμετρος του σωματιδίου,  $\rho_p$  η πυκνότητα του σωματιδίου και  $\mu$  το δυναμικό ιξώδες του ρευστού.

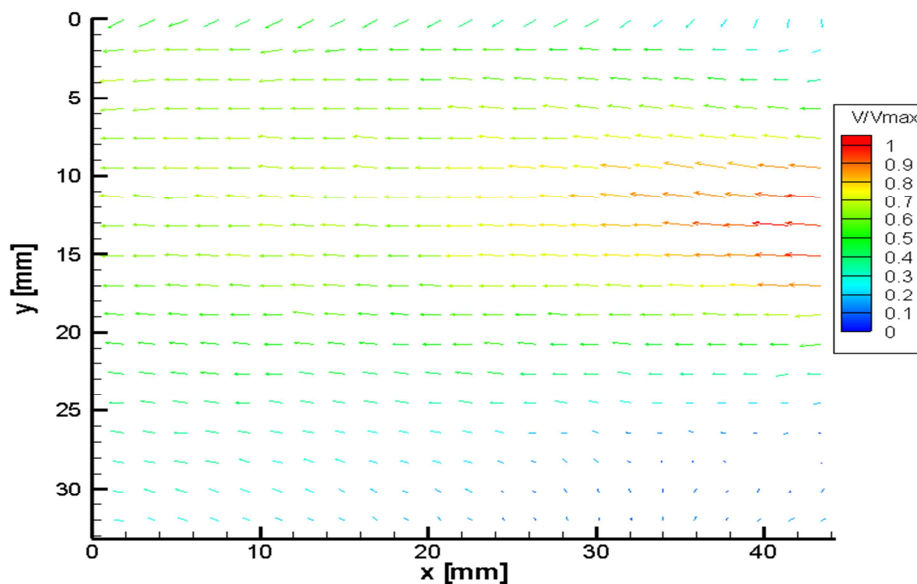


Εικόνα 3. Χρόνος απόκρισης των σωματιδίων.

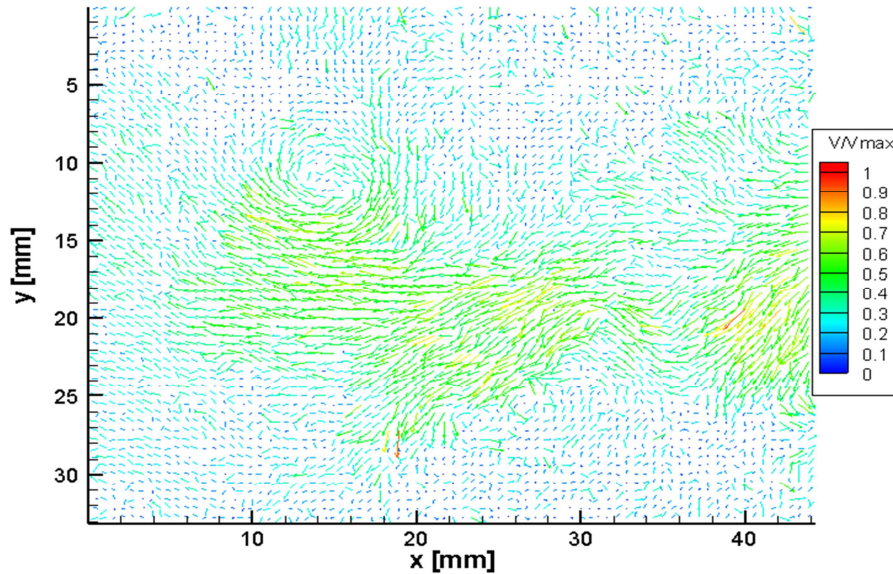
Ο λόγος  $U_p/U$  σε σχέση με το χρόνο  $t$  παρέχει ένα μέτρο του πόσο καλά τα σωματίδια ακολουθούν τη ροή. Στην Εικόνα 3 φαίνεται ότι τα σωματίδια φτάνουν το 90% της ταχύτητας της ροής σε 12μs που δείχνει έναν ικανοποιητικό χρόνο σε σχέση με την υπολογισμένη κλίμακα Kolmogorov της ροής. Αυτό σημαίνει πως τα σωματίδια μπορούν να ακολουθούν καλά τη ροή. Πρόβλημα μπορεί να υπάρχει ότι σε κάθε λήψη ζεύγους εικόνων PIV δεν είμαστε σίγουροι για τη θέση του πτερυγίου σε σχέση με το επίπεδο μέτρησης, πράγμα που σημαίνει πως αν το πτερύγιο δε βρίσκεται τη στιγμή της λήψης της μέτρησης στο επίπεδο μέτρησης θα οδηγηθούμε σε μέτρηση πολύ μικρών ταχυτήτων. Αυτό με τη σειρά του οδηγεί σε χαμηλές κλίσεις ταχύτητας και επομένως σε υποεκτίμηση του ρυθμού σκέδασης τυρβώδους κινητικής ενέργειας.

### 3. ΑΠΟΤΕΛΕΣΜΑΤΑ

Στην Εικόνα 4 παρουσιάζονται αποτελέσματα του μέσου διανυσματικού πεδίου ταχυτήτων για το επίπεδο 4 (κάθετο επίπεδο) κοντά στην περωτή, ενώ στην Εικόνα 5 παρουσιάζονται αποτελέσματα από ένα στιγμιαίο διανυσματικό πεδίο ταχυτήτων στο επίπεδο 4. Στο μέσο διανυσματικό πεδίο παρατηρείται πως οι μεγαλύτερες ταχύτητες βρίσκονται στη δεξιά πλευρά της εικόνας, κυρίως κεντρικά, σε θέση που αντιστοιχεί στην πλευρά της περωτής, ενώ μακριά από την περωτή οι τιμές της ταχύτητας μειώνονται. Στο στιγμιαίο διανυσματικό πεδίο ταχυτήτων φαίνεται μία πληθώρα δινών που οφείλεται στην τύρβη που δημιουργείται από το πέρασμα των πτερυγίων.

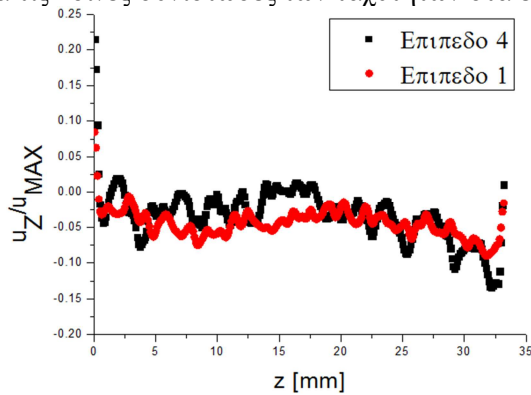


Εικόνα 4. Μέσο διανυσματικό πεδίο ταχύτητας στο επίπεδο 4 (κάθετο επίπεδο).

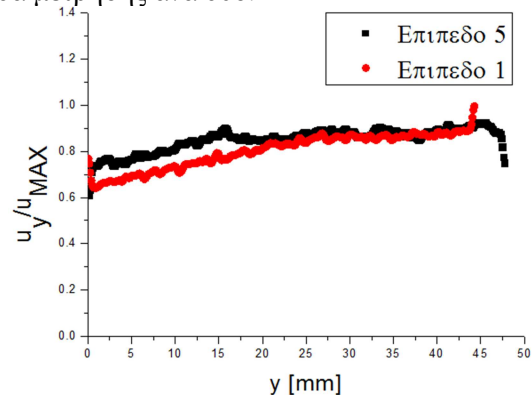


Εικόνα 5. Στιγμαίο διανυσματικό πεδίο ταχυτήτων στο επίπεδο 4 (κάθετο επίπεδο).

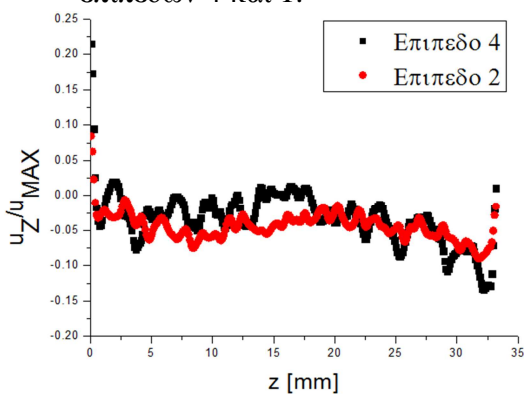
Στην συνέχεια έγινε επαλήθευση της επαναληψιμότητας των μετρήσεων με έλεγχο των κοινών συνιστωσών των ταχυτήτων στις κοινές γραμμές που σχηματίζουν τα επίπεδα ανά δύο κάθε φορά. Τα αποτελέσματα για το μέσο όρο των κοινών συνιστωσών των ταχυτήτων παρουσιάζονται στις Εικόνες 6α έως 6στ. Παρατηρείται ότι υπάρχουν κάποιες μικρές αποκλίσεις που μπορεί να οφείλονται στη διακοπόμενη λειτουργία της διάταξης κάθε φορά που αλλάζει το επίπεδο μέτρησης καθώς και στη χειροκίνητη ρύθμιση των θέσεων των επιπέδων. Γενικότερα όμως, παρατηρείται μία καλή συμφωνία για τις κοινές συνιστώσες των ταχυτήτων στα επίπεδα μέτρησης ανά δύο.



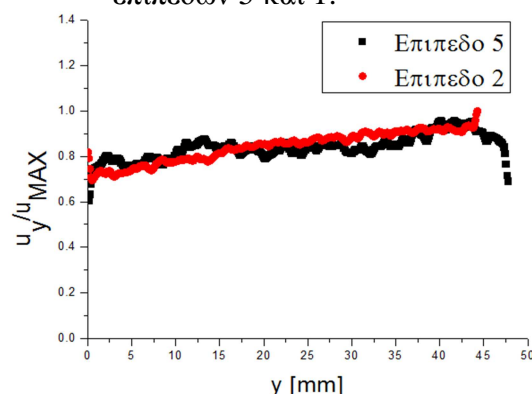
Εικόνα 6α. Κοινή γραμμή μεταξύ επιπέδων 4 και 1.



Εικόνα 6β. Κοινή γραμμή μεταξύ επιπέδων 5 και 1.

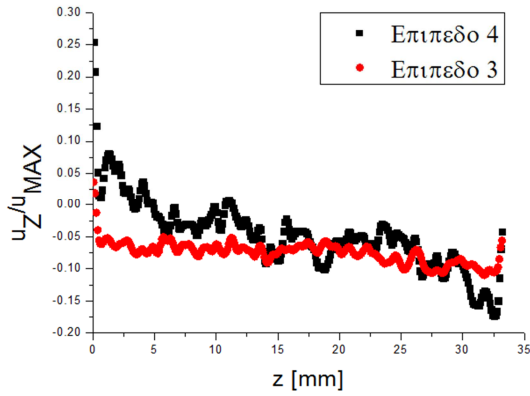


Εικόνα 6γ. Κοινή γραμμή μεταξύ επιπέδων 4 και 2.

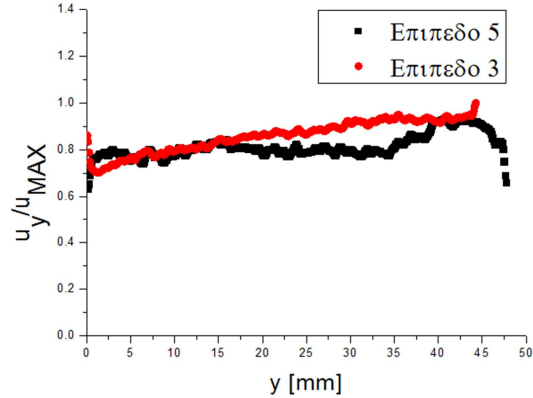


Εικόνα 6δ. Κοινή γραμμή μεταξύ επιπέδων 5 και 2.



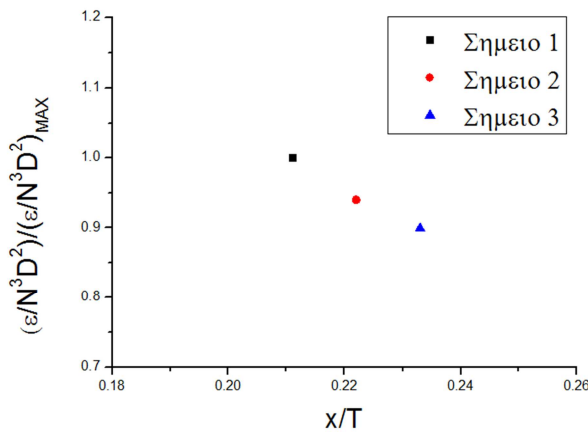


Εικόνα 6ε. Κοινή γραμμή μεταξύ επιπέδων 4 και 3.

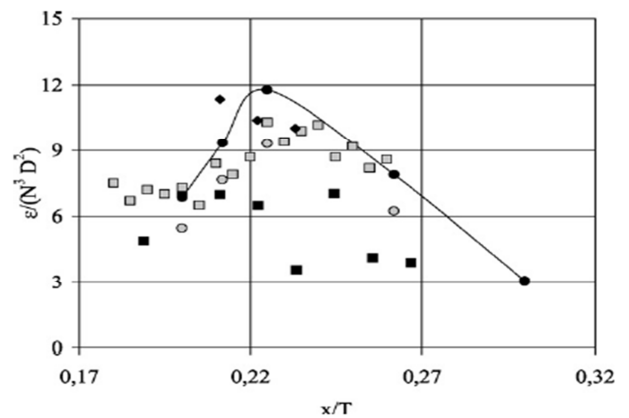


Εικόνα 6στ. Κοινή γραμμή μεταξύ επιπέδων 5 και 3.

Επόμενο βήμα ήταν να, προχωρήσουμε στον υπολογισμό του ρυθμού σκέδασης της τυρβώδους κινητικής ενέργειας. Στις Εικόνες 7 και 8 παρουσιάζονται τα αποτελέσματα από τον υπολογισμό του ρυθμού σκέδασης ενέργειας τόσο συνολικά όσο και σε κάθε επίπεδο. Στην παρούσα εργασία ο ρυθμός σκέδασης ενέργειας υπολογίζεται σε τρία σημεία και οι μετρήσεις διεξάγονται σε πέντε διαφορετικά επίπεδα. Χρησιμοποιήθηκε αδιαστατοποίηση του  $\varepsilon$  με τον όρο  $N^3 D^2 = 0.013 \text{ m}^2/\text{s}^3$  και στα δύο διαγράμματα. Ωστόσο, στην παρούσα πειραματική εργασία τα αποτελέσματα είναι διαιρεμένα με το μέγιστο αδιάστατο ρυθμό σκέδασης ενέργειας. Ο λόγος που ακολουθήθηκε αυτός ο υπολογισμός είναι επειδή, όπως αναφέρθηκε στην ενότητα 2, δεν είναι γνωστή η ακριβή θέση των πτερυγίων για την κάθε μέτρηση (αφού δε χρησιμοποιήθηκε σύστημα γρήγορης λήψης εικόνων PIV) και όταν το επίπεδο των πτερυγίων δεν ταυτίζονταν με το επίπεδο 4 της Εικόνας 2, μετρήθηκαν πολύ χαμηλές ταχύτητες, με συνέπεια να υποεκτιμούνται οι κλίσεις τους και κατ' επέκταση το  $\varepsilon$ .



Εικόνα 7α. Αδιαστατοποιημένος ρυθμός σκέδασης τυρβώδους κινητικής ενέργειας στα τρία σημεία μέτρησης. Σημείο 1 για  $x/T=0.211$ , Σημείο 2 για  $x/T=0.222$  και Σημείο 3 για  $x/T=0.233$ .



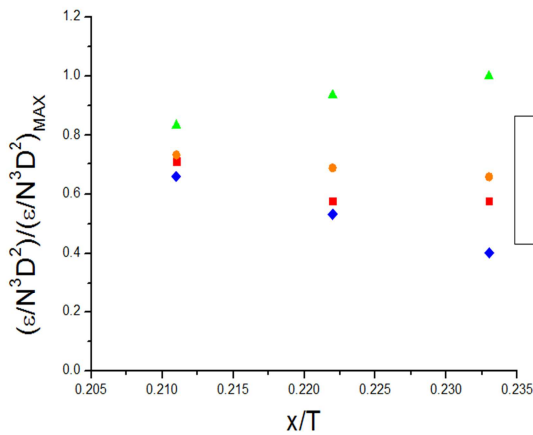
Εικόνα 7β. Ρυθμός σκέδασης ενέργειας σε ροή κοντά στο στρόβιλο ο οποίος υπολογίστηκε με διάφορες τεχνικές. Γκρι δίσκοι LDA ( $Re = 32,000$ ); μαύροι δίσκοι: LDA ( $Re = 32,000$ ) και PIV ( $Re = 20,000$ ); γκρι τετράγωνα: PIV ( $Re = 20,000$ ); μαύρα τετράγωνα: PIV ( $Re = 56,250$ , TKE balance); ρόμβοι: εργασία Huchet et al. (2009) ( $Re = 18,750$ ). Εικόνα από τον Huchet et al. (2009).

