



ΕΘΝΙΚΟ ΜΕΤΣΟΒΙΟ ΠΟΛΥΤΕΧΝΕΙΟ  
ΣΧΟΛΗ ΝΑΥΠΗΓΩΝ ΜΗΧΑΝΟΛΟΓΩΝ ΜΗΧΑΝΙΚΩΝ  
ΔΙΑΤΜΗΜΑΤΙΚΟ ΠΡΟΓΡΑΜΜΑ ΜΕΤΑΠΤΥΧΙΑΚΩΝ ΣΠΟΥΔΩΝ  
«ΝΑΥΤΙΚΗ ΚΑΙ ΘΑΛΑΣΣΙΑ ΤΕΧΝΟΛΟΓΙΑ ΚΑΙ ΕΠΙΣΤΗΜΗ»

ΜΕΤΑΠΤΥΧΙΑΚΗ ΔΙΠΛΩΜΑΤΙΚΗ ΕΡΓΑΣΙΑ

ΤΟΥ

**ΙΩΑΝΝΗ ΧΡ. ΕΥΘΥΜΙΟΥ**



ΜΕ ΘΕΜΑ

**ΥΒΡΙΔΙΚΑ ΣΥΣΤΗΜΑΤΑ ΜΕ ΚΥΦΕΛΕΣ ΚΑΥΣΙΜΟΥ ΣΤΕΡΕΟΥ ΟΞΕΙΔΙΟΥ:  
ΕΠΙΛΟΓΗ ΔΟΜΗΣ ΚΑΤΑΛΛΗΛΗΣ ΓΙΑ ΕΦΑΡΜΟΓΗ ΣΕ ΠΛΟΙΑ ΚΑΙ ΜΕΛΕΤΗ ΤΗΣ ΣΥΜΠΕΡΙΦΟΡΑΣ  
ΤΟΥ ΑΝΤΙΣΤΟΙΧΟΥ ΣΥΣΤΗΜΑΤΟΣ**

ΕΠΙΒΛΕΠΩΝ: ΚΑΘΗΓΗΤΗΣ Ε.Μ.Π. ΧΡΙΣΤΟΣ ΑΘ. ΦΡΑΓΚΟΠΟΥΛΟΣ

ΑΘΗΝΑ, ΣΕΠΤΕΜΒΡΙΟΣ 2014



ΕΘΝΙΚΟ ΜΕΤΣΟΒΙΟ ΠΟΛΥΤΕΧΝΕΙΟ  
ΣΧΟΛΗ ΝΑΥΠΗΓΩΝ ΜΗΧΑΝΟΛΟΓΩΝ ΜΗΧΑΝΙΚΩΝ  
ΔΙΑΤΜΗΜΑΤΙΚΟ ΠΡΟΓΡΑΜΜΑ ΜΕΤΑΠΤΥΧΙΑΚΩΝ ΣΠΟΥΔΩΝ  
«ΝΑΥΤΙΚΗ ΚΑΙ ΘΑΛΑΣΣΙΑ ΤΕΧΝΟΛΟΓΙΑ ΚΑΙ ΕΠΙΣΤΗΜΗ»

ΜΕΤΑΠΤΥΧΙΑΚΗ ΔΙΠΛΩΜΑΤΙΚΗ ΕΡΓΑΣΙΑ

ΤΟΥ

**ΙΩΑΝΝΗ Χρ. ΕΥΘΥΜΙΟΥ**

ΜΕ ΘΕΜΑ

**ΥΒΡΙΔΙΚΑ ΣΥΣΤΗΜΑΤΑ ΜΕ ΚΥΨΕΛΕΣ ΚΑΥΣΙΜΟΥ ΣΤΕΡΕΟΥ ΟΞΕΙΔΙΟΥ:  
ΕΠΙΛΟΓΗ ΔΟΜΗΣ ΚΑΤΑΛΛΗΛΗΣ ΓΙΑ ΕΦΑΡΜΟΓΗ ΣΕ ΠΛΟΙΑ ΚΑΙ ΜΕΛΕΤΗ ΤΗΣ ΣΥΜΠΕΡΙΦΟΡΑΣ  
ΤΟΥ ΑΝΤΙΣΤΟΙΧΟΥ ΣΥΣΤΗΜΑΤΟΣ**

ΕΠΙΒΛΕΠΩΝ: ΚΑΘΗΓΗΤΗΣ Ε.Μ.Π. ΧΡΙΣΤΟΣ Αθ. ΦΡΑΓΚΟΠΟΥΛΟΣ

ΑΘΗΝΑ, ΣΕΠΤΕΜΒΡΙΟΣ 2014

.....  
Ιωάννης Χ. Ευθυμίου  
Διπλωματούχος Μηχανολόγος Μηχανικός Π.Θ.

Copyright © Ιωάννης Χ. Ευθυμίου 2014  
Με επιφύλαξη παντός δικαιώματος. All rights reserved.

Πηγή Εικόνας Εξωφύλλου: Maritime Singapore Green Initiative,  
[http://www.mpa.gov.sg/sites/maritime\\_singapore/homepage.page](http://www.mpa.gov.sg/sites/maritime_singapore/homepage.page)

Απαγορεύεται η αντιγραφή, αποθήκευση και διανομή της παρούσας εργασίας, εξ ολοκλήρου ή τμήματος αυτής, για εμπορικό σκοπό. Επιτρέπεται η ανατύπωση, αποθήκευση και διανομή για σκοπό μη κερδοσκοπικό, εκπαιδευτικής ή ερευνητικής φύσης, υπό την προϋπόθεση να αναφέρεται η πηγή προέλευσης και να διατηρείται το παρόν μήνυμα. Ερωτήματα που αφορούν τη χρήση της εργασίας για κερδοσκοπικό σκοπό πρέπει να απευθύνονται προς τον συγγραφέα.

Οι απόψεις και τα συμπεράσματα που περιέχονται σε αυτό το έγγραφο εκφράζουν τον συγγραφέα και δεν πρέπει να ερμηνευθεί ότι αντιπροσωπεύουν τις επίσημες θέσεις του Τμήματος Ναυπηγών Μηχανολόγων Μηχανικών του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου.

## ΠΕΡΙΛΗΨΗ

Η παρούσα διατριβή έχει ως στόχο την επιλογή και μελέτη της συμπεριφοράς ενός υβριδικού συστήματος με κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου (SOFC), το οποίο κρίνεται κατ' αρχήν κατάλληλο για εφαρμογή σε πλοία.

Αρχικά, στο 1<sup>ο</sup> Κεφάλαιο πραγματοποιείται μια σύντομη περιγραφή της αρχής λειτουργίας των κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου, των τρεχουσών εξελίξεων στον τομέα της έρευνας και ανάπτυξης των συστημάτων αυτών και των βασικότερων προκλήσεων που αντιμετωπίζουν για την επιτυχή εμπορευματοποίησή τους. Με στόχο την επιλογή της κατάλληλης δομής, στη συνέχεια του ίδιου κεφαλαίου παρουσιάζονται οι βασικές διατάξεις υβριδικών συστημάτων, που έχουν προταθεί από την επιστημονική κοινότητα, οι οποίες χρησιμοποιούν τον συγκεκριμένο τύπο κυψελών καυσίμου, διερευνώντας τα βασικά λειτουργικά τους χαρακτηριστικά και αξιολογώντας τα κύρια πλεονεκτήματα και μειονεκτήματά τους.

Από την ανάλυση των δομών που διενεργήθηκε στο 1<sup>ο</sup> Κεφάλαιο επιλέχθηκε ο κύκλος Brayton (ή κύκλος Joule) για το συνδυασμό με τη συστοιχία των κυψελών καυσίμου, στο υπό μελέτη υβριδικό σύστημα. Έτσι λοιπόν, στο 2<sup>ο</sup> Κεφάλαιο περιγράφονται λεπτομερώς και ταξινομούνται οι διατάξεις που έχουν μελετηθεί ή/και κατασκευασθεί από την επιστημονική κοινότητα και τη βιομηχανία, οδηγώντας στην επιλογή της δομής εκείνης, η οποία ικανοποιεί τις βασικές απαιτήσεις της συγκεκριμένης εφαρμογής.

Στο 3<sup>ο</sup> Κεφάλαιο, αφού αρχικά περιγραφεί με λεπτομέρεια η δομή και η λειτουργία του επιλεχθέντος υβριδικού συστήματος, στη συνέχεια αναπτύσσεται το μαθηματικό μοντέλο προσομοίωσης της λειτουργίας αυτού. Το μαθηματικό αυτό μοντέλο είναι μηδενικών διαστάσεων και έχει ως κύριο στόχο την απλή, γρήγορη και λεπτομερή προσομοίωση της λειτουργίας των επιμέρους στοιχείων του συστήματος, οδηγώντας στον ακριβή υπολογισμό των λειτουργικών τους χαρακτηριστικών.

Στο 4<sup>ο</sup> Κεφάλαιο παρουσιάζονται τα αποτελέσματα της προσομοίωσης του επιλεχθέντος υβριδικού συστήματος, με στόχο τη μελέτη της συμπεριφοράς του σε διάφορες καταστάσεις λειτουργίας και την εξαγωγή των αντίστοιχων συμπερασμάτων. Επιπρόσθετα, τα λειτουργικά χαρακτηριστικά της συγκεκριμένης δομής συγκρίνονται με τα αντίστοιχα χαρακτηριστικά των συστημάτων της «συμβατικής» τεχνολογίας.

Τέλος, στο 5<sup>ο</sup> Κεφάλαιο εξάγονται τα τελικά γενικά συμπεράσματα ως προς το συγκεκριμένο υβριδικό σύστημα, αξιολογώντας την δομή και τη μοντελοποίηση των επιμέρους στοιχείων αυτού. Στη συνέχεια, προτείνονται βελτιώσεις της δομής και της μοντελοποίησης των στοιχείων του, με στόχο τη λεπτομερέστερη κατανόηση της λειτουργίας του υβριδικού συστήματος και τη συνέχιση της έρευνας στο συγκεκριμένο πεδίο.

Η σελίδα αυτή είναι σκόπιμα λευκή.

## **ΕΥΧΑΡΙΣΤΙΕΣ**

Η παρούσα μεταπτυχιακή εργασία εκπονήθηκε στο πλαίσιο του Διατμηματικού Προγράμματος Μεταπτυχιακών Σπουδών, «Ναυτική και Θαλάσσια Τεχνολογία και Επιστήμη», του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου, υπό την επίβλεψη του Καθηγητή κ. Χρίστου Αθ. Φραγκόπουλου.

Στο σημείο λοιπόν αυτό, θα ήθελα να ευχαριστήσω θερμά τον επιβλέποντα καθηγητή μου για την ευκαιρία που μου έδωσε να ασχοληθώ με αντικείμενο αυτό, το οποίο ανταποκρίνεται πλήρως στα επιστημονικά μου ενδιαφέροντα. Επιπλέον, θα ήθελα τον ευχαριστήσω για την εμπιστοσύνη που έδειξε στο πρόσωπό μου, την υπομονή και επιμονή του, την επιστημονική του καθοδήγηση, καθώς και τις πολύτιμες συμβουλές του, τόσο και επιστημονικό όσο και προσωπικό επίπεδο.

Τέλος, θα ήθελα να ευχαριστήσω εκ των προτέρων και τα υπόλοιπα μέλη της τριμελούς εξεταστικής επιτροπής, τον Καθηγητή κ. Νικόλαο Π. Κυρτάτο και τον Καθηγητή κ. Γεώργιο Τριανταφύλλου για τη συμβολή τους και τις τυχόν παρατηρήσεις-υποδείξεις τους, με στόχο την επιτυχή ολοκλήρωση της παρούσας εργασίας.

Η σελίδα αυτή είναι σκόπιμα λευκή.

ΣΤΗΝ ΟΙΚΟΓΕΝΕΙΑ ΜΟΥ



Η σελίδα αυτή είναι σκόπιμα λευκή.

## **ΠΙΝΑΚΑΣ ΠΕΡΙΕΧΟΜΕΝΩΝ**

<b>ΠΕΡΙΛΗΨΗ</b>	<b>III</b>
<b>ΚΕΦΑΛΑΙΟ 1</b>	
ΚΥΨΕΛΕΣ ΚΑΥΣΙΜΟΥ ΣΤΕΡΕΟΥ ΟΞΕΙΔΙΟΥ: ΑΡΧΗ ΛΕΙΤΟΥΡΓΙΑΣ ΚΑΙ ΒΑΣΙΚΟΙ ΤΥΠΟΙ ΥΒΡΙΔΙΚΩΝ ΣΥΣΤΗΜΑΤΩΝ	1
1.1 Εισαγωγή	1
1.2 Κυψέλες Καυσίμου Στερεού Οξειδίου	4
1.2.1 Αρχή Λειτουργίας	4
1.2.2 Τρέχουσες εξελίξεις	7
1.2.3 Προκλήσεις	8
1.3 Υβριδικά Συστήματα με Κυψέλες Καυσίμου Στερεού Οξειδίου	10
1.3.1 Υβριδικά συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου – αεριοστροβίλου	10
1.3.2 Υβριδικά συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου – κύκλου Rankine	13
1.3.3 Υβριδικά συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου – κύκλου Stirling	19
1.3.4 Υβριδικά συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου – ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης	22
1.4 Συμπεράσματα	28
<b>ΚΕΦΑΛΑΙΟ 2</b>	
ΔΙΑΤΑΞΕΙΣ ΚΑΙ ΚΥΡΙΑ ΤΕΧΝΙΚΑ ΧΑΡΑΚΤΗΡΙΣΤΙΚΑ ΤΩΝ ΥΒΡΙΔΙΚΩΝ ΣΥΣΤΗΜΑΤΩΝ ΚΥΨΕΛΩΝ ΚΑΥΣΙΜΟΥ ΣΤΕΡΕΟΥ ΟΞΕΙΔΙΟΥ – ΑΕΡΙΟΣΤΡΟΒΙΛΟΥ (SOFC-GT)	31
2.1 Εισαγωγή	31
2.2 Πρωτότυπα ΚΚ Στερεού Οξειδίου – Αεριοστροβίλου	32
2.2.1 Πρωτότυπο της Siemens-Westinghouse	32
2.2.2 Πρωτότυπο της Mitsubishi Heavy Industries	36
2.2.3 Πρωτότυπο της Rolls Royce	38
2.2.4 Άλλα πρωτότυπα	40
2.3 Ταξινόμηση Διατάξεων	41
2.4 Διατάξεις Υβριδικών Συστημάτων Υπό Πίεση	43
2.4.1 Υβριδικοί κύκλοι με εσωτερική αναμόρφωση	44
2.4.2 Υβριδικοί κύκλοι με ανακυκλοφορία στην άνοδο	46
2.4.3 Υβριδικοί κύκλοι με χρήση ατμοπαραγωγών	52
2.4.4 Υβριδικοί κύκλοι με εξωτερική αναμόρφωση	56
2.4.5 Υβριδικοί κύκλοι με παροχή ατμού στον στρόβιλο	57
2.4.6 Υβριδικοί κύκλοι με παροχή υγρού αέρα	59
2.4.7 Υβριδικοί κύκλοι με συνδυασμό ΚΚ στερεού οξειδίου υψηλών και ενδιάμεσων θερμοκρασιών	60
2.4.8 Υβριδικοί κύκλοι ΚΚ – Αεριοστροβίλου – Ατμοστροβίλου	63
2.4.9 Υβριδικοί κύκλοι ΚΚ – Αεριοστροβίλου – Κύκλου Kalina	66

2.4.10 Υβριδικοί κύκλοι με ανακυκλοφορία των καυσαερίων	68
2.5 Υβριδικοί Κύκλοι με Ατμοσφαιρική Λειτουργία της ΚΚ	70
2.6 Υβριδικά Συστήματα με Τροφοδοσία Εναλλακτικών Καυσίμων	74
2.7 Ολοκληρωμένα Συστήματα Αεριοποίησης και Συνδυασμένου Κύκλου	83
2.8 Αξιολόγηση των Προτεινόμενων Διατάξεων	86
2.9 Επίλογή του προς Μελέτη Συστήματος	88
2.10 Επίλογος	92

### ΚΕΦΑΛΑΙΟ 3

ΑΝΑΠΤΥΞΗ ΚΑΤΑΛΛΗΛΟΥ ΜΟΝΤΕΛΟΥ ΠΡΟΣΟΜΟΙΩΣΗΣ ΓΙΑ ΤΗ ΜΕΛΕΤΗ ΤΗΣ ΣΥΜΠΕΡΙΦΟΡΑΣ ΕΝΟΣ ΥΒΡΙΔΙΚΟΥ ΣΥΣΤΗΜΑΤΟΣ ΚΥΨΕΛΩΝ ΚΑΥΣΙΜΟΥ ΣΤΕΡΕΟΥ ΟΞΕΙΔΙΟΥ – ΑΕΡΙΟΣΤΡΟΒΙΛΟΥ ΣΕ ΔΙΑΦΟΡΕΣ ΚΑΤΑΣΤΑΣΕΙΣ ΛΕΙΤΟΥΡΓΙΑΣ	95
---	----

3.1 Εισαγωγή	95
3.2 Μαθηματική Μοντελοποίηση	98
3.2.1 Περιγραφή του υπό μελέτη υβριδικού συστήματος	98
3.2.2 Βασικές Παραδοχές-Υποθέσεις	100
3.2.3 Ανάπτυξη του μοντέλου προσομοίωσης	101
3.2.3.1 Συμπιεστής του αέρα (AC)	101
3.2.3.2 Συμπιεστής του καυσίμου (FC)	102
3.2.3.3 Συστοιχία των κυψελών καυσίμου (IRSOFC)	104
3.2.3.4 Θάλαμος καύσης (CC)	120
3.2.3.5 Αεριοστρόβιλος (GT)	121
3.2.3.6 Στρόβιλος ισχύος (PT)	122
3.2.3.7 Ανακομιστές θερμότητας (REC 1 και REC 2)	123
3.2.3.8 Ηλεκτρογεννήτρια (G)	125
3.2.3.9 Υβριδικό σύστημα (SOFC-GT)	125
3.3 Ανάπτυξη του Αλγόριθμου Προσομοίωσης του ΥΣ	126
3.4 Περιγραφή του Προγράμματος του Η/Υ	128
3.5 Επίλογος	130

### ΚΕΦΑΛΑΙΟ 4

ΠΑΡΟΥΣΙΑΣΗ ΑΠΟΤΕΛΕΣΜΑΤΩΝ ΚΑΙ ΕΞΑΓΩΓΗ ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΩΝ	131
4.1 Εισαγωγή	131
4.2 Προσομοίωση της Αυτόνομης Λειτουργίας της ΚΚ	131
4.2.1 Επικύρωση του Ηλεκτροχημικού Μοντέλου Προσομοίωσης	131
4.2.2 Παραμετρική μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ	134
4.3 Προσομοίωση του Υβριδικού Κύκλου	147
4.3.1 Επικύρωση του συνολικού μαθηματικού μοντέλου	147
4.3.2 Παραμετρική μελέτη της λειτουργίας του υβριδικού Συστήματος	148

4.3.2.1	Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος της ΚΚ	148
4.3.2.2	Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ	153
4.3.2.3	Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στο ΥΣ	159
4.3.2.4	Επίδραση της μεταβολής του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου	163
4.3.2.5	Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα	169
4.3.2.6	Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος	172
4.3.2.7	Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης των ανακομιστών θερμότητας	175
4.3.3	Αποτελέσματα της προσομοίωσης του υβριδικού συστήματος στο σημείο σχεδιασμού	181
4.4	Σύγκριση του ΥΣ με στον Συμβατικό Κύκλο Αεριοστροβίλου	184
4.5	Σύνοψη Συμπερασμάτων	185
<b>ΚΕΦΑΛΑΙΟ 5</b>		
	ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ & ΠΡΟΤΑΣΕΙΣ ΓΙΑ ΜΕΛΛΟΝΤΙΚΗ ΕΡΕΥΝΑ	189
5.1	Γενικά Συμπεράσματα	189
5.2	Προτάσεις για Βελτίωση και Συνέχιση της Εργασίας	190
<b>ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ</b>		
	ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΕΣ ΤΩΝ ΠΟΛΥΩΝΥΜΩΝ JANAF	193
<b>ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ</b>		
		195

## **ΚΑΤΑΛΟΓΟΣ ΣΧΗΜΑΤΩΝ**

<b>Σχήμα 1.1</b>	Σχηματική αναπαράσταση μιας κυψέλης καυσίμου στερεού οξειδίου.	4
<b>Σχήμα 1.2</b>	Σχηματική αναπαράσταση της εξωτερικής και εσωτερικής αναμόρφωσης	7
<b>Σχήμα 1.3</b>	ΥΣ με ατμοσφαιρική λειτουργία της ΚΚ.	11
<b>Σχήμα 1.4</b>	ΥΣ με υπό πίεση λειτουργία της ΚΚ.	12
<b>Σχήμα 1.5</b>	Υβριδικό σύστημα S1b.	14
<b>Σχήμα 1.6</b>	Υβριδικό σύστημα S2b.	15
<b>Σχήμα 1.7</b>	Υβριδικό σύστημα S3.	16
<b>Σχήμα 1.8</b>	Υβριδικό σύστημα IG-SOFC-ORC, των Pierobon et al.	18
<b>Σχήμα 1.9</b>	Υβριδικό σύστημα ΚΚ-Κύκλου Stirling, με τροφοδοσία φυσικού αερίου.	19
<b>Σχήμα 1.10</b>	Διαφοροποίηση της διάταξης του υβριδικού συστήματος με χρήση μεθανοποιητή για την αναμόρφωση της αιθανόλης, της μεθανόλης και του διμεθυλεστέρα.	20
<b>Σχήμα 1.11</b>	Επίδραση της μείωσης (α) του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου, και (β) της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ, στη συνολική θερμική απόδοση του συστήματος.	22
<b>Σχήμα 1.12</b>	Υβριδικό σύστημα SOFC-PEMFC, των Vollmar et al.	23
<b>Σχήμα 1.13</b>	Επίδραση της μείωσης του συντελεστή αξιοποίησης του καυσίμου και του δυναμικού λειτουργίας της ΚΚ στερεού οξειδίου, στην παραγωγή αερίου σύνθεσης, θερμότητας και πυκνότητας ηλεκτρικής ισχύος.	24
<b>Σχήμα 1.14</b>	Επίδραση της μείωσης του δυναμικού λειτουργίας της ΚΚ στερεού οξειδίου, στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης της και στην παραγωγή υδρογόνου.	24
<b>Σχήμα 1.15</b>	Επίδραση της μείωσης του δυναμικού λειτουργίας της ΚΚ στερεού οξειδίου, στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης του υβριδικού συστήματος και στην παραγωγή καθαρής ηλεκτρικής ισχύος.	25
<b>Σχήμα 1.16</b>	Υβριδικό σύστημα SOFC-PEMFC, των Dicks et al.	26
<b>Σχήμα 1.17</b>	Υβριδικό σύστημα SOFC-PEMFC, για την κάλυψη των μεταβλητών ενεργειακών αναγκών μιας κοινότητας.	27
<b>Σχήμα 2.1</b>	Υβριδικό σύστημα ΚΚ – Αεριοστροβίλου, ισχύος 220 kW, από τη Siemens-Westinghouse.	33
<b>Σχήμα 2.2</b>	Ομάδες σωληνοειδών ΚΚ της Siemens-Westinghouse.	33
<b>Σχήμα 2.3</b>	Η διατομή της σωληνοειδούς ΚΚ της Siemens-Westinghouse.	34
<b>Σχήμα 2.4</b>	Απλοποιημένη διάταξη του ΥΣ της Siemens-Westinghouse, ισχύος 220 kW	35
<b>Σχήμα 2.5</b>	ΥΣ ισχύος 200 kW από τη Mitsubishi Heavy Industries.	36

<b>Σχήμα 2.6</b>	Απλοποιημένη διάταξη του ΥΣ της Mitsubishi Heavy Industries, ισχύος 200 kW.	37
<b>Σχήμα 2.7</b>	Εσωτερική δομή της συστοιχίας των ΚΚ της Mitsubishi Heavy Industries σε δοχείο υπό πίεση.	37
<b>Σχήμα 2.8</b>	Συνδυασμένο υβριδικό σύστημα ΚΚ της Mitsubishi Heavy Industries.	38
<b>Σχήμα 2.9</b>	Υβριδικό σύστημα, συνολικής ισχύος 1 MW, της Rolls Royce Fuel Cells.	39
<b>Σχήμα 2.10</b>	Κλιμάκωση των επιμέρους στοιχείων της ΚΚ της Rolls Royce ισχύος 800 kW.	39
<b>Σχήμα 2.11</b>	Απλοποιημένη διάταξη του υβριδικού συστήματος του KIER.	40
<b>Σχήμα 2.12</b>	Απλοποιημένη διάταξη του υπό πίεση υβριδικού συστήματος (SOFC-GT).	43
<b>Σχήμα 2.13</b>	Διάταξη άμεσης εσωτερικής αναμόρφωσης (DIR).	45
<b>Σχήμα 2.14</b>	Διάταξη έμμεσης εσωτερικής αναμόρφωσης (IIR).	45
<b>Σχήμα 2.15</b>	Σχηματική αναπαράσταση του συστήματος ανακυκλοφορίας στην άνοδο, από τη Siemens-Westinghouse.	46
<b>Σχήμα 2.16</b>	ΥΣ με έμμεση εσωτερική αναμόρφωση (IIR) και ανακυκλοφορία στην άνοδο.	48
<b>Σχήμα 2.17</b>	ΥΣ με άμεση εσωτερική αναμόρφωση (DIR) και ανακυκλοφορία στην άνοδο.	49
<b>Σχήμα 2.18</b>	ΥΣ με άμεση εσωτερική αναμόρφωση (DIR), ανακυκλοφορία στην άνοδο και στρόβιλο ισχύος (PT).	49
<b>Σχήμα 2.19</b>	ΥΣ με άμεση εσωτερική αναμόρφωση (DIR), ανακυκλοφορία στην άνοδο, στρόβιλο ισχύος (PT) και σύστημα ενδιάμεσης ψύξης (Intercooler).	50
<b>Σχήμα 2.20</b>	Επίδραση της μείωσης του φορτίου στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης του ΥΣ των Burbank et al., σε σχέση με την ονομαστική του ισχύ.	51
<b>Σχήμα 2.21</b>	ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση, ανακυκλοφορία στην άνοδο και στρόβιλο ισχύος (PT), από τους Haseli et al.	51
<b>Σχήμα 2.22</b>	ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση, ατμοπαραγωγό και στρόβιλο ισχύος (PT), από τους Chan et al.	52
<b>Σχήμα 2.23</b>	ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση, ατμοπαραγωγό και προ-αναμορφωτή, από τον Bavarsad.	54
<b>Σχήμα 2.24</b>	ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση, χρήση ατμοπαραγωγού και ενδιάμεσο σύστημα ψύξης, των Yi et al.	55
<b>Σχήμα 2.25</b>	ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση και (α) χρήση ατμοπαραγωγού, (β) ανακυκλοφορία στην άνοδο και κύκλο Rankine.	55
<b>Σχήμα 2.26</b>	ΥΣ με (α) εσωτερική και (β) εξωτερική διεργασία αναμόρφωσης.	57
<b>Σχήμα 2.27</b>	ΥΣ με παροχή ατμού στον στρόβιλο και ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου.	58

<b>Σχήμα 2.28</b>	ΥΣ με παροχή ατμού στο στρόβιλο, από τους Kuchonthara et al.	59
<b>Σχήμα 2.29</b>	Υβριδικό σύστημα SOFC-HAT, από τους Kuchonthara et al.	60
<b>Σχήμα 2.30</b>	Υβριδικό σύστημα (α) HTSOFC/ITSOFC-GT, (β) ITSOFC-HTSOFC-GT, (γ) ITSOFC-ITSOFC-GT.	62
<b>Σχήμα 2.31</b>	Υβριδικό σύστημα ΚΚ – Αεριοστροβίλου – Ατμοστροβίλου.	63
<b>Σχήμα 2.32</b>	Υβριδικό σύστημα ΚΚ – Αεριοστροβίλου – Κύκλου Kalina.	67
<b>Σχήμα 2.33</b>	ΥΣ με ανακομιστή θερμότητας μετά το θάλαμο καύσης.	68
<b>Σχήμα 2.34</b>	ΥΣ με ανακυκλοφορία των καυσαερίων (EGR).	69
<b>Σχήμα 2.35</b>	ΥΣ με λειτουργία της ΚΚ σε ατμοσφαιρική πίεση, από τους Zhao et al.	71
<b>Σχήμα 2.36</b>	ΥΣ με λειτουργία της ΚΚ σε ατμοσφαιρική πίεση, με εσωτερική αναμόρφωση και ανακυκλοφορία στην άνοδο, από τον Cheddie.	72
<b>Σχήμα 2.37</b>	Σύγκριση του υπό πίεση με τον ατμοσφαιρικό υβριδικό κύκλο, με εσωτερική αναμόρφωση και ανακυκλοφορία στην άνοδο, από τους Park et al.	73
<b>Σχήμα 2.38</b>	Εναλλακτική διάταξη του ατμοσφαιρικού υβριδικού κύκλου.	74
<b>Σχήμα 2.39</b>	ΥΣ με τροφοδοσία αεριοποιημένης βιομάζας, ισχύος 30 MW, με χρήση έμμεσης αεριοποίησης με ατμό σε ατμοσφαιρική πίεση και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε χαμηλή θερμοκρασία.	76
<b>Σχήμα 2.40</b>	ΥΣ με τροφοδοσία αεριοποιημένης βιομάζας, ισχύος 30 MW, με χρήση άμεσης αεριοποίησης με αέρα υπό πίεση και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε χαμηλή θερμοκρασία.	76
<b>Σχήμα 2.41</b>	ΥΣ με τροφοδοσία αεριοποιημένης βιομάζας, ισχύος 30 MW, με χρήση άμεσης αεριοποίησης με αέρα υπό πίεση και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε υψηλή θερμοκρασία.	77
<b>Σχήμα 2.42</b>	ΥΣ με τροφοδοσία αεριοποιημένης βιομάζας, ισχύος 100 kW, με χρήση άμεσης αεριοποίησης με αέρα υπό πίεση και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε υψηλή θερμοκρασία.	77
<b>Σχήμα 2.43</b>	ΥΣ με χρήση του αεριοποιητή Viking.	79
<b>Σχήμα 2.44</b>	ΥΣ με τροφοδοσία αερίου σύνθεσης από γαιάνθρακα, των Zhao et al.	80
<b>Σχήμα 2.45</b>	ΥΣ με εξωτερική αναμόρφωση και τροφοδοσία μεθανόλης ή DME.	81
<b>Σχήμα 2.46</b>	ΥΣ με τροφοδοσία αμμωνίας ως καύσιμο.	83
<b>Σχήμα 2.47</b>	Αναλυτική παρουσίαση του υβριδικού συστήματος συνδυασμένου κύκλου (IGCC SOFC-GT), με δέσμευση του CO <sub>2</sub> .	85
<b>Σχήμα 2.48</b>	Μονάδα διαχωρισμού του αέρα.	86
<b>Σχήμα 2.49</b>	Διεργασία δέσμευσης του CO <sub>2</sub> με τη μέθοδο της πρόκαυσης.	86

<b>Σχήμα 2.50</b>	Χρήση της ηλεκτρικής πρόωσης σε εμπορικά και πολεμικά πλοία.	89
<b>Σχήμα 2.51</b>	Απαιτήσεις ισχύος κύριας και βοηθητικών μηχανών των βασικών τύπων εμπορικών πλοίων.	90
<b>Σχήμα 2.52</b>	Σχηματική αναπαράσταση της επιλεχθείσας διάταξης του προς μελέτη του υβριδικού συστήματος (SOFC-GT).	92
<b>Σχήμα 3.1</b>	Σχηματική αναπαράσταση του υπό μελέτη ΥΣ.	99
<b>Σχήμα 3.2</b>	Σχηματική αναπαράσταση της εσωτερικής λειτουργίας της ΚΚ.	100
<b>Σχήμα 3.3</b>	Λεπτομέρεια της ανόδου της ΚΚ, στην οποία απεικονίζονται τα αέρια ρεύματα που εισέρχονται, ανακυκλοφορούν και εξέρχονται από αυτή.	107
<b>Σχήμα 3.4</b>	Λεπτομέρεια της καθόδου της ΚΚ, στην οποία απεικονίζονται τα αέρια ρεύματα που εισέρχονται και εξέρχονται από αυτή.	110
<b>Σχήμα 3.5</b>	Διάγραμμα ροής της προσομοίωσης του ΥΣ.	128
<b>Σχήμα 3.6</b>	Περιβάλλον εκτελέσεων εντολών του <i>MATHEMATICA</i> <sup>®</sup> .	129



## ΚΑΤΑΛΟΓΟΣ ΔΙΑΓΡΑΜΜΑΤΩΝ

<b>Διάγραμμα 4.1</b>	Σύγκριση των αποτελεσμάτων προσομοίωσης της ΚΚ με τα αντίστοιχα πειραματικά δεδομένα για την τάση λειτουργίας της ΚΚ.	132
<b>Διάγραμμα 4.2</b>	Σύγκριση των αποτελεσμάτων προσομοίωσης της ΚΚ με τα αντίστοιχα πειραματικά δεδομένα για την ισχύ της ΚΚ.	132
<b>Διάγραμμα 4.3</b>	Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας και της πίεσης λειτουργίας στην τάση ανοιχτού κυκλώματος της ΚΚ.	135
<b>Διάγραμμα 4.4</b>	Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της θερμοκρασίας λειτουργίας στις απώλειες ενεργοποίησης της ΚΚ ( $P_{cell} = 1 atm$ ).	136
<b>Διάγραμμα 4.5</b>	Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της πίεσης λειτουργίας στις απώλειες ενεργοποίησης της ΚΚ ( $T_s = 1273 K$ ).	136
<b>Διάγραμμα 4.6</b>	Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της θερμοκρασίας λειτουργίας στις ωμικές απώλειες τάσεως της ΚΚ ( $P_{cell} = 1 atm$ ).	137
<b>Διάγραμμα 4.7</b>	Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της πίεσης λειτουργίας στις ωμικές απώλειες τάσεως της ΚΚ ( $T_s = 1273 K$ ).	138
<b>Διάγραμμα 4.8</b>	Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της θερμοκρασίας λειτουργίας στις απώλειες συγκέντρωσης της ΚΚ ( $P_{cell} = 1 atm$ ).	138
<b>Διάγραμμα 4.9</b>	Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού ( $P_{cell} = 1 atm$ ).	139
<b>Διάγραμμα 4.10</b>	Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της πίεσης λειτουργίας στις απώλειες συγκέντρωσης της ΚΚ ( $T_s = 1273 K$ ).	139
<b>Διάγραμμα 4.11</b>	Επίδραση της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας της ΚΚ στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού ( $T_s = 1273 K$ ).	140
<b>Διάγραμμα 4.12</b>	Σύνοψη των απωλειών τάσεως για θερμοκρασία και πίεση λειτουργίας 1273 K και 1 atm, αντίστοιχα.	141
<b>Διάγραμμα 4.13</b>	Σύνοψη των απωλειών τάσεως για θερμοκρασία και πίεση λειτουργίας 1273 K και 9 atm, αντίστοιχα.	142
<b>Διάγραμμα 4.14</b>	Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας στην καμπύλη πόλωσης της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $P_{cell} = 1 atm$ ).	142
<b>Διάγραμμα 4.15</b>	Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας στην ισχύ της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $P_{cell} = 1 atm$ ).	143

- Διάγραμμα 4.16** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $P_{cell} = 1 atm$ ). 144
- Διάγραμμα 4.17** Επίδραση της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας στην καμπύλη πόλωσης της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $T_s = 1273 K$ ). 145
- Διάγραμμα 4.18** Επίδραση της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας στην ισχύ της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $T_s = 1273 K$ ). 145
- Διάγραμμα 4.19** Επίδραση της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $T_s = 1273 K$ ). 146
- Διάγραμμα 4.20** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στην συνολική ηλεκτρική ισχύ του ΥΣ. 150
- Διάγραμμα 4.21** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ της ηλεκτρογεννήτριας και στην παροχή των καυσαερίων. 150
- Διάγραμμα 4.22** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στις παροχές του καυσίμου και του αέρα. 151
- Διάγραμμα 4.23** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ. 152
- Διάγραμμα 4.24** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στον απαιτούμενο αριθμό κυψελών καυσίμου στη συνολική συστοιχία της ΚΚ. 152
- Διάγραμμα 4.25** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στην συνολική ηλεκτρική ισχύ του ΥΣ. 153
- Διάγραμμα 4.26** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια. 154
- Διάγραμμα 4.27** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στην παροχή των καυσαερίων και την μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου. 155
- Διάγραμμα 4.28** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στο λόγο καυσίμου-αέρα. 156
- Διάγραμμα 4.29** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στις παροχές του καυσίμου και του αέρα. 157
- Διάγραμμα 4.30** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ την ισχύ της κάθε κυψέλης καυσίμου στη συστοιχία. 157
- Διάγραμμα 4.31** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ. 158
- Διάγραμμα 4.32** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στον απαιτούμενο αριθμό κυψελών καυσίμου στη συνολική συστοιχία της ΚΚ. 158

- Διάγραμμα 4.33** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στην ηλεκτρική ισχύ της ηλεκτρογεννήτριας και του συνολικού ΥΣ. 159
- Διάγραμμα 4.34** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στην παροχή των καυσαερίων και στη μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου. 160
- Διάγραμμα 4.35** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στον λόγο καυσίμου-αέρα. 161
- Διάγραμμα 4.36** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στις παροχές του καυσίμου και του αέρα. 161
- Διάγραμμα 4.37** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στην ισχύ της κάθε κυψέλης καυσίμου στην συστοιχία. 162
- Διάγραμμα 4.38** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στους ηλεκτρικούς βαθμούς απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ. 163
- Διάγραμμα 4.39** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στον απαιτούμενο αριθμό κυψελών καυσίμου στη συνολική συστοιχία της ΚΚ. 163
- Διάγραμμα 4.40** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στην συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από το ΥΣ. 164
- Διάγραμμα 4.41** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια. 165
- Διάγραμμα 4.42** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στην παροχή των καυσαερίων και στη μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου. 166
- Διάγραμμα 4.43** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στην τάση λειτουργίας και την ισχύ της κάθε κυψέλης καυσίμου στην συστοιχία. 167
- Διάγραμμα 4.44** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στους ηλεκτρικούς βαθμούς απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ. 167
- Διάγραμμα 4.45** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στην παροχή του καυσίμου σε κάθε κυψέλη και στην συνολική παροχή καυσίμου στο σύστημα. 168
- Διάγραμμα 4.46** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στον απαιτούμενο αριθμό κυψελών καυσίμου στη συνολική συστοιχία της ΚΚ. 168
- Διάγραμμα 4.47** Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα στο ποσοστό ανακυκλοφορίας των προϊόντων της ανόδου. 169
- Διάγραμμα 4.48** Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα στην ισχύ της κάθε κυψέλης και στον συνολικό αριθμό των κυψελών που απαρτίζουν τη συστοιχία. 170
- Διάγραμμα 4.49** Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα στην συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ του ΥΣ. 170

- Διάγραμμα 4.50** Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια. 171
- Διάγραμμα 4.51** Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ. 172
- Διάγραμμα 4.52** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος στην καταναλισκόμενη ισχύ από του συμπιεστές του αέρα και του καυσίμου. 173
- Διάγραμμα 4.53** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια. 173
- Διάγραμμα 4.54** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από το ΥΣ. 174
- Διάγραμμα 4.55** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος στους βαθμούς απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ. 174
- Διάγραμμα 4.56** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στην συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από το ΥΣ. 175
- Διάγραμμα 4.57** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια. 176
- Διάγραμμα 4.58** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στην γραμμομοριακή παροχή των καυσαερίων και στη μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου. 177
- Διάγραμμα 4.59** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στις γραμμομοριακές παροχές του αέρα και του καυσίμου. 178
- Διάγραμμα 4.60** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στις θερμοκρασίες εισόδου του αέρα και του καυσίμου στην ΚΚ. 178
- Διάγραμμα 4.61** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στην ισχύ της κάθε κυψέλης και στον συνολικό αριθμό των κυψελών που συνθέτουν την συστοιχία. 179
- Διάγραμμα 4.62** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στον λόγο καυσίμου-αέρα. 179
- Διάγραμμα 4.63** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στους βαθμούς απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ. 180
- Διάγραμμα 4.64** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στην θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων στο περιβάλλον. 180
- Διάγραμμα 4.65** Σύγκριση του βαθμού απόδοσης του υπό μελέτη ΥΣ με τους βαθμούς απόδοσης του απλού και αναγεννητικού κύκλου αεριοστροβίλου, για διάφορους λόγους πίεσης και σε παρόμοιες συνθήκες λειτουργίας. 184

## **ΚΑΤΑΛΟΓΟΣ ΠΙΝΑΚΩΝ**

<b>Πίνακας 1.1</b>	Χαρακτηριστικά των κύριων τύπων κυψελών καυσίμου.	3
<b>Πίνακας 1.2</b>	Ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης μερικών από τα ΥΣ της βιβλιογραφίας.	11
<b>Πίνακας 1.3</b>	Αποτελέσματα της ανάλυσης της λειτουργίας των διαφορετικών υβριδικών συστημάτων ΚΚ - Κύκλου Rankine.	17
<b>Πίνακας 1.4</b>	Απόδοση του υβριδικού συστήματος ΚΚ – Κύκλου Stirling, με χρήση διαφορετικών καυσίμων.	21
<b>Πίνακας 2.1</b>	Κατανομή κόστους και βαθμού απόδοσης για όλες τις βέλτιστες διατάξεις του συνδυασμένου υβριδικού συστήματος (SOFC-GT-ST).	65
<b>Πίνακας 2.2</b>	Σύνθεση του αέριου σύνθεσης που παράγεται από το σύστημα αεριοποίησης.	78
<b>Πίνακας 2.3</b>	Αποτελέσματα της ανάλυσης των υπό διερεύνηση συστημάτων.	78
<b>Πίνακας 2.4</b>	Κύριες παράμετροι σχεδιασμού του υβριδικού συστήματος συνδυασμένου κύκλου (IGCC SOFC-GT).	84
<b>Πίνακας 3.1</b>	Χαρακτηριστικά ξηρού αέρα.	102
<b>Πίνακας 3.2</b>	Σύσταση του καυσίμου.	103
<b>Πίνακας 3.3</b>	Σταθερές για τον υπολογισμό του ολοκληρώματος σύγκρουσης.	116
<b>Πίνακας 3.4</b>	Μοριακό βάρος, απόσταση σύγκρουσης και πηλίκο ενέργειας, που απαιτούνται για τον υπολογισμό των συντελεστών διάχυσης των αερίων στα ηλεκτρόδια.	118
<b>Πίνακας 4.1</b>	Συνθήκες λειτουργίας της εμπορικής ΚΚ της Siemens – Westinghouse.	133
<b>Πίνακας 4.2</b>	Παράμετροι υπολογισμού των απωλειών τάσεως κατά τη λειτουργία της ΚΚ.	133
<b>Πίνακας 4.3</b>	Σταθερές παράμετροι σχεδιασμού της ΚΚ.	134
<b>Πίνακας 4.4</b>	Επικύρωση του μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης του παρόντος ΥΣ με βάση τα αποτελέσματα που παρατίθενται στην εργασία των Chan et al.	147
<b>Πίνακας 4.5</b>	Επικύρωση του μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης του παρόντος ΥΣ με βάση τα αποτελέσματα που παρατίθενται στην εργασία των Calise et al.	147
<b>Πίνακας 4.6</b>	Επικύρωση του μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης του παρόντος ΥΣ με βάση τα αποτελέσματα που παρατίθενται στην εργασία των Shirazi et al.	148
<b>Πίνακας 4.7</b>	Κύριες παράμετροι σχεδιασμού του υβριδικού συστήματος.	149
<b>Πίνακας 4.8</b>	Μεταβλητές παράμετροι σχεδιασμού για τη συγκεκριμένη παραμετρική μελέτη.	149
<b>Πίνακας 4.9</b>	Επιλογή των κύριων παραμέτρων του ΥΣ στο σημείο σχεδιασμού.	181

<b>Πίνακας 4.10</b>	Ιδιότητες των αερίων ανά κόμβο στο σημείο σχεδιασμού.	181
<b>Πίνακας 4.11</b>	Σύσταση των αερίων ανά κόμβο στο σημείο σχεδιασμού.	182
<b>Πίνακας 4.12</b>	Αποτελέσματα προσομοίωσης του ΥΣ στο σημείο σχεδιασμού.	183

Η σελίδα αυτή είναι σκόπιμα λευκή.

# ΚΕΦΑΛΑΙΟ 1

## ΚΥΨΕΛΕΣ ΚΑΥΣΙΜΟΥ ΣΤΕΡΕΟΥ ΟΞΕΙΔΙΟΥ:

### ΑΡΧΗ ΛΕΙΤΟΥΡΓΙΑΣ ΚΑΙ ΒΑΣΙΚΟΙ ΤΥΠΟΙ ΥΒΡΙΔΙΚΩΝ ΣΥΣΤΗΜΑΤΩΝ

---

#### 1.1 Εισαγωγή

Η σημαντική βελτίωση του βιοτικού μας επιπέδου, όπως επίσης και η εξελιγμένη κοινωνία μας, οφείλονται σε μεγάλο βαθμό στην ανάπτυξη των ενεργειακών υποδομών και στις συνέπειες της ανάπτυξης αυτής στην ανθρώπινη κοινωνία κατά τη διάρκεια του τελευταίου αιώνα. Όμως, η παγκόσμια κλιματική αλλαγή και η ρύπανση που οφείλονται στη χρήση των ορυκτών καυσίμων έχει προκαλέσει σημαντική ανησυχία, σε παγκόσμιο επίπεδο, σχετικά με την τρέχουσα τάση στην ανάπτυξη των ενεργειακών συστημάτων. Σύμφωνα με την ετήσια έκθεση (World Energy Outlook 2012) του Διεθνούς Οργανισμού Ενέργειας (IEA), η παγκόσμια ζήτηση σε ηλεκτρική ενέργεια αυξήθηκε την τελευταία δεκαετία κατά 40% και αναμένεται να αυξηθεί επιπλέον κατά 70% στο διάστημα 2010 έως 2035 [1]. Η συμμετοχή των ορυκτών καυσίμων στην παγκόσμια παραγωγή ηλεκτρικής ενέργειας αναμένεται να παραμείνει σταθερή, σε ποσοστό 66% έως και το 2035. Επιπλέον, η παραγωγή ηλεκτρικής ενέργειας είναι υπεύθυνη περίπου κατά το ήμισυ για την αύξηση των παγκόσμιων εκπομπών αερίων του θερμοκηπίου στο συγκεκριμένο χρονικό διάστημα πρόβλεψης. Αποτέλεσμα όλων των παραπάνω είναι η δημιουργία ζητημάτων βιωσιμότητας στην παγκόσμια ενεργειακή ανάπτυξη [2]. Αρχικά, το οικονομικό και κοινωνικό μοντέλο ανάπτυξης θα πρέπει να λάβει υπόψιν την περιορισμένη διαθεσιμότητα σε φυσικούς πόρους και επιπλέον οι διεργασίες μετατροπής της ενέργειας θα πρέπει να γίνουν λιγότερο επιβλαβείς για το περιβάλλον, προλαμβάνοντας ανεπιθύμητες επιπτώσεις, όπως η παγκόσμια υπερθέρμανση και εκπομπή ρύπων.

Σε αυτό το πλαίσιο, ιδιαίτερη προσπάθεια έχει δαπανηθεί παγκοσμίως προκειμένου να προωθηθεί μια περισσότερο αποδοτική αξιοποίηση των ενεργειακών πόρων και να μειωθούν οι περιβαλλοντικές επιπτώσεις που οφείλονται στις διεργασίες μετατροπής της ενέργειας. Ο στόχος αυτός μπορεί να επιτευχθεί με δύο τρόπους. Ο πρώτος είναι η χρήση των ανανεώσιμων πηγών ενέργειας, που επιτρέπουν την παραγωγή θερμικής και ηλεκτρικής ενέργειας χωρίς τη μείωση των φυσικών πόρων, έχοντας ελάχιστο ή και μηδενικό αντίκτυπο στο περιβάλλον και ο δεύτερος είναι μέσω καινοτόμων τεχνολογιών που χρησιμοποιούν ορυκτά καύσιμα, παρέχοντας εξαιρετικά υψηλές αποδόσεις μετατροπής σε συνδυασμό με τις εξαιρετικά χαμηλές εκπομπές ρύπων και CO<sub>2</sub> [3-8].