Η Εικόνα 7α παρουσιάζει τα αποτελέσματα του ρυθμού σκέδασης ενέργειας για τα τρία σημεία μέτρησης και δείχνει ποιοτικά τη συμπεριφορά του κοντά στο στρόβιλο Rushton. Από τα αποτελέσματα φαίνεται πως ο ρυθμός σκέδασης ενέργειας είναι μεγαλύτερος στο σημείο 1 που

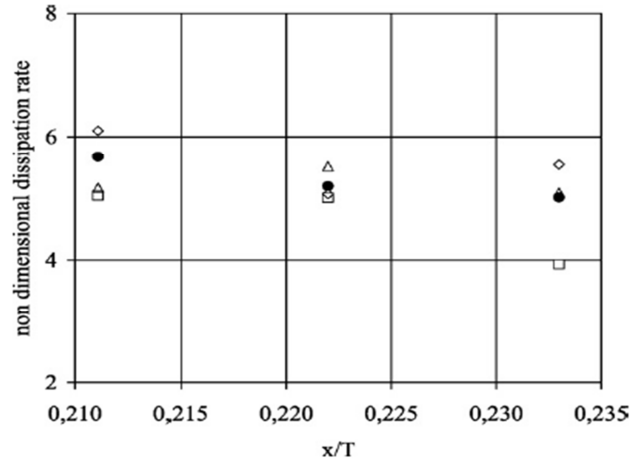
βρίσκεται κοντά στο στρόβιλο Rushton και με την απομάκρυνση από το στρόβιλο ο ρυθμός σκέδασης ενέργειας ελαττώνεται, κάτι που συμφωνεί και με τη βιβλιογραφία που αναφέρθηκε στην εισαγωγή της παρούσας εργασίας. Οι απώλειες ενέργειας μακριά από το στρόβιλο Rushton είναι μικρότερες διότι οι ταχύτητες της ροής σε αυτές τις περιοχές είναι μικρότερες λόγω του ότι η ροή εκεί επηρεάζεται λιγότερο από την τύρβη που δημιουργεί ο στρόβιλος. Η ροή όσο πλησιάζουμε το στρόβιλο Rushton είναι περισσότερο τυρβώδης και οι δίνες που δημιουργούνται τόσο από τη ροή γύρω από το περύγιο αλλά και από τα διαδοχικά περάσματα των περυγίων του στροβίλου σκεδάζουν τη ενέργεια οδηγώντας σε μεγαλύτερες απώλειες. Τα αποτελέσματα έδειξαν μία καλή ποιοτική συμφωνία με τα αποτελέσματα του Huchet et.al (2009) όπως φαίνεται και στην Εικόνα 8β. Στην εργασία του Huchet et.al (2009) καθώς και στην παρούσα εργασία η μέγιστη τιμή του αδιάστατου ρυθμού σκέδασης ενέργειας βρέθηκε στο  $x/T=0.21$ .

Στην Εικόνα 8α φαίνεται η συνεισφορά του κάθε επιπέδου σε σχέση με το συνολικό ρυθμό σκέδασης της τυρβώδους κινητικής ενέργειας  $\overline{\varepsilon_{TOT}}$ . Όπως έχει αναφερθεί, ο συνολικός ρυθμός σκέδασης ενέργειας προσδιορίστηκε πειραματικά σε τρία σημεία. Αυτό που μπορεί να παρατηρηθεί είναι ότι η συνεισφορά του κάθε επιπέδου είναι ποσοτικά παρόμοια με αυτό που παρατηρήθηκε και στην εργασία του Huchet et al. (2009) που φαίνεται στην Εικόνα 9β. Επιπλέον η συνεισφορά του κάθε επιπέδου μπορεί να θεωρηθεί προσεγγιστικά ίση με το μισό του συνολικού ρυθμού σκέδασης τυρβώδους κινητικής ενέργειας. Σε αυτά τα τρία σημεία, ο ρυθμός σκέδασης τυρβώδους κινητικής ενέργειας μπορεί συνεπώς να εκτιμηθεί από την ακόλουθη έκφραση με μία σχετικά μικρή απόκλιση, για οποιοδήποτε επίπεδο σύμφωνα με την εξίσωση που προτείνει και ο Huchet et al (2009):

$$\overline{\varepsilon_{xy}} = \overline{\varepsilon_{xz}} = \overline{\varepsilon_{yz}} = \frac{\overline{\varepsilon_{TOTAL}}}{2} \quad (6)$$



Εικόνα 8α. Συνεισφορά του κάθε επιπέδου μέτρησης στην εκτίμηση του ρυθμού σκέδασης τυρβώδους κινητικής ενέργειας: ρόμβος,  $\overline{\varepsilon_{xy}}/(N^3 \cdot D^2)$ ; τετράγωνο,  $\overline{\varepsilon_{xz}}/(N^3 \cdot D^2)$ ; τρίγωνο,  $\overline{\varepsilon_{yz}}/(N^3 \cdot D^2)$ ; κύκλος,  $0.5 \cdot \overline{\varepsilon_{TOT}}/(N^3 \cdot D^2)$ .



Εικόνα 8β. Συνεισφορά του κάθε επιπέδου μέτρησης στην εκτίμηση της τυρβώδους απώλειας ενέργειας: ανοικτό τετράγωνο,  $\varepsilon_{xz}/(N^3 D^2)$ ; ανοικτό τρίγωνο,  $\varepsilon_{xy}/(N^3 D^2)$ ; ανοικτός ρόμβος,  $\varepsilon_{yz}/(N^3 D^2)$ ; μαύρος κύκλος,  $0.5\varepsilon_{TOT}/(N^3 D^2)$ . (Huchet et al. (2009)

Το τελευταίο αποτέλεσμα είναι ιδιαίτερα σημαντικό επειδή δείχνει ότι η μέτρηση του πεδίου ταχυτήτων σε ένα μόνο επίπεδο μπορεί να επαρκεί για την εκτίμηση του συνολικού ρυθμού σκέδασης τυρβώδους κινητικής ενέργειας,  $\overline{\varepsilon_{TOT}}$ .

#### 4. ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

Στην παρούσα εργασία η συμβατική τεχνική οπτικοποίησης ροής ρευστών Particle Image Velocimetry (PIV) (με μέγιστη συχνότητα καταγραφής ζευγών εικόνων της τάξης των 5Hz) εφαρμόστηκε σε ροή που δημιουργείται γύρω από τα περύγια ενός στροβίλου Rushton. Παρουσιάστηκε ο σχεδιασμός και η υλοποίηση της πειραματικής διάταξης για τη μελέτη ροής γύρω από μία περωτή. Σκοπός της

εργασίας ήταν η εγκατάσταση και η λειτουργία της διάταξης όπως επίσης και ο συγχρονισμός όλων των συσκευών του συστήματος. Ακολούθησε ο σχεδιασμός και η κατασκευή του στροβίλου Rushton και ο σχεδιασμός και κατασκευή του διάφανου δοχείου ανάμιξης. Ακολούθησε η διεξαγωγή των μετρήσεων σε πέντε διαφορετικά επίπεδα και η λήψη των δεδομένων από τις PIV φωτογραφίες για την απεικόνιση της ροής γύρω από το στρόβιλο Rushton. Οι πειραματικές μετρήσεις πραγματοποιήθηκαν σε τρία επίπεδα για το κάθε σημείο ώστε να υπολογιστούν όλες οι παράγωγοι των διακυμάνσεων της ταχύτητας. Η εκτίμηση του ρυθμού σκέδασης τυρβώδους κινητικής ενέργειας έγινε σε τρία σημεία στην περιοχή ροής της περωτής του στροβίλου. Τα αποτελέσματα συγκρίθηκαν με την πειραματική μελέτη του Huchet et al. (2009). Αυτά τα αποτελέσματα βρίσκονται σε καλή συμφωνία, μόνο ποιοτικά, διότι δεν ήταν γνωστή η ακριβής θέση των περυγίων για την κάθε μέτρηση (αφού δε χρησιμοποιήθηκε σύστημα γρήγορης λήψης εικόνων PIV) και όταν το επίπεδο των περυγίων δεν ταυτίζονταν με το επίπεδο 4 της Εικόνας 2, μετρήθηκαν πολύ μικρές ταχύτητες, με συνέπεια να υποεκτιμούνται οι κλίσεις τους και κατ' επέκταση το  $\varepsilon$ . Επιπλέον, η συνεισφορά του κάθε επιπέδου μέτρησης στον υπολογισμό του  $\overline{\varepsilon_{TOT}}$  έδειξε ότι ο συνολικός ρυθμός σκέδασης ενέργειας μπορεί να εκτιμηθεί από μετρήσεις σε ένα μόνο επίπεδο, όπως είχαν παρατηρήσει και ο Huchet et al. (2009). Ένα από τα συμπεράσματα της παρούσας εργασίας είναι ότι παρατηρήθηκε μία μείωση στο ρυθμό σκέδασης τυρβώδους κινητικής ενέργειας με την απομάκρυνση από το στρόβιλο Rushton κάτι που επιβεβαιώνεται και από τη βιβλιογραφία. Για τον ακριβέστερο προσδιορισμό του  $\varepsilon$  θα συστήνονταν η χρήση γρήγορου (με συχνότητα λήψης ζευγών φωτογραφιών τάξης kHz) συστήματος PIV έτσι ώστε ανά πάσα χρονική στιγμή να είναι γνωστή η θέση των περυγίων σε σχέση με τα επίπεδα μέτρησης.

## ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

- Delafosse A., Collignon M.-L., Crine M., Toye D., “Estimation of the turbulent kinetic energy dissipation rate from 2D-PIV measurements in a vessel stirred by an axial Mixel TTP impeller”, *Chemical Engineering Science* 66 (2011) 1728–1737.
- Gabriele A., Tsofigkas A.N., Kings I.N., Simmons M.J.H., “Use of PIV to measure turbulence modulation in a high throughput stirred vessel with the addition of high Stokes number particles for both up- and down-pumping configurations”, *Chemical Engineering Science* 66 (2011) 5862–5874.
- Gabriele A., Nienow A. W., Simmons M. J. H., “Use of angle resolved PIV to estimate local specific energy dissipation rates for up- and down-pumping pitched blade agitators in a stirred tank”, *Chemical Engineering Science* 64 (2009) 126–143.
- Huchet F., Line A., Morchain J., “Evaluation of local kinetic energy dissipation rate in the impeller stream of a Rushton turbine by time-resolved PIV”, *Chemical Engineering Research and Design* 87 (2009) 369–376.
- Unadkat H., Rielly C. D., Nagy Z. K., “PIV study of the flow field generated by a sawtooth impeller”, *Chemical Engineering Science* 66 (2011) 5374–5387.
- Kilander J. and Rasmuson A., “Energy dissipation and macro instabilities in a stirred square tank investigated using an LE PIV approach and LDA measurements”, *Chemical Engineering Science* 60 (2005) 6844 – 6856.
- Raffel M., Willert C., Wereley S., Kompenhans J., “Particle Image Velocimetry Practical Guide”, Second Edition, Springer (2007).
- Saarenrinne P. and Piirto M., “Turbulent kinetic energy dissipation rate estimation from PIV vector fields”, *Exp. Fluids* (2000), Suppl.: S3000-S3307.
- Sharp K.V. and Adrian R.J., “PIV study of small-scale flow structure around a Rushton Turbine”, *AIChE* 47(4) (2001) 766-778.

## ABSTRACT

The present study focuses on the measurement of the turbulent kinetic energy dissipation rate by means of Particle Image Velocimetry (PIV). Energy is dissipated due to vortices generated by turbulent motion and more specifically due to small scale vortices. The energy dissipation rate is important for mixing processes. In our case, it was measured at the impeller stream of a Rushton turbine inside a rectangular transparent tank. The estimation of  $\varepsilon$  was based on a direct measurement of all spatial gradients of the fluctuating velocity components in three points. At every point, the measurements were carried out in three orthogonal planes. Results have been extracted and compared with the previous experimental study of Huchet et al. (2009), with which we had a lot of similarities in the methodology and the arrangement used. The results did not agree quantitatively as we used a conventional, slow PIV system while Huchet et al. (2009) used a high frame rate PIV. In our case image recording was happening at a frequency of 5 Hz maximum while in Huchet et al. (2009) the frequency was 3 kHz. As a consequence we could not know the exact positioning of the blades of the impeller, relative to the planes of measurements, at the time of acquisition. This means that if during acquisition the blade was not located at the measurement plane, low velocities and as a result low velocity gradients would be present. This led to an underestimation of  $\varepsilon$ . Despite the above facts, results agreed very well qualitatively with the results of Huchet et al. (2009). It was found that  $\varepsilon$  decreases by increasing the distance from the turbine and moreover that the contribution of each measurement plane to the total dissipation rate was similar and the value of the energy dissipation rate calculated by single plane PIV measurements was approximately half of the total dissipation rate, for all points of measurements.

## ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΗ ΚΑΙ ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΗ ΔΙΕΡΕΥΝΗΣΗ ΣΧΕΔΙΑΣΜΟΥ ΚΑΙ ΛΕΙΤΟΥΡΓΙΑΣ ΥΔΡΟΣΤΡΟΒΙΛΟΥ PELTON

Παναγιωτόπουλος Α.<sup>a b \*</sup>, [panagiotopoulos.alexandros@gmail.com](mailto:panagiotopoulos.alexandros@gmail.com)  
Αγγίδης Γ.<sup>b</sup>, [g.aggidis@lancaster.ac.uk](mailto:g.aggidis@lancaster.ac.uk)  
Παπαντώνης Δ.<sup>a</sup>, [papan@fluid.mech.ntua.gr](mailto:papan@fluid.mech.ntua.gr)  
Αναγνωστόπουλος Ι.<sup>a</sup>, [i.anagno@fluid.mech.ntua.gr](mailto:i.anagno@fluid.mech.ntua.gr)

a - Εργαστήριο Υδροδυναμικών Μηχανών, Τομέας Ρευστών, Σχολή Μηχανολόγων Μηχανικών,  
Εθνικό Μετσόβιο Πολυτεχνείο, Ηρώων Πολυτεχνείου 9, 15780 Ζωγράφου, Αθήνα

b - Lancaster University Renewable Energy Group, Engineering Department, Engineering Building,  
Bailrigg, Lancaster, Lancs, LA1 4YR, UK

\*Corresponding Author: [panagiotopoulos.alexandros@gmail.com](mailto:panagiotopoulos.alexandros@gmail.com) (Παναγιωτόπουλος Α.)

### ΠΕΡΙΛΗΨΗ

Σκοπός της εργασίας είναι η βελτιστοποίηση της γεωμετρίας του στροφείου και η βελτίωση του βαθμού απόδοσης υδροστροβίλων δράσης τύπου Pelton, με τη διεξαγωγή αριθμητικών προσομοιώσεων και πειραματικών μετρήσεων σε εργαστηριακό μοντέλο υδροστροβίλου. Πιο συγκεκριμένα, μελετούνται δύο περιπτώσεις, οι οποίες αντιστοιχούν σε δύο διαφορετικές γεωμετρίες στροφείων: η μία παλαιότερη, βασισμένη στη διαθέσιμη βιβλιογραφία και η δεύτερη νεότερη, η οποία προέκυψε από διαδικασία βελτιστοποίηση βασισμένη στα αποτελέσματα αριθμητικών προσομοιώσεων της ροής. Ο βαθμός απόδοσης των δύο περιπτώσεων υπολογίζεται πειραματικά και αριθμητικά και αξιολογείται η δυνατότητα βελτιστοποίησης του στροφείου με αριθμητικές μεθόδους, καθώς και η ακρίβεια των προσομοιώσεων μέσω της σύγκρισης των αποτελεσμάτων. Επίσης, σε πειραματικό επίπεδο, διερευνάται η επίδραση του κελύφους στον βαθμό απόδοσης του υδροστροβίλου πραγματοποιώντας τροποποιήσεις στην εσωτερική του γεωμετρία. Τέλος, γίνεται πειραματική διερεύνηση των μηχανικών απωλειών, των απωλειών ανεμισμού και της επίδρασης του ειδικού αριθμού στροφών στο βαθμό απόδοσης του υδροστροβίλου.

**Λέξεις Κλειδιά:** Υδροστρόβιλος Pelton, Αριθμητική προσομοίωση, Σχεδιασμός στροφείου και κελύφους, Εργαστηριακό Μοντέλο, Πειραματικές μετρήσεις, Χαρακτηριστικές Καμπύλες λειτουργίας

### 1. ΕΙΣΑΓΩΓΗ

Η πρόσφατη ραγδαία αύξηση της υπολογιστικής ισχύος των σύγχρονων ηλεκτρονικών υπολογιστών επέτρεψε την προσέγγιση μαθηματικών μοντέλων χρησιμοποιώντας αριθμητικές μεθόδους αναπτύσσοντας τον κλάδο της Υπολογιστικής Ρευστομηχανικής. Οι πιο συνηθισμένες μέθοδοι που χρησιμοποιούνται στην επίλυση της ροής σε υδροστροβίλους δράσης, όπως ο Pelton, είναι οι πλεγματικές μέθοδοι που βασίζονται στην Eulerian προσέγγιση. Επίσης, λιγότερο συχνά, χρησιμοποιείται μία υποκατηγορία μη-πλεγματικών μεθόδων, η σωματιδιακή, στηριζόμενη στην Lagrangian προσέγγιση με βασικότερη την Smooth Particle Hydrodynamics (SPH). Πολλοί κώδικες έχουν αναπτυχθεί για την εφαρμογή των μεθόδων αυτών, αλλά στην πλειοψηφία των περιπτώσεων χρησιμοποιούνται η Homogenous και η Volume of Fluid (VOF)[1].

Η αριθμητική επίλυση της ροής σε υδροστροβίλους δράσης (Pelton και Turgo) αναπτύχθηκε μετά το 2000 λόγω της αυξημένης πολυπλοκότητας του φυσικού προβλήματος, καθώς περιλαμβάνει διφασική, έντονα μεταβαλλόμενη τριδιάστατη ροή. Οι πρώτες προσομοιώσεις πραγματοποιήθηκαν για απλοποιημένες περιπτώσεις υδροστροβίλου Pelton ώστε να είναι δυνατή η σύγκριση των αποτελεσμάτων με αντίστοιχα πειραματικά και συνεπώς, η εκτίμηση της ακρίβειας. Τέτοιες περιπτώσεις αποτελούν η πρόσκρουσης ελεύθερης δέσμης σε επίπεδη επιφάνεια [2], η τοποθέτηση επίπεδων πλακών στη θέση των σκαφιδίων [3] και η προσομοίωση πρόσκρουσης σε ακίνητο σκαφίδιο [4]. Στη συνέχεια ο Perrig A. et al. [5, 6] προσομοίωσαν τη ροή σε στροφέιο Pelton, ανέλυσαν τα αποτελέσματα ενδελεχώς και τα συνέκριναν με αντίστοιχα πειραματικά δείχνοντας ότι η ακρίβεια των αριθμητικών προσομοιώσεων είναι ικανοποιητική. Παράλληλα διάφορες εργασίες βασίστηκαν σε συγκρίσεις αριθμητικών μεθόδων και στην ανάλυση φαινομένων της ροής όπως η επίδραση της πίσω επιφάνειας του σκαφιδίου στη διαμόρφωση της ροής [1, 7, 8]. Τέλος η Lagrangian σωματιδιακή μέθοδος SPH αναπτύχθηκε ενδελεχώς και σχηματίστηκαν διάφορες παραλλαγές όπως η SPH-ALE, δείχνοντας ότι η ακρίβεια της προσομοίωσης μπορεί να είναι αντίστοιχη των πλεγματοικών μεθόδων [9, 10, 11].