Τις τελευταίες δύο δεκαετίες, η ακαδημαϊκή κοινότητα και η βιομηχανία έχουν ενώσει τις δυνάμεις τους με σκοπό την έρευνα, ανάπτυξη και παραγωγή καινοτόμων, εξαιρετικά αποδοτικών συστημάτων μετατροπής της ενέργειας, χρησιμοποιώντας σαν πρωτογενή ενέργεια τα ορυκτά καύσιμα. Τα συστήματα αυτά χρησιμοποιούν συνδυασμένους κύκλους, τεχνολογίες δέσμευσης του CO<sub>2</sub>, ολοκληρωμένα συστήματα αεριοποίησης και συνδυασμένου κύκλου (IGCC), κυψέλες καυσίμου κ.α. [3-8]. Οι κυψέλες καυσίμου θεωρούνται μια από τις πλέον υποσχόμενες τεχνολογίες μετατροπής της χημικής ενέργειας σε ηλεκτρική, καθώς έχουν τη δυνατότητα να οξειδώνουν



απευθείας το καύσιμο, μέσω ηλεκτροχημικών αντιδράσεων, και έτσι ο βαθμός απόδοσης τους δεν περιορίζεται από τον θεωρητικά μέγιστο βαθμό απόδοσης του κύκλου Carnot, όπως συμβαίνει στις θερμικές μηχανές, επιτυγχάνοντας έτσι εξαιρετικά υψηλές αποδόσεις μετατροπής, ακόμα και σε συστήματα πολύ μικρών διαστάσεων [3-5]. Ένα ακόμη πλεονέκτημα των κυψελών καυσίμου είναι η εξαιρετικά χαμηλή, έως και μηδενική, εκπομπή ρύπων και αερίων του θερμοκηπίου. Το εύρος ισχύος τους κυμαίνεται από ελάχιστα W, έως μερικά MW [6-9]. Η θερμότητα που απελευθερώνεται από τις εξώθερμες ηλεκτροχημικές αντιδράσεις, οι οποίες λαμβάνουν χώρα εσωτερικά της κυψέλης, μπορεί να χρησιμοποιηθεί σε έναν αρκετά μεγάλο αριθμό διαφορετικών εφαρμογών, που εξαρτώνται πρωτίστως από τη θερμοκρασία λειτουργίας της [3-9]. Όταν η θερμοκρασία λειτουργίας των κυψελών καυσίμου είναι επαρκώς υψηλή, η θερμότητα που παράγεται μπορεί να χρησιμοποιηθεί σαν πηγή για περαιτέρω χρήση σε συμβατικά θερμικά συστήματα (π.χ. κύκλος Rankine, κύκλος Brayton κ.α.) [2,3,7,8]. Σε αυτή την περίπτωση, ο συνολικός βαθμός απόδοσης (β.α.) του υβριδικού κύκλου μπορεί θεωρητικά να ξεπεράσει το 70% [2-4]. Η θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης καυσίμου επηρεάζει επίσης και την επιλογή του κύκλου βάσης (bottoming cycle). Πράγματι, όταν η θερμοκρασία λειτουργίας είναι γύρω στους 650°C (π.χ. MCFCs ή ITSOFCs), σαν κύκλος βάσης επιλέγεται ο κύκλος Rankine, αφού η θερμοκρασία εισόδου που απαιτείται από τον ατμοστρόβιλο είναι κοντά στη θερμοκρασία των καυσαερίων της κυψέλης καυσίμου [3,4]. Αντίστροφα, για υψηλότερες θερμοκρασίες λειτουργίας (~1000°C), ο κύκλος Brayton είναι η καταλληλότερη επιλογή, ο οποίος μπορεί να συνδυαστεί άμεσα ή έμμεσα με τις κυψέλες καυσίμου [2-8].

Τα τελευταία 20 χρόνια καταβάλλεται τεράστια προσπάθεια από την ακαδημαϊκή κοινότητα και τη βιομηχανία για την ανάπτυξη οικονομικώς αποδοτικών συστημάτων παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος, που θα βασίζονται στην τεχνολογία των κυψελών καυσίμου [5-8]. Συγκεκριμένα, ένας αρκετά μεγάλος αριθμός επιστημονικών άρθρων έχει δημοσιευτεί, προτείνοντας καινοτόμα συστήματα παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος, συνδυάζοντας την τεχνολογία των κυψελών καυσίμου με λοιπές συμβατικές τεχνολογίες (αεριοστρόβιλους, ατμοστρόβιλους, κ.α.). Στην πραγματικότητα, ο συνολικός βαθμός απόδοσης των υβριδικών συστημάτων μπορεί να είναι εξαιρετικά υψηλός, τόσο για μικρής όσο και για μεσαίας κλίμακας ενεργειακά συστήματα [2-62].

Ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης μιας συμβατικής θερμικής μηχανής είναι γνωστό πως αυξάνεται για υψηλότερες τιμές θερμοκρασίας των θερμικών πηγών [10]. Ως εκ τούτου, η θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης καυσίμου στο χρησιμοποιούμενο υβριδικό σύστημα επηρεάζει σημαντικά τη συνολική απόδοση του κύκλου [6,7]. Σήμερα υπάρχουν αρκετοί διαφορετικοί τύποι κυψελών καυσίμου, οι οποίοι ουσιαστικά διαφοροποιούνται ως προς τον τύπο του ηλεκτρολύτη που χρησιμοποιούν. Μια σύγκριση μεταξύ των διαφόρων τύπων κυψελών καυσίμου δίνεται στον Πίνακα 1.1 [9]. Ο επικρατέστερος από αυτούς είναι οι Κυψέλες Καυσίμου Στερεού Οξειδίου (Solid Oxide Fuel Cells, SOFCs), ο οποίος επιτρέπει τη χρήση αρκετών καυσίμων, συμβατικών και ανανεώσιμων, ενώ ταυτόχρονα υπόσχεται εξαιρετικά υψηλούς βαθμούς απόδοσης (>50%) για ένα μεγάλο εύρος ισχύος (1 kW-10 MW) και πλήθος εφαρμογών [9]. Οι κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου χρησιμοποιούν στερεό ηλεκτρολύτη μεταλλικού οξειδίου, συνήθως από ζirkονία σταθεροποιημένη με ύττρια (yttria stabilized zirconia, YSZ). Η άνοδος είναι συνήθως κατασκευασμένη από κράμα κεραμικού υλικού με νικέλιο, όπως το νικέλιο σε φορέα ζirkονίας σταθεροποιημένης με ύττρια (Ni-YSZ), ενώ η κάθοδος είναι κατασκευασμένη από κράμα λανθανίου-στροντίου-μαγκανίου (LSM) στον

ίδιο με πριν φορέα (LSM-YSZ). Η θερμοκρασία λειτουργίας των ΚΚ\* κυμαίνεται από τους 600°C έως τους 1050°C, κάτι που τις καθιστά κατάλληλες για συνδυασμό με συμβατικούς θερμικούς κύκλους, με στόχο την αύξηση του ηλεκτρικού και θερμικού βαθμού απόδοσης του συστήματος.

**Πίνακας 1.1** Χαρακτηριστικά των κύριων τύπων κυψελών καυσίμου [9].

TECHNOLOGY	AFC	PEMFC	DMFC	PAFC	MCFC	SOFC
ELECTROLYTE	KOH (liquid)	Proton Exchange Membrane (solid)	Proton Exchange Membrane (solid)	H <sub>3</sub> PO <sub>4</sub> (liquid)	Molten Carbonates (liquid)	Ceramic (solid)
FUEL	Purest H <sub>2</sub>	Pure H <sub>2</sub>	CH <sub>3</sub> OH + H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> , little CO CH <sub>3</sub> OH	H <sub>2</sub> , CO, CH <sub>4</sub>	H <sub>2</sub> , CO, CH <sub>4</sub>
TEMPERATURE (°C)	60 – 250	60 – 80	60 – 130	130 – 220	600 – 700	750 – 1050
CATALYST	Pt, Ni/NiO <sub>x</sub>	Pt	Pt	Pt	Ni	Perovskites
ELECTRICAL EFFICIENCY (LHV)	32 – 70% (*)	30 – 50% (*)	32 – 40%	40 – 55% (*)	55 – 57% (*)	50 – 60% (*)
EFFICIENCY WITH COGENERATION	70%	70 – 85%	70%	85%	85%	85%
POWER DENSITY (mW/cm <sup>2</sup> )	150 – 400	300 – 1000	30 – 100	150 – 300	100 – 300	250 – 350
START-UP TIME	< 5 min	< 5 min	< 5 min	1 – 4 hours	5 – 10 hours	5 – 10 hours
PRODUCT WATER	Evaporative	Evaporative	Evaporative	Evaporative	Gaseous	Gaseous
POISONS	CO <sub>2</sub> , H <sub>2</sub> S, CO	CO, H <sub>2</sub> S	X-OH	CO, H <sub>2</sub> S	S, H <sub>2</sub> S, HCl, HI, HBr	H <sub>2</sub> S
CHARGE CARRIER	OH <sup>-</sup>	H <sup>+</sup>	H <sup>+</sup>	H <sup>+</sup>	CO <sub>3</sub> <sup>2-</sup>	O <sup>2-</sup>
POWER RANGE	1kW – 100kW	1W – 100kW	1W – 1MW	200kW – 10MW	500kW – 10MW	1kW – 10 MW
APPLICATION	Space Portable Transport	Space Portable Transport Stationary	Portable Transport	Transport Stationary	Transport Stationary	Transport Stationary

Όμως, πέρα από τους υψηλούς βαθμούς απόδοσης και τη φιλική προς το περιβάλλον λειτουργία, η χρήση των ΚΚ σε εγκαταστάσεις παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος έχει αρκετά ακόμα πλεονεκτήματα. Το πρώτο σχετίζεται με την απουσία κινούμενων μερών (με εξαίρεση τα βοηθητικά μηχανήματα και τις συσκευές, BoP), που οδηγεί σε μειωμένο επίπεδο θορύβου και δονήσεων, αυξημένη αξιοπιστία και μειωμένο κόστος συντήρησης. Το δεύτερο σχετίζεται με την εξαιρετικά μεγάλη ανθεκτικότητα των ΚΚ στις ενώσεις του θείου και στο μονοξείδιο του άνθρακα, το οποίο μάλιστα στον συγκεκριμένο τύπο κυψελών καυσίμου μπορεί να ηλεκτροοξειδωθεί στην άνοδο προς παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος. Το χαρακτηριστικό αυτό καθιστά εφικτή τη χρήση ενός μεγάλου εύρους καυσίμων στην αέρια φάση, αλλά και των αερίων που παράγονται από την αεριοποίηση και αναμόρφωση στερεών και υγρών καυσίμων, αντίστοιχα. Τέτοια καύσιμα μπορεί να είναι το αέριο που παράγεται από την αεριοποίηση του γαιάνθρακα ή την αναμόρφωση των προϊόντων του πετρελαίου. Τέλος, το μεγάλο εύρος ισχύος των

\* Όπου αναφέρονται τα αρχικά ΚΚ, χωρίς άλλον προσδιορισμό, σημαίνουν κυψέλη καυσίμου στερεού οξειδίου.

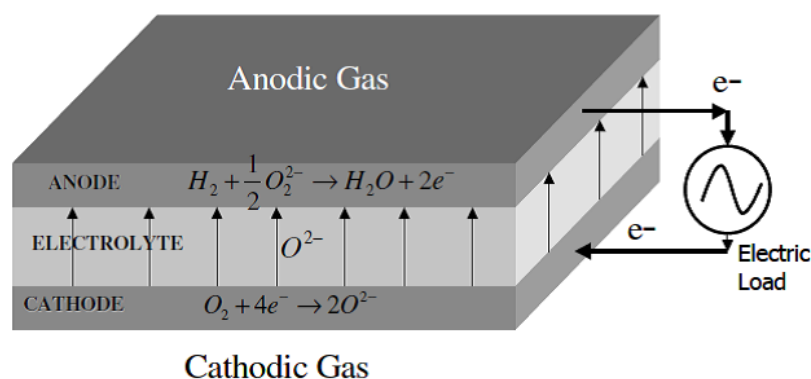
ΚΚ είναι ακόμα ένα πλεονέκτημα τους, αφού μαζί με τα υπόλοιπα τις καθιστούν ιδανικές για πλήθος εφαρμογών, από σταθερές εφαρμογές (π.χ. κεντρικοί ή διανεμημένοι σταθμοί παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος), μέχρι κινητές εφαρμογές, σαν βοηθητικές μονάδες (π.χ. πλοία, τρέινα κ.α.).

Το παρόν κεφάλαιο έχει σαν στόχο την επισκόπηση των βασικών τύπων υβριδικών συστημάτων με κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου που έχουν μελετηθεί ή/και κατασκευαστεί και υπάρχουν διαθέσιμα στην παγκόσμια βιβλιογραφία. Στην παρούσα διατριβή, με τον όρο «υβριδικά συστήματα», εννοούμε όλα τα συστήματα που συνδυάζουν την εφαρμογή δύο ή περισσότερων μονάδων παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος, με την προϋπόθεση ότι μεταξύ αυτών υπάρχει άμεση θερμική ή/και ροϊκή σύζευξη (π.χ. ροή θερμών αερίων, καυσίμου, ή θερμότητας), και ότι ο κύκλος βάσης προϋποθέτει την εν σειρά ή παράλληλη λειτουργία ενός κύκλου κορυφής (topping cycle). Έτσι λοιπόν, αρχικά διενεργείται μια σύντομη περιγραφή της αρχής λειτουργίας των ΚΚ, των τρεχουσών εξελίξεων στον τομέα της έρευνας και ανάπτυξης των συστημάτων αυτών και των βασικότερων προκλήσεων που αντιμετωπίζουν με στόχο την εμπορευματοποίηση. Στη συνέχεια, παρουσιάζονται οι βασικές διατάξεις των υβριδικών αυτών συστημάτων, που έχουν προταθεί από την επιστημονική κοινότητα, κάνοντας χρήση σαν κύκλο κορυφής την κυψέλη καυσίμου στερεού οξειδίου. Τέλος, για τις διατάξεις αυτές, παρατίθενται τα κύρια λειτουργικά και τεχνικά τους χαρακτηριστικά καθώς και τα βασικότερά τους πλεονεκτήματα και μειονεκτήματά.

## 1.2 Κυψέλες Καυσίμου Στερεού Οξειδίου

### 1.2.1 Αρχή λειτουργίας

Μια κυψέλη καυσίμου στερεού οξειδίου αποτελείται από δύο πορώδη ηλεκτρόδια, τα οποία τοποθετούνται εκατέρωθεν του ηλεκτρολύτη. Το υλικό του ηλεκτρολύτη είναι, όπως προαναφέρθηκε, κάποιο στερεό οξείδιο κεραμικού υλικού (πχ YSZ). Η σχηματική αναπαράσταση του εσωτερικού της κυψέλης καυσίμου στερεού οξειδίου, σε συνδυασμό με τις αντιδράσεις που λαμβάνουν χώρα σε αυτό, δίνεται στο Σχήμα 1.1 [11].



**Σχήμα 1.1** Σχηματική αναπαράσταση μιας κυψέλης καυσίμου στερεού οξειδίου [11].

Οι κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου μετατρέπουν τη χημική ενέργεια του καυσίμου απευθείας σε ηλεκτρική μέσω των ηλεκτροχημικών αντιδράσεων που

λαμβάνουν χώρα στο εσωτερικό του κελιού, λόγω της διαφοράς του χημικού δυναμικού του οξυγόνου μεταξύ της ανόδου και της καθόδου. Το οξυγόνο ( $O_2$ ) που τροφοδοτείται στην κάθοδο ανάγεται σε ανιόντα οξυγόνου ( $O^{2-}$ ), παρουσία του καταλύτη της καθόδου και των ηλεκτρονίων που εισέρχονται από το εξωτερικό κύκλωμα. Τα ανιόντα αυτά, διέρχονται μέσω του ηλεκτρολύτη και οδηγούνται στην άνοδο, όπου και καταναλώνονται για την οξείδωση του καυσίμου, παρουσία του καταλύτη της ανόδου και θερμότητας. Γενικά, η ηλεκτροχημική αντίδραση που λαμβάνει χώρα στην άνοδο της ΚΚ τροφοδοτείται από το υδρογόνο που παρέχεται σε αυτή. Στην κάθοδο, η αναγωγή του οξυγόνου λαμβάνει χώρα μέσω της αντίδρασης [3]:



Η πυκνή δομή του ηλεκτρολύτη δεν επιτρέπει τη διέλευση του καθοδικού αέρα μέσα από αυτόν, ενώ η υψηλή του ιοντική αγωγιμότητα και ηλεκτρική αντίσταση επιτρέπουν τη διέλευση των ανιόντων του οξυγόνου από την κάθοδο στην άνοδο. Στην άνοδο, τα ανιόντα του οξυγόνου αντιδρούν με το υδρογόνο παράγοντας νερό και ηλεκτρόνια, σύμφωνα με την αντίδραση:



Από την αντίδραση στην άνοδο τα ηλεκτρόνια που παράγονται διέρχονται μέσω του εξωτερικού κυκλώματος στην κάθοδο, όπου λαμβάνουν μέρος στην αντίδραση αναγωγής του οξυγόνου. Με την κίνηση αυτή των ηλεκτρονίων μέσω του κλειστού εξωτερικού κυκλώματος παράγεται ηλεκτρικό ρεύμα. Η συνολική αντίδραση που λαμβάνει χώρα στην ΚΚ είναι η εξής:



Συγκριτικά με τις κυψέλες καυσίμου με ηλεκτρολύτη ανταλλαγής πρωτονίων (PEM), στις κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου το νερό παράγεται στην άνοδο, όπου προφανώς στη θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης βρίσκεται υπό την μορφή ατμού.

Το δυναμικό ανοιχτού κυκλώματος της κυψέλης μπορεί να υπολογιστεί από την εξίσωση του Nernst [6]:

$$E = E^o + \frac{RT}{4F} \ln P_{O_2} + \frac{RT}{2F} \ln \frac{P_{H_2}}{P_{H_2O}} \quad (1.4)$$

όπου  $E^o$  είναι το αντιστρεπτό δυναμικό σε σταθερή πίεση και θερμοκρασία λειτουργίας, R η γενική σταθερά των ιδανικών αερίων ( $8.314 \text{ J K}^{-1} \text{ mol}^{-1}$ ), T η θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης, F η σταθερά του Faraday ( $96,485 \text{ C}$ ) και  $P_i$  οι μερικές πιέσεις των αερίων ( $i: O_2, H_2, H_2O$ ). Το αντιστρεπτό δυναμικό  $E^o$ , δίνεται από τη σχέση:

$$E^o = \frac{\Delta G^o}{2F} \quad (1.5)$$

όπου  $\Delta G^0$  η μεταβολή της ελεύθερης ενέργειας του Gibbs, σε πρότυπες συνθήκες.

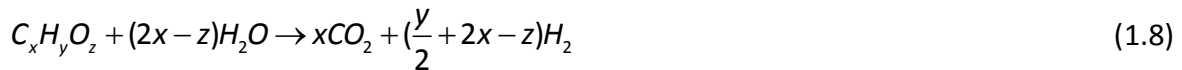
Το υδρογόνο μπορεί να τροφοδοτηθεί απευθείας στην άνοδο της κυψέλης ή μπορεί να παραχθεί μέσω της διεργασίας της αναμόρφωσης του φυσικού αερίου ή κάποιου άλλου υδρογονάνθρακα. Η αναμόρφωση του καυσίμου είναι μια ενδόθερμη αντίδραση, με τη θερμότητα που απαιτείται να παρέχεται από τις απώλειες δυναμικού και τη μεταβολή της εντροπίας της θερμότητας, στην περίπτωση βέβαια που η αναμόρφωση επιτελείται εσωτερικά του κελιού. Η διεργασία της αναμόρφωσης αποτελείται από την αντίδραση της αναμόρφωσης του φυσικού αερίου με ατμό [3]:



και από την αντίδραση μετατροπής του CO με ατμό (Water Gas Shift Reaction, WGSR):



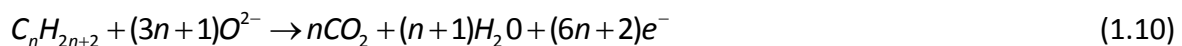
Η συνολική αντίδραση αναμόρφωσης ενός τυχαίου υδρογονάνθρακα είναι η εξής [6]:



Λόγω της υψηλής θερμοκρασίας λειτουργίας (600-1000°C) δεν απαιτείται η χρήση πολύτιμων μετάλλων (π.χ. όπως της πλατίνας) και έτσι το μονοξείδιο του άνθρακα δεν αποτελεί επιβλαβή ένωση για το καταλυτικό στρώμα. Μάλιστα το CO μπορεί να ηλεκτροοξειδωθεί στην άνοδο παράγοντας διοξείδιο του άνθρακα και ηλεκτρόνια, σύμφωνα με την παρακάτω αντίδραση:



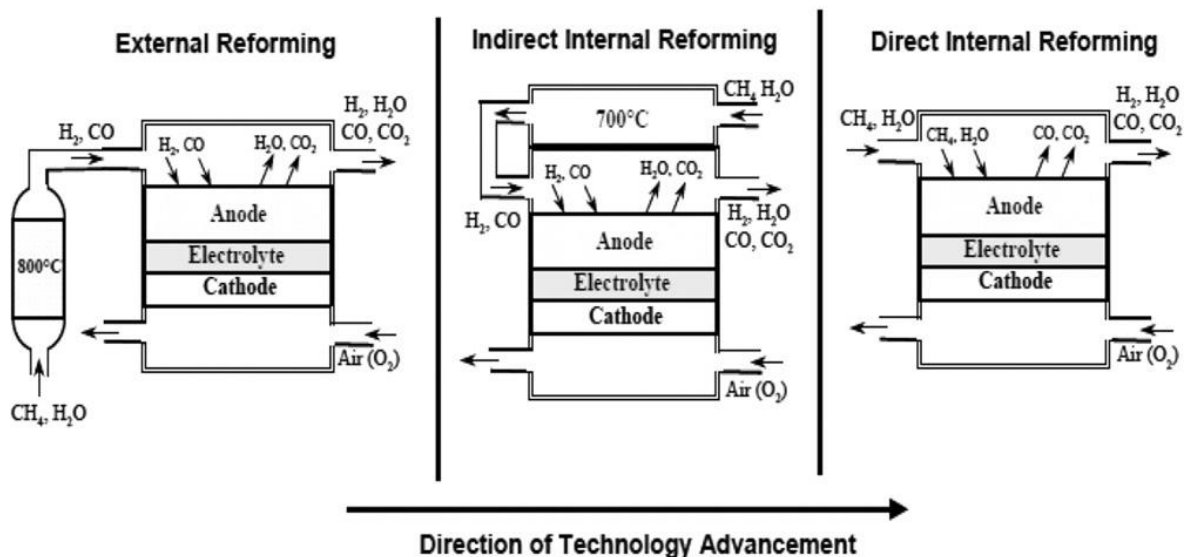
Αν και το υδρογόνο θεωρείται το καύσιμο του μέλλοντος, με το οποίο μάλιστα οι κυψέλες καυσίμου επιτυγχάνουν τον υψηλότερο βαθμό απόδοσης, εντούτοις υπάρχουν αρκετά προβλήματα που σχετίζονται με την παραγωγή, την αποθήκευση και τη διανομή του υδρογόνου. Στη διεργασία της αναμόρφωσης, που αναλύσαμε προηγουμένως, για την παραγωγή του υδρογόνου απαιτείται το 20-30% της ενέργειας του καυσίμου. Με βάση τα παραπάνω υπάρχουν μελέτες στη διαθέσιμη βιβλιογραφία που αναφέρουν την απευθείας τροφοδοσία και ηλεκτροοξείδωση των υδρογονανθράκων στη συστοιχία των ΚΚ [3]. Οι υδρογονάνθρακες αυτοί ηλεκτροοξειδώνονται σύμφωνα με την παρακάτω αντίδραση:



Τα ηλεκτροκαταλυτικά υλικά που χρησιμοποιούνται για την απευθείας ηλεκτροοξείδωση των διάφορων υδρογονανθράκων στην άνοδο της ΚΚ είναι προφανώς διαφορετικά αυτά που χρησιμοποιούνται στις τυπικές συστοιχίες των ΚΚ.

Τέλος, όσον αφορά τη διεργασία της αναμόρφωσης, αυτή μπορεί να πραγματοποιηθεί εσωτερικά ή εξωτερικά του κελιού. Στην εξωτερική αναμόρφωση, το φυσικό αέριο (μεθάνιο) αναμορφώνεται σε εξωτερικό σύστημα (reformer), το οποίο λειτουργεί ανεξάρτητα της κυψέλης καυσίμου και δεν υπάρχει άμεση ανταλλαγή

θερμότητας μεταξύ αυτών των δύο μονάδων [4]. Στην περίπτωση της εσωτερικής αναμόρφωσης, η ενδόθερμη αντίδραση της αναμόρφωσης με ατμό (steam reforming) και η εξώθερμη αντίδραση της οξειδωσίας του καυσίμου, λαμβάνουν χώρα εντός της συστοιχίας των ΚΚ και έτσι δεν υπάρχει η απαίτηση για ξεχωριστή μονάδα αναμόρφωσης. Επιπλέον, η εσωτερική αναμόρφωση μπορεί να είναι είτε άμεση, είτε έμμεση. Στην έμμεση εσωτερική αναμόρφωση (IIR) η διεργασία πραγματοποιείται εντός του κελιού, αλλά εκτός της ανόδου της κυψέλης καυσίμου, κάνοντας χρήση της θερμότητας που απελευθερώνεται κατά την οξειδωσία του καυσίμου. Ενώ στην άμεση ή απευθείας εσωτερική αναμόρφωση (DIR), το μίγμα καυσίμου-ατμού αναμορφώνεται πάνω στο πορώδες της ανόδου και το υδρογόνο ή/και το μονοξείδιο του άνθρακα που παράγονται ηλεκτροοξειδώνονται προς παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος. Οι παραπάνω τύποι αναμόρφωσης συνοψίζονται και αναπαρίστανται σχηματικά στο Σχήμα 1.2 [4]. Μια διεξοδικότερη μελέτη της εφαρμογής της εσωτερικής ή εξωτερικής αναμόρφωσης σε υβριδικά συστήματα με ΚΚ θα γίνει στο κεφάλαιο που ακολουθεί.



**Σχήμα 1.2** Σχηματική αναπαράσταση της εξωτερικής και εσωτερικής αναμόρφωσης [4].

### 1.2.2 Τρέχουσες εξελίξεις

Αυτή τη στιγμή, οι εγκατεστημένες μονάδες κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου είναι ισχύος έως μερικά MW, με τις περισσότερες από αυτές να βρίσκονται στην Ευρώπη, τη Βόρεια Αμερική και την Ιαπωνία. Η επιτυχής εμπορευματοποίηση των ΚΚ και των υβριδικών συστημάτων που κάνουν χρήση των ΚΚ, εξαρτάται πρωτίστως από τον βαθμό απόδοσης και το κόστος των συστημάτων αυτών.

Στα πλαίσια του προγράμματος SECA του Υπουργείου Ενέργειας των ΗΠΑ (DOE) σχεδιάστηκαν και κατασκευάστηκαν διάφορα πρωτότυπα κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου, η ισχύς των οποίων κυμαινόταν από 3 έως 10 kW. Το κόστος των μονάδων αυτών κυμαινόταν στο εύρος των 724-775 \$/kW [12]. Έως το 2020, στα πλαίσια του ίδιου προγράμματος προγραμματίζεται ο σχεδιασμός και η κατασκευή μονάδων ισχύος από 250 kW έως 1 MW, με στόχο το κόστος τους να μην υπερβαίνει τα 700 \$/kW [13]. Επιπλέον, οι ερευνητές του Εθνικού Εργαστηρίου του Βορειοδυτικού Ειρηνικού (PNNL),

που υπάγεται στο Υπουργείο Ενέργειας των ΗΠΑ, ανακοίνωσαν ότι κατασκεύασαν μικρής κλίμακας ισχύος ΚΚ, με βαθμούς απόδοσης που φτάνουν έως και το 57%, σημαντικά υψηλότερους σε σχέση με τα ίδια κλίμακας ισχύος ΚΚ που υπάρχουν διαθέσιμες στη βιβλιογραφία [14].

Η εταιρεία Siemens-Westinghouse έχει κατασκευάσει στη Γερμανία, την Ολλανδία και την Ιταλία, μονάδες συμπαραγωγής με ΚΚ, ισχύος 100 kW, οι οποίες λειτούργησαν πάνω από 29,000 ώρες, σε ατμοσφαιρική πίεση, με βαθμό απόδοσης 46% [15]. Ένα παρόμοιο σύστημα, ισχύος 250 kW, κατασκευάστηκε από την ίδια εταιρεία και εγκαταστάθηκε στο Τορόντο του Καναδά, στις εγκαταστάσεις της εταιρείας Kinetrics [16]. Τα συστήματα αυτά, με βαθμούς απόδοσης από 45 έως 50% αναμενόταν να είναι τα πρώτα εμπορικά προϊόντα της Siemens-Westinghouse. Παλαιότερα επίσης, η Siemens-Westinghouse είχε κατασκευάσει δύο μονάδες επίδειξης ΥΣ<sup>†</sup> υπό πίεση, το ένα ονομαστικής ισχύος 220 kW, το οποίο έχει εγκατασταθεί στο Πανεπιστήμιο της Καλιφόρνια (Irvine), και το άλλο ονομαστικής ισχύος 300 kW, το οποίο εγκαταστάθηκε στο Πίτσμπουργκ της Πενσυλβάνια [17,18].

Στην Ιαπωνία, το 2006, η Mitsubishi Heavy Industries εγκατέστησε ένα ΥΣ, ισχύος 200 kW, ενώ στο μέλλον σχεδιάζει την κατασκευή υβριδικών συνδυασμένων κύκλων με ΚΚ (SOFC-Brayton-Rankine Combined Cycles), ισχύος πολλών MW [19,20]. Επίσης, στην Ιαπωνία μια κοινοπραξία μεταξύ αρκετών εταιρειών, συμπεριλαμβανομένου και της Toyota Motor Corporation, ολοκλήρωσε από κοινού την ανάπτυξη συστημάτων συμπαραγωγής με χρήση των ΚΚ για οικιακή χρήση, τα οποία είναι έτοιμα για εμπορευματοποίηση [21].

Η Rolls Royce έχει επίσης αναπτύξει ένα ΥΣ, ισχύος 1 MW. Τέλος, στο Ηνωμένο Βασίλειο η εταιρεία Ceres Power έχει αναφέρει σημαντική πρόοδο στον σχεδιασμό και κατασκευή συστημάτων συμπαραγωγής ηλεκτρισμού και θερμότητας (Σ.Η.Θ.), τα οποία η εταιρεία έχει σαν στόχο να εισάγει στην αγορά έως το 2016 [22].

### 1.2.3 Προκλήσεις

Οι προκλήσεις που αντιμετωπίζουν τα συστήματα των κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου συνοψίζονται από τους Zhang et al. στους εξής τομείς [3]:

- **Μείωση κόστους:** Αν και ακόμα υπάρχουν αρκετά τεχνικά εμπόδια που πρέπει να επιλυθούν, το κλειδί στη μελλοντική εμπορευματοποίηση των ΚΚ θα είναι η μείωση του κόστους. Σήμερα, οι πλέον ανεπτυγμένες από τεχνικής απόψεως κυψέλες καυσίμου κοστίζουν περίπου 3000 – 8000 δολάρια ανά kW εγκατεστημένης ισχύος, σε αντίθεση με τις γεννήτριες diesel που κοστίζουν 800 – 1500 \$/kW, και τους αεριοστρόβιλους φυσικού αερίου που κοστίζουν μόνο 400 \$/kW ή και λιγότερο. Το υψηλό κόστος των ΚΚ οφείλεται αφενός στη χρήση ακριβών υλικών, και αφετέρου στις σύνθετες τεχνικές που χρησιμοποιούνται για την παρασκευή τους. Η χρήση ακριβών υλικών είναι απόρροια των υψηλών θερμοκρασιών λειτουργίας, έτσι ώστε να διασφαλίζεται η καλή ιοντική αγωγιμότητα του ηλεκτρολύτη και η βελτίωση της κινητικής των αντιδράσεων στα ηλεκτρόδια. Έτσι λοιπόν απαιτείται η ανάπτυξη νέων καινοτόμων υλικών, αλλά και τεχνικών παρασκευής με μικρότερο κόστος, που θα μπορούν να λειτουργούν σε υψηλές

<sup>†</sup> Όπου αναφέρονται τα αρχικά ΥΣ, χωρίς άλλον προσδιορισμό, σημαίνουν υβριδικό σύστημα κυψέλης καυσίμου στερεού οξειδίου και αεριοστρόβιλου.

θερμοκρασίες ή υλικών και τεχνικών που θα επιτρέψουν τη μείωση της θερμοκρασίας, χωρίς την ταυτόχρονη μείωση του βαθμού απόδοσης.

- **Αύξηση του εύρους ισχύος:** Το εύρος ισχύος των ΚΚ, για σταθερές εφαρμογές, κυμαίνεται από μερικά kW μέχρι κάποια MW. Με στόχο τη μείωση του κόστους κατασκευής οι εταιρείες παρασκευάζουν συστοιχίες κυψελών καυσίμου που ανταποκρίνονται σε διαφορετικές απαιτήσεις ισχύος. Οι προκλήσεις που αντιμετωπίζει η αύξηση του εύρους ισχύος σχετίζονται με το σχεδιασμό της συστοιχίας των ΚΚ και της διάταξης του συστήματος, την επιλογή των υλικών και τη διαμόρφωση του συστήματος για την επίτευξη μεγαλύτερης διάρκειας ζωής, τη βελτίωση των μεθόδων παρασκευής, την ενεργειακή-θερμική διαχείριση, τη μείωση των μηχανικών καταπονήσεων, και τη βελτίωση του σχεδιασμού των βοηθητικών μηχανημάτων και συσκευών (BoP).

- **Γρήγορη εκκίνηση:** Η μείωση του χρόνου εκκίνησης της λειτουργίας περιορίζεται από τη θερμική αντοχή των υλικών. Η γρήγορη αύξηση της θερμοκρασίας της ΚΚ στους 800-1000°C, προκαλεί την εμφάνιση θερμικών κλίσεων εντός της συστοιχίας, οι οποίες στις περισσότερες των περιπτώσεων την οδηγούν σε μηχανική αστοχία. Έτσι, η επιτυχής μείωση του χρόνου εκκίνησης της ΚΚ θα εξαρτηθεί από την ανάπτυξη νέων μεθόδων σχεδιασμού και παρασκευής των υπαρχόντων ή/και νέων υλικών.

- **Ανάπτυξη διαγνωστικών εργαλείων και στρατηγικών ελέγχου:** Η ασφάλεια και η αξιοπιστία των συστημάτων αυτών θα πρέπει να εξασφαλίζεται κατά τη διάρκεια λειτουργίας τους. Επίσης, τα υβριδικά συστήματα με τη χρήση των ΚΚ είναι πολυπλοκότερα στη λειτουργία και τον έλεγχο από τα αντίστοιχα αυτόνομα συστήματα. Έτσι είναι αναγκαία η ανάπτυξη στρατηγικών και συστημάτων ελέγχου που θα εγγυώνται την αξιόπιστη λειτουργία καθ' όλη τη διάρκεια ζωής του συστήματος. Τέλος, οι όποιες στρατηγικές ελέγχου προτείνονται από την επιστημονική κοινότητα θα πρέπει να εφαρμοστούν και να επαληθευτούν στα νέα πρωτότυπα που κατασκευάζονται από τις εμπορικές εταιρείες.

- **Η παραγωγή υδρογόνου σε ευρεία κλίμακα:** Το υδρογόνο ως γνωστόν είναι το ιδανικότερο καύσιμο για τις κυψέλες καυσίμου. Η οικονομία του υδρογόνου θα μειώσει πιθανόν την εξάρτηση από τα ορυκτά καύσιμα και ως εκ τούτου θα μειώσει τις εκπομπές ρύπων και αερίων του θερμοκηπίου. Αυτή τη στιγμή, το 95% του υδρογόνου που χρησιμοποιείται παγκοσμίως παράγεται μέσω της αναμόρφωσης του φυσικού αερίου, και το υπόλοιπο 5% μέσω της ηλεκτρόλυσης του νερού. Το κόστος της χρήσης του υδρογόνου είναι αρκετά υψηλό, και ως εκ τούτου μεγαλύτερη προσπάθεια θα πρέπει να γίνει στην τεχνολογική πρόοδο της ηλεκτρόλυσης σε υψηλές θερμοκρασίες και των θερμοχημικών κύκλων, μέσω της χρήσης των ανανεώσιμων πηγών ενέργειας. Επίσης, σε συνδυασμό με τα προηγούμενα, η βελτίωση των μεθόδων αποθήκευσης του υδρογόνου είναι αναγκαία, για την επίτευξη της μείωσης του κόστους του υδρογόνου.

- **Δέσμευση και αποθήκευση του CO<sub>2</sub>:** Τα ορυκτά καύσιμα θα συνεχίσουν να κυριαρχούν στην παγκόσμια παροχή ενέργειας. Η εκπομπή CO<sub>2</sub> θεωρείται πώς είναι κύριος παράγοντας που συμβάλει στο φαινόμενο του θερμοκηπίου. Οι διάφορες τεχνολογίες δέσμευσης του CO<sub>2</sub> μπορούν επιτυχώς να χρησιμοποιηθούν τόσο σε κεντρικούς σταθμούς παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος, όσο και σε συστήματα διανεμημένης παραγωγής. Απομένει η βελτίωση των υπαρχόντων συστημάτων δέσμευσης και αποθήκευσης, ή η ανάπτυξη νέων, με στόχο την αύξηση της απόδοσης του συστήματος, έτσι ώστε τα συστήματα αυτά να γίνουν περισσότερο ελκυστικά.



- **Προηγμένα συστήματα αεριοστροβίλων:** Η σχέση κόστους-απόδοσης των προηγμένων συστημάτων αεριοστροβίλων (Advanced turbine systems, ATS), τα καθιστούν ανταγωνιστικά για την εφαρμογή τους σε υβριδικά συστήματα παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος και συμπαραγωγής. Με στόχο την αύξηση του βαθμού απόδοσης (>60%) και τη μείωση των εκπομπών, η λειτουργία του στροβίλου θα πρέπει να βελτιωθεί σημαντικά.

### 1.3 Υβριδικά Συστήματα Με Κυψέλες Καυσίμου Στερεού Οξειδίου

Ο υψηλός βαθμός απόδοσης της μετατροπής της χημικής ενέργειας σε ηλεκτρική, καθώς και η υψηλή θερμοκρασία λειτουργίας καθιστούν τις κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου ιδανικές για την εφαρμογή τους σε υβριδικά συστήματα παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος, σε συνδυασμό με άλλα συμβατικά ή μη ενεργειακά συστήματα. Σύμφωνα με τον ορισμό που δόθηκε στην εισαγωγή του παρόντος κεφαλαίου, στην ανάλυση που ακολουθεί θα μας απασχολήσουν αποκλειστικά τα υβριδικά συστήματα στα οποία υπάρχει άμεση θερμική ή/και ροϊκή σύζευξη μεταξύ του κύκλου κορυφής (SOFC), με τον κύκλο βάσης. Οι διατάξεις που κάνουν χρήση του παραπάνω ορισμού είναι κατά βάση δύο. Στην πρώτη περίπτωση, τα θερμά αέρια που εξέρχονται από τη ΚΚ, χρησιμοποιούνται άμεσα ή έμμεσα για τη λειτουργία κάποιου θερμικού κύκλου βάσης (π.χ. Rankine, Brayton, Stirling κ.α.). Ενώ στη δεύτερη, το υδρογόνο, που παράγεται μέσω της εσωτερικής διεργασίας της αναμόρφωσης του φυσικού αερίου στην άνοδο της ΚΚ, τροφοδοτείται απευθείας σε μια συστοιχία κυψελών καυσίμου με ηλεκτρολύτη πολυμερικής μεμβράνης, ικανοποιώντας την απαίτηση του συγκεκριμένου τύπου για χρήση καθαρού υδρογόνου. Στη μελέτη αυτή, πραγματοποιείται η επισκόπηση μόνο των υβριδικών συστημάτων παραγωγής ενέργειας, που πληρούν τις παραπάνω προϋποθέσεις, ενώ αποκλείονται όλα τα συστήματα που χρησιμοποιούν κάποια πηγή ενέργειας (ανανεώσιμες πηγές, πυρηνική ενέργεια κ.α.) για την παραγωγή υδρογόνου και τη χρήση αυτού στις κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου (PV-SOFC, WT-SOFC, κ.α.). Όπως θα δούμε, ο βαθμός απόδοσης του υβριδικού κύκλου εξαρτάται πρωτίστως από την επιλογή του κύκλου βάσης, και δευτερευόντως από τα βοηθητικά μηχανήματα και τις συσκευές του συστήματος (BoP).

#### 1.3.1 Υβριδικά συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου – αεριοστροβίλου

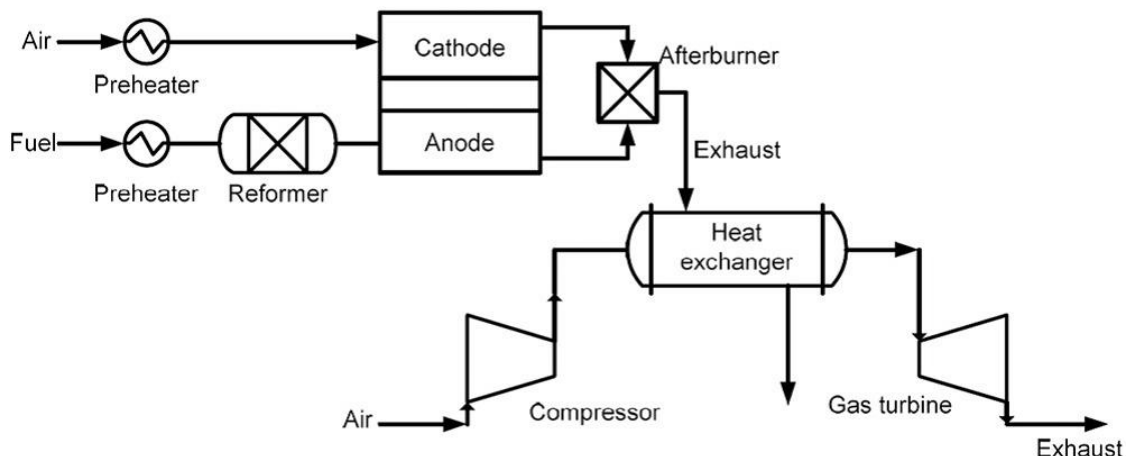
Η απόρριψη των αερίων εξόδου από την κυψέλη καυσίμου στερεού οξειδίου (ΚΚ) στο περιβάλλον μειώνει σημαντικά τον θερμικό βαθμό απόδοσης του συστήματος. Είναι λοιπόν προφανές πως αν η θερμότητα των αερίων αυτών ανακτηθεί εν μέρει για την κίνηση ενός αεριοστροβίλου (GT) και την επιπρόσθετη παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος, ο συνολικός θερμικός και ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του συστήματος θα αυξηθεί αισθητά. Οι θεωρητικές μελέτες συνδυασμένων κύκλων ΥΣ έχουν προσελκύσει την αυξανόμενη προσοχή της επιστημονικής κοινότητας παγκοσμίως. Στη διαθέσιμη βιβλιογραφία υπάρχει ένας σημαντικός αριθμός εργασιών που περιλαμβάνουν τη θερμοδυναμική ανάλυση, το σχεδιασμό και τη μοντελοποίηση τέτοιων υβριδικών συστημάτων [23-51]. Εντούτοις, σε αυτή την ενότητα θα διεξαχθεί μόνο μια γενική

περιγραφή αυτών, λόγω της διεξοδικής μελέτης που πραγματοποιείται στο δεύτερο κεφάλαιο της παρούσας διατριβής.

Τα υβριδικά συστήματα κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου και αεριοστροβίλου (ΥΣ) αποτελούν μια ραγδαία αναπτυσσόμενη τεχνολογία για την παραγωγή ηλεκτρικής ενέργειας, που επιτυγχάνει εξαιρετικά υψηλές αποδόσεις μετατροπής, χαμηλό περιβαλλοντικό αντίκτυπο και συνδυάζει τη δυνατότητα χρήσης εναλλακτικών (ή/και ανανεώσιμων) καυσίμων. Ο θερμικός βαθμός απόδοσης των συστημάτων αυτών εξαρτάται από τη διαμόρφωση του συνδυασμένου κύκλου και τη διάταξη του υβριδικού συστήματος. Στον Πίνακα 1.2 δίνεται ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης μερικών από τα ΥΣ που έχουν και μελετηθεί παγκοσμίως.

**Πίνακας 1.2** Ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης μερικών από τα ΥΣ της βιβλιογραφίας.

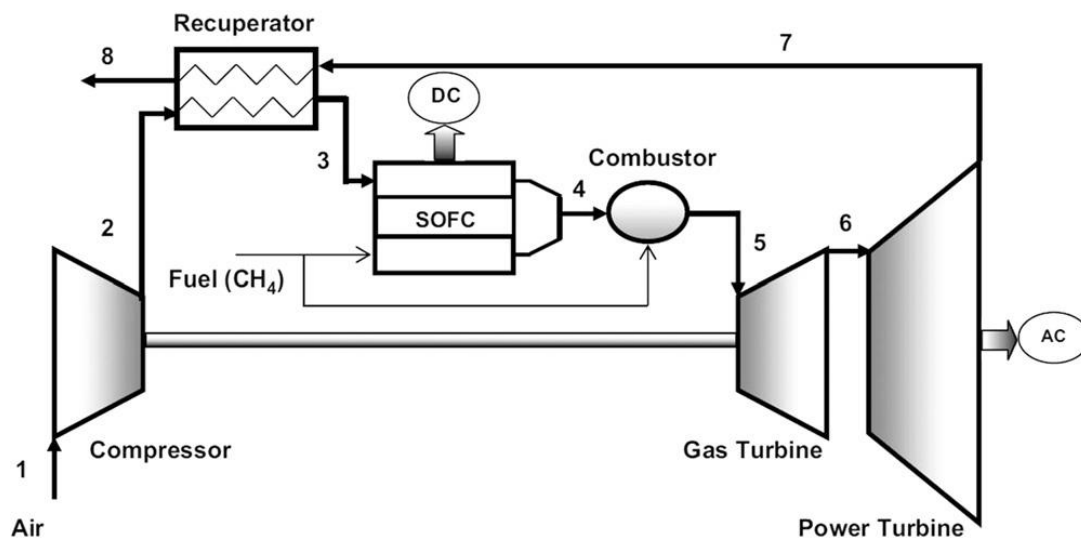
Συγγραφείς	Βαθμ. Απόδοσης	Συγγραφείς	Βαθμ. Απόδοσης
Cheddie et al. [23-25]	49-60%	Mueller [40]	>60%
Burbank et al. [26]	50-63%	Calise et al. [41,42]	60-65%
Trendewicz et al. [27]	51.2%	Li et al. [43]	61%
Roberts et al. [28]	53-66%	Cocco et al. [44]	65-75%
Shirazi et al. [29]	55-65%	Palsson et al. [45]	>65%
Haseli et al. [30,31]	60%	Yan et al. [46]	67%
Costamagna et al. [32]	>60%	Tanaka et al. [47]	68.3%
Kimijima et al. [33]		Araki et al. [48]	68.5%
Chan et al. [34-37]		Wang et al. [49]	70%
Moller et al. [38]		Autissier et al. [50]	
Inui et al. [39]		Yi et al. [51]	>75%



**Σχήμα 1.3** ΥΣ με ατμοσφαιρική λειτουργία της ΚΚ [4].

Ένα ΥΣ αποτελείται από τα εξής έξι επιμέρους στοιχεία: τον συμπιεστή του αέρα (air compressor), τον εναλλάκτη ή ανακομιστή θερμότητας (heat exchanger ή recuperator), την συστοιχία των ΚΚ, τον θάλαμο καύσης (combustor), τον αεριοστρόβιλο (gas turbine) και σε πολλές διατάξεις και τον στρόβιλο ισχύος (power turbine). Γενικά, η σύζευξη του αεριοστροβίλου με την ΚΚ μπορεί να γίνει με δύο τρόπους, τον έμμεσο και

τον άμεσο. Στην έμμεση σύζευξη των δύο μονάδων, ο θάλαμος καύσης του αεριοστροβίλου αντικαθίσταται από έναν εναλλάκτη θερμότητας, στον οποίο ο αέρας που εξέρχεται σε υψηλή πίεση από τον συμπιεστή θερμαίνεται ανακτώντας μέρος της θερμότητας των αερίων που εξέρχονται από την ΚΚ (Σχήμα 1.3). Η έμμεση σύζευξη στη βιβλιογραφία έχει επικρατήσει με τον όρο ΥΣ σε ατμοσφαιρική πίεση ή εναλλακτικά ατμοσφαιρικό ΥΣ (SOFC-GT atmospheric or ambient cycle), κυρίως λόγω του γεγονότος ότι, στο σύστημα αυτό, η ΚΚ λειτουργεί σε ατμοσφαιρική πίεση. Αν και η ατμοσφαιρική λειτουργία της ΚΚ μειώνει τις απαιτήσεις στεγανότητας της συστοιχίας, εντούτοις ο εναλλάκτης θερμότητας θα πρέπει να λειτουργεί σε πολύ υψηλές διαφορές θερμοκρασίας και πίεσης, κάτι που αυξάνει σημαντικά το κόστος κτήσης του και κατά συνέπεια το συνολικό κόστος κεφαλαίου του συστήματος. Παρόλα αυτά, το ατμοσφαιρικό υβριδικό σχήμα προφέρει μια αρκετά απλή και αξιόπιστη λειτουργία, ειδικά όταν αυτή πραγματοποιείται στις ονομαστικές συνθήκες.