Η αξιοπιστία των αριθμητικών αποτελεσμάτων προσομοίωσης ενός φυσικού προβλήματος μπορεί να αξιολογηθεί μόνο με την ευθεία σύγκριση με πειραματικά αποτελέσματα και συνεπώς η πειραματική διερεύνηση είναι απαραίτητη, όπως προκύπτει και από τη βιβλιογραφία. Η διεξαγωγή πειραματικών μετρήσεων σε υδροστροβίλους είναι ιδιαίτερα απαιτητική λόγω της δυσκολίας ακριβούς μέτρησης των διαφόρων μεγεθών, όπως της παροχής νερού και της ανάγκης υπολογισμού του βαθμού απόδοσης με πολύ μεγάλη ακρίβεια. Στις εργαστηριακές εγκαταστάσεις απαιτείται να περιλαμβάνεται σύστημα πέδησης του υδροστροβίλου μεταβλητών στροφών, αντλία τροφοδοσίας ρυθμιζόμενων στροφών, μετρητικά όργανα με δυνατότητα βαθμονόμησής τους στην τελική τους σύνδεση (inline) σύμφωνα με τα διεθνή πρότυπα [12], καθώς και σύστημα συλλογής και επεξεργασίας των μετρήσεων. Οι περισσότερες πειραματικές μελέτες σύμφωνα με τη βιβλιογραφία [1, 5, 6, 7] έχουν διεξαχθεί στις πειραματικές εγκαταστάσεις των πανεπιστημίων EPFL (Ελβετία) και NTNU (Νορβηγία).

Η παρούσα εργασία βασίζεται στην ανάλυση της λειτουργίας και στην τροποποίηση εργαστηριακού μοντέλου Pelton οριζοντίου άξονα με δύο ακροφύσια, ονομαστικής διαμέτρου στροφείου 400 mm και ονομαστικής ισχύος 70 kW, εγκατεστημένου στο Εργαστήριο Υδροδυναμικών Μηχανών του ΕΜΠ (Σχ. 1α). Αρχικά επιλύθηκε αριθμητικά η ροή μίας δέσμης νερού στη γεωμετρία του αρχικού στροφείου για διάφορες παροχές. Στη συνέχεια πραγματοποιήθηκε αριθμητική βελτιστοποίηση της γεωμετρίας του στροφείου, καταλήγοντας σε μία νέα γεωμετρία. Το νέο στροφέιο κατασκευάστηκε και πραγματοποιήθηκαν πειραματικές μετρήσεις με το παλαιό και το νέο στροφέιο, ώστε να συγκριθούν τα αποτελέσματα και να επιβεβαιωθεί η εκτιμώμενη βελτίωση του βαθμού απόδοσης.

## 2. ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΗ ΠΡΟΣΟΜΟΙΩΣΗ ΚΑΙ ΒΕΛΤΙΣΤΟΠΟΙΗΣΗ

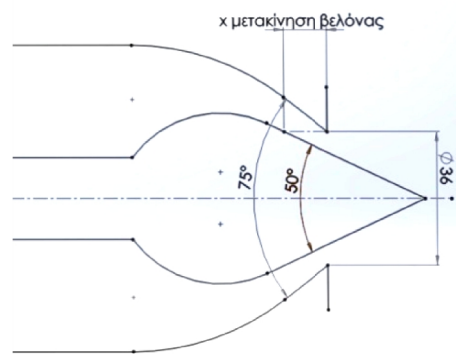
Η αριθμητική προσομοίωση της ροής σε στροφέιο Pelton πραγματοποιήθηκε με τη βοήθεια του εμπορικού λογισμικού Ansys-Fluent. Η μέθοδος που χρησιμοποιήθηκε ήταν η Volume of Fluid (VOF), που αποτελεί πλεγματοική μέθοδο κατάλληλη για την επίλυση της μη-μόνιμης (transient) τριδιάστατης διφασικής ροής που αναπτύσσεται κατά την αλληλεπίδραση δέσμης-στροφείου Pelton. Η επίλυση της ροής πραγματοποιήθηκε για πίεση 100 mSY, ενώ η παροχή κυμάνθηκε από περίπου 0.007 ως 0.034 m<sup>3</sup>/s που αντιστοιχεί στο εύρος λειτουργίας του μοντέλου για λειτουργία ενός ακροφυσίου.

Η επίλυση της ροής σε στροφέιο Pelton είναι πολύπλοκη και απαιτητική σε υπολογιστικό χρόνο και μνήμη. Λόγω αξονικής συμμετρίας μόνο το μισό συμμετρικό τμήμα 2 διαδοχικών σκαφιδίων χρησιμοποιήθηκε για την προσομοίωση. Το υπολογιστικό πλέγμα αποτελείται από 2.8 εκατομμύρια τετραεδρικά κελιά, όπως υποδείχθηκε από μελέτη ανεξαρτησίας πλέγματος προηγούμενης εργασίας [13]. Το μοντέλο τύρβης που χρησιμοποιήθηκε είναι το k- $\omega$  SST, που έχει χρησιμοποιηθεί σε αντίστοιχες εργασίες [7, 13]. Τέλος, καθώς η ροή είναι μεταβατική, επιλέχθηκε η transient μέθοδος με χρονικό βήμα  $5 \cdot 10^{-6}$  s, με το οποίο επιτεύχθηκε η σύγκλιση της λύσης σε όλη τη διάρκεια της προσομοίωσης με κριτήριο η μέγιστη αδιάστατη τιμή των υπολοίπων των ροικών εξισώσεων να είναι μικρότερη του  $10^{-4}$ .

Η σύγκριση των αριθμητικών αποτελεσμάτων με τα αντίστοιχα πειραματικά προϋποθέτει τον υπολογισμό της παροχής που προκύπτει από το ακροφύσιο του μοντέλου, όπως επίσης και εκτίμηση των υδραυλικών απωλειών στο ακροφύσιο. Έτσι, γίνεται η προσομοίωση του ακροφυσίου για διάφορες θέσεις της ρυθμιστικής βελόνας, μεταβάλλοντας την απόσταση  $x$  (άνοιγμα) όπως φαίνεται στο Σχήμα 1β. Λόγω της αξονικής συμμετρίας και της μόνιμης ροής η διφασική περίπτωση του ακροφυσίου επιλύθηκε με τη βοήθεια του λογισμικού Fluent ως διδιάστατη αξονοσυμμετρική [14]. Η απλότητα της περίπτωσης επέτρεψε τη χρήση πολύ πυκνού πλέγματος με 200 χιλιάδες κελιά, επιλέχθηκε το  $k-\omega$  SST μοντέλο τύρβης και μέγιστη τιμή των υπολοίπων για σύγκλιση  $10^{-7}$ .

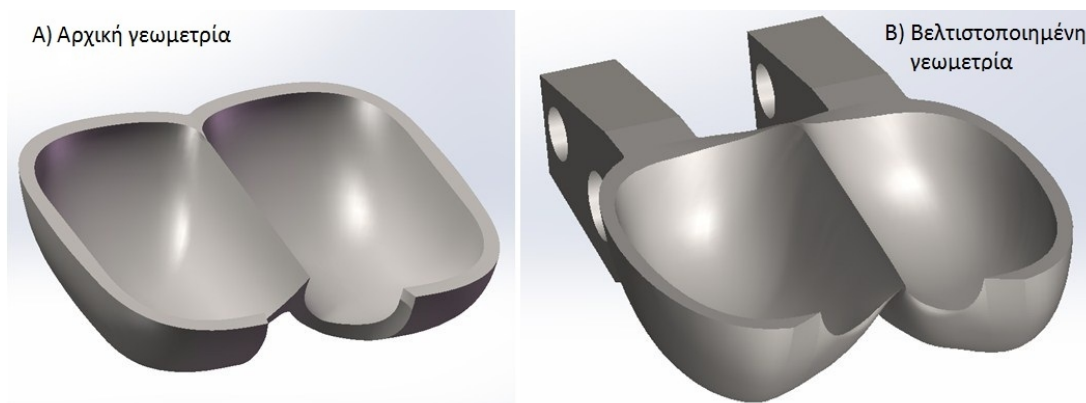


Σχ. 1α. Πειραματικό μοντέλο Υδροστροβίλου Pelton εργαστηρίου



Σχ. 1β. Γεωμετρία ακροφυσίου και άνοιγμα της βελόνας για ρύθμιση της παροχής

Η αρχική γεωμετρία του στροφείου χρησιμοποιήθηκε ως αναφορά για τη βελτιστοποίηση του σχεδιασμού της με στόχο τη μεγιστοποίηση του βαθμού απόδοσης. Η βελτιστοποίηση έγινε σε πρώτο στάδιο με τη χρήση του λογισμικού προσομοίωσης Fast Lagrangian Solver (FLS) [15] και του λογισμικού βελτιστοποίησης EASY [16], ενώ σε δεύτερο στάδιο εφαρμόστηκε το λογισμικό Fluent [13]. Η τελική γεωμετρία του στροφείου προέκυψε σημαντικά αλλαγμένη, καθώς διαφοροποιήθηκαν οι βασικές διαστάσεις του σκαφιδίου, το σχήμα της κοιλότητας, της εγκοπής και της πίσω επιφάνειας, όπως επίσης και η θέση των σκαφιδίων ως προς το κέντρο περιστροφής. Επιπλέον, ο αριθμός τους μειώθηκε από 22 σε 20. Η σύγκριση των δύο σκαφιδίων φαίνεται στο Σχήμα 2. Οι παροχές που προέκυψαν από τις προσομοιώσεις του ακροφυσίου χρησιμοποιήθηκαν ως συνθήκες εισόδου και στις δύο περιπτώσεις.



Σχ. 2. Τριδιάστατη σχεδίαση αρχικού και νέου σκαφιδίου

### 3. ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΗ ΔΙΕΡΕΥΝΗΣΗ

#### 3.1. Πειραματικός εξοπλισμός




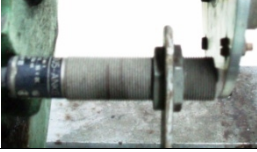
Ο εργαστηριακός υδροστροβίλος είναι μοντέλο υδροστροβίλου εγκατεστημένου στον Αώο ποταμό, υπό κλίμακα 1:6. Η στήριξη του στροφείου γίνεται από την μία πλευρά του άξονα, ενώ από την άλλη

έχει τοποθετηθεί διαφανές πλεξιγκλάς ώστε να είναι δυνατή η οπτική εποπτεία κατά τη λειτουργία, όπως φαίνεται στο Σχήμα 1α. Εντός του κελύφους έχουν τοποθετηθεί κατάλληλες επιφάνειες καθοδήγησης της αποροής με στόχο τη μείωση της αλληλεπίδρασης της εξερχόμενης ροής από τα σκαφίδια με το στροφέιο και τη δέσμη. Ο άξονας του στροβίλου είναι συνδεδεμένος με πέδη μεταβλητών στροφών 75kW ώστε να ρυθμίζεται η ταχύτητα περιστροφής του στροφέιου. Η τροφοδότηση του στροβίλου γίνεται με τριβάθμια αντλία μεταβλητών στροφών, η οποία συνδέεται με κινητήρα μέσω υδραυλικού συμπλέκτη. Η μέγιστη ταχύτητα περιστροφής της είναι 1700 rpm και το ονομαστικό σημείο λειτουργίας της έχει παροχή 290 m<sup>3</sup>/h και ύψος 130 mΣΥ. Ο βαθμός απόδοσης του υδροστροβίλου είναι:

$$\eta = \frac{M\omega}{\rho gQH} \quad (1)$$

όπου Μ η ασκούμενη ροπή στον άξονα, ω η γωνιακή ταχύτητα περιστροφής του στροφέιου, ρ η πυκνότητα του νερού, g η επιτάχυνση της βαρύτητας, Q η παροχή και Η η ολική πίεση στην είσοδο του ακροφυσίου. Συνεπώς απαιτείται η μέτρηση τεσσάρων μεγεθών τα οποία παρουσιάζονται στον Πίνακα 1.

Πίνακας 1. Μετρούμενα μεγέθη και όργανα μετρήσεων

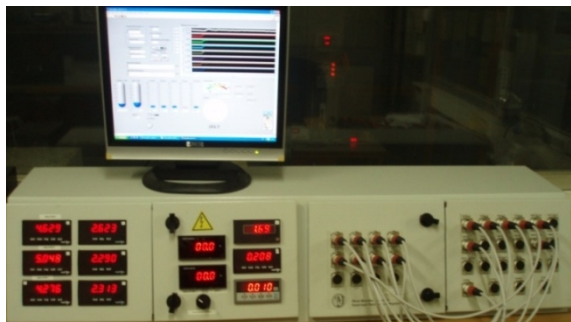
Μετρούμενο μέγεθος	Περιγραφή οργάνου	Θέση οργάνου	Απεικόνιση οργάνου	Ακρίβεια οργάνου
Παροχή νερού Q(m <sup>3</sup> /h)	Ηλεκτρομαγνητικό παροχόμετρο πεδίου τιμών 0-1000 m <sup>3</sup> /h	Σε σειρά με τη σωλήνωση σε ευθύγραμμο τμήμα μεγαλύτερο των 5m		±0.5%
Ροπή μεταξύ πέδης και στροβίλου T(Nm)	Ροπόμετρο ελαστικής παραμόρφωσης πεδίου τιμών 0-500Nm	Μεταξύ του άξονα του στροβίλου και της πέδης με τη βοήθεια συμπλέκτη αλυσίδας		±0.2%
Μανομετρική πίεση στο ύψος του κέντρου του στροφέιου P(mΣΥ)	Διαφορικό πιεσόμετρο πεδίου τιμών 0-10bar	Σύνδεση με το σωλήνα πριν την καμπύλη (σχήμα 1α) σε 4 περιμετρικά σημεία		±0.3%
Ταχύτητα περιστροφής n (rad/s)	Ηλεκτρονικό παλμόμετρο	Σε συνδυασμό με δίσκο που φέρει 10 προεξοχές στον άξονα του στροβίλου		±0.1%

### 3.2. Προετοιμασία εγκατάστασης

Αρχικά έγινε αναβάθμιση και έλεγχος των μετρητικών διατάξεων του εργαστηρίου και βαθμονόμηση των οργάνων με σκοπό τη βελτίωση της ακρίβειας και αξιοπιστίας των πειραματικών μετρήσεων. Η αναβάθμιση της διάταξης, όπως παρατηρήθηκε, μείωσε τον θόρυβο των ηλεκτρικών σημάτων σε βαθμό που να έχουν αμελητέα επίδραση στην ακρίβεια των μετρήσεων και επίσης μείωσε την πιθανότητα εμφάνισης άλλων αστοχιών κατά τη διάρκεια του πειράματος. Η βαθμονόμηση των οργάνων έγινε εντός του εργαστηρίου με τις συνδεσμολογίες που χρησιμοποιήθηκαν στο πείραμα σύμφωνα με τα διεθνή πρότυπα [12]. Επίσης η συχνή επανάληψη της βαθμονόμησης και η ανάλυση των αποτελεσμάτων πιστοποίησε ότι η ακρίβεια των οργάνων ήταν επαρκής και σύμφωνη με τον κατασκευαστή τους.



Το εμπορικό πακέτο LabView 8.6® χρησιμοποιήθηκε για την καταγραφή των σημάτων και προγραμματίστηκε κατάλληλα ώστε να επιτευχθεί η αυτοματοποιημένη συλλογή και επεξεργασία των σημάτων. Στο σχήμα 3 φαίνεται ο πίνακας ελέγχου και το πρόγραμμα LabView.



Σχ. 3. Πίνακας ελέγχου εργαστηρίου

### 3.3. Διαδικασία μετρήσεων

Σκοπός των μετρήσεων είναι ο υπολογισμός του βαθμού απόδοσης για διάφορα σημεία λειτουργίας του υδροστροβίλου. Η μανομετρική πίεση στην είσοδο του ακροφυσίου επιλέχθηκε σταθερή και ίση περίπου με 67.5 mSY. Ο τρόπος μεταβολής του σημείου λειτουργίας γίνεται μεταβάλλοντας την ταχύτητα περιστροφής του στροβίλου, ενώ η παροχή και η πίεση παραμένουν σταθερές, όπως συνιστάται από τα διεθνή πρότυπα [12]. Συνεπώς, κάθε καμπύλη λειτουργίας προέκυψε για μεταβλητή ταχύτητα περιστροφής, ενώ διαφορετικές καμπύλες σχηματίστηκαν για διάφορα ανοίγματα του ακροφυσίου.