Σχήμα 1.4 ΥΣ με υπό πίεση λειτουργία της ΚΚ [30].

Στην άμεση σύζευξη των δύο μονάδων, η ΚΚ λειτουργεί υπό πίεση αντικαθιστώντας τον θάλαμο καύσης του αεριοστροβίλου, όπως φαίνεται στο Σχήμα 1.4. Τα συστήματα αυτά έχουν επικρατήσει με την ονομασία ΥΣ υπό πίεση (Pressurized SOFC-GT Hybrids). Στο σύστημα αυτό, ο συμπιεσμένος αέρας που εξέρχεται από τον συμπιεστή αφού προθερμανθεί στον εναλλάκτη θερμότητας, ανακτώντας μέρος της θερμότητας των καυσαερίων που εξέρχονται από τον στρόβιλο ισχύος, εισέρχεται στην κάθοδο της ΚΚ. Το φυσικό αέριο (μεθάνιο) εισέρχεται στην άνοδο της ΚΚ όπου και αναμορφώνεται εσωτερικά, προς παραγωγή υδρογόνου, το οποίο στη συνέχεια ηλεκτροοξειδώνεται σε αυτή, προς παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος. Είναι προφανές, ότι ένα πολύ μικρό ποσοστό του καυσίμου που δεν αναμορφώθηκε και του υδρογόνου που δεν ηλεκτροοξειδώθηκε, μαζί με το διοξείδιο του άνθρακα και τον ατμό θα εξέλθουν της ανόδου για να καούν στον θάλαμο καύσης, μαζί με τον αέρα που εξέρχεται από την κάθοδο και κάποια επιπλέον ποσότητα καυσίμου. Η επιπλέον ποσότητα καυσίμου παρέχεται για τη σταθεροποίηση της καύσεως, ή σε πολλές περιπτώσεις για τη ρύθμιση της θερμοκρασίας εισόδου των αερίων στον στρόβιλο (TIT). Στη συνέχεια τα καυσαέρια από το θάλαμο

καύσης, σε υψηλή θερμοκρασία και πίεση, εκτονώνονται στον στρόβιλο προς παραγωγή μηχανικού έργου για την κίνηση του συμπιεστή. Με την έξοδο από την πρώτη βαθμίδα του στρόβιλου εκτονώνονται εκ νέου στον στρόβιλο ισχύος, προς παραγωγή μηχανικού έργου για την κίνηση της ηλεκτρογεννήτριας. Τέλος, τα καυσαέρια που εξέρχονται από τη δεύτερη βαθμίδα του στρόβιλου, χρησιμοποιούνται για την προθέρμανση του συμπιεσμένου αέρα που θα εισέλθει στην κάθοδο της ΚΚ. Τα υβριδικά συστήματα υπό πίεση επιδεικνύουν υψηλότερους βαθμούς απόδοσης από τα αντίστοιχα ατμοσφαιρικά συστήματα, στις ίδιες συνθήκες λειτουργίας. Όμως, η λειτουργία του υβριδικού κύκλου υπό πίεση είναι αρκετά πιο σύνθετη σε σχέση με τον ατμοσφαιρικό κύκλο και απαιτεί την ανάπτυξη και εφαρμογή διαφόρων στρατηγικών ελέγχου. Τέλος, στον υπό πίεση κύκλο, η επιλογή και λειτουργία του αεριοστρόβιλου είναι αρκετά σύνθετη, ειδικά όταν το σύστημα λειτουργεί σε μερικό φορτίο [37].

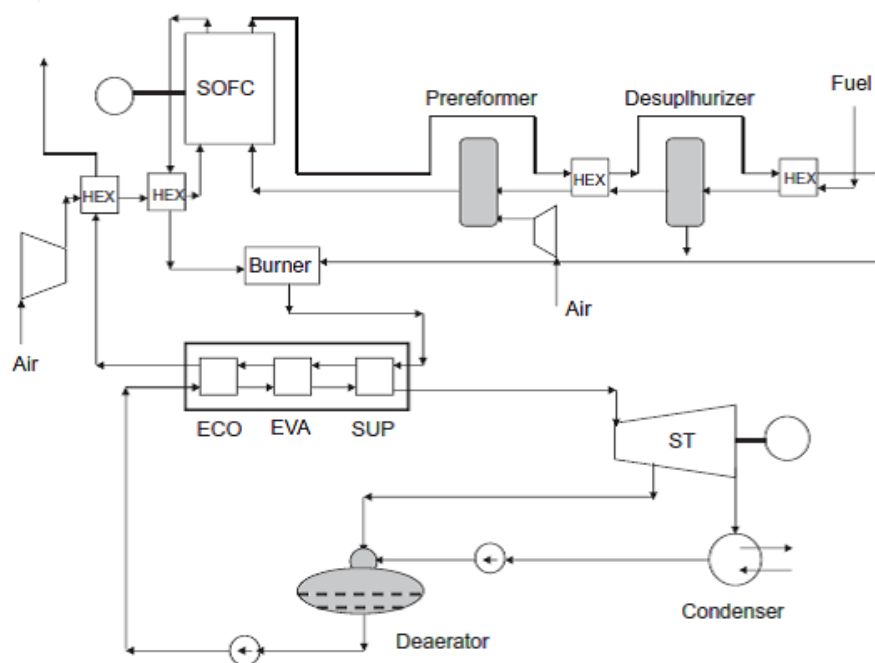
### 1.3.2 Υβριδικά συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου – κύκλου Rankine

Ενώ τα υβριδικά συστήματα ΚΚ - Αεριοστρόβιλου έχουν μελετηθεί εκτενώς από την παγκόσμια επιστημονική κοινότητα, η διερεύνηση συστημάτων συνδυασμένου κύκλου ΚΚ – Κύκλου Rankine (SOFC-Rankine ή SOFC-ST) είναι αρκετά περιορισμένη [52-54]. Επιπλέον, η προσπάθεια μείωσης της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ, για τους λόγους κόστους, διάρκειας ζωής και βοηθητικών συστημάτων (BoP) που αναφέραμε σε προηγούμενη ενότητα, καθιστά τις διατάξεις ΚΚ – Κύκλου Rankine περισσότερο ελκυστικές σε σχέση με τις διατάξεις ΚΚ – Αεριοστρόβιλου [52]. Η γενική αρχή λειτουργίας των υβριδικών αυτών συστημάτων είναι ότι η θερμότητα των αερίων εξόδου από την ΚΚ ανακτάται για την παραγωγή υπέρθερμου ατμού, ο οποίος χρησιμοποιείται σε έναν συμβατικό κύκλο Rankine για την παραγωγή επιπρόσθετης ηλεκτρικής ισχύος.

Ένα τέτοιο υβριδικό σύστημα μελετήθηκε από τον Rokni, ο οποίος σχεδίασε, μοντελοποίησε και προσομοίωσε τη λειτουργία μιας διάταξης ΚΚ – Κύκλου Rankine, μεταβάλλοντας κάποιες σχεδιαστικές παραμέτρους και συγκρίνοντας τα αποτελέσματα από την ανάλυση των διατάξεων αυτών. Οι διατάξεις που μελέτησε ουσιαστικά διέφεραν ως προς τον τύπο του προ-αναμορφωτή, τα στάδια προθέρμανσης του αέρα πριν την είσοδό του στην κάθοδο της ΚΚ και το σύστημα τροφοδοσίας του προ-αναμορφωτή με τον απαιτούμενο από τη διεργασία ατμό [52,53]. Για λόγους ευκολίας τα τρία αυτά συστήματα στην παρούσα επισκόπηση θα αναφέρονται ως εξής:

- **Σύστημα S1a:** Σύστημα SOFC-ST με προ-αναμορφωτή τύπου CPO και χρήση ενός σταδίου προθέρμανσης του αέρα.
- **Σύστημα S1b:** Σύστημα SOFC-ST με προ-αναμορφωτή τύπου CPO και χρήση δύο σταδίων προθέρμανσης του αέρα (Σχήμα 1.5).
- **Σύστημα S2a:** Σύστημα SOFC-ST με προ-αναμορφωτή τύπου ASR, ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου μόνο στον προ-αναμορφωτή με χρήση μιας αντλίας και μονό στάδιο προθέρμανσης του αέρα.
- **Σύστημα S2b:** Σύστημα SOFC-ST με προ-αναμορφωτή τύπου ASR, ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου μόνο στον προ-αναμορφωτή με χρήση μιας αντλίας και διπλό στάδιο προθέρμανσης του αέρα (Σχήμα 1.6).
- **Σύστημα S3:** Σύστημα SOFC-ST με προ-αναμορφωτή τύπου ASR, ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου, τόσο στον προ-αναμορφωτή όσο και στην ίδια την άνοδο και διπλό στάδιο προθέρμανσης του αέρα (Σχήμα 1.7).

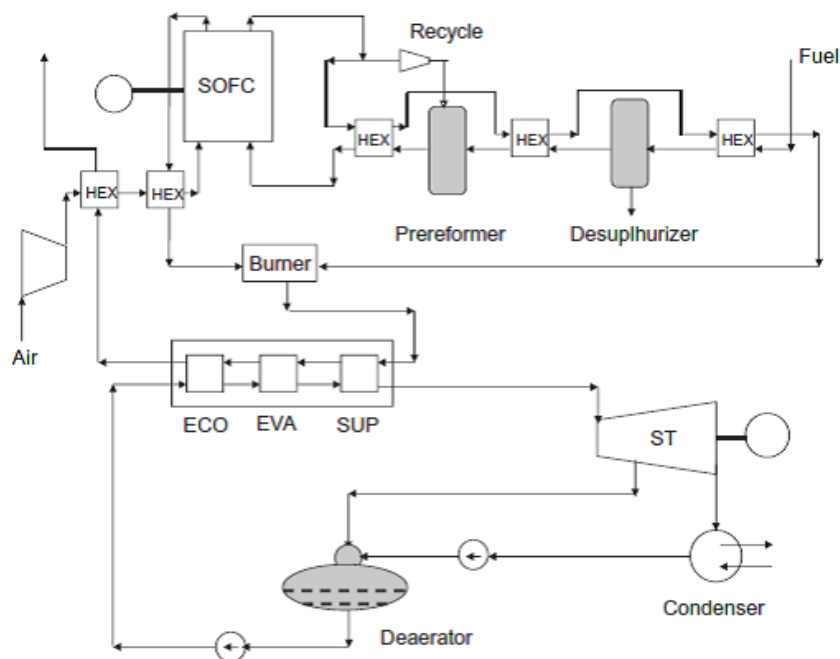
Στην πρώτη διάταξη (Σχήμα 1.5), το φυσικό αέριο προθερμαίνεται μέσω του εναλλάκτη θερμότητας πριν εισέλθει στη μονάδα αποθειώσης (desulphurizer). Η μονάδα αποθειώσης χρησιμοποιεί έναν καταλύτη σε θερμοκρασία λειτουργίας 200°C, για την καταλυτική δέσμευση του θείου που περιέχεται στο καύσιμο. Στη συνέχεια, το αποθειωμένο πλέον φυσικό αέριο, εισέρχεται στον προ-αναμορφωτή (pre-reformer), μερικής καταλυτικής οξείδωσης (Catalytic Partial Oxidation, CPO), με σκοπό την αναμόρφωση των βαρύτερων υδρογονανθράκων που περιέχονται σε αυτό. Η ποσότητα του αέρα που απαιτείται για τη λειτουργία του CPO παρέχεται μέσω μιας μικρής αντλίας, όπως φαίνεται στο Σχήμα 1.5. Επίσης, στη μελέτη γίνεται η θεώρηση ότι το φυσικό αέριο τροφοδοτείται από δεξαμενή υπό πίεση, και έτσι δεν υπάρχει η ανάγκη χρήσης αντλίας καυσίμου. Λόγω της εξώθερμης φύσης της διεργασίας που λαμβάνει χώρα στον CPO δεν απαιτείται η χρήση εναλλάκτη θερμότητας για την περαιτέρω θέρμανση του καυσίμου πριν αυτό εισέλθει στην άνοδο της ΚΚ. Μετά την εσωτερική αναμόρφωση του καυσίμου και την ηλεκτροοξείδωση του στην άνοδο, τα αέρια εξόδου της ΚΚ χρησιμοποιούνται για την προθέρμανση του καυσίμου, στους εναλλάκτες θερμότητας που αναφέρθηκαν προηγουμένως. Από την άλλη πλευρά, ο αέρας συμπιέζεται μέσω του συμπιεστή και προθερμαίνεται πριν την είσοδό του στην κάθοδο της ΚΚ.



Σχήμα 1.5 Υβριδικό σύστημα S1b [52].

Ο συγγραφέας στην ανάλυση του συνέκρινε το ίδιο σύστημα, με χρήση ενός και δύο σταδίων προθέρμανσης του αέρα πριν την κάθοδο (Συστήματα S1a και S1b, αντίστοιχα). Στο Σχήμα 1.5 φαίνεται η δεύτερη περίπτωση (Συστήματα S1b), στην οποία ο αέρας αφού συμπιεστεί προθερμαίνεται αρχικά από έναν εναλλάκτη θερμότητας που χρησιμοποιεί τα καυσαέρια που εξέρχονται από τον ατμοπαραγωγό, και στη συνέχεια θερμαίνεται εκ νέου από τα αέρια εξόδου της καθόδου της ΚΚ. Στην πρώτη περίπτωση της ανάλυσης, το πρώτο στάδιο θέρμανσης του αέρα δεν υπάρχει και τα καυσαέρια μετά

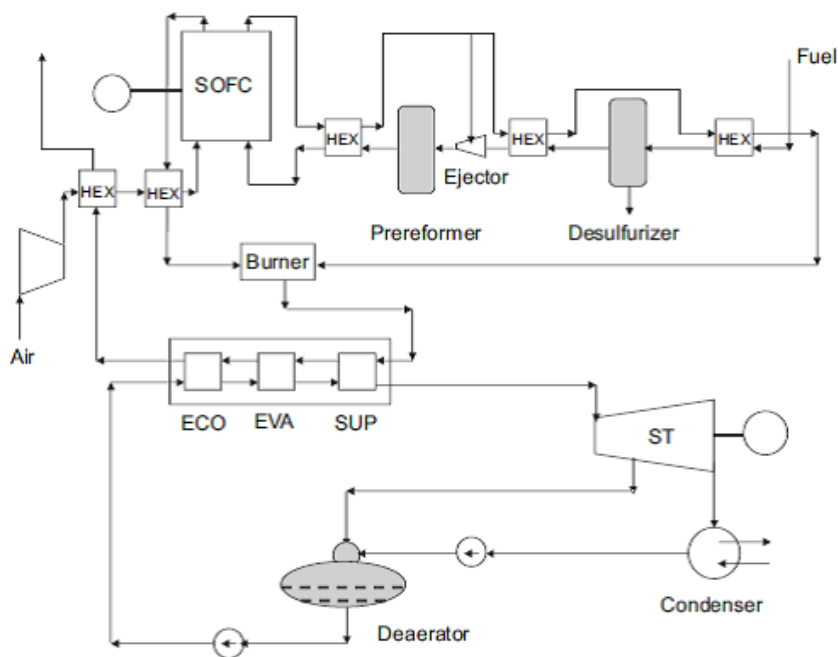
τον ατμοπαραγωγό απορρίπτονται στο περιβάλλον (Σύστημα S1a). Στη συνέχεια, μέρος του καυσίμου που δεν αναμορφώθηκε ή/και του υδρογόνου που δεν ηλεκτροοξειδώθηκε στην άνοδο, μαζί με τον αέρα που εξέρχεται από την κάθοδο οδηγούνται στον θάλαμο καταλυτικής καύσης (catalytic burner), όπου και καίγονται απουσία φλόγας. Τα καυσαέρια εξόδου από τον θάλαμο καύσης, υψηλού ενθαλπικού περιεχομένου, χρησιμοποιούνται στον ατμοπαραγωγό (Heat Recovery Steam Generator, HRSG) για την ανάκτηση μέρους της θερμότητας τους προς παραγωγή του υπέρθερμου ατμού που απαιτείται για τη λειτουργία του κύκλου Rankine. Ο ατμοπαραγωγός κάνει χρήση ενός οικονομητήρα (economizer, ECO), ενός εξατμιστή (evaporator, EVA) και ενός υπερθερμαντήρα (super-heater, SUP), σε σειρά, για την παραγωγή υπέρθερμου ατμού. Στη συνέχεια, ο ατμός αυτός εκτονώνεται στον αμοστρόβιλο για την παραγωγή μηχανικού έργου, που στη συνέχεια μετατρέπεται σε ηλεκτρική ισχύ μέσω μίας ηλεκτρογεννήτριας. Ένα μέρος του εκτονωμένου ατμού απομαστεύεται και οδηγείται στον απαερωτή (deaerator) και ο υπόλοιπος τροφοδοτείται στον συμπυκνωτή (condenser), όπου και ψύχεται. Στον απαερωτή το νερό θερμαίνεται, πριν την εκ νέου είσοδό του στον ατμοπαραγωγό.



Σχήμα 1.6 Υβριδικό σύστημα S2b [52].

Ουσιαστικά, η δεύτερη διάταξη που μελετήθηκε από τον Rokni (Συστήματα S2a και S2b), διαφέρει από την πρώτη μόνο ως προς το σύστημα προ-αναμόρφωσης του καυσίμου (Σχήμα 1.6). Σε αυτή, οι βαρύτεροι υδρογονάνθρακες που περιέχονται στο φυσικό αέριο αναμορφώνονται με χρήση της μεθόδου αδιαβατικής αναμόρφωσης με ατμό (Adiabatic Steam Reformer, ASR). Ο ατμός που απαιτείται από τη μέθοδο ASR τροφοδοτείται στον προ-αναμορφωτή ανακυκλώνοντας σε αυτόν τα αέρια εξόδου της ανόδου, όπως φαίνεται στο Σχήμα 1.6. Η ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου μπορεί να επιτευχθεί με χρήση μιας αντλίας, ενός υπερπληρωτή (turbocharger), ή ενός

εγχυτήρα. Σε μια πραγματική εγκατάσταση, λόγω της υψηλής θερμοκρασίας του ατμού (>700°C), το κόστος της αντλίας είναι αρκετά αυξημένο. Το ίδιο ισχύει και στην περίπτωση της χρήσης του υπερπληρωτή. Τέλος, η χρήση του εγχυτήρα αναδεικνύει προβλήματα που σχετίζονται με το μέγεθος και τη διαστασιολόγηση του, λόγω του συνδυασμού πτώσης πίεσης και παροχής μάζας. Ο συγγραφέας στην πρώτη του μελέτη [52] χρησιμοποιεί για την ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου μια αντλία (Σύστημα S2), ενώ στην δεύτερη [53] έναν εγχυτήρα (Σύστημα S3), όπως φαίνεται στα Σχήματα 1.6 και 1.7, αντίστοιχα. Επιπλέον, στη διάταξη του Σχήματος 1.6 τα αέρια της ανόδου ανακυκλοφορούν μόνο στον προ-αναμορφωτή, ενώ στη διάταξη του Σχήματος 1.7 τα αέρια της ανόδου ανακυκλοφορούν μαζί με το καύσιμο και στην άνοδο της ΚΚ.



Σχήμα 1.7 Υβριδικό σύστημα S3 [53].

Και στις δύο εργασίες οι κύριες παράμετροι σχεδιασμού ήταν οι ίδιες για όλες τις διατάξεις. Η θερμοκρασία εισόδου και εξόδου του αέρα στην ΚΚ ορίστηκε στους 600°C και 780°C, αντίστοιχα. Η θερμοκρασία εισόδου του καυσίμου στην ΚΚ ήταν 650°C και η θερμοκρασία εξόδου των αερίων από την ΚΚ ήταν 780°C. Επίσης, ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου (fuel utilization factor) ορίστηκε στην τιμή 0.8. Οι κύριες διαφορές μεταξύ των διατάξεων ήταν στη θερμοκρασία εισόδου και εξόδου των καυσαερίων στον ατμοπαραγωγό, και στη θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων στην ατμόσφαιρα. Τα αποτελέσματα της παραπάνω μελέτης δίνονται στον Πίνακα 1.3. Στις διατάξεις με τον προ-αναμορφωτή τύπου CPO, η θερμοκρασία εισόδου των καυσαερίων στον ατμοπαραγωγό ήταν υψηλότερη από την αντίστοιχη θερμοκρασία στις διατάξεις που χρησιμοποιήθηκε προ-αναμορφωτής τύπου ASR. Ως εκ τούτου, η καθαρή παραγωγή ισχύος από τον κύκλο Rankine στην περίπτωση που στις διατάξεις χρησιμοποιήθηκε προ-αναμορφωτής τύπου CPO ήταν μεγαλύτερη από τις υπόλοιπες διατάξεις. Επίσης, στον Πίνακα 1.3 παρατηρούμε ότι η ανάκτηση της θερμότητας των καυσαερίων που

εξέρχονται του ατμοπαραγωγού για την προθέρμανση του αέρα της καθόδου (προθέρμανση 2 σταδίων), οδηγεί σε αύξηση του θερμικού βαθμού απόδοσης του κύκλου Rankine, ενώ αφήνει ανεπηρέαστο το βαθμό απόδοσης της ΚΚ. Το συμπέρασμα αυτό οφείλεται στο γεγονός ότι στην περίπτωση της προθέρμανσης 2 σταδίων τα αέρια εισόδου στον θάλαμο καύσης από την ΚΚ έχουν υψηλότερη θερμοκρασία, αφού μέρος της προθέρμανσης του αέρα εισόδου στην ΚΚ επιτελείται μέσω της ανάκτησης των καυσαερίων που ειδάλλως θα απορρίπτονταν στην ατμόσφαιρα. Επίσης, παρατηρούμε ότι ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ δεν μεταβάλλεται αισθητά, κάτι που οφείλεται στις σταθερές συνθήκες λειτουργίας που επιβάλλονται στην ανάλυση. Επιπλέον, ο συνολικός θερμικός βαθμός απόδοσης του συστήματος αυξάνεται στην περίπτωση που χρησιμοποιείται η προθέρμανση του αέρα σε 2 στάδια, όπως επίσης ο συνολικός βαθμός απόδοσης του συστήματος με χρήση του προ-αναμορφωτή CPO βρέθηκε ότι ήταν μεγαλύτερος από αυτόν της διάταξης με προ-αναμορφωτή ASR. Η χρήση εγχυτήρα και η ανακυκλοφορία των αερίων τόσο στην άνοδο όσο και στον προ-αναμορφωτή οδηγεί σε μικρότερο συνολικό βαθμό απόδοσης σε σχέση με τη χρήση αντλίας και ανακυκλοφορία μόνο στον προ-αναμορφωτή. Τέλος, ο συγγραφέας μελέτησε και την επίδραση του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου στο συνολικό βαθμό απόδοσης του συστήματος, και κατέληξε στο συμπέρασμα ότι η μείωση του από 0.8 σε 0.7 οδηγεί σε αύξηση του βαθμού απόδοσης από 66% σε 71%, κάτι που αποδόθηκε στην σημαντική αύξηση του βαθμού απόδοσης του κύκλου Rankine [53].