Το μοντέλο υδροστροβίλου είναι 2 ακροφυσίων, συνεπώς έγιναν μετρήσεις για τρεις περιπτώσεις λειτουργίας του: μόνο με το άνω ή μόνο με το κάτω ακροφύσιο, καθώς και με τα δύο ακροφύσια ταυτοχρόνως. Στιγμιότυπο των 3 περιπτώσεων φαίνεται στο Σχήμα 4 για συνθήκες 1/3 της μέγιστης παροχής και βέλτιστης ταχύτητας περιστροφής του δρομέα, ώστε το νερό μετά την αλληλεπίδραση με το στροφείο να εξέρχεται περίπου παράλληλα με τον άξονα του στροφείου, δηλαδή χωρίς σημαντική συστροφή. Οι μετρήσεις αυτές επαναλήφθηκαν για την περίπτωση του αρχικού και του τελικού στροφείου. Στη συνέχεια, έγιναν δύο διαδοχικές τροποποιήσεις στο εσωτερικό του κελύφους, όπως φαίνεται στο Σχήμα 5 και επαναλήφθηκαν οι μετρήσεις του νέου στροφείου. Οι αλλαγές βασίστηκαν στην εισαγωγή επιφανειών κάθετα στον άξονα του στροφείου ώστε το νερό, αφού προσκρούσει στο περίβλημα, να εκτρέπεται και να μην επιστρέφει στον χώρο του στροφείου. Επιπρόσθετα προστέθηκαν προστατευτικοί σωλήνες ομοαξονικά με τα ακροφύσια ώστε να αποτρέπεται η αλληλεπίδραση των απόνερων με τις ελεύθερες δέσμες.

Επίσης, έγινε διερεύνηση της επίδρασης του ύψους (πίεσης) λειτουργίας του υδροστροβίλου στον βαθμό απόδοσης, συγκρίνοντας τις καμπύλες λειτουργίας του για 3 διαφορετικές πιέσεις κατά τη λειτουργία του άνω ακροφυσίου με σταθερή παροχή. Τέλος, έγινε μέτρηση της ροπής στον άξονα για λειτουργία με μηδενική παροχή. Σε αυτήν την περίπτωση η πέδη λειτουργεί ως κινητήρας και η ασκούμενη ροπή στο στροφείο είναι ίση με το άθροισμα των μηχανικών απωλειών στα έδρανα και των απωλειών ανεμισμού λόγω περιστροφής του στροφείου στον αέρα.



Σχ. 4. Στιγμιότυπα πειραματικών μετρήσεων λειτουργίας άνω, κάτω και δύο ακροφυσίων

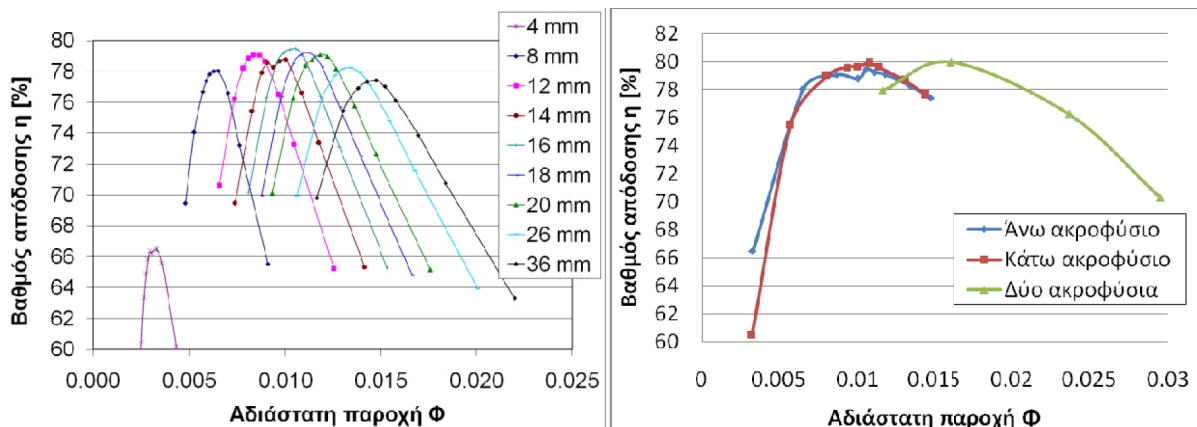


Σχ. 5. Αρχική (αριστερά) και τελική (δεξιά) διαμόρφωση εσωτερικής γεωμετρίας του περιβλήματος

Με σκοπό την γενίκευση των αποτελεσμάτων χρησιμοποιήθηκαν τα αδιάστατα μεγέθη παροχής,  $\Phi$  και ολικού ύψους  $\Psi$ , σύμφωνα με τις σχέσεις:

$$\Phi = \frac{Q}{\pi R_{run}^3 \cdot \omega} \quad \text{και} \quad \Psi = \frac{2gH}{R_{run}^2 \cdot \omega^2} \quad (2)$$

όπου  $R_{run}$  η ονομαστική ακτίνα του στροφείου, που εδώ είναι ίση με 200 mm. Στο διάγραμμα  $\Phi$ - $\eta$  του Σχήματος 6, οι καμπύλες παρουσιάζουν για κάθε άνοιγμα της βελόνας σημείο μέγιστου βαθμού απόδοσης, η περιβάλλουσα των οποίων σχηματίζει την καμπύλη λειτουργίας του υδροστροβίλου. Στο δεύτερο διάγραμμα του Σχήματος 6 σχεδιάζονται οι αυτές οι καμπύλες λειτουργίας για το αρχικό στροφείο.



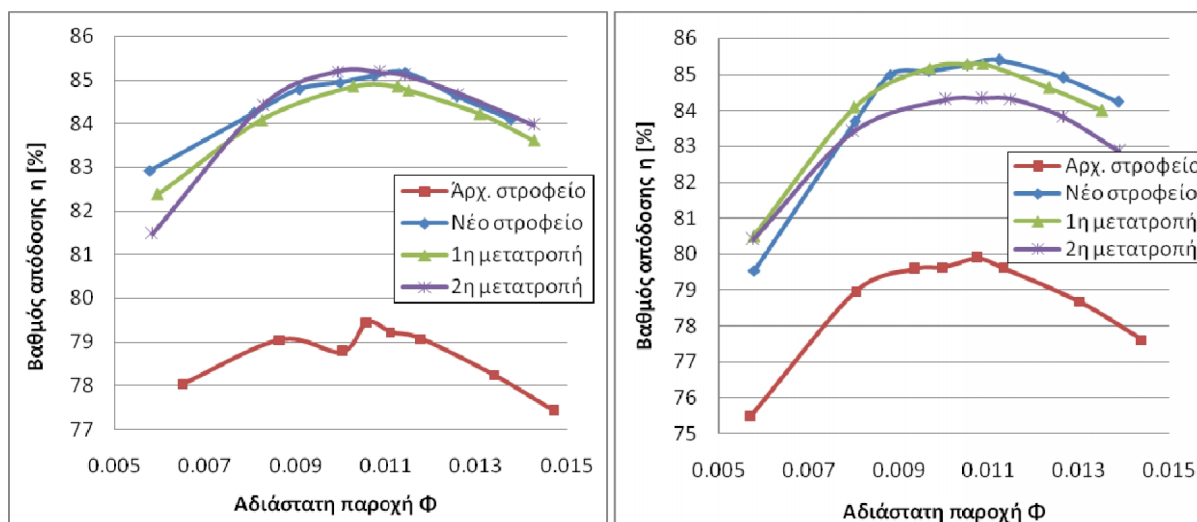
Σχ. 6. Καμπύλες άνω ακροφύσιου (αριστερά) και καμπύλες λειτουργίας αρχικού στροφείου (δεξιά)

#### 4. ΑΝΑΛΥΣΗ ΚΑΙ ΣΥΓΚΡΙΣΗ ΑΠΟΤΕΛΕΣΜΑΤΩΝ

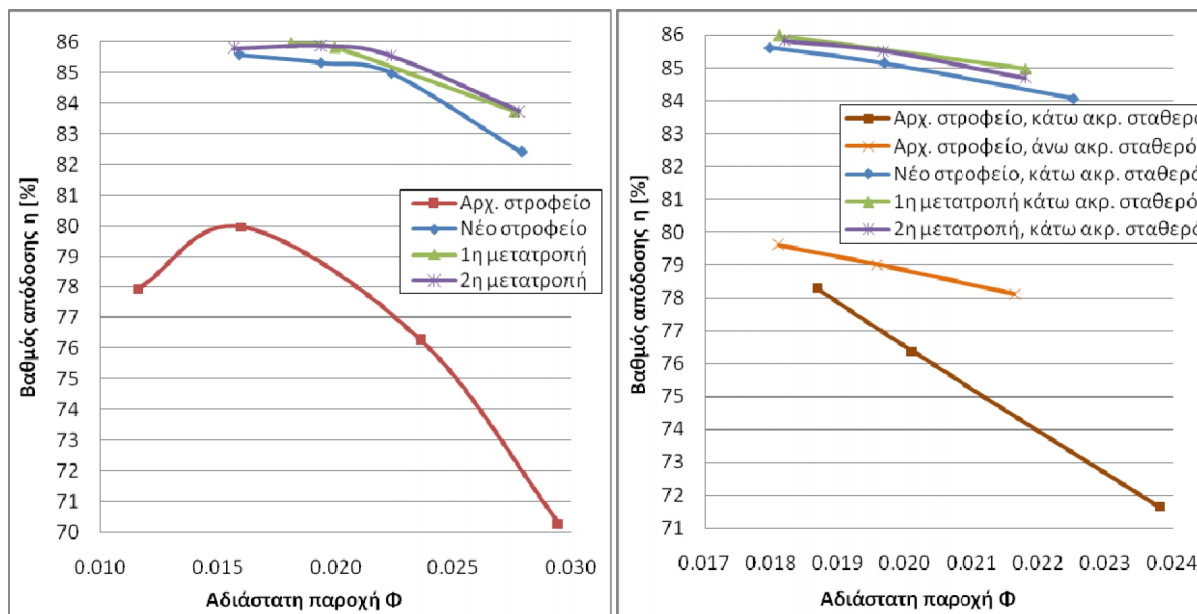
##### 4.1. Αναβαθμίσεις του μοντέλου και πειραματικές συγκρίσεις

Η σύγκριση του βαθμού απόδοσης του αρχικού και του νέου βελτιστοποιημένου στροφείου, όπως επίσης και των περιπτώσεων με τροποποιήσεις στο εσωτερικό του κελύφους, παρουσιάζεται στα Σχήματα 7 και 8. Η ομαλότητα των καμπύλων επιβεβαιώνουν την καλή επαναληψιμότητα των μετρήσεων. Σημειώνεται ότι η σημαντική απόκλιση ενός σημείου του σχήματος 7 που αντιστοιχεί στο αρχικό στροφείο δεν οφείλεται σε σφάλμα μετρήσεων όπως επιβεβαιώθηκε κατόπιν πολλών επαναλήψεων της μέτρησης. Η μειωμένη κατά περίπου 0.5% της απόδοσης πιθανόν να οφείλεται σε κάποια δευτερεύουσα, αυξημένη λόγω τυχαίων γεγονότων, απώλεια όπως η επίδραση των απόνερων. Συμπερασματικά, η σύγκριση δείχνει ότι με το νέο στροφείο επιτυγχάνεται μεγάλη αύξηση του βαθμού απόδοσης κατά περίπου 6% στο κανονικό σημείο λειτουργίας, ενώ για λειτουργία με τη μέγιστη παροχή παρατηρείται αύξηση 6.5% με ένα ακροφύσιο και 11.5% με 2 ακροφύσια.

Οι μετατροπές στο κέλυφος δεν είχαν κάποια αξιοσημείωτη επίδραση στη λειτουργία του άνω ακροφυσίου, ενώ για το κάτω ακροφύσιο φαίνεται να είχαν αρνητικό αποτέλεσμα, καθώς στη δεύτερη μετατροπή παρατηρείται αισθητή μείωση στον βαθμό απόδοσης κατά 1% (Σχ. 8-δεξιά). Αυτό πιθανότατα οφείλεται στην προσθήκη της επιφάνειας Ε του Σχήματος 5, της οποίας το μέγεθος φαίνεται ότι υπερεκτιμήθηκε με αποτέλεσμα να παρεμποδίζει την έξοδο του νερού από τα σκαφίδια και να ανακλά μέρος αυτού προς την περιοχή του στροφείου. Όμως, στην περίπτωση λειτουργίας 2 ακροφυσίων και για μεγάλες παροχές ο βαθμός απόδοσης παρουσιάζει αξιοσημείωτη αύξηση έως 1.5% (Σχ. 8). Στην περίπτωση αυτή το νερό που εξέρχεται από τον δρομέα δεν απομακρύνεται αποτελεσματικά, γι' αυτό και ο βαθμός απόδοσης μειώνεται πιο έντονα με αύξηση της παροχής, από όσο κατά τη λειτουργία με ένα ακροφύσιο (Σχ. 7 και 8). Έτσι οι τροποποιήσεις του κελύφους που συντελούν σε ταχύτερη εκκένωσή του έχουν θετική επίπτωση στον βαθμό απόδοσης (Σχ. 8).



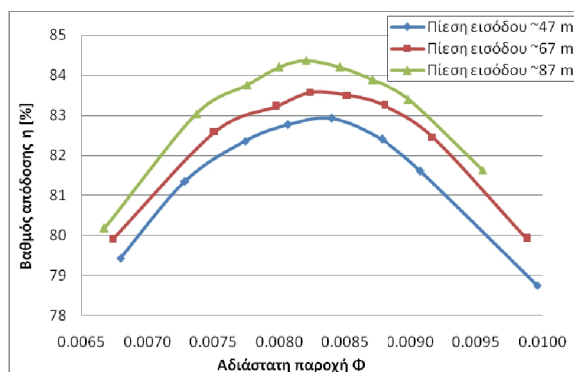
Σχ. 7. Σύγκριση καμπυλών βαθμού απόδοσης για λειτουργία άνω (αριστερά) και κάτω (δεξιά) ακροφυσίου



Σχ. 8. Δύο ακροφύσια σε λειτουργία για ίδιο άνοιγμα (αριστερά) και για σταθερό άνοιγμα του ενός ακροφυσίου στα 12 mm και μεταβολή του ανοίγματος του δεύτερου (δεξιά)

Όλα τα παραπάνω αποτελέσματα αντιστοιχούν σε πίεση εισόδου περίπου 67.5 mΣΥ, η οποία είναι αποδεκτή από τα διεθνή πρότυπα [12], αλλά είναι σχετικά χαμηλή για υδροστρόβιλο Pelton, καθώς ο

ειδικός αριθμός στροφών προκύπτει σχετικά μεγάλος. Για τον λόγο αυτόν, μελετήθηκε η επίδραση της πίεσης εισόδου του νερού. Όπως φαίνεται στο Σχήμα 9, η αύξηση του ύψους από 47 σε 87 mΣΥ επιφέρει σημαντική αύξηση στον βαθμό απόδοσης, της τάξης του 1.5%.



Σχ. 9. Επίδραση του υδραυλικού ύψους πίεσης ή αλλιώς του ειδικού αριθμού στροφών στον βαθμό απόδοσης του υδροστροβίλου.

#### 4.2. Σύγκριση αριθμητικών και πειραματικών αποτελεσμάτων

Η δυσκολία σύγκρισης των αριθμητικών και πειραματικών αποτελεσμάτων έγκειται στο γεγονός ότι πειραματικά είναι εφικτό να μετρηθεί μόνο ο ολικός βαθμός απόδοσης του υδροστροβίλου, ενώ αριθμητικά μόνο ο υδραυλικός του στροφείου και του ακροφυσίου. Συνεπώς, απαιτείται ο υπολογισμός ή η εκτίμηση όλων των συνιστωσών που επιφέρουν απώλειες ενέργειας. Στον Πίνακα 2 περιλαμβάνονται όλες οι επιμέρους απώλειες και αναφέρεται ο τρόπος υπολογισμού ή εκτίμησής τους, έτσι ώστε ο ολικός βαθμός απόδοσης ο οποίος μετρήθηκε πειραματικά να είναι

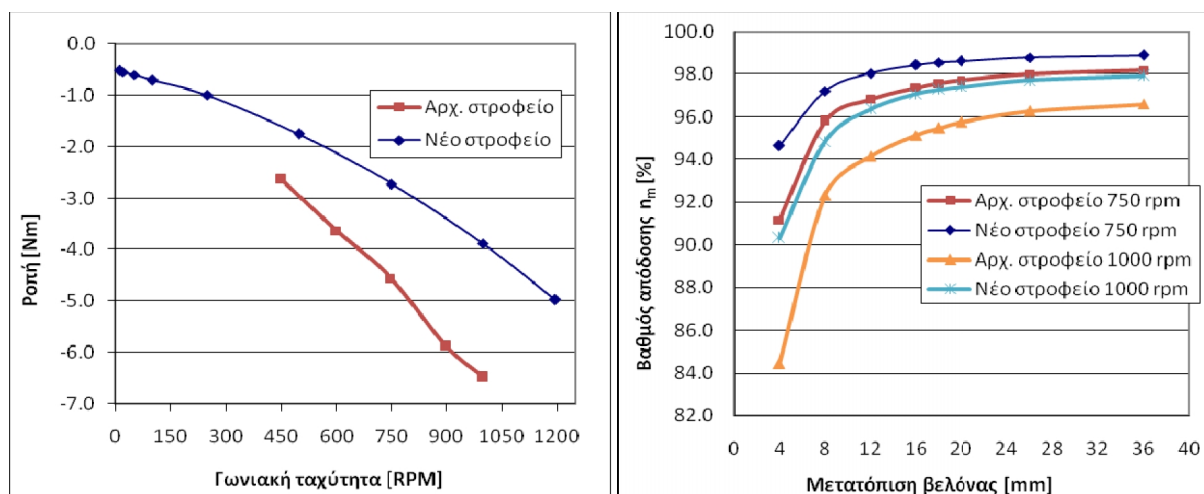
$$\eta = \eta_{hs} \cdot \eta_{hp} \cdot \eta_{ha1} \cdot \eta_{ha2} \cdot \eta_m \cdot K \tag{3}$$