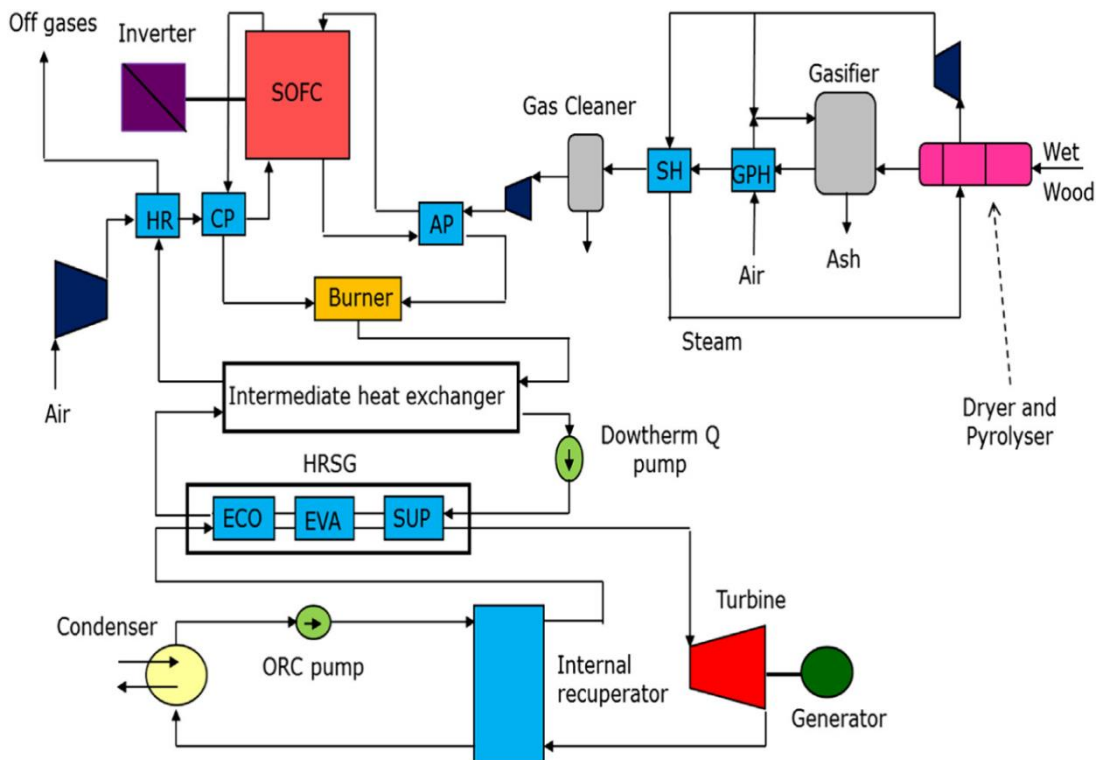
**Πίνακας 1.3** Αποτελέσματα της ανάλυσης της λειτουργίας των διαφορετικών υβριδικών συστημάτων ΚΚ - Κύκλου Rankine [48,49].

Parameter	S1a	S1b	S2a	S2b	S3
HRSR gas side inlet temperature (°C)	526.3	-	455.6	-	520.6
HRSR gas side outlet temperature (°C)	218.2	-	232.0	-	214.0
Depleted gas temperature (°C)	218.2	90	232.0	90	90
Net power output (MW)	38.03	41.06	36.72	40.34	39.19
Net power output from SOFC cycle (MW)	31.04	30.92	31.23	31.13	30.42
Net power output from ST cycle (MW)	6.99	10.14	5.49	9.21	8.77
Thermal efficiency of steam cycle (LHV)	0.382	0.395	0.368	0.381	0.358
Thermal efficiency of SOFC cycle (LHV)	0.514	0.512	0.524	0.523	0.441
Thermal efficiency (LHV)	0.630	0.680	0.617	0.677	0.658

Ένα άλλο παρόμοιο σύστημα με αυτά που εξετάσαμε προηγουμένως παρουσιάστηκε και μελετήθηκε από τους Pierobon et al. [54]. Στην εργασία τους μελετήθηκε ένα υβριδικό σύστημα IG-SOFC-ORC (Integrated Gasification-SOFC-Organic Rankine Cycle), στο οποίο γίνεται η χρήση της μεθόδου αεριοποίησης της βιομάζας για την παραγωγή αερίου σύνθεσης (syngas), το οποίο τροφοδοτείται στην ΚΚ. Η απορριπτόμενη θερμότητα, αντί να ανακτηθεί για την παραγωγή ατμού, χρησιμοποιείται για την εξάτμιση ενός οργανικού ρευστού, το οποίο λειτουργεί ως εργαζόμενο μέσο σε έναν κύκλο Rankine. Ο κύκλος Rankine που κάνει χρήση οργανικού ρευστού, αντί για νερό, στη βιβλιογραφία αναφέρεται ως Οργανικός Κύκλος Rankine (ORC). Η διάταξη που χρησιμοποιήθηκε στην ανάλυση των Pierobon et al. δίνεται στο Σχήμα 1.8 και είναι σε βασικές γραμμές παρόμοια με τις διατάξεις που μελετήσαμε προηγουμένως. Οι διαφορές μεταξύ τους είναι οι εξής:



- Το καύσιμο στη διάταξη αυτή είναι το αέριο σύνθεσης που παράγεται από τη διεργασία αεριοποίησης της βιομάζας, οπότε δεν υπάρχει το στάδιο της προ-αναμόρφωσης που είχαν οι προηγούμενες διατάξεις.
- Ο ατμοπαραγωγός χρησιμοποιεί ένα ενδιάμεσο ρευστό (Dowtherm Q) για την ανάκτηση της θερμότητας των καυσαερίων που εξέρχονται από τον θάλαμο καύσης, μέσω της χρήσης ενός ενδιάμεσου εναλλάκτη θερμότητας (Intermediate Heat Exchanger).
- Στον οργανικό κύκλο Rankine, ο απαερωτής αντικαθίσταται από έναν ανακομιστή θερμότητας για την προθέρμανση του οργανικού ρευστού, μετά το στάδιο της συμπύκνωσης.



Σχήμα 1.8 Υβριδικό σύστημα IG-SOFC-ORC, των Pierobon et al. [54].

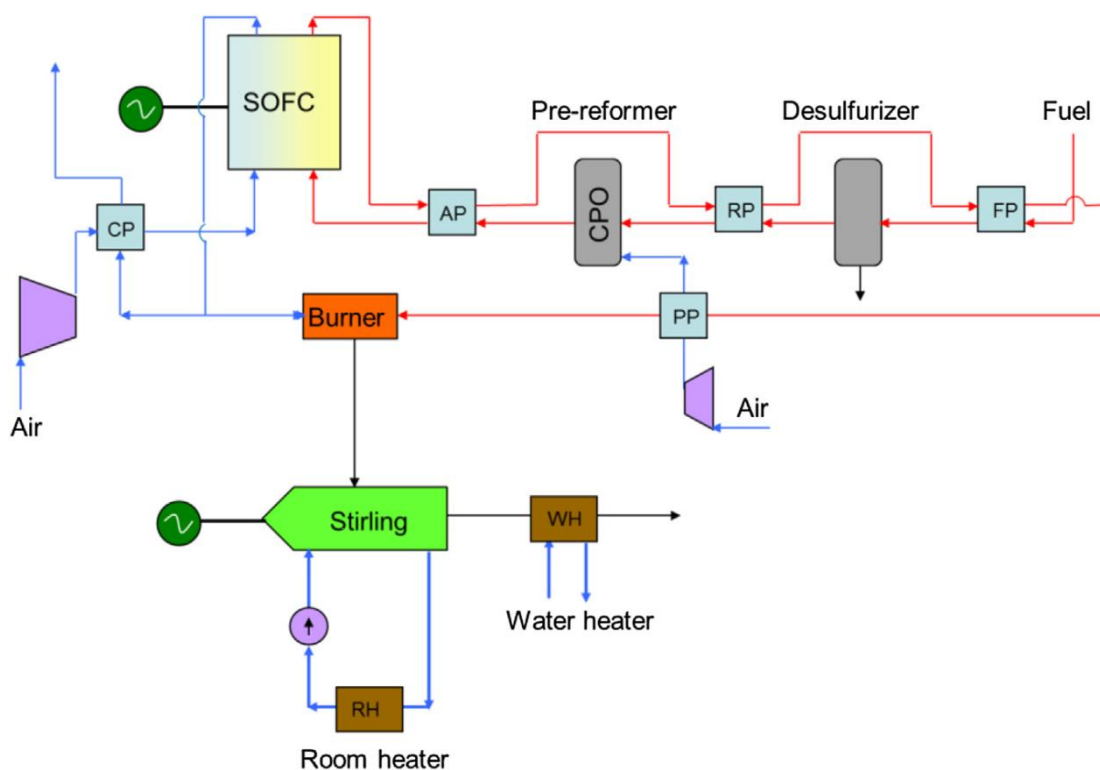
Στη διεργασία της αεριοποίησης, τα υπολείμματα της ξυλείας με υψηλή περιεκτικότητα σε υγρασία (33.2%) οδηγούνται στο σύστημα αεριοποίησης, το οποίο περιλαμβάνει δύο στάδια. Στο πρώτο στάδιο, η υγρή βιομάζα αρχικά αποξηραίνεται και πυρολύεται, ενώ στο δεύτερο στάδιο αεριοποιείται μέσω της χρήσης ενός αεριοποιητή σταθερής κλίνης (fixed bed gasifier). Κατά τη διεργασία της ξήρανσης η υγρασία της βιομάζας μειώνεται από το 33.2%, στο 0.5%. Στη συνέχεια το αέριο σύνθεσης που παράγεται διέρχεται ενός συστήματος καθαρισμού (gas cleaner), στο οποίο δεσμεύονται οι τυχόν προσμείξεις του σε θείο πριν αυτό εισέλθει στην άνοδο της ΚΚ. Έπειτα, το καθαρό πλέον αέριο σύνθεσης προθερμαίνεται μέσω ενός εναλλάκτη θερμότητας (AP), στη θερμοκρασία των 650°C, πριν αυτό εισέλθει στην άνοδο. Στη μελέτη αυτή η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ ήταν 780°C, ενώ η θερμοκρασία του αέρα στην είσοδο

της καθόδου ήταν  $600^{\circ}\text{C}$ . Επιπλέον, ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου ήταν ίσος με 0.85.

Οι συγγραφείς στην ανάλυση τους χρησιμοποίησαν αρκετά οργανικά ρευστά σαν υποψήφια για χρήση στον ORC. Στη βέλτιστη περίπτωση όπου σαν οργανικό ρευστό χρησιμοποιήθηκε το προπυλό-κυκλοεξάνιο (propylcyclohexane), η ισχύς του συστήματος ανήλθε στα 108.1 kW, ο θερμικός βαθμός απόδοσης του οργανικού κύκλου Rankine ήταν 36.2% και ο συνολικός θερμικός βαθμός απόδοσης του υβριδικού συστήματος IG-SOFC-ORC ήταν 56.4%. Τέλος, η ανάλυση έδειξε πως με την αύξηση του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου από 0.85 σε 0.9, η ισχύς αυξήθηκε σε 119.6 kW, με συνολικό θερμικό βαθμό απόδοσης 62.9% [54].

### 1.3.3 Υβριδικά συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου – κύκλου Stirling

Ένας άλλος τρόπος να χρησιμοποιηθεί η θερμότητα των καυσαερίων, που παράγονται από τη λειτουργία της ΚΚ, είναι μέσω της χρήσης της σε ένα συμβατικό κύκλο Stirling. Μια μηχανή που βασίζεται στον κύκλο του Stirling μπορεί να χρησιμοποιήσει τη θερμότητα αυτή των καυσαερίων για την παραγωγή επιπρόσθετης ηλεκτρικής και θερμικής ισχύος, μέσω της απαγωγής της θερμότητας (ψύξη) της μηχανής. Η εφικτότητα, από θερμοδυναμικής απόψεως, ενός τέτοιου συστήματος διερευνήθηκε από τον Rokni [55].



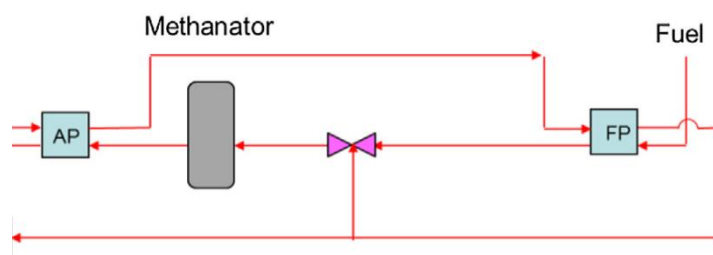
**Σχήμα 1.9** Υβριδικό σύστημα ΚΚ – Κύκλου Stirling, με τροφοδοσία φυσικού αερίου [55].

Στην εργασία του, ο Rokni σχεδίασε και ανέλυσε τη λειτουργία ενός -μικρής κλίμακας- υβριδικού συστήματος ΚΚ – Κύκλου Stirling για οικιακή χρήση, ισχύος περίπου

10 kW. Το σύστημα που διερευνήθηκε αποτελούνταν από μια συστοιχία κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου (κύκλος κορυφής) και μια μηχανή Stirling (κύκλος βάσης). Τα καυσαέρια που παράγονταν από τη λειτουργία της ΚΚ χρησιμοποιούνταν στη μηχανή τύπου Stirling για την παραγωγή επιπρόσθετης ισχύος. Η προσομοίωση του προτεινόμενου συστήματος περιελάμβανε τη μελέτη της λειτουργίας του συστήματος με χρήση πέντε διαφορετικών καυσίμων. Τα καύσιμα αυτά ήταν το φυσικό αέριο, η αμμωνία, ο διμεθυλεστέρας (DME), η μεθανόλη και η αιθανόλη. Επίσης, ο συγγραφέας μελέτησε την επίδραση της μείωσης του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου και της μείωσης της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στο συνολικό θερμικό βαθμό απόδοσης του συστήματος.

Στην ανάλυση αυτή, η διάταξη του προτεινόμενου υβριδικού συστήματος διαφοροποιούνταν μόνο ως προς την επεξεργασία του καυσίμου πριν την είσοδο του στην άνοδο της ΚΚ. Στην περίπτωση της χρήσης του φυσικού αερίου η διαμόρφωση του υβριδικού συστήματος φαίνεται στο Σχήμα 1.9. Το σύστημα επεξεργασίας του καυσίμου είναι βασικά το ίδιο με αυτό που περιγράψαμε στην Ενότητα 1.3.2, για τη διάταξη του Σχήματος 1.5. Η διαφορά της παρούσας διάταξης έγκειται μόνο στη χρήση και ενός τρίτου εναλλάκτη θερμότητας (AP) που θερμαίνει το καύσιμο μετά τον προ-αναμορφωτή. Η επιλογή αυτή γίνεται περισσότερο για την εξασφάλιση ότι η θερμοκρασία του καυσίμου θα είναι  $650^{\circ}\text{C}$ , πριν την είσοδό του στην άνοδο [55].

Επιπλέον, και η λειτουργία της ΚΚ είναι όμοια με αυτή που περιγράψαμε στην προηγούμενη ενότητα με τη διαφορά ότι η παροχή του αέρα που εξέρχεται από την κάθοδο, διαχωρίζεται σε δύο ροές, με τη μία να χρησιμοποιείται για την προθέρμανση του αέρα που θα εισέλθει στη ΚΚ και την άλλη να χρησιμοποιείται στον θάλαμο καύσης ως οξειδωτικό μέσο. Τα θερμά καυσαέρια που εξέρχονται από τον θάλαμο καύσεως οδηγούνται στη μηχανή Stirling για την παραγωγή μηχανικού έργου, το οποίο στη συνέχεια μετατρέπεται σε ηλεκτρικό μέσω μιας γεννήτριας. Η ψύξη της μηχανής Stirling πραγματοποιείται μέσω ενός εναλλάκτη θερμότητας (RH), ο οποίος χρησιμοποιεί την απαγόμενη θερμότητα για τη θέρμανση των χώρων του σπιτιού. Ως εκ τούτου, ο θάλαμος καύσης λειτουργεί ως πηγή θερμότητας, ενώ ο εναλλάκτης θερμότητας RH ως θερμοδοχείο (heat sink) για τη μηχανή Stirling. Τέλος, η θερμότητα των καυσαερίων που εξέρχεται της μηχανής Stirling ανακτάται ακόμα ως ένα βαθμό για την παραγωγή ζεστού νερού, μέσω ενός ακόμα εναλλάκτη θερμότητας (WH).



**Σχήμα 1.10** Διαφοροποίηση της διάταξης του υβριδικού συστήματος με χρήση μεθανοποιητή για την αναμόρφωση της αιθανόλης, της μεθανόλης και του διμεθυλεστέρα [55].

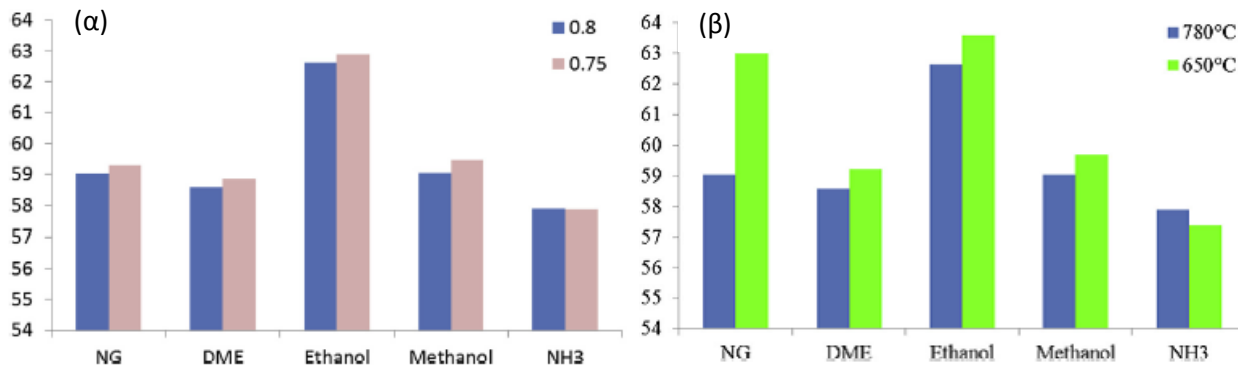
Όπως αναφέρθηκε προηγουμένως, η διαμόρφωση της διάταξης μεταβάλλεται μόνο ως προς την επεξεργασία του καυσίμου. Για παράδειγμα, όταν ως καύσιμο χρησιμοποιείται η αιθανόλη, η μεθανόλη, ή ο διμεθυλεστέρας, αντί για τη χρήση συστήματος αποθείωσης και προ-αναμόρφωσης, χρησιμοποιείται ένας μεθανοποιητής (methanator) για τη χημική διάσπαση του καυσίμου, αυξάνοντας την περιεκτικότητά του σε μεθάνιο. Η διαφοροποίηση αυτή του συστήματος επεξεργασίας του καυσίμου φαίνεται στο Σχήμα 1.10. Στον μεθανοποιητή η μεγαλύτερη ποσότητα του καυσίμου αναμορφώνεται, παράγοντας μεθάνιο, υδρογόνο και μονοξείδιο του άνθρακα. Το υπόλοιπο σύστημα παραμένει το ίδιο με αυτό του Σχήματος 1.9. Τέλος, όταν ως καύσιμο χρησιμοποιείται η αμμωνία, δεν χρησιμοποιείται κανένα σύστημα επεξεργασίας του καυσίμου, αφού η αμμωνία έχει τη δυνατότητα να αναμορφώνεται πλήρως εσωτερικά της ΚΚ, χωρίς τη χρήση προ-αναμορφωτή.

**Πίνακας 1.4** Απόδοση του υβριδικού συστήματος ΚΚ – Κύκλου Stirling, με χρήση διαφορετικών καυσίμων [55].

Βαθμός Απόδοσης %	NG	DME	Αιθανόλη	Μεθανόλη	Αμμωνία
ΚΚ Στερεού Οξειδίου	52.5	51.7	55.6	51.9	51.8
Μηχανή Stirling	26.1	26.1	26.1	26.1	26.1
Υβριδικό Σύστημα	59.0	58.6	62.6	59.0	57.7

Στην παραπάνω ανάλυση, η θερμοκρασία εισόδου του καυσίμου στην άνοδο ήταν 650°C, η θερμοκρασία εισόδου του αέρα στην κάθοδο ήταν 600°C, η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ ήταν 780°C και ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου 0.8. Τα αποτελέσματα της χρήσης των διαφορετικών καυσίμων συνοψίζονται στον Πίνακα 1.4. Σύμφωνα με αυτά, ο θερμικός βαθμός απόδοσης του κύκλου Stirling βρέθηκε ότι ήταν 26.1%, ανεξαρτήτως του καυσίμου, όπως άλλωστε ήταν αναμενόμενο. Ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ γίνεται μέγιστος και ίσος με 55.6%, όταν σαν καύσιμο χρησιμοποιείται η αιθανόλη. Επιπλέον, η βελτιστοποίηση του συστήματος έδειξε ότι με χρήση της αιθανόλης, ο συνολικός βαθμός απόδοσης του υβριδικού συστήματος, φτάνει το 62.6%. Στη συνέχεια, η μελέτη της επίδρασης του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου έδειξε ότι όταν αυτός μειώνεται από 0.8 σε 0.75, ο συνολικός θερμικός βαθμός απόδοσης αυξάνεται ελάχιστα, εκτός από την περίπτωση που ως καύσιμο χρησιμοποιείται η αμμωνία (Σχήμα 1.11α). Η αύξηση αυτή οφείλεται στην αύξηση της θερμοκρασίας των αερίων που εξέρχονται από τον θάλαμο καύσης, και ως εκ τούτου στην αύξηση του θερμικού βαθμού απόδοσης του κύκλου Stirling. Επιπλέον, η μείωση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ, από τους 780°C στους 650°C, οδηγεί σε σημαντική αύξηση του συνολικού βαθμού απόδοσης του συστήματος, εκτός και πάλι από την περίπτωση της αμμωνίας (Σχήμα 1.11β). Η αύξηση αυτή οφείλεται κυρίως στη μείωση των ενεργειακών απαιτήσεων των βοηθητικών συστημάτων (BoP), λόγω της μειωμένης θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ. Η χρήση της αμμωνίας αποτελεί εξαίρεση, διότι αφενός η μείωση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ οδηγεί σε μείωση της απόδοσής της και αφετέρου διότι η χρήση της αμμωνίας δεν απαιτεί την προ-αναμόρφωση της πριν την είσοδό της στην άνοδο, κάτι που δεν οδηγεί σε μεταβολή των ενεργειακών απαιτήσεων του BoP, όπως συμβαίνει με τα υπόλοιπα καύσιμα, καθώς η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ μειώνεται. Το γεγονός αυτό οδηγεί σε μειωμένη θερμοκρασία των

καυσαερίων στον κύκλο Stirling και επομένως και σε μειωμένο συνολικό θερμικό βαθμό απόδοσης του υβριδικού συστήματος. Τέλος, το εκτιμώμενο κόστος κεφαλαίου του παραπάνω προτεινόμενου υβριδικού συστήματος βρέθηκε ότι ήταν 2060 \$/kW [55].



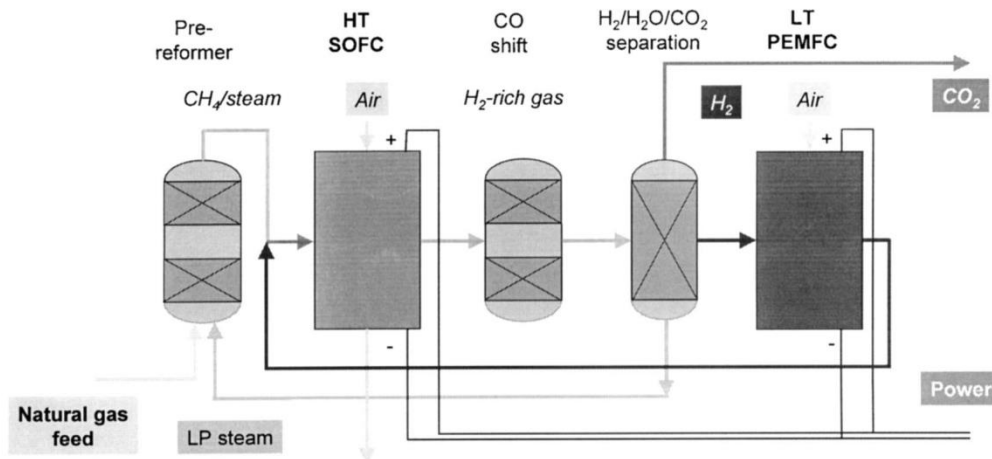
**Σχήμα 1.11** Επίδραση της μείωσης (α) του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου, και (β) της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ, στη συνολική θερμική απόδοση του συστήματος [55].

### 1.3.4 Υβριδικά συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου και ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης

Στα προηγούμενα υβριδικά συστήματα, η σύζευξη μεταξύ του κύκλου κορυφής (SOFC), με τον κύκλο βάσης (Brayton, Rankine, Stirling) ήταν κατά βάση θερμική. Δηλαδή, μέρος της θερμότητας των αερίων εξόδου από την ΚΚ στερεού οξειδίου χρησιμοποιούνταν για τη θερμική λειτουργία του κατώτερου κύκλου, αυξάνοντας έτσι το θερμικό και ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης του συστήματος. Η ιδιαιτερότητα όμως των ΚΚ στερεού οξειδίου να αναμορφώνουν εσωτερικά το φυσικό αέριο, παράγοντας το υδρογόνο που απαιτείται για τη λειτουργία τους, μας παρέχει ακόμα ένα μεγάλο πλεονέκτημα. Το πλεονέκτημα της παραγωγής και διάθεσης του υδρογόνου που απαιτείται για τη λειτουργία άλλων τύπων κυψελών καυσίμου, οι οποίες δεν έχουν τη δυνατότητα της εσωτερικής αναμόρφωσης, αλλά και είναι λιγότερο ανεκτικές στις προσμείξεις που υπάρχουν στους εμπορικούς υδρογονάνθρακες.

Λαμβάνοντας υπόψιν τα παραπάνω, στην παγκόσμια βιβλιογραφία έχουν προταθεί υβριδικά συστήματα, στα οποία η λειτουργία της ΚΚ έχει διττό ρόλο. Αφενός παράγει μέρος της ηλεκτρικής ισχύος του συστήματος, και αφετέρου λειτουργεί σαν συσκευή αναμόρφωσης για την παραγωγή υδρογόνου και μονοξειδίου του άνθρακα. Το μονοξείδιο του άνθρακα μπορεί να μετατραπεί και αυτό σε υδρογόνο και διοξείδιο του άνθρακα με την εφαρμογή στο σύστημα αντιδραστήρων μετατροπής του CO με ατμό (Swift Reactors), σύμφωνα με την Αντίδραση 1.7. Το υδρογόνο που παράγεται με αυτό τον τρόπο στη συνέχεια τροφοδοτείται σε κυψέλες καυσίμου χαμηλών θερμοκρασιών, παράγοντας επιπρόσθετη ηλεκτρική ισχύ και αυξάνοντας τον βαθμό απόδοσης του συστήματος. Καταλληλότερες για αυτό το συνδυασμό είναι οι κυψέλες καυσίμου πολυμερικής μεμβράνης (Polymer Electrolyte Fuel Cells, PEFCs), ή διαφορετικά κυψέλες καυσίμου με ηλεκτρολύτη πολυμερικής μεμβράνης ανταλλαγής πρωτονίων (Proton Exchange Membrane Fuel Cells, PEMFCs). Ο συνολικός βαθμός απόδοσης των υβριδικών συστημάτων που συνδυάζουν τους δύο αυτούς τύπους κυψελών καυσίμου έχει

αποδειχθεί ότι είναι σημαντικά υψηλότερος από τα συστήματα Αναμορφωτή-PEMFC ή από τα αυτόνομα συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου. Επιπλέον, το κόστος κεφαλαίου και λειτουργίας των υβριδικών αυτών συστημάτων εμφανίζει σημαντικά πλεονεκτήματα σε σχέση με τα προαναφερθέντα συστήματα [56-62].

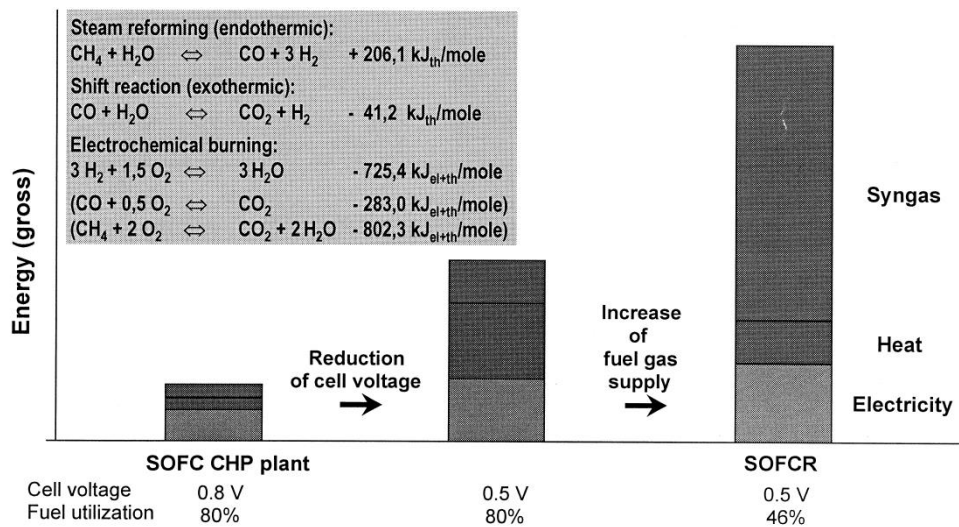


**Σχήμα 1.12** Υβριδικό σύστημα SOFC-PEMFC, των Vollmar et al. [52].

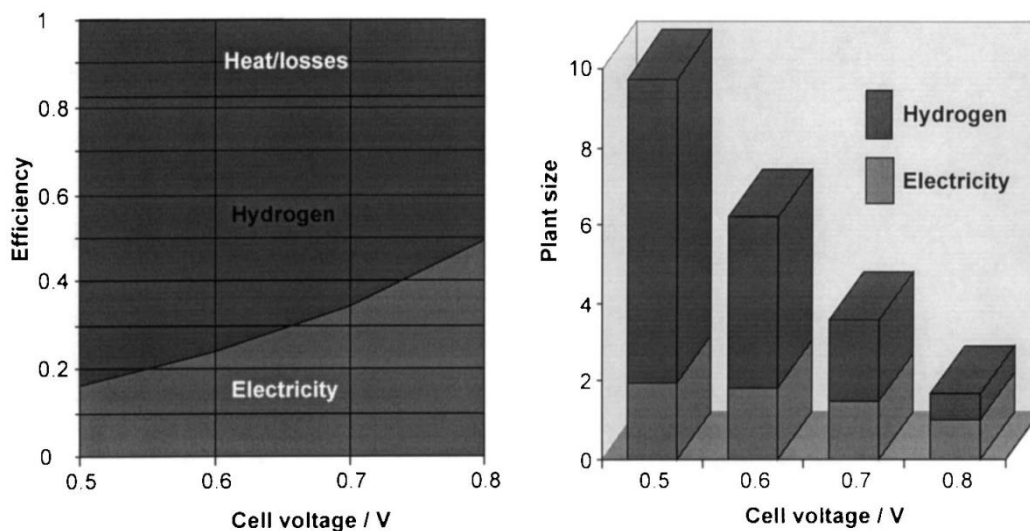
Ένα τέτοιο υβριδικό σύστημα μελετήθηκε από τους Vollmar et al., της εταιρείας Siemens, όπως φαίνεται στο Σχήμα 1.12 [56]. Στη διάταξη αυτή, το φυσικό αέριο τροφοδοτείται στον προ-αναμορφωτή για την αναμόρφωση των βαρύτερων υδρογονανθράκων που περιέχονται σε αυτό. Επίσης, στον προ-αναμορφωτή υπάρχει και τροφοδοσία με την απαιτούμενη ποσότητα σε ατμό. Το μίγμα αερίων, που εξέρχεται από τον προ-αναμορφωτή, εισέρχεται στην άνοδο της ΚΚ, όπου η εναπομένουσα ποσότητα σε μεθάνιο αναμορφώνεται προς παραγωγή υδρογόνου και μονοξειδίου του άνθρακα. Επιπλέον, εσωτερικά της ανόδου μια ποσότητα του CO μετατρέπεται σε υδρογόνο και διοξείδιο του άνθρακα, υπό την παρουσία του ατμού, μέσω της αντίδρασης μετατροπής του CO (Water Gas Shift Reaction). Μια ποσότητα του υδρογόνου ηλεκτροοξειδώνεται προς παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος και η υπόλοιπη τροφοδοτείται μαζί με το εναπομένον μονοξείδιο του άνθρακα, το διοξείδιο του άνθρακα και τον ατμό, στον αντιδραστήρα μετατροπής, προς μετατροπή του μονοξειδίου του άνθρακα σε υδρογόνο, με τη χρήση ατμού. Έπειτα, το μίγμα αερίων διέρχεται μιας μονάδας διαχωρισμού του υδρογόνου από τον ατμό και το διοξείδιο του άνθρακα, ο ατμός τροφοδοτείται στον προ-αναμορφωτή και το υδρογόνο στην ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης. Στην κυψέλη αυτή, μια ποσότητα υδρογόνου ηλεκτροοξειδώνεται για την παραγωγή επιπρόσθετης ισχύος, και η υπόλοιπη τροφοδοτείται ξανά στην ΚΚ στερεού οξειδίου.

Πρέπει να γίνει κατανοητό ότι στις βέλτιστες συνθήκες λειτουργίας της ΚΚ στερεού οξειδίου η ποσότητα του υδρογόνου, αλλά και του μονοξειδίου του άνθρακα που μένει ανεκμετάλλευτη είναι αρκετά μικρή. Επομένως, για να λειτουργήσει η ΚΚ στερεού οξειδίου ταυτόχρονα και σαν μονάδα αναμόρφωσης, τροφοδοτώντας με υδρογόνο την ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης, θα πρέπει να μειωθεί ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου, αλλά και το δυναμικό λειτουργίας της. Η επίδραση της μείωσης του

συντελεστή χρησιμοποίησης και του δυναμικού λειτουργίας της ΚΚ στερεού οξειδίου, στην παραγωγή αερίου σύνθεσης ( $H_2+CO$ ), θερμότητας και πυκνότητας ηλεκτρικής ισχύος (electrical power density), φαίνεται στο Σχήμα 1.13 [56]. Όπως φαίνεται στο διάγραμμα αυτό, μειώνοντας τον συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου από 80% σε 46%, και το δυναμικό από 0.8 V σε 0.5 V, η παροχή αερίου σύνθεσης αυξάνεται κατακόρυφα, ενώ ταυτόχρονα έχουμε και μικρή αύξηση της παραχθείσας θερμότητας και της πυκνότητας ισχύος.

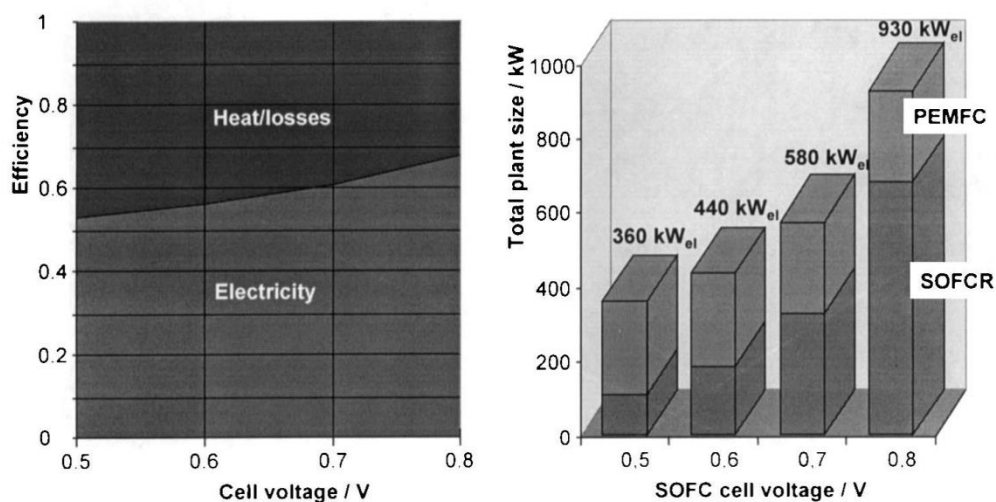


**Σχήμα 1.13** Επίδραση της μείωσης του συντελεστή αξιοποίησης του καυσίμου και του δυναμικού λειτουργίας της ΚΚ στερεού οξειδίου, στην παραγωγή αερίου σύνθεσης, θερμότητας και πυκνότητας ηλεκτρικής ισχύος [56].



**Σχήμα 1.14** Επίδραση της μείωσης του δυναμικού λειτουργίας της ΚΚ στερεού οξειδίου, στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης της και στην παραγωγή υδρογόνου [56].

Είναι σημαντικό να τονίσουμε ότι αυτή η αύξηση της πυκνότητας ισχύος της ΚΚ, καθώς το δυναμικό λειτουργίας μειώνεται από 0.8 V σε 0.5 V, συνοδεύεται από τη σημαντική πτώση του βαθμού απόδοσής της, από 50% σε περίπου 17%, παρά το γεγονός ότι η παραγωγή υδρογόνου αυξάνεται κατακόρυφα, όπως φαίνεται στο Σχήμα 1.14. Επίσης, όπως παρατηρούμε στο Σχήμα 1.15, ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του υβριδικού συστήματος των δύο τύπων κυψελών καυσίμου κυμαίνεται μεταξύ 53% και 68%, καθώς το δυναμικό της ΚΚ στερεού οξειδίου αυξάνεται από 0.5 V σε 0.8 V. Το συμπέρασμα αυτό είναι αρκετά σημαντικό, καθώς αποδεικνύει το πλεονέκτημα που προσφέρει η σύζευξη μεταξύ των δύο τύπων κυψελών καυσίμου, αφού ακόμα και όταν ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ στερεού οξειδίου λαμβάνει την ελάχιστη τιμή του (17%), ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του υβριδικού συστήματος είναι αυξημένος κατά 3% σε σχέση με τον μέγιστο βαθμό απόδοσης του αυτόνομου συστήματος ΚΚ στερεού οξειδίου στο δυναμικό των 0.8 V (50%). Ακόμα, καθώς το δυναμικό λειτουργίας αυξάνεται από τα 0.5 V στα 0.8 V, η καθαρή παραγόμενη ηλεκτρική ισχύς αυξάνεται από 360 kW σε 930 kW, με το μεγαλύτερο ποσοστό να παράγεται από την ΚΚ στερεού οξειδίου. Τέλος, είναι σημαντικό ακόμα να τονίσουμε πως σε χαμηλά δυναμικά ευνοείται η παραγωγή θερμότητας, η οποία μπορεί να χρησιμοποιηθεί για συμπαραγωγή σε κατάλληλες εφαρμογές.



**Σχήμα 1.15** Επίδραση της μείωσης του δυναμικού λειτουργίας της ΚΚ στερεού οξειδίου, στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης του υβριδικού συστήματος και στην παραγωγή καθαρής ηλεκτρικής ισχύος [56].

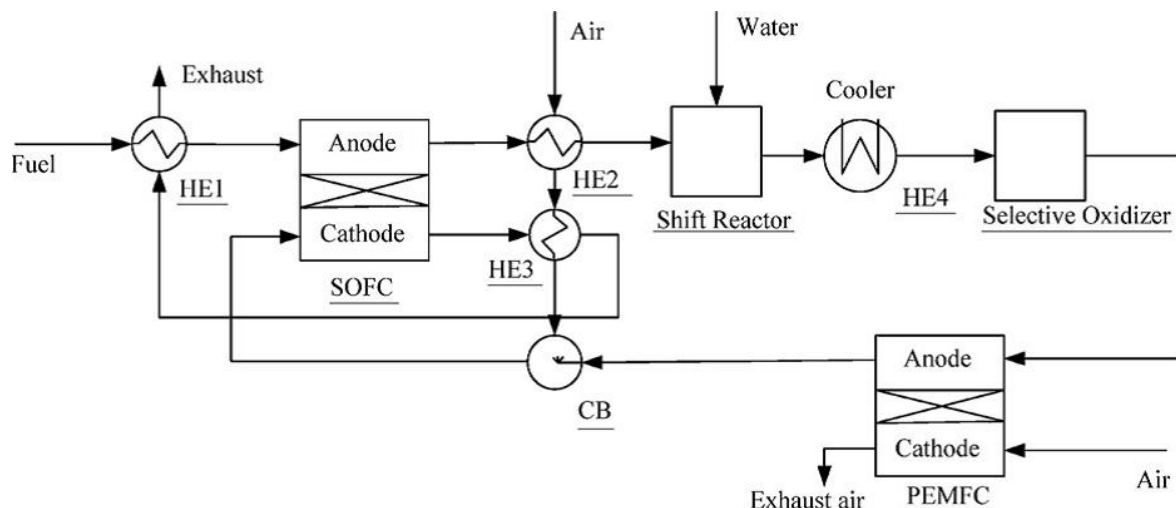
Η ίδια διάταξη, χωρίς τη χρήση του προ-αναμορφωτή, μελετήθηκε και από τους Yokoo et al. [59], η ανάλυση των οποίων έδειξε ότι η συνολική ηλεκτρική ισχύς του συστήματος ήταν 190 kW (AC). Στην ισχύ αυτή, ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του υβριδικού συστήματος ΚΚ στερεού οξειδίου και ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης ήταν 59%, με τον συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου και το δυναμικό λειτουργίας της ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης να είναι 85% και 0.85 V, αντίστοιχα. Οι συγγραφείς κατέληξαν στο συμπέρασμα ότι ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του υβριδικού αυτού συστήματος



είναι ίσος με τον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης ενός υβριδικού συστήματος ΚΚ στερεού οξειδίου και αεριοστροβίλου, ισχύος 1014 kW (AC) [59].

Μια παρόμοια διάταξη υβριδικού συστήματος που συνδυάζει αυτούς του δύο τύπους ΚΚ έχει μελετηθεί από τους Dicks et al., όπως φαίνεται στο Σχήμα 1.16 [57]. Η διάταξη αυτή διαφέρει από αυτή του Σχήματος 1.12 στα εξής χαρακτηριστικά:

- Δεν χρησιμοποιεί προ-αναμορφωτή.
- Το εναπομένον CO, το οποίο δεν αντέδρασε με τον ατμό στον αντιδραστήρα μετατροπής, εισέρχεται σε ένα σύστημα επιλεκτικής καταλυτικής οξείδωσης, έτσι ώστε να μην υπάρχει ο κίνδυνος επιμόλυνσης της ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης από αυτό.
- Το υδρογόνο που δεν αντέδρασε στην ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης οδηγείται σε ένα θάλαμο καύσης, προθερμαίνοντας τον αέρα που εισέρχεται στην κάθοδο της ΚΚ στερεού οξειδίου.



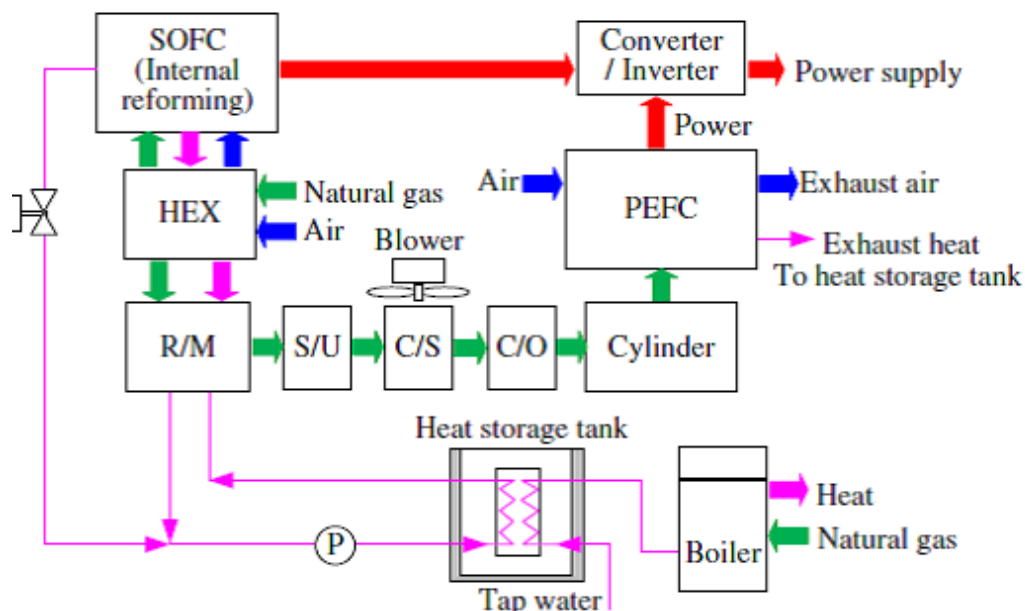
**Σχήμα 1.16** Υβριδικό σύστημα SOFC-PEMFC, των Dicks et al. [3,57].

Οι συγγραφείς προσομοίωσαν τη λειτουργία του υβριδικού συστήματος για διάφορες τιμές των κύριων παραμέτρων σχεδιασμού. Τα αποτελέσματα έδειξαν ότι ο βέλτιστος ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης ήταν 61% και η καθαρή παραγόμενη ηλεκτρική ισχύς ήταν 489.7 kW, για πίεση λειτουργίας της ΚΚ στερεού οξειδίου 3.6 bar, θερμοκρασία λειτουργίας τους 910°C και συντελεστή χρησιμοποίησης 65%. Η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης ήταν 70°C και ο συντελεστής χρησιμοποίησης του υδρογόνου περίπου 70%. Στις συνθήκες αυτές, η ισχύς της ΚΚ στερεού οξειδίου ήταν 369.3 kW, η ισχύς της ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης ήταν 146.7 kW, και η καθαρή παραγόμενη συνολική ισχύς του συστήματος ήταν 515.5 kW (ηλεκτρική και θερμική) [57].

Αν και ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης των υβριδικών συστημάτων, που μελετήσαμε μέχρι στιγμής, είναι αρκετά υψηλός στο σημείο σχεδιασμού (σταθερό φορτίο), εντούτοις τα συστήματα αυτά αδυνατούν να διατηρήσουν την απόδοση αυτή όταν το φορτίο μεταβάλλεται. Επιπλέον, και ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης των επιμέρους ενεργειακών συστημάτων (π.χ. της ΚΚ στερεού οξειδίου) μειώνεται αισθητά

σε μερικό φορτίο (partial load). Ο μόνος τρόπος για να αποφευχθεί αυτή η αδυναμία είναι με τη λειτουργία των συστημάτων αυτών σε σταθερό σημείο σχεδιασμού και αποθήκευση της περίσσιας ηλεκτρικής ενέργειας, με κατάλληλα συστήματα (π.χ. μπαταρίες, υπέρ-πυκνωτές, παραγωγή και αποθήκευση υδρογόνου κ.α.). Η αποθηκευμένη αυτή ενέργεια μπορεί να χρησιμοποιηθεί όταν το φορτίο ξεπεράσει το σημείο σχεδιασμού του συστήματος.

Σε αυτή τη λογική, ένα υβριδικό σύστημα που παράγει αναμορφωμένο αέριο με υψηλή συγκέντρωση σε υδρογόνο χρησιμοποιώντας τη θερμότητα των αερίων που εξέρχονται από την ΚΚ στερεού, σχεδιάστηκε και μελετήθηκε από τον Obara [62]. Η σχηματική αναπαράσταση του συγκεκριμένου υβριδικού συστήματος δίνεται στο Σχήμα 1.17. Το σύστημα αυτό χαρακτηρίζεται από τη δυνατότητα να μετατοπίζει το χρονικό σημείο αξιοποίησης του παραγόμενου αναμορφωμένου αερίου.