Πίνακας 2. Ορισμός απωλειών ενέργειας στα επιμέρους τμήματα του υδροστροβίλου

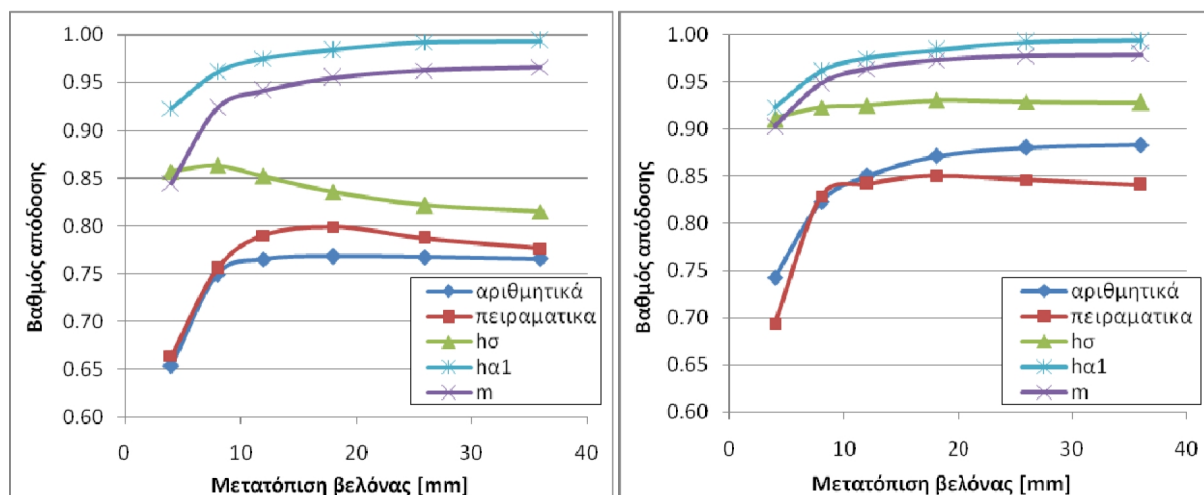
Συντ.	Ονομασία απώλειας	Περιγραφή και τρόπος υπολογισμού ή εκτίμησης
$\eta_{hs}$	Κύριες υδραυλικές απώλειες στροφείου	Αποτελούν τον βασικότερο παράγοντα απώλειας ενέργειας και υπολογίζονται αριθμητικά, όπως αναλύεται στο κεφ. 2.
$\eta_{hp}$	Υδραυλικές απώλειες λόγω περιβλήματος	Οφείλονται στην αλληλεπίδραση της απορροής με τις ελεύθερες δέσμες και το στροφείο και μπορούν να εκτιμηθούν εμπειρικά.
$\eta_{ha1}$	Απώλειες στο τελευταίο μέρος του ακροφυσίου	Η μεταβολή της υδραυλικής ενέργειας σε κινητική στο τελευταίο μέρος του ακροφυσίου προκαλεί απώλεια ενέργειας, η οποία υπολογίζεται αριθμητικά όπως αναλύεται στο κεφ. 2.
$\eta_{ha2}$	Απώλειες οφειλόμενες στη διαμόρφωση του αγωγού ανάντη του ακροφυσίου	Οι γωνίες της σωλήνωσης, η διακλάδωση και η παρουσία των στηριγμάτων της βελόνας εντός της ροής επιφέρουν υδραυλικές απώλειες άμεσα και έμμεσα, επιδρώντας στην ομοιομορφία της ελεύθερης δέσμης. Το μέγεθος τους υπολογίζεται αριθμητικά.
$\eta_m$	Μηχανικές απώλειες και απώλειες ανεμισμού για μηδενική παροχή	Οι μηχανικές απώλειες οφείλονται στις τριβές των εδράνων και στις απώλειες ανεμισμού μεταξύ του στροφείου και του μίγματος αέρα-σταγονιδίων στο εσωτερικό του κελύφους. Ο υπολογισμός τους γίνεται πειραματικά για μηδενική παροχή.
K	Συντελεστής πίεσης αναγωγής αποτελεσμάτων	Δεν αποτελεί μεμονωμένη απώλεια αλλά εμπεριέχει την επίδραση του μεγέθους της πίεσης εισόδου στο βαθμό απόδοσης με σκοπό την αναγωγή αποτελεσμάτων σε πίεση αναφοράς.

Οι υδραυλικές απώλειες λόγω του κελύφους μεταβάλλονται σημαντικά συναρτήσει της παροχής και του αριθμού των ακροφυσίων σε λειτουργία, ενώ ο υπολογισμός τους είναι πρακτικά αδύνατος. Όμως για λειτουργία ενός ακροφυσίου εκτιμάται ότι είναι αρκετά μικρές και αμελούνται.

Οι απώλειες που οφείλονται στη διαμόρφωση του ακροφυσίου υπολογίστηκαν αριθμητικά, συγκρίνοντας τον υδραυλικό βαθμό απόδοσης συστήματος στροφείου-ακροφυσίου δύο περιπτώσεων. Στην πρώτη το ακροφύσιο αποτελείται μόνο από το τελικό μέρος και η δέσμη έχει ομοιόμορφο προφίλ ταχυτήτων, ενώ στη δεύτερη προσομοιώνεται ολόκληρο το ακροφύσιο και το προφίλ της δέσμης που προκύπτει, με ανομοιόμορφο, μη-αξονοσυμμετρικό πεδίο ταχυτήτων και δευτερεύουσες ροές, χρησιμοποιείται για την προσομοίωση του στροφείου. Τελικά, ο βαθμός απόδοσης της δεύτερης περίπτωσης προέκυψε περίπου 1% μικρότερος και συνεπώς ο βαθμός απόδοσης  $\eta_{ha2}$  υπολογίζεται ίσος με 99%. Θα πρέπει να σημειωθεί ότι οι κατασκευαστικές ατέλειες, οι οποίες λόγω παλαιότητας του μοντέλου δεν είναι αμελητέες, όπως αποδεικνύεται και από τις διαφορές μεταξύ άνω και κάτω ακροφυσίου, δεν συμπεριλαμβάνονται. Ο μηχανικός βαθμός απόδοσης  $\eta_m$  υπολογίστηκε πειραματικά, μετρώντας τη ροπή που ασκείται για την περιστροφή του στροφείου σε συνθήκες μηδενικής παροχής. Στο Σχήμα 10, αριστερά απεικονίζεται η ασκούμενη ροπή και δεξιά ο βαθμός απόδοσης  $\eta_m$  που αντιστοιχεί στις 750 rpm, δηλαδή στο σημείο διενέργειας των μετρήσεων, και στις 1000 rpm, όπου έγιναν οι προσομοιώσεις. Τέλος, ο συντελεστής K που εισάγεται για λόγους σύγκρισης εκλέγεται ίσος με 1 για πίεση 67 mSY όπου πραγματοποιήθηκαν οι μετρήσεις και ίσος με 0.988 για 100 mSY, όπως προκύπτει προσεγγιστικά από το Σχήμα 9. Έτσι γίνεται η αναγωγή του υδραυλικού βαθμού απόδοσης στροφείου που υπολογίστηκε αριθμητικά στα 100 mSY στην πίεση των μετρήσεων, δηλαδή στα 67 mSY. Ο τελικός βαθμός απόδοσης που βασίζεται στα αριθμητικά αποτελέσματα, αναγόμενος σε πίεση εισόδου 67 mSY, υπολογίζεται από την εξίσωση 3 και η σύγκριση του με τα πειραματικά αποτελέσματα παρουσιάζεται στο Σχήμα 11. Στο ίδιο σχήμα επίσης παρουσιάζονται οι υπολογιζόμενες δευτερεύουσες απώλειες με δείκτες  $h_s$ ,  $h_{a1}$  και  $m$  που αντιστοιχούν στους δείκτες των απωλειών του Πίνακα 2.



Σχ. 10. Μελέτη απωλειών ανεμισμού σε συνδυασμό με μηχανικές απώλειες



Σχ. 11. Σύγκριση αποτελεσμάτων αρχικού (αριστερά) και νέου (δεξιά) στροφείου

Όπως προκύπτει, τα πειραματικά και αριθμητικά αποτελέσματα βρίσκονται σε ικανοποιητική συμφωνία μεταξύ τους. Στο αρχικό στροφέιο τα αριθμητικά αποτελέσματα υποεκτιμάνε την απόδοση ενώ στη νέα βελτιστοποιημένη γεωμετρία την υπερεκτιμάνε και συνεπώς δεν ακολουθείται σταθερή τάση αλλά το σφάλμα εξαρτάται από τα χαρακτηριστικά της γεωμετρίας του στροφέιου. Η υπερεκτίμηση του βαθμού απόδοσης του νέου στροφέιου πιθανόν οφείλεται στο γεγονός ότι η γεωμετρία προέκυψε κατόπιν διαδικασίας αριθμητικής βελτιστοποίησης. Συνεπώς, κατά την διαδικασία πιθανόν προσδόθηκαν χαρακτηριστικά στη γεωμετρία που εκτός από πραγματική βελτίωση συνεισέφεραν και στην εσφαλμένη υπερεκτίμηση του βαθμού απόδοσης. Επίσης, η τάση των αριθμητικών αποτελεσμάτων να μην υπολογίζουν μείωση του βαθμού απόδοσης για μεγάλα ανοίγματα του ακροφυσίου οφείλεται στο γεγονός ότι αμελούνται οι απώλειες λόγω περιβλήματος, ή αλλιώς λόγω της αλληλεπίδρασης των απόνερων με τις δέσμες και το στροφέιο. Όμως όπως προαναφέρθηκε, οι απώλειες αυτές αυξάνονται με την αύξηση της παροχής και για μεγάλες παροχές δεν είναι αμελητέες.

## 5. ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

Ο βαθμός απόδοσης ενός μοντέλου υδροστροβίλου Pelton μελετήθηκε αριθμητικά και πειραματικά για λειτουργία με ένα αρχικό στροφέιο και στη συνέχεια με νέο στροφέιο που προέκυψε από αριθμητική βελτιστοποίηση, όπως επίσης και για διάφορες γεωμετρικές τροποποιήσεις του εσωτερικού του κελύφους. Η κατασκευή και σύγκριση των χαρακτηριστικών καμπυλών λειτουργίας του υδροστροβίλου έδειξε σημαντική αύξηση του βαθμού απόδοσης με το νέο στροφέιο, ίση ή μεγαλύτερη του 6% σε όλη την περιοχή λειτουργίας του. Η μεταβολή της εσωτερικής γεωμετρίας του κελύφους αύξησε τον βαθμό απόδοσης έως 1.5%, αλλά μόνο για μεγάλες παροχές και λειτουργία και των δύο ακροφυσίων. Όμως, η μείωση του βαθμού απόδοσης που παρατηρήθηκε για την περίπτωση λειτουργίας μόνο του κάτω ακροφυσίου δείχνει ότι απαιτείται επιπλέον μελέτη αυτών των τροποποιήσεων, καθώς φαίνεται ότι υπάρχει περιθώριο για περαιτέρω βελτίωση.

Η διάκριση των διαφόρων επιμέρους απωλειών στον υδροστροβίλο και ο υπολογισμός των πιο σημαντικών έγινε προκειμένου να διευκολυνθεί η σύγκριση των πειραματικών και των αριθμητικών αποτελεσμάτων. Η σχετική ανάλυση έδειξε ότι, εκτός από τις υδραυλικές απώλειες του στροφέιου, σημαντικό ρόλο έχουν επίσης και οι απώλειες ακροφυσίου και ανεμισμού. Τελικά, από την σύγκριση των καμπυλών λειτουργίας προέκυψε ότι στην περίπτωση του αρχικού στροφέιου τα αριθμητικά αποτελέσματα υποεκτιμούν τον βαθμό απόδοσης, ενώ για το νέο στροφέιο τον υπερεκτιμούν. Όμως, οι παρατηρούμενες διαφορές στα περισσότερα σημεία είναι μικρές, της τάξης του 1-2%, και δικαιολογούνται με βάση το περιθώριο σφάλματος των αριθμητικών και πειραματικών αποτελεσμάτων, όπως και του υπολογισμού των επιμέρους απωλειών. Η πειραματική επιβεβαίωση της λειτουργικής συμπεριφοράς του νέου, βελτιστοποιημένου στροφέιου και της πολύ σημαντικής αύξησης του βαθμού απόδοσης του συγκεκριμένου υδροστροβίλου υποδεικνύει ότι οι αριθμητικές μέθοδοι είναι κατάλληλες για τη μελέτη και τη βελτίωση της γεωμετρίας και της ενεργειακής απόδοσης των υδροστροβίλων Pelton.

## ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

- 1 Klemetsen, Lars E., "An experimental and numerical study of the free surface Pelton bucket flow", M.Sc. Thesis, Norwegian University of Science and Technology, Norway, 2010
- 2 Kvicinsky S, "Methoded' analyse des ecoulements 3d à surface libre: application aux turbines pelton", PhD Thesis, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, France, 2002
- 3 H.B. Matthias, O. Promper, "Numerical simulation of the free surface flow in Pelton turbines", Proceedings of the 6th International Conference on Hydraulic Machinery and Hydrodynamics, Timisoara, Romania, October 21-22, 2004.
- 4 Zoppe B., Pellone C., Maitre T., Leroy P., "Flow analysis inside a Pelton turbine bucket", ASME Journal of Turbomachinery, vol. 128, pages 500-512, 2006

- 5 Perrig A., Avellan F., Kueny J. L., Farhat M., Parkinson E., "Flow in a Pelton turbine bucket: Numerical and experimental investigations", Transactions of the ASME: Journal of Fluids Engineering 128, 4, 350–358, 2006
- 6 Perrig A., "Hydrodynamics of the free surface flow in Pelton turbine buckets", PhD Thesis, Swiss Federal Institute of Technology, Lausanne, Switzerland, 2007
- 7 Barstad, L. F., "CFD analysis of a Pelton turbine", M.Sc. Thesis, Norwegian University of Science and Technology, Norway, 2012
- 8 Parkinson E., et al., "Unsteady analysis of a Pelton runner with flow and mechanical simulations", International Journal on Hydropower & Dams 13.2 : 101-105, 2006
- 9 Marongiu J., Leboeuf F., Parkinson E., "Numerical simulation of the flow in a Pelton turbine using the meshless method smoothed particle hydrodynamics: a new simple boundary treatment", Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, vol. 221, Part A: Journal of Power and Energy, 2007
- 10 Marongiu J., et. al., "Application of SPH-ALE method to Pelton hydraulic turbines", 5th Spheric Workshop, Manchester, 23-25, United Kingdom, 2010
- 11 Koukouvini P., "Development of a meshfree particle method for the simulation of steady and unsteady free surface flows: application and validation of the method on impulse hydraulic turbines", PhD Thesis, National Technical University of Athens, Athens, 2012
- 12 International Electrotechnical Commission 60193 (1999) Hydraulic Turbines, Storage Pumps and Pump-turbines: Model Acceptance Tests. International Electrotechnical Commission, 1999
- 13 Židonis A., Panagiotopoulos A., Aggidis G., Anagnostopoulos, J., Papantonis D., "Parametric Optimisation of Two Pelton Turbine Runner Designs Using Computational Fluid Dynamics", Journal of Hydrodynamics, in press
- 14 Benzon, D., Židonis, A., Panagiotopoulos, A., Aggidis, G. A., Anagnostopoulos, J. S., Papantonis D. E., "Impulse turbine injector design improvement using Computational Fluid Dynamics", Journal of Fluids Engineering, in press
- 15 Anagnostopoulos J., Papadonis D., "A fast lagrangian simulation method for flow analysis and runner design in Pelton turbines", Journal of hydrodynamics 24:930-941, 2012
- 16 Giannakoglou K.C., "The Evolutionary Algorithms SYstems", [Online] [Accessed: October 21, 2014.] <<http://velos0.ltt.mech.ntua.gr/EASY/index.html>>

## ΠΑΡΑΜΕΤΡΙΚΗ ΣΧΕΔΙΑΣΗ ΚΑΙ ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΗ ΒΕΛΤΙΣΤΟΠΟΙΗΣΗ ΠΤΕΡΩΤΗΣ ΦΥΓΟΚΕΝΤΡΙΚΗΣ ΑΝΤΛΙΑΣ

Μάριος Χρυσοβέργης<sup>1\*</sup>, Γεώργιος Αγγίδης<sup>2</sup>, Δημήτριος Παπαντώνης<sup>1</sup>, Ιωάννης  
Αναγνωστόπουλος<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Εργαστήριο Υδροδυναμικών Μηχανών, Τομέας Ρευστών, Σχολή Μηχανολόγων Μηχανικών, Ε.Μ.Π.

<sup>2</sup>Renewable Energy Group & Fluid Machinery Group, Department of Engineering, Faculty of Science  
and Technology, Lancaster University, UK

\*e-mail: mario@fluid.mech.ntua.gr

### ΠΕΡΙΛΗΨΗ

Η παρούσα εργασία ασχολείται με την παραμετρική σχεδίαση, υπολογιστική επίλυση της ροής και αριθμητική βελτιστοποίηση της γεωμετρίας πτερωτής φυγοκεντρικής αντλίας. Οι πτερωτές που εξετάζονται είναι ακτινικής ροής, ειδικού αριθμού στροφών  $n_q \leq 70$  rpm. Η σχεδίαση της πτερωτής στηρίζεται σε στατιστικές συσχετίσεις για τη διδιάστατη ανάλυση της ροής στο μεσημβρινό κανάλι και σε αδιάστατες παραμετρικές κατανομές της κλίσης για την τριδιάστατη σχεδίαση των πτερυγίων. Το αριθμητικό, μη δομημένο πλέγμα κατασκευάζεται αυτόματα σε εμπορικό πακέτο CAD για το υπολογιστικό χωρίο που αντιστοιχεί σε ένα περύγιο, με την επιβολή των καταλλήλων συνοριακών συνθηκών. Η προσομοίωση της ροής γίνεται με εμπορικό λογισμικό υπολογιστικής ρευστοδυναμικής και η γεωμετρία της πτερωτής αξιολογείται ως προς το ολικό ύψος και τον υδραυλικό βαθμό απόδοσης. Από τη μελέτη ανεξαρτησίας επιλέγεται η πυκνότητα του πλέγματος και το μοντέλο τύρβης και κατόπιν εξετάζεται η περίπτωση αριθμητικής βελτιστοποίησης του σχεδιασμού μιας πτερωτής, με τη χρήση λογισμικού εξελικτικών αλγορίθμων, που συγκλίνει στις βέλτιστες τιμές των ελεύθερων σχεδιαστικών παραμέτρων, για τις οποίες μεγιστοποιείται ο υδραυλικός βαθμός απόδοσης, για δεδομένο σημείο λειτουργίας της αντλίας. Η μεθοδολογία παραμετρικής σχεδίασης που αναπτύχθηκε επιτρέπει την αυτοματοποίηση της διαδικασίας αριθμητικής βελτιστοποίησης, τα αποτελέσματα από την εφαρμογή της οποίας δείχνουν βελτίωση του βαθμού απόδοσης της πτερωτής βελτιστοποιημένου σχεδιασμού.

### 1. ΕΙΣΑΓΩΓΗ

Οι φυγοκεντρικές αντλίες χρησιμοποιούνται ευρύτατα σε πλήθος εφαρμογών, από τη βιομηχανία έως τη γεωργία και την αστική κατανάλωση (Shah et al., 2013). Η παραδοσιακή προσέγγιση για το σχεδιασμό των εξαρτημάτων τους στηρίζεται στο θεωρητικό υπόβαθρο των υδροδυναμικών μηχανών, καθώς και σε στατιστικές συσχετίσεις προερχόμενες από την κατασκευαστική εμπειρία, αλλά και από πειραματικά δεδομένα. Ωστόσο, η μέθοδος αυτή αποδεικνύεται ιδιαίτερα κοστοβόρα σε περιπτώσεις όπου είναι επιθυμητή η πρόβλεψη της λειτουργίας αλλά και η βελτιωμένη απόδοση των αντλιών. Τα τελευταία χρόνια, η ανάπτυξη του κλάδου της Υπολογιστικής Ρευστοδυναμικής (ΥΡ) έπαιξε κομβικό ρόλο στην αριθμητική προσομοίωση της ροής στις φυγοκεντρικές αντλίες, καθώς και στη βελτίωση της υδροδυναμικής τους σχεδίασης.

Τις τελευταίες δεκαετίες, διάφοροι ερευνητές ασχολήθηκαν από διαφορετικές σκοπιές με την αριθμητική επίλυση της ροής στα βασικά μηχανικά μέρη των φυγοκεντρικών αντλιών, και κυρίως στην πτερωτή τους. Συγκεκριμένα, οι Dick et al. (2001), Cheah et al. (2007), Hedi et al. (2010), Jafarzadeh et al. (2011) και Jin et al. (2012) μεταξύ άλλων χρησιμοποίησαν κώδικες ΥΡ για την πρόβλεψη της λειτουργίας φυγοκεντρικών αντλιών. Επίσης, μελετήθηκε από τους Bacharoudis et al. (2008), Luo et al. (2008), Anagnostopoulos (2009) και Shojaeefard et al. (2012) η επίδραση



ορισμένων παραμέτρων και γεωμετρικών χαρακτηριστικών των φυγοκεντρικών αντλιών στη λειτουργία και την απόδοσή τους. Ακόμα, αναπτύχθηκαν μέθοδοι αυτοματοποιημένης σχεδίασης με χρήση προγραμμάτων CAD για φυγοκεντρικές αντλίες, οι οποίες ενσωματώνουν επαναληπτική διαδικασία αξιολόγησης των γεωμετριών με χρήση ΥΡ, όπως αυτές των Tan et al. (2012) και Shendryk et al. (2013).

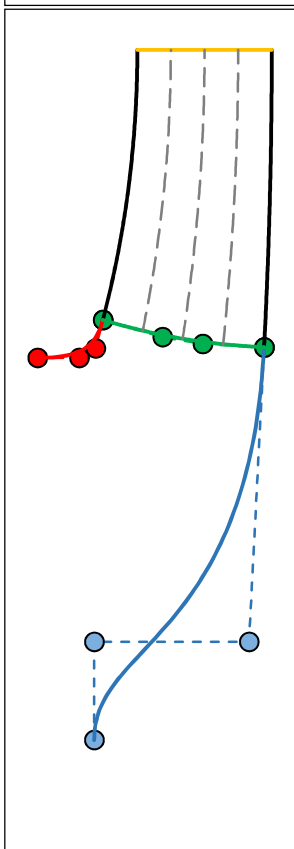
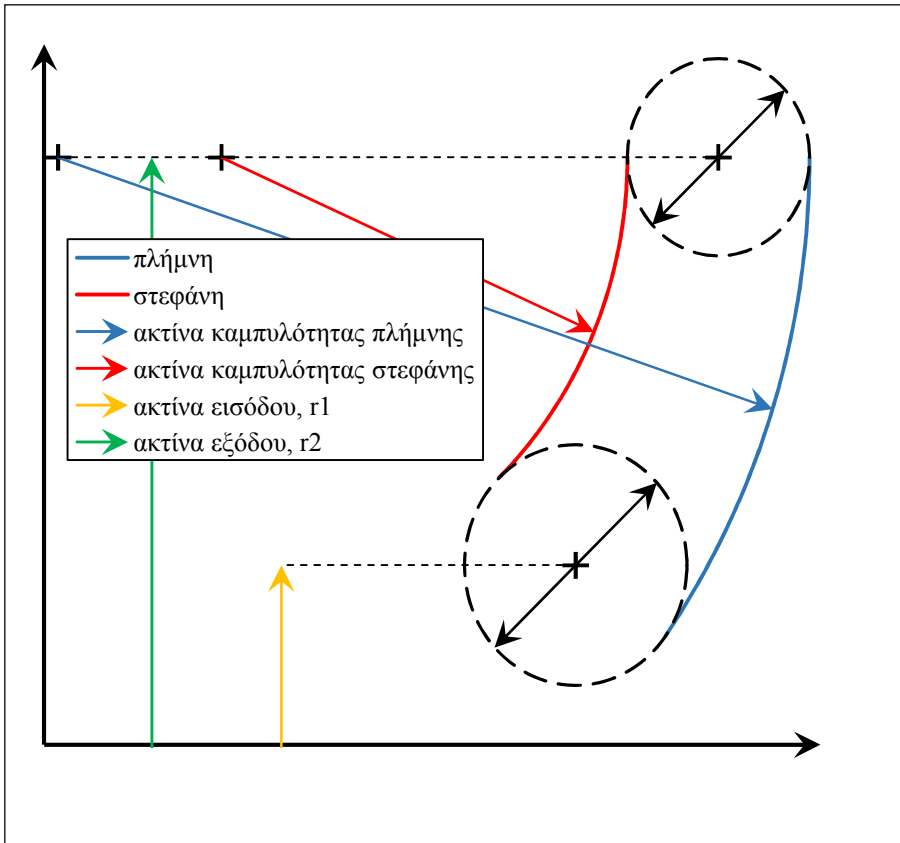
Η παρούσα εργασία ασχολείται με την ευθεία παραμετρική σχεδίαση της περωτής φυγοκεντρικής αντλίας, την αυτοματοποιημένη κατασκευή του υπολογιστικού χωρίου που αντιστοιχεί σε ένα περύγιο, την κατασκευή του αριθμητικού πλέγματος, καθώς και τη βελτιστοποίηση της γεωμετρίας της περωτής για μέγιστο υδραυλικό βαθμό απόδοσης σε προεπιλεγμένο κανονικό σημείο λειτουργίας.

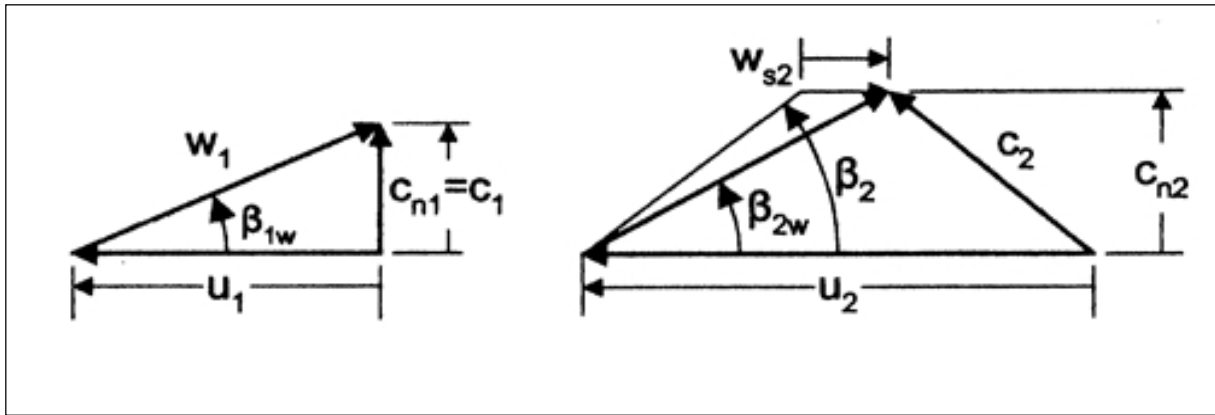
## **2. ΠΑΡΑΜΕΤΡΙΚΗ ΣΧΕΔΙΑΣΗ**

Η παραμετρική μέθοδος για τη σχεδίαση της περωτής φυγοκεντρικών αντλιών που χρησιμοποιείται στην παρούσα εργασία, στηρίζεται κυρίως στη θεωρία των υδροδυναμικών μηχανών, αλλά σε κάποιο βαθμό και σε πειραματικά δεδομένα, στατιστικές συσχετίσεις και γενικές κατευθύνσεις από τη σχεδιαστική και μελετητική εμπειρία των προηγούμενων δεκαετιών, όπως αυτά περιγράφονται από τους Stepanoff (1957) και Παπαντώνη (2004). Η μέθοδος υλοποιείται σε δύο διαδοχικά επίπεδα, δηλαδή στη διδιάστατη σχεδίαση του μεσημβρινού καναλιού και στην τριδιάστατη σχεδίαση των περυγίων.

### **2.1 Αξονοσυμμετρικό κανάλι**

Αρχικά εισάγεται στον κώδικα το επιθυμητό κανονικό σημείο λειτουργίας ( $Q$ ,  $H$ ,  $\eta$ ), οι κλίσεις του περυγίου στις ακμές προσβολής και εκφυγής και οι σχεδιαστικές παράμετροι που ρυθμίζουν τη μορφή των καμπυλών που αναλύονται παρακάτω και υπολογίζεται ο ειδικός αριθμός στροφών της περωτής. Έπειτα εκτιμώνται από συνδυασμούς στατιστικών δεδομένων οι επιμέρους βαθμοί απόδοσης, η παράμετρος παροχής, ο λόγος μεσημβρινών ταχυτήτων και η απόκλιση μεταξύ βέλτιστης (optimum) και κανονικής παροχής. Στη συνέχεια, με κατάλληλους μετασχηματισμούς καθίσταται δυνατή η μονοσήμαντη επίλυση των τριγώνων ταχυτήτων στις θέσεις εισόδου και εξόδου (Σχήμα 3) που, στη μονοδιάστατη ανάλυση της περωτής, αντιστοιχούν στις ακμές προσβολής και εκφυγής των περυγίων.



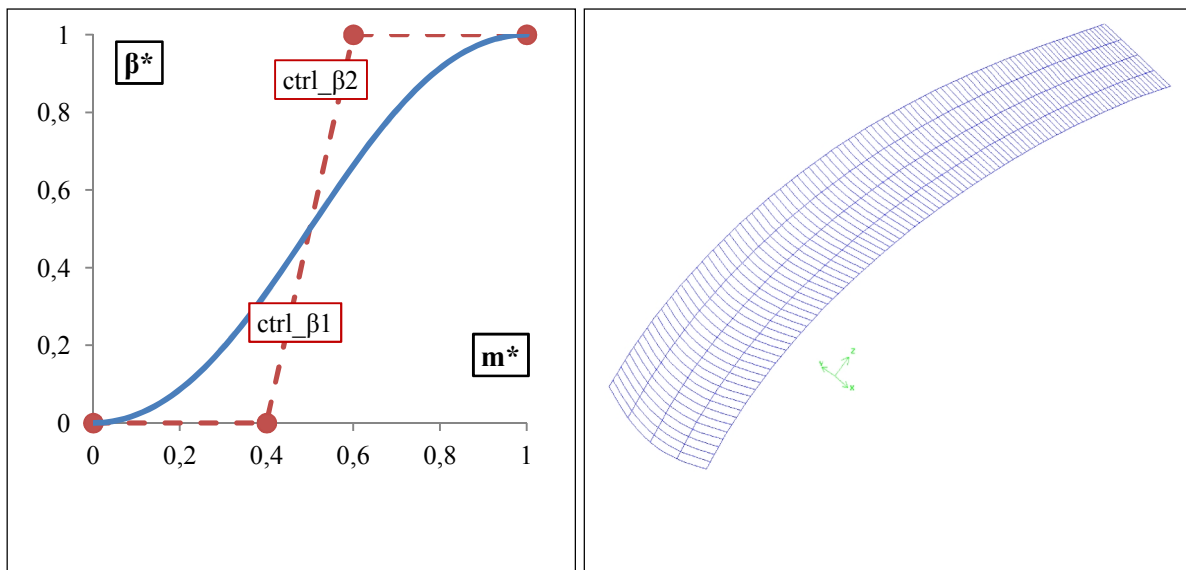


Έχοντας υπολογίσει πλέον τις ακτίνες στις θέσεις εισόδου και εξόδου και τα αντίστοιχα πλάτη, οι θέσεις αυτές μπορούν να παρασταθούν στο μεσημβρινό επίπεδο ως κύκλοι, αναρτημένοι στην ακτίνα και με διάμετρο το πλάτος που αντιστοιχεί στον καθένα. Τα τμήματα της πλήμνης και της στεφάνης που αντιστοιχούν στην περιοχή των πτερυγίων σχεδιάζονται ως τόξα κύκλων, εφαπτόμενα στους κύκλους εισόδου και εξόδου, με οριακές περιπτώσεις τη σχεδίαση της πλήμνης ως ευθεία και της στεφάνης ως τεταρτοκύκλιο. Η αρχική αυτή χάραξη φαίνεται στο Σχήμα 1.

Στη συνέχεια, σχεδιάζονται οι ανάντη προεκτάσεις της πλήμνης και της στεφάνης, ως καμπύλες Bezier 4 σημείων, προκειμένου να επιτευχθεί συνέχεια και ομαλότητα στα κοινά τους σημεία. Η πλήμνη διαμορφώνεται σε βολβό για την υποδοχή του σημείου ανακοπής και η στεφάνη καταλήγει οριζόντια ώστε να εξασφαλίζεται αξονική είσοδος της ροής. Τέλος, η καμπύλη εισόδου σχεδιάζεται κάθετα στα ίχνη της πλήμνης και της στεφάνης στον κύκλο εισόδου. Οι καμπύλες αυτές, μαζί με τα ενδιάμεσα σημεία ελέγχου τους, παρουσιάζονται στο Σχήμα 2.

## 2.2 Πτερύγια

Εκτός από περιπτώσεις ιδιαίτερα χαμηλού ειδικού αριθμού στροφών, όπου αρκεί η προβολή μιας καμπύλης στο επίπεδο του άξονα περιστροφής, τα πτερύγια των φυγοκεντρικών αντλιών σχεδιάζονται ως τριδιάστατες επιφάνειες διπλής καμπυλότητας. Για την επίτευξη τέτοιας γεωμετρίας, η τυπική σχεδιαστική προσέγγιση περιλαμβάνει το διαχωρισμό του μεσημβρινού καναλιού σε ζώνες σταθερής παροχής όγκου, από τις γραμμές που προκύπτουν από αριθμητική επίλυση της διδιάστατης άεργης αξονοσυμμετρικής ροής σε αυτό και, στη συνέχεια, την εφαρμογή της μεθόδου σύμμορφης απεικόνισης κατά μήκος καθεμιάς εξ αυτών, βάσει του διαφορικού μετασχηματισμού σε κυλινδρικές συντεταγμένες (Εξ. 1).



Στην παρούσα εργασία, αντί των πραγματικών γραμμών ροής χρησιμοποιούνται ενδιάμεσες κατασκευαστικές καμπύλες στο μεσημβρινό κανάλι, οι οποίες σχεδιάζονται ως τόξα κύκλων που τέμνουν κάθετα και σε ισαπέχοντα τμήματα την έξοδο του καναλιού (Σχήμα 2). Στη συνέχεια, κατά μήκος κάθε τέτοιας γραμμής  $i$  εφαρμόζεται μια παραμετρική, αδιάστατη κατανομή της κλίσης ως προς το μεσημβρινό μήκος (Εξ. 2,3), με μηδενική κλίση σε είσοδο και έξοδο (Σχήμα 4), σύμφωνα με την πρόταση του Teodor (2012) για ομαλότερη ροή με μηδενικό φορτίο στις περιοχές των ακμών προσβολής και εκφυγής. Έτσι, από τις κατασκευαστικές καμπύλες, βάσει του διαφορικού μετασχηματισμού (Εξ. 1), προκύπτουν αντίστοιχες τριδιάστατες καμπύλες, των οποίων η υπέρθεση οδηγεί στη μέση επιφάνεια του περυγίου. Η παραμετροποίηση αυτή επιτρέπει μεγάλο εύρος σχεδίασης για τα πτερύγια, ως προς το μήκος αλλά και τη μορφή της καμπυλότητας της μέσης επιφάνειας.

Σε κάθε σημείο του σκελετού της μέσης επιφάνειας υπολογίζεται το εξωτερικό γινόμενο και στο μέτρο του προκύπτοντος διανύσματος αποδίδεται το ήμισυ της προεπιλεγμένης τιμής του πάχους των πτερυγίων. Έτσι σχεδιάζονται καταρχήν οι επιφάνειες υπερπίεσης και υποπίεσης. Η στρογγύλευση των ακμών πρόσπτωσης και εκφυγής επιτυγχάνεται με καμπύλες Bezier στο χώρο. Προκειμένου ο όγκος του περυγίου να εφάπτεται ακριβώς με τις εκ περιστροφής επιφάνειες πλήμης και στεφάνης, οι επιφάνειες του περυγίου προεκτείνονται κατά τις κατευθύνσεις της πλήμης και της στεφάνης και αφαιρούνται τα εξέχοντα τμήματά τους (Boolean subtraction).

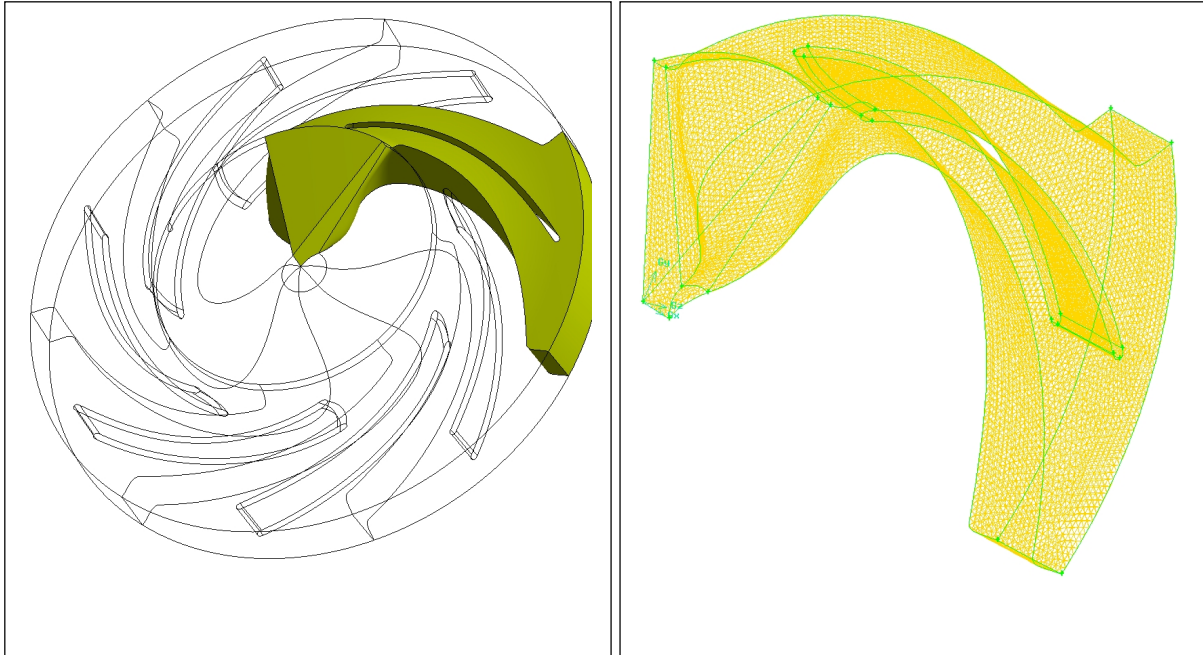
$$\frac{d\theta^s}{dm} \quad \text{act} \tag{1}$$

$$\frac{\beta^*}{\beta - \beta_1} \tag{2}$$

$$\frac{n^2 - n_1^2}{m - r} \tag{3}$$

### 3. ΥΠΟΛΟΓΙΣΤΙΚΟ ΧΩΡΙΟ & ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΟ ΠΛΕΓΜΑ

Ιδιαίτερη σημασία για την παρούσα μέθοδο έχει η ένταξη της σχεδίασης που περιγράφεται παραπάνω στην αυτοματοποιημένη κατασκευή του υπολογιστικού χωρίου. Αυτό επιτυγχάνεται με χρήση εμπορικού λογισμικού CAD (ANSYS Gambit). Το υπολογιστικό χωρίο σχεδιάζεται έτσι ώστε να περιλαμβάνει τον εκ περιστροφής περιοδικό όγκο που αντιστοιχεί στη ροή γύρω από ένα πτερύγιο.



Η σχεδίαση αυτή περιλαμβάνει, πέραν των επιφανειών της πλήμνης, της στεφάνης και των επιφανειών του πτερυγίου, μια σειρά επιφανειών μεγάλης καμπυλότητας για τα περιοδικά σύνορα του χωρίου, όπως φαίνεται στα περιγράμματα του Σχήματος 6, προκειμένου αυτά να έχουν κατά το δυνατό λιγότερες ακμές κι έτσι να προλαμβάνεται η εμφάνιση στοιχείων στο πλέγμα με έντονη λοξότητα. Το αριθμητικό πλέγμα που κατασκευάζεται στη συνέχεια για αυτό το χωρίο είναι μη δομημένο, με τετραεδρικά στοιχεία και τοπική πυκνωση στις περιοχές των ακμών προσβολής και εκφυγής των πτερυγίων (Σχήμα 7), για την καλύτερη αποτύπωση της καμπυλότητάς τους.

#### 4. ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΗ ΕΠΙΛΥΣΗ ΚΑΙ ΑΞΙΟΛΟΓΗΣΗ ΤΗΣ ΓΕΩΜΕΤΡΙΑΣ

Η προσομοίωση της ροής στην παρούσα εργασία γίνεται με χρήση εμπορικού λογισμικού ΥΡΔ (ANSYS Fluent). Η αριθμητική επίλυση στηρίζεται στις παραδοχές ότι η ροή είναι χρονικά αμετάβλητη, ασυμπίεστη και περιοδικά όμοια για κάθε πτερύγιο. Η επίλυση των εξισώσεων Navier – Stokes γίνεται με κατάντη σχήμα διακριτοποίησης πρώτης τάξης. Η σύζευξη πίεσης και ταχύτητας γίνεται με τη μέθοδο SIMPLE. Τα όρια σύγκλισης τίθενται σε  $10^{-5}$  για την εξίσωση της συνέχειας και τις συνιστώσες της ταχύτητας και  $10^{-3}$  για τις παραμέτρους της τύρβης. Η είσοδος της ροής είναι καθαρά αξονική κι ομοιόμορφη, με παροχή μάζας που αντιστοιχεί στο ένα πτερύγιο, ενώ η τιμή της γωνιακής ταχύτητας προκύπτει από τις ονομαστικές στροφές της αντλίας.

Η αξιολόγηση της γεωμετρίας της πτερωτής γίνεται σε σχέση με το υδραυλικό ύψος και το βαθμό απόδοσης. Το υδραυλικό ύψος υπολογίζεται από τη διαφορά ολικών πιέσεων μεταξύ εισόδου και εξόδου του υπολογιστικού χωρίου, ενώ για το βαθμό απόδοσης απαιτείται η τιμή της αναπτυσσόμενης στρεπτικής ροπής που αντιστοιχεί σε ένα πτερύγιο.

$$\dot{m} = \rho \int_{\pi} \cdot n \cdot Q \quad (3)$$

$$\dot{m} = \rho \cdot Q \quad (4)$$

$$\omega = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot n \quad (5)$$

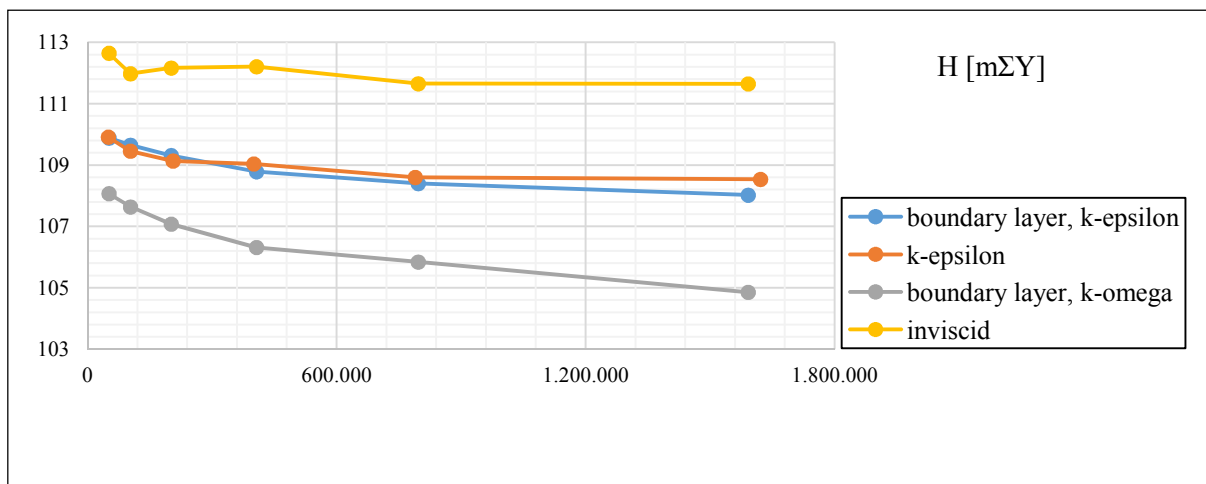
$$HT, \pi = \frac{P_{T_2} - P_{T_1}}{\rho \cdot g} \quad (6)$$

## 5. ΜΕΛΕΤΗ ΑΝΕΞΑΡΤΗΣΙΑΣ ΠΛΕΓΜΑΤΟΣ

Το αριθμητικό πλέγμα έχει ιδιαίτερη σημασία για την υπολογιστική προσομοίωση της ροής και τη βελτιστοποίηση της γεωμετρίας των επιμέρους εξαρτημάτων των στροβιλομηχανών. Η επιλογή του προκύπτει από τον αναγκαίο συμβιβασμό μεταξύ ανεξαρτησίας της λύσης και υπολογιστικού κόστους. Προκειμένου να εκτιμηθεί η επίδραση του αριθμητικού πλέγματος στην υπολογιστική επίλυση της ροής στο εσωτερικό περωτής φυγοκεντρικής αντλίας, μελετήθηκαν διάφοροι συνδυασμοί της πυκνότητάς του με τα επικρατέστερα μοντέλα τύρβης για τη συγκεκριμένη εφαρμογή, για μία γεωμετρία αναφοράς της αριθμητικής βελτιστοποίησης που παρουσιάζεται παρακάτω.

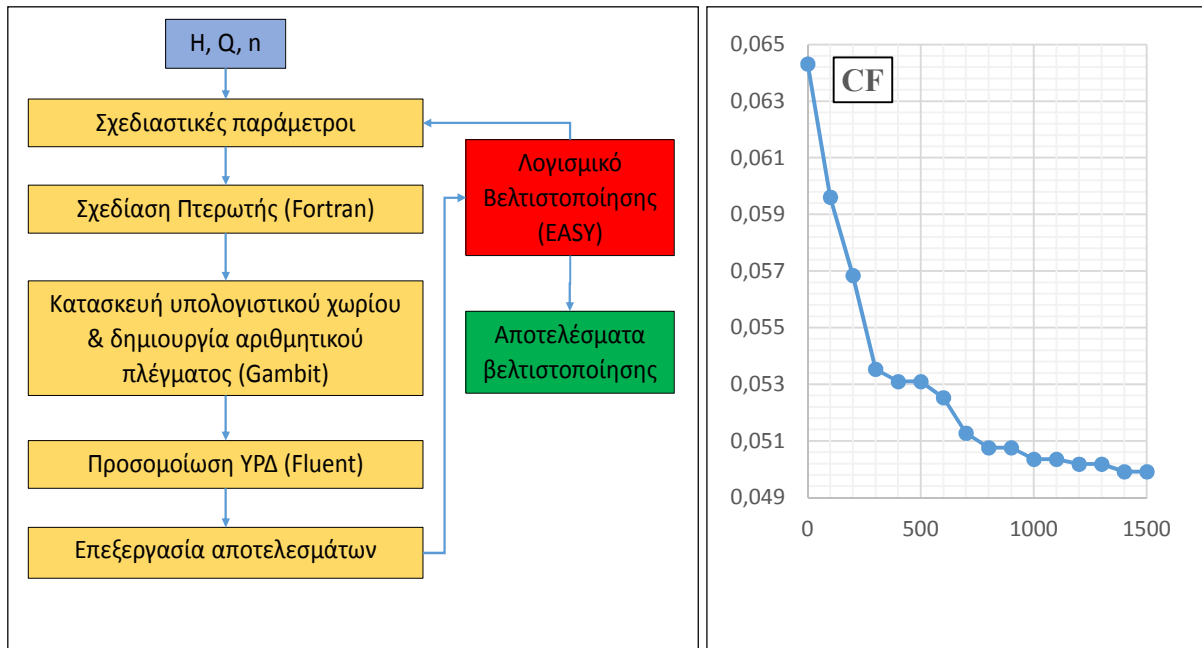
Συγκεκριμένα, δοκιμάστηκαν μη δομημένα, τετραεδρικά πλέγματα σε όλες τις περιπτώσεις, χωρίς οριακό στρώμα για ατριβή ροή (εξισώσεις Euler), με και χωρίς οριακό στρώμα με το μοντέλο τύρβης standard k-ε και με οριακό στρώμα με το μοντέλο standard k-ω. Για κάθε περίπτωση, χρησιμοποιήθηκαν 6 πλέγματα, διαδοχικά διπλάσιας πυκνότητας, αποτελούμενα από  $5 \cdot 10^4$  έως  $1,6 \cdot 10^6$  στοιχεία. Στις περιπτώσεις οριακού στρώματος, αυτό περιελάμβανε στρώμα 4 σειρών κελιών στις επιφάνειες του περυγίου, με αρχικό πλάτος  $10^{-4}$  και συντελεστή μεγέθυνσης 1,2. Για την περίπτωση της ατριβούς ροής επιτεύχθηκε ανεξαρτησία στα  $8 \cdot 10^5$  κελιά. Οι 2 περιπτώσεις με k-ε συγκλίνουν βαθμιαία όσο πυκνώνει το πλέγμα, ενώ η περίπτωση με k-ω φαίνεται να απαιτεί περεταίρω πυκνωση για σύγκλιση. Τα αποτελέσματα φαίνονται εποπτικά στο Σχήμα 8.

Για την περίπτωση της αριθμητικής βελτιστοποίησης της παρούσας εργασίας, επιλέχθηκε μη δομημένο πλέγμα ενδεικτικού μεγέθους  $2 \cdot 10^5$  σε συνδυασμό με το μοντέλο standard k-ε, το οποίο θεωρείται σχετικά αξιόπιστη λύση στη συγκριτική μελέτη των Liu et. Al (2012), ενώ έχει χαμηλό υπολογιστικό κόστος.

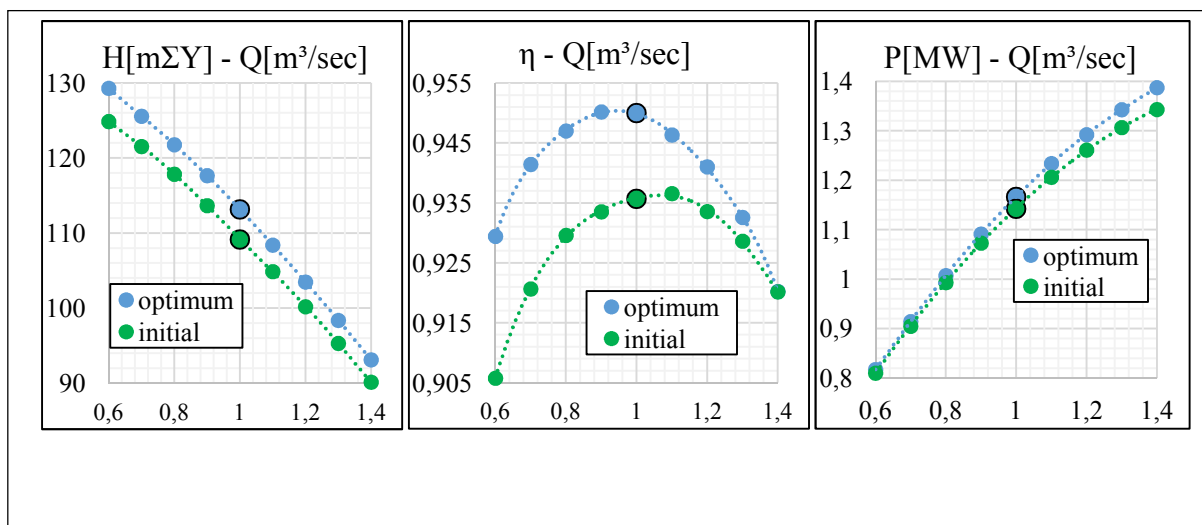


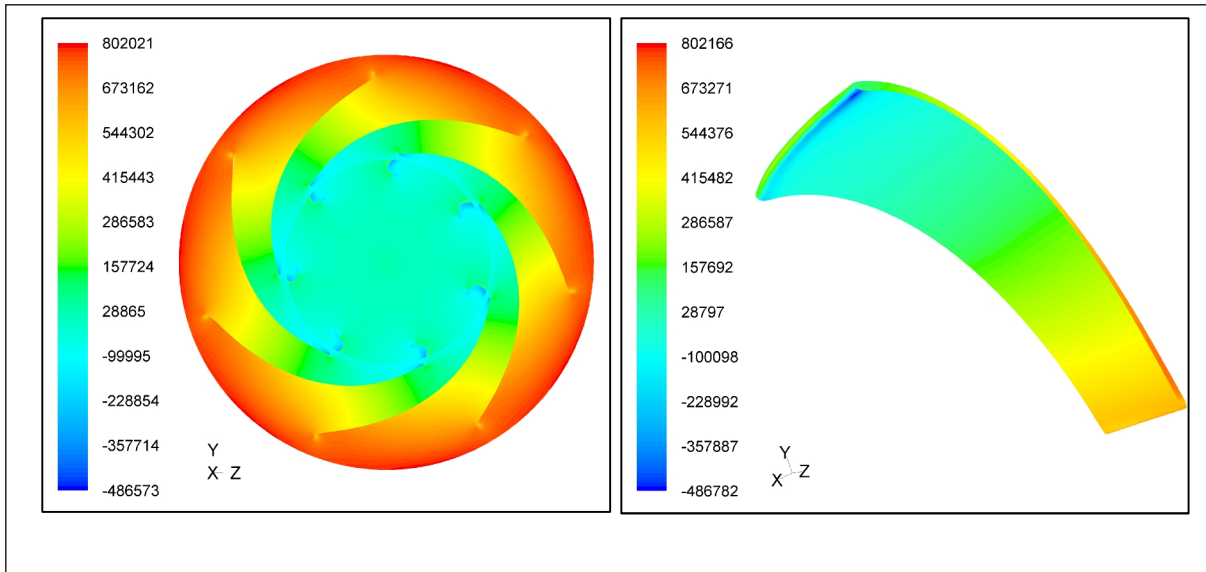
## 6. ΜΕΛΕΤΗ ΠΕΡΙΠΤΩΣΗΣ ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΗΣ ΒΕΛΤΙΣΤΟΠΟΙΗΣΗΣ

Για την εργασία αυτή χρησιμοποιήθηκε το λογισμικό βελτιστοποίησης EASY, που αναπτύχθηκε από το Εργαστήριο Θερμικών Στροβιλομηχανών του ΕΜΠ (Giannakoglou, 2002). Το πρόγραμμα βασίζεται στους εξελκτικούς αλγορίθμους και είναι κατάλληλο για μη – γραμμικά, πολυπαραμετρικά προβλήματα βελτιστοποίησης, όπως είναι η γεωμετρική βελτιστοποίηση των υδροδυναμικών μηχανών. Στην εξεταζόμενη περίπτωση, μελετήθηκε η αριθμητική βελτιστοποίηση περωτής 7 περυγίων με εκτιμώμενο κανονικό σημείο λειτουργίας  $Q = 1 \text{ m}^3/\text{sec}$ ,  $H = 100 \text{ mΣΥ}$  και  $n = 1000 \text{ rpm}$ , με στόχο τη μεγιστοποίηση του υδραυλικού βαθμού απόδοσης στο σημείο αυτό. Για τη διαδικασία χρησιμοποιήθηκαν 11 ελεύθερες παράμετροι και υλοποιήθηκαν 1500 επιλύσεις/αξιολογήσεις διαφορετικών γεωμετριών περωτής, με 15 διαδοχικές γενιές πληθυσμού 100 γεωμετριών για καθεμία. Ως συνάρτηση κόστους προς ελαχιστοποίηση τέθηκαν οι υπολογιζόμενες υδραυλικές απώλειες της περωτής (Εξ. 8). Στο Σχήμα 9 παρουσιάζεται το διάγραμμα ροής της ακολουθούμενης διαδικασίας.



Τα αποτελέσματα της βελτιστοποίησης (Σχήμα 10) ξεκινούν από τη γεωμετρία αναφοράς (για 0 αξιολογήσεις) και δείχνουν σημαντική βελτίωση του υδραυλικού βαθμού απόδοσης ως προς τη γεωμετρία αναφοράς, ενώ διαφαίνονται και περεταίρω περιθώρια βελτίωσης με τη διεξαγωγή περισσότερων αξιολογήσεων. Στο Σχήμα 11 παρουσιάζονται οι καμπύλες λειτουργίας της προκύπτουσας ως βέλτιστης γεωμετρίας. Παρατηρείται ότι η μορφή τους είναι η αναμενόμενη από τη θεωρία των υδροδυναμικών μηχανών.



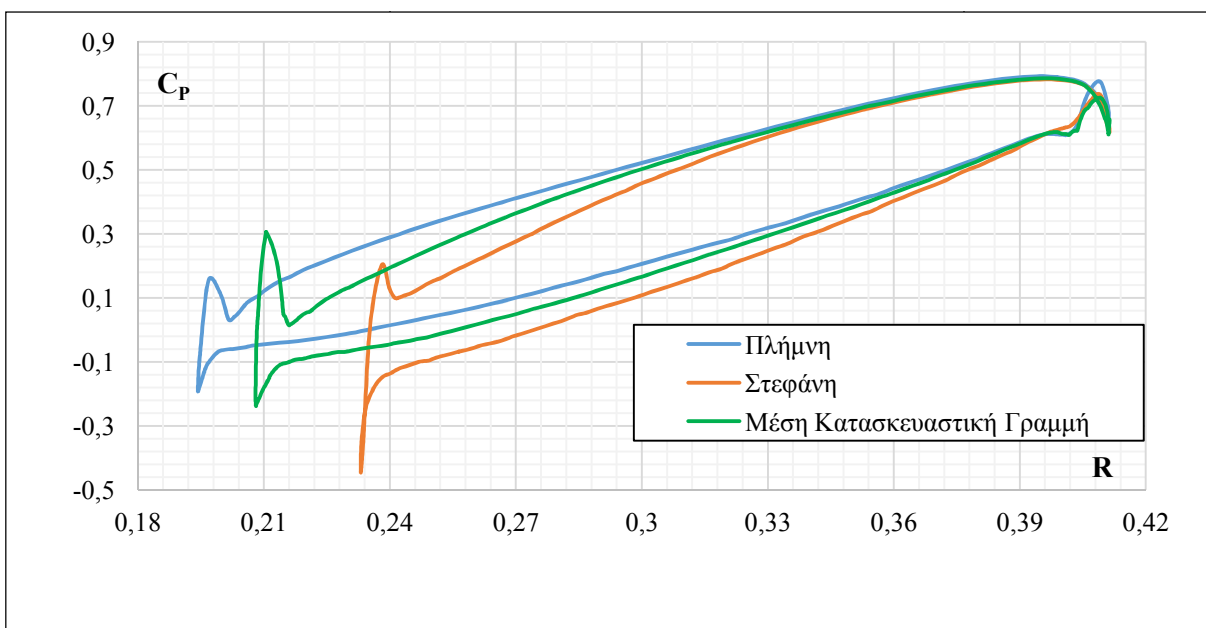


Στο Σχήμα 12 φαίνεται η κατανομή στατικής πίεσης στα τοιχώματα της περωτής και στις επιφάνειες του περυγίου, για ατμοσφαιρική πίεση 101325 Pa. Το διάγραμμα του Σχήματος 13 δείχνει την υπολογιζόμενη κατανομή του συντελεστή πίεσης  $C_p$  (Εξ. 9) ως προς της ακτίνα, κατά μήκος των τομών του περυγίου με τις αξονοσυμμετρικές επιφάνειες της πλήμνης, της στεφάνης και της μέσης κατασκευαστικής καμπύλης. Τα άνω και κάτω τμήματα του διαγράμματος αντιστοιχούν στην επιφάνεια υπερπίεσης και υποπίεσης αντιστοίχως.

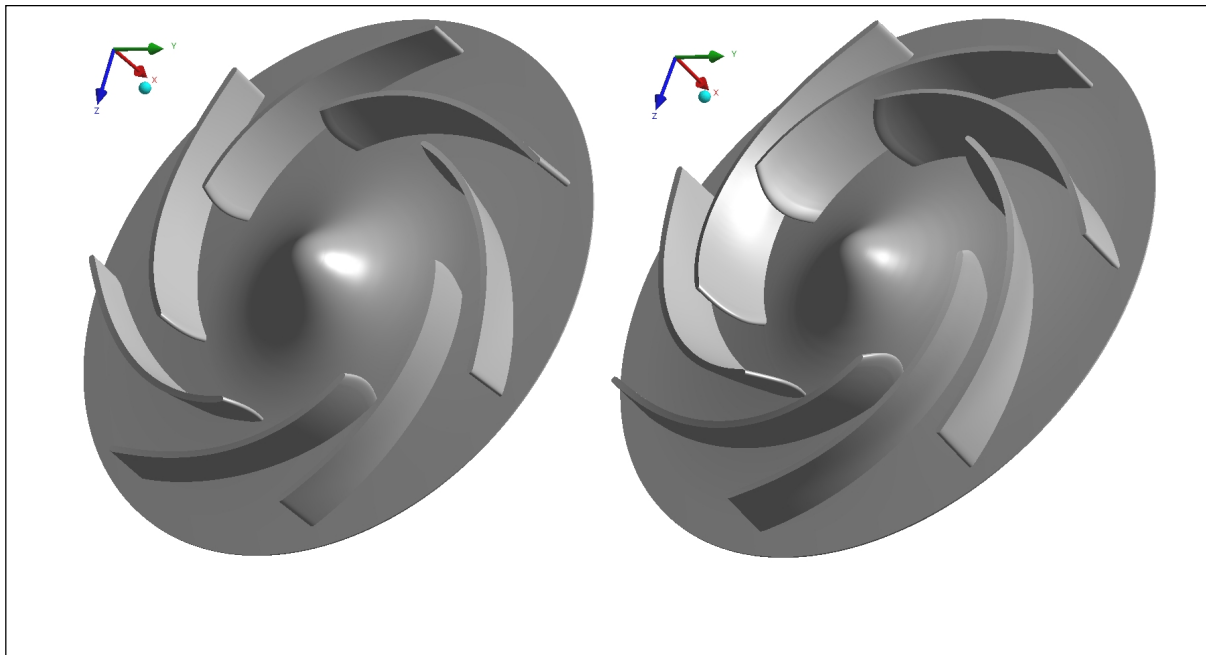
$$C_p = \frac{P - P_\infty}{\frac{\rho U_\infty^2}{2}} \quad (8)$$

$$C_p = \frac{P - P_\infty}{\frac{\rho U_\infty^2}{2}} \quad (9)$$

Τέλος, στο Σχήμα 14 φαίνονται η αρχική και η βέλτιστη σχεδίαση της περωτής, με την επιφάνεια της στεφάνης να έχει αφαιρεθεί για καλύτερη εποπτεία. Είναι ορατές οι διαφορές των δύο γεωμετριών στο πλάτος της περωτής, στη γωνία επικάλυψης, στην καμπύλη εισόδου και στην ενδιάμεση μορφή των περυγίων, ενώ πιο δυσδιάκριτες είναι οι διαφορές στην καμπυλότητα του μεσημβρινού καναλιού, στη μορφή του βολβού και τη σχετική κλίση (lean angle) στις ακμές προσβολής και εκφυγής.







## 7. ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

Στην εργασία αυτή, αναπτύχθηκε μέθοδος ευθείας παραμετρικής σχεδίασης για τη χάραξη πτερωτής φυγοκεντρικής αντλίας. Βάσει της μεθόδου αυτής, συγκροτήθηκε διαδικασία για την αυτοματοποιημένη κατασκευή υπολογιστικού χωρίου αντίστοιχου σε ένα πτερύγιο, τη δημιουργία αριθμητικού πλέγματος και την προσομοίωση της ροής με εμπορικό λογισμικό ΥΡ. Τα παραπάνω διαδοχικά βήματα ενσωματώθηκαν σε λογισμικό βελτιστοποίησης, για τη μελέτη περίπτωσης μεγιστοποίησης του υδραυλικού βαθμού απόδοσης πτερωτής στο κανονικό σημείο λειτουργίας.

Τα αποτελέσματα δείχνουν ότι η παραπάνω μεθοδολογία μπορεί να επιτύχει σημαντική βελτίωση του βαθμού απόδοσης της προκύπτουσας γεωμετρίας. Επίσης, η χρήση περισσότερων ελεύθερων παραμέτρων με μεγαλύτερο εύρος, για μεγαλύτερο αριθμό επαναλήψεων, σε συνδυασμό και με περισσότερους στόχους και περιορισμούς, όπως ο κεντροβαρικός βαθμός απόδοσης και το επιθυμητό ολικό ύψος αντίστοιχα, μπορούν να οδηγήσουν σε περαιτέρω βελτίωση της λειτουργικής συμπεριφοράς και ενεργειακής απόδοσης της πτερωτής μιας φυγοκεντρικής αντλίας.

<b>Ορολογία</b>			
Q	Παροχή όγκου (m <sup>3</sup> /sec)	η	Βαθμός απόδοσης
H	Ολικό ύψος (mΣΥ)	P	Πίεση (Pa)
n	Ταχύτητα περιστροφής (rpm)	M	Στρεπτική ροπή (N·m)
n <sub>q</sub>	Ειδικός αριθμός στροφών (rpm, Q σε m <sup>3</sup> /sec)	g	Επιτάχυνση βαρύτητας (m/sec <sup>2</sup> )
r	Ακτίνα (m)	P	Ισχύς (MWatt)
θ	Γωνία κάλυψης (rad)		
m	Μεσημβρινό μήκος		<b>Δείκτες</b>
β	Κλίση πτερυγίου	1	Είσοδος πτερυγίων
	Παροχή μάζας (kg/sec)	2	Έξοδος πτερυγίων
ρ	Πυκνότητα (kg/m <sup>3</sup> )	H	Υδραυλικός
z	Αριθμός πτερυγίων	T	Ολικός
c	Μεσημβρινή ταχύτητα	π	Πτερωτή

## ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

- Παπαντώνης Δ.Ε., “Υδροδυναμικές Μηχανές, Αντλίες – Υδροστροβίλοι”, 2<sup>η</sup> Έκδ., Συμμεών, 2002, σελ. 136–7
- Παπαντώνης Δ.Ε., “Μελέτη και Χάραξη Φυγοκεντρικών και Αξονικών Αντλιών”, ΕΜΠ, 2004, σελ.12– 4, 22–7, 37– 40
- Anagnostopoulos J.S. (2009), A fast numerical method for flow analysis and blade design in centrifugal pump impellers, *Computers & Fluids* 38, p.284–289
- Anagnostopoulos J.S. and Papantonis D.E. (2007), Flow Modeling and Runner Design Optimization in Turgo Water Turbines, *World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Mechanical, Industrial Science and Engineering* 1(4), p.204–209
- Bacharoudis E.C., Filios A.E., Mentzos M.D. and Margaritis D.P. (2008), Parametric Study of a Centrifugal Pump Impeller by Varying the Outlet Blade Angle, *The Open Mechanical Engineering Journal* 2, p.75–83
- Cheah K.W., Lee T.S., Winoto S.H. and Zhao Z.M. (2007), Numerical Flow Simulation in a Centrifugal Pump at Design and Off-Design Conditions, *International Journal of Rotating Machinery*, p.1–8
- Dick E., Vierendeels J., Serbruyns S. and Voorde J.V. (2001), Performance Prediction of Centrifugal Pumps with CFD-Tools, *Task Quarterly* 5(4), p.579–594
- Giannakoglou K.C. (2002), Design of optimal aerodynamic shapes using stochastic optimization methods and computational intelligence, *Progress in Aerospace Sciences*, 38(1), p.43–76
- Hedi L., Hatem K. and Ridha Z., Numerical Flow Simulation in a Centrifugal Pump, in *Proc. Second International Renewable Energy Congress, Sousse, Tunisia, November 2012*
- Jafarzadeh B., Hajari A., Alishahi M.M. and Akbari M.H. (2011), The flow simulation of a low-specific-speed high-speed centrifugal pump, *Applied Mathematical Modelling* 35, p.242–249
- Jin J., Fan Y., Han W. and Hu J. (2012), Design and Analysis on Hydraulic Model of The Ultra -low Specific-speed Centrifugal Pump, *Procedia Engineering* 31, p.110 – 114
- Liu H.L., Liu M.M., Dong L., Ren Y. and Du H., Effects of computational grids and turbulence models on numerical simulation of centrifugal pump with CFD, in *Proc. 26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems, Beijing, China, August 2012*
- Luo X., Zhang Y., Peng J., Xu H. and Yu W. (2008), Impeller inlet geometry effect on performance improvement for centrifugal pumps, *Journal of Mechanical Science and Technology* 22, p.1971-1976
- Milos Teodor, Impeller Design Using CAD Techniques and Conformal Mapping Method, *Centrifugal Pumps*, Dr. Dimitris Papantonis (Ed.), InTech, 2012, p.47–49
- Shah S.R., Jain S.V., Patel R.N. and Lakhera V.J. (2013), CFD for centrifugal pumps: a review of the state-of-the-art, *Procedia Engineering* 51, p.715–720
- Shendryk V., Aleksenko O., Zinchenko N. and Gordienko I. (2013), Analysis of the use of Centrifugal Pump Design Techniques in Automated Systems, *Engineering Mechanics* 20(2), p.89–96

Shojaeefard M.H., Tahani M., Ehghaghi M.B., Fallahian M.A. and Beglari M. (2012), Numerical study of the effects of some geometric characteristics of a centrifugal pump impeller that pumps a viscous fluid, *Computers & Fluids* 60, p.61–70

Stepanoff A.J., "Centrifugal and axial flow pumps: theory, design and application", 2nd edition, John Wiley & Sons, 1957, p.79

Tan L., Cao S., Wang Y. and Zhu B. (2012), Direct and inverse iterative design method for centrifugal pump impellers, *Proc IMechE Part A: J Power and Energy* 226(6), p.764–775

Thin K.C., Khaing M.M. and Aye K.M. (2008), Design and Performance Analysis of Centrifugal Pump, *World Academy of Science, Engineering and Technology* 46, p. 422-429

## **ABSTRACT**

The current work is focused on parametric design, flow simulation, geometry evaluation and numerical optimization of centrifugal pump impellers. The impellers examined here have radial outlet flow, thus are designed within specific speed range  $n_q \leq 70$  rpm ( $Q$  in  $m^3/sec$ ). The impeller design is based on statistical correlations for the two dimensional analysis of the flow in the meridional channel and on dimensionless parametric distributions of blade angle for the three dimensional blade design. The non – structured mesh is constructed for a blade – to – blade computational domain with the use of CAD commercial code (ANSYS Gambit) and appropriate boundary conditions are applied respectively. Numerical flow simulation is obtained with a CFD commercial code (ANSYS Fluent) and the produced geometries are evaluated towards total head and hydraulic efficiency. From the mesh independence test, the mesh density is chosen, along with the imposed turbulence model. The chosen combination is used in a geometry optimization test case, employing a software based on evolutionary algorithms that converges at the optimum values of the free design parameters, for which hydraulic efficiency is maximized, for a given nominal operating point. The parametric design methodology developed in this work allows the automation of numerical optimization process, the results of which suggest substantial efficiency improvement for the optimized design impeller.