**Σχήμα 1.17** Υβριδικό σύστημα SOFC-PEMFC, για την κάλυψη των μεταβλητών ενεργειακών αναγκών μιας κοινότητας [62].

Στην εργασία αυτή, η εγκατάσταση του υβριδικού συστήματος που συνδυάζει του δύο τύπους κυψελών καυσίμου (SOFC-PEMFC) χρησιμοποιείται με σκοπό την κάλυψη των ενεργειακών απαιτήσεων ενός μικρό-δικτύου, αποτελούμενο από 30 κατοικίες στο Sarporo, της Ιαπωνίας. Η ΚΚ στερεού οξειδίου είναι σχεδιασμένη έτσι ώστε να καλύπτει ένα σταθερό φορτίο βάσης (base load), ενώ η ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης σχεδιάστηκε για την κάλυψη της διακύμανσης του φορτίου πέραν του σταθερού, το οποίο καλύπτεται από την ΚΚ στερεού οξειδίου. Σε αυτή την περίπτωση, το αναμορφωμένο αέριο παράγεται από την αναμόρφωση μιας επιπρόσθετης ποσότητας φυσικού αερίου, σε ένα εξωτερικό αναμορφωτή, οποίος κάνει χρήση των θερμών αερίων εξόδου από τη ΚΚ στερεού οξειδίου. Στη συνέχεια το αναμορφωμένο αυτό αέριο αποθηκεύεται και η μέθοδος λειτουργίας του συστήματος για την επόμενη μέρα σχεδιάζεται με βάση την ποσότητα αυτή του αποθηκευμένου αερίου.

Στη διάταξη που προτάθηκε από τον Obara (Σχήμα 1.17), το φυσικό αέριο προθερμαίνεται μέσω ενός εναλλάκτη θερμότητας (HEX), με ανάκτηση της θερμότητας των αερίων εξόδου από την ΚΚ στερεού οξειδίου. Μια ποσότητα του καυσίμου τροφοδοτείται στην ΚΚ, όπου και αναμορφώνεται εσωτερικά στην άνοδο, προς παραγωγή υδρογόνου. Το υπόλοιπο φυσικό αέριο τροφοδοτείται σε έναν εξωτερικό αναμορφωτή (R/M), προς παραγωγή υδρογόνου και μονοξειδίου του άνθρακα. Ομοίως με τις προηγούμενες διατάξεις, το ρεύμα του αναμορφωμένου αερίου τροφοδοτείται σε σειρά στον αντιδραστήρα μετατροπής για την μετατροπή του CO σε υδρογόνο (S/U), και από εκεί ο ατμός που περιέχεται στο ρεύμα αυτό συμπυκνώνεται και αφαιρείται, μέσω ενός συστήματος αερόψυκτης συμπύκνωσης (air-cooling condenser, C/S). Στη συνέχεια, η πολύ μικρή ποσότητα CO που μπορεί να έχει παραμείνει στο υδρογόνο οξειδώνεται (C/O), έτσι ώστε να μην υπάρχει κίνδυνος επιμόλυνσης της ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης. Τέλος, το καθαρό πλέον υδρογόνο αποθηκεύεται σε ένα κύλινδρο, όπου και χρησιμοποιείται στην ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης όταν το φορτίο της επόμενης μέρας ξεπερνά το φορτίο βάσης.

Η διαφορά με τα προηγούμενα υβριδικά συστήματα που συνδυάζουν τους δύο τύπους ΚΚ είναι ότι στη διάταξη αυτή το υδρογόνο που παράγεται εσωτερικά στη ΚΚ στερεού οξειδίου χρησιμοποιείται μόνο για τις δικές του ανάγκες. Το υδρογόνο που παρέχεται στην ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης παράγεται αποκλειστικά από την ανάκτηση της θερμότητας των αερίων της ΚΚ στερεού οξειδίου. Επομένως, στο παρόν υβριδικό σύστημα η σύζευξη μεταξύ των δύο τύπων ΚΚ είναι έμμεση. Ο μέσος ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του συστήματος βρέθηκε ότι ήταν περίπου 48%, για μια αντιπροσωπευτική μέρα του κάθε μήνα. Η τιμή αυτή ήταν 6% (ποσοστιαία διαφορά) μεγαλύτερη από την τιμή του βαθμού απόδοσης του αυτόνομου συστήματος ΚΚ στερεού οξειδίου, και 32% (ποσοστιαία διαφορά) μεγαλύτερη από τιμή του βαθμού απόδοσης του αυτόνομου συστήματος ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης, για την κάλυψη των ίδιων ηλεκτρικών απαιτήσεων.

#### 1.4 Συμπεράσματα

Ο χαμηλός βαθμός απόδοσης και οι υψηλές εκπομπές αερίων ρύπων και αερίων του θερμοκηπίου, των συμβατικών θερμικών κύκλων για την παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος, καθιστούν αναγκαία την ανάπτυξη νέων συστημάτων φιλικότερων προς το περιβάλλον, με υψηλότερους βαθμούς απόδοσης και τη δυνατότητα χρήσης τόσο συμβατικών όσο και ανανεώσιμων καυσίμων. Στην κατεύθυνση αυτή, τα υβριδικά συστήματα παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος αποτελούν μια αρκετά ελκυστική επιλογή, τόσο από πλευράς κόστους κεφαλαίου και λειτουργιάς, αλλά κυρίως εξαιτίας των εξαιρετικά υψηλών βαθμών απόδοσης στη μετατροπή της χημικής ενέργειας του καυσίμου σε ηλεκτρική. Με τον όρο «υβριδικά συστήματα» στην παρούσα διατριβή ορίζονται τα συστήματα που χρησιμοποιούν δύο ή/και περισσότερες τεχνολογίες παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος, στοχεύοντας στην αύξηση της παραγόμενης ισχύος με την ταυτόχρονη αύξηση του συνολικού ηλεκτρικού βαθμού απόδοσης. Στα συστήματα αυτά πραγματοποιείται άμεση ή έμμεση θερμική ή/και ροϊκή σύζευξη μεταξύ των μονάδων παραγωγής, με στόχο την εκμετάλλευση της συνεργιστικής αλληλεπίδρασης τους (synergistic effect) στην αύξηση του βαθμού απόδοσης και στη μείωση του περιβαλλοντικού αντίκτυπου από τη λειτουργία τους.

Τις τελευταίες δεκαετίες η τεχνολογία των κυψελών καυσίμου έχει λάβει τεράστια προσοχή από την επιστημονική κοινότητα και τη βιομηχανία, εξαιτίας κυρίως των εξαιρετικά υψηλών βαθμών απόδοσης που επιτυγχάνουν, αφού δεν περιορίζονται από τον θεωρητικά μέγιστο βαθμό απόδοσης του κύκλου Carnot, σε συνδυασμό με τον εξαιρετικά χαμηλό περιβαλλοντικό αντίκτυπο. Μεταξύ των διαφόρων τύπων κυψελών καυσίμου, οι κυψέλες καυσίμου με ηλεκτρολύτη στερεού οξειδίου (SOFC) εμφανίζουν αρκετά πλεονεκτήματα, με το κυριότερο εξ' αυτών να είναι η υψηλή θερμοκρασία λειτουργίας τους (800-1050°C). Η υψηλή αυτή θερμοκρασία τις καθιστά κατάλληλες για εφαρμογή σε υβριδικά συστήματα σε συνδυασμό με κάποιο θερμικό κύκλο βάσης, με στόχο την επιπρόσθετη παραγωγή ισχύος και την αύξηση του συνολικού βαθμού απόδοσης. Επίσης, η υψηλή θερμοκρασία λειτουργίας σε συνδυασμό με την παραγωγή ατμού στην άνοδο της κυψέλης, τις καθιστά ικανές να αναμορφώνουν εσωτερικά το καύσιμο προς παραγωγή υδρογόνου, αντικαθιστώντας την εξωτερική συσκευή αναμόρφωσης, και ως εκ τούτου μειώνοντας το συνολικό κόστος κεφαλαίου. Επιπλέον, στις θερμοκρασίες αυτές η ηλεκτροοξειδωση του καυσίμου επιτυγχάνεται με τη χρήση αρκετά φτηνότερων ηλεκτροκαταλυτικών υλικών, κάτι που μειώνει ακόμα περισσότερο το κόστος τους. Τέλος, η ικανότητα να ηλεκτροοξειδώνουν απευθείας το μονοξείδιο του άνθρακα είναι ακόμα ένα σημαντικό πλεονέκτημα.

Τα υβριδικά συστήματα παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος, με χρήση των ΚΚ στερεού οξειδίου σαν κύκλο κορυφής, διακρίνονται σε δύο κατηγορίες. Στην πρώτη ανήκουν τα συστήματα στα οποία τα θερμά αέρια που εξέρχονται της ΚΚ χρησιμοποιούνται για τη λειτουργία του θερμικού κύκλου βάσης, ανακτώντας με αυτόν τον τρόπο μέρος της θερμότητας που ειδάλλως θα απορρίπτονταν στο περιβάλλον. Ενώ η δεύτερη κατηγορία, κάνει χρήση της ικανότητας της ΚΚ στερεού οξειδίου να αναμορφώνει εσωτερικά το φυσικό αέριο προς παραγωγή υδρογόνου. Ο υδρογόνο που παράγεται με αυτόν τον τρόπο χρησιμοποιείται αφενός από την ίδια την ΚΚ στερεού οξειδίου για την παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος, και αφετέρου μια ποσότητα εξ' αυτού χρησιμοποιείται σε άλλους τύπους κυψελών καυσίμου, οι οποίες δεν έχουν την ικανότητα της εσωτερικής αναμόρφωσης, λειτουργούν σε αρκετά χαμηλότερες θερμοκρασίες, και είναι εξαιρετικά ευαίσθητες στην επιμόλυνση του καταλυτικού στρώματος τους, από τη χρήση μη καθαρού υδρογόνου.

Σαν κύκλος βάσης, στην πρώτη κατηγορία διατάξεων, μπορεί να θεωρηθεί ο οποιοσδήποτε θερμικός κύκλος (Brayton, Rankine, Stirling κ.α.), επιτυγχάνοντας συνολικά εξαιρετικά υψηλούς ηλεκτρικούς βαθμούς απόδοσης, που υπό προϋποθέσεις μπορεί να ξεπεράσουν ακόμα και το 70%. Ο υψηλότερος βαθμός απόδοσης επιτυγχάνεται με τον συνδυασμό των ΚΚ στερεού οξειδίου με τον θερμικό κύκλο Brayton (GT). Τα υβριδικά συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου και αεριοστροβίλου έχουν μελετηθεί εκτενώς από την παγκόσμια επιστημονική κοινότητα, η οποία έχει προτείνει πληθώρα εναλλακτικών διατάξεων, με αντικειμενικό στόχο την αύξηση του βαθμού απόδοσης, τη μείωση του κόστους λειτουργίας και κεφαλαίου και τη μεγαλύτερη διάρκεια ζωής, σε συνδυασμό με την αξιόπιστη λειτουργία τους. Από την άλλη πλευρά, η μελέτη των υβριδικών συστημάτων ΚΚ – Κύκλου Rankine και ΚΚ – Κύκλου Stirling έρχεται ως απάντηση της προσπάθειας μείωσης της θερμοκρασίας λειτουργίας των ΚΚ στερεού οξειδίου, για λόγους μείωσης του κόστους των υλικών, με σκοπό τον βέλτιστο συνδυασμό μεταξύ κύκλου κορυφής και κύκλου βάσης. Παρόλα αυτά, τα συστήματα αυτά βρίσκονται ακόμα σε αρκετά πρώιμο στάδιο και ο βαθμός απόδοσής τους είναι

συγκριτικά μικρότερος από τα υβριδικά συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου και αεριοστροβίλου.

Στην περίπτωση που η ΚΚ στερεού οξειδίου λειτουργεί παράλληλα και ως συσκευή αναμόρφωσης του φυσικού αερίου για την παραγωγή υδρογόνου, τότε ο κύκλος κορυφής μπορεί να συνδυαστεί με κάποιο άλλο τύπο κυψελών καυσίμου, όπως οι κυψέλες καυσίμου με ηλεκτρολύτη πολυμερικής μεμβράνης (PEMFC), χρησιμοποιώντας το υδρογόνο που παράγεται με αυτόν τον τρόπο. Στη βιβλιογραφία υπάρχει ένας μικρός αριθμός εργασιών που κάνουν χρήση αυτών των δύο τύπων κυψελών καυσίμου σε κάποιο υβριδικό σχήμα. Τα αποτελέσματα των αναλύσεων των υβριδικών αυτών συστημάτων έχουν δείξει ότι ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης τους είναι σημαντικά υψηλότερος από τα συστήματα Αναμορφωτή-PEMFC ή από τα αυτόνομα συστήματα ΚΚ στερεού οξειδίου, και παρόμοιος με τα υπόλοιπα υβριδικά συστήματα (SOFC-GT, SOFC-ST κ.τ.λ.). Επιπλέον, το κόστος κεφαλαίου και λειτουργίας των υβριδικών συστημάτων που συνδυάζουν τους δύο τύπους ΚΚ εμφανίζει σημαντικά πλεονεκτήματα έναντι των αυτόνομων συστημάτων ΚΚ στερεού οξειδίου ή ΚΚ πολυμερικής μεμβράνης.

Συμπερασματικά, λαμβάνοντας υπόψη τις παραπάνω παραμέτρους, στην παρούσα διατριβή αποφασίστηκε η διεξοδικότερη μελέτη των διατάξεων των υβριδικών συστημάτων ΚΚ στερεού οξειδίου και αεριοστροβίλου (SOFC-GT), ως υποψήφια για εφαρμογή σε πλοία. Η επιλογή αυτή έγινε κυρίως με βάση τον βαθμό απόδοσης, την τρέχουσα κατάσταση της τεχνολογίας των ΚΚ στερεού οξειδίου και την πολυπλοκότητα της δομής του ΥΣ. Στο κεφάλαιο που ακολουθεί θα πραγματοποιηθεί μια βιβλιογραφική επισκόπηση των τεχνικών και λειτουργικών χαρακτηριστικών των διατάξεων ΥΣ που έχουν προταθεί, μελετηθεί και κατασκευαστεί από την παγκόσμια επιστημονική κοινότητα και τη βιομηχανία, καθώς και θα αξιολογηθούν τα κύρια πλεονεκτήματα και μειονεκτήματα της κάθε δομής ξεχωριστά, με απώτερο στόχο την επιλογή μιας δομής που θα είναι καταρχήν κατάλληλη για εφαρμογή σε πλοία.

## ΚΕΦΑΛΑΙΟ 2

### ΔΙΑΤΑΞΕΙΣ ΚΑΙ ΚΥΡΙΑ ΤΕΧΝΙΚΑ ΧΑΡΑΚΤΗΡΙΣΤΙΚΑ ΤΩΝ ΥΒΡΙΔΙΚΩΝ ΣΥΣΤΗΜΑΤΩΝ ΚΥΨΕΛΩΝ ΚΑΥΣΙΜΟΥ ΣΤΕΡΕΟΥ ΟΞΕΙΔΙΟΥ – ΑΕΡΙΟΣΤΡΟΒΙΛΟΥ (SOFC-GT)

---

#### 2.1 Εισαγωγή

Ο συνδυασμός της λειτουργίας μιας συστοιχίας κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου (SOFC), με μία αεριοστροβιλική μονάδα (GT), έχει μελετηθεί εκτενώς στην παγκόσμια βιβλιογραφία, ως μια εξαιρετικά ελκυστική επιλογή για την παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος [2-8,23-51,63-116]. Τα πλεονεκτήματα της εφαρμογής σε πλοία των υβριδικών συστημάτων κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου και αεριοστροβίλου (ΥΣ) είναι αρκετά. Το σημαντικότερο από αυτά είναι ο εξαιρετικά υψηλός βαθμός απόδοσης, που υπό προϋποθέσεις μπορεί να ξεπεράσει ακόμα και το 70%, για εγκαταστάσεις μεγάλης κλίμακας [49-51]. Παρόλα αυτά, ο τυπικός ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης των συστημάτων αυτών κυμαίνεται μεταξύ 50 και 65%, ανάλογα με τη διάταξη που επιλέγεται και τα επιμέρους στοιχεία αυτής [23-48]. Ένα ακόμα σημαντικό πλεονέκτημα είναι η δυνατότητα της χρήσης ενός μεγάλου εύρους συμβατικών και ανανεώσιμων καυσίμων, κάτι που καθιστά τα συστήματα αυτά ελκυστικά για μη συμβατικές εφαρμογές. Δεν πρέπει να παραληφθεί ότι η λειτουργία των συστημάτων αυτών έχει εξαιρετικά χαμηλό αντίκτυπο στο περιβάλλον, αφού η παραγωγή αερίων ρύπων ( $SO_x$ ,  $NO_x$ , PM κ.α.) μειώνεται στο ελάχιστο δυνατό, και παράλληλα η παραγωγή αερίων του θερμοκηπίου ( $CO_2$ ) είναι αρκετά μειωμένη, σε σύγκριση με τα συμβατικά συστήματα μετατροπής της χημικής ενέργειας των καυσίμων σε ηλεκτρική. Ως εκ τούτου, τα συγκεκριμένα ΥΣ ανταποκρίνονται πλήρως στις απαιτήσεις της παγκόσμιας ναυτιλίας, με επίγνωση της επίδρασης αυτής στο περιβάλλον και τον άνθρωπο.

Η έρευνα και ανάπτυξη των συστημάτων αυτών, παρά τον σημαντικό αριθμό δημοσιεύσεων, σε παγκόσμιο επίπεδο, βρίσκεται ακόμα σε αρκετά πρώιμο στάδιο. Οι κύριες προκλήσεις που αντιμετωπίζει είναι η μείωση του κόστους κεφαλαίου και λειτουργίας, η ανάπτυξη στρατηγικών ελέγχου, με στόχο τη βέλτιστη και αξιόπιστη λειτουργία, με την όσο το δυνατόν μεγαλύτερη διάρκεια ζωής. Στην κατεύθυνση αυτή, στη διαθέσιμη βιβλιογραφία έχουν προταθεί και μελετηθεί αρκετές διατάξεις, που υπόσχονται αυξημένους βαθμούς απόδοσης, αξιόπιστη λειτουργία και σχετικά χαμηλό κόστος. Οι διατάξεις αυτές διαφοροποιούνται ως προς τις συνθήκες λειτουργίας της ΚΚ (ατμοσφαιρική ή υπό πίεση), ως προς την επιλογή της μονάδας του αεριοστροβίλου (ανοιχτού ή κλειστού τύπου), ως προς την αναμόρφωση του καυσίμου (εσωτερική ή εξωτερική), ως προς την επιλογή του ίδιου του καυσίμου (φυσικό αέριο, αέριο σύνθεσης, κ.α.), αλλά και του συστήματος επεξεργασίας του πριν την είσοδό του στην ΚΚ (συμπεριλαμβανομένου και των διαφόρων συστημάτων αεριοποίησης της βιομάζας ή του γαιάνθρακα), επίσης ως προς την επιλογή των βοηθητικών μηχανημάτων και συσκευών (BoP), την εφαρμογή συστημάτων συμπαραγωγής (cogeneration) ή τριπαραγωγής (trigeneration) και ασφαλώς τον συνδυασμό του υβριδικού κύκλου με κάποιον ακόμα θερμικό κύκλο βάσης (Ranking, Cheng, Kalina κ.α.).

Τα πλεονεκτήματα των ΥΣ, που αναφέραμε προηγουμένως, τα καθιστούν κατάλληλα για χρήση σε πληθώρα εφαρμογών, από σταθερές μονάδες παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος (κεντρικές ή αποκεντρωμένες), μέχρι κινητές εφαρμογές, όπως για παράδειγμα σε τραίνα ή πλοία [114-116]. Η επιλογή της κατάλληλης διάταξης για κάθε εφαρμογή διαφοροποιείται ανάλογα με τις ιδιαίτερες απαιτήσεις της εφαρμογής αυτής, ως προς το καύσιμο, την επιλογή ή μη της χρήσης επιπρόσθετων θερμικών κύκλων, τη διαχείριση της απορριπτόμενης θερμότητας προς το περιβάλλον, με την προσθήκη μονάδων συμπαραγωγής ή τριπαραγωγής και τέλος με την επιβολή στρατηγικών ελέγχου για τη διασφάλιση της αξιόπιστης λειτουργίας τους.

Έτσι λοιπόν, το παρόν κεφάλαιο έχει σαν στόχο τη βιβλιογραφική επισκόπηση και ταξινόμηση των διατάξεων που έχουν προταθεί και μελετηθεί από την παγκόσμια επιστημονική κοινότητα και τη βιομηχανία, με σκοπό την επιλογή μιας διάταξης που θα κριθεί αρχικά κατάλληλη για εφαρμογή σε πλοία. Στη κατεύθυνση αυτή, παρατίθενται οι διαθέσιμες διατάξεις που έχουν προταθεί ή/και κατασκευαστεί, αφενός περιγράφοντας την αρχή λειτουργίας τους και αναλύοντας τα επιμέρους τεχνικά και λειτουργικά τους χαρακτηριστικά, και αφετέρου αξιολογώντας τα κύρια πλεονεκτήματα και μειονεκτήματά τους.

## 2.2 Πρωτότυπα ΚΚ Στερεού Οξειδίου – Αεριοστροβίλου

### 2.2.1 Πρωτότυπο της Siemens-Westinghouse

Σε αντίθεση με τον εξαιρετικά μεγάλο αριθμό επιστημονικών άρθρων που έχουν δημοσιευτεί για τον σχεδιασμό και τη βελτιστοποίηση των ΥΣ, οι πειραματικές διατάξεις και η έρευνα αυτών είναι πάρα πολύ λίγες, κυρίως λόγω του υψηλού κόστους κεφαλαίου που απαιτείται για την κατασκευή πρωτοτύπων, ακόμα και σε εργαστηριακή κλίμακα [63].

Το πιο δημοφιλές πρωτότυπο που έχει πιθανώς κατασκευαστεί μέχρι στιγμής είναι από τη Siemens-Westinghouse. Ένα τέτοιο σύστημα έχει εγκατασταθεί στο Πανεπιστήμιο της Καλιφόρνια (University of California, Irvine), συνολικής ισχύος 220 kW (Σχήμα 2.1) [17,64,65]. Επίσης, ένα παρόμοιο σύστημα της ίδιας εταιρείας, ισχύος 300 kW, έχει επίσης δοκιμαστεί στο Πίτσμπουργκ [66].

Οι κύριοι στόχοι του πρωτοτύπου που δοκιμάστηκε στο Πανεπιστήμιο της Καλιφόρνια ήταν οι εξής [17]:

- Η αύξηση της ηλεκτρικής ισχύος της ΚΚ από τα 140 kW σε ατμοσφαιρική πίεση, στα 200 kW αυξάνοντας την πίεση λειτουργίας του μέχρι τα 3 bar, με τη θερμοκρασία λειτουργίας στους 1000°C.
- Ο συνδυασμός της υπό πίεση ΚΚ με τον θεωρητικά βέλτιστο μικροστροβίλο (MGT) ισχύος 50 kW, με λόγο πίεσης 3.0 και θερμοκρασία εισόδου στον στροβίλο (TIT) να κυμαίνεται από 800 έως 900°C.
- Ο σχεδιασμός και η βελτιστοποίηση των βοηθητικών μηχανημάτων και συσκευών (BoP), συμπεριλαμβανομένου και του ανακομιστή θερμότητας (recuperator).
- Ο σχεδιασμός και η βελτιστοποίηση των στρατηγικών ελέγχου του συστήματος.

Η συστοιχία κυψελών καυσίμου του συγκεκριμένου συστήματος αποτελείτο από 1152 σωληνοειδείς ΚΚ (Tubular SOFCs), κάθετα τοποθετημένες, σε εν σειρά ή/και

παράλληλη συνδεσμολογία. Η συστοιχία είναι διατεταγμένη σε 12 σειρές, με την κάθε σειρά να αποτελείται από ομάδες ή δέσμες (bundles) των 24 κυψελών (Σχήμα 2.2). Το ονομαστικό μήκος της κάθε σωληνοειδούς ΚΚ είναι 1500 mm, ενώ η διάμετρός της 22 mm (Σχήμα 2.3). Η ονομαστική ένταση του ρεύματος της συστοιχίας ήταν 250 A [17].



**Σχήμα 2.1** Υβριδικό σύστημα ΚΚ – Αεριοστροβίλου, ισχύος 220 kW, από τη Siemens-Westinghouse [65].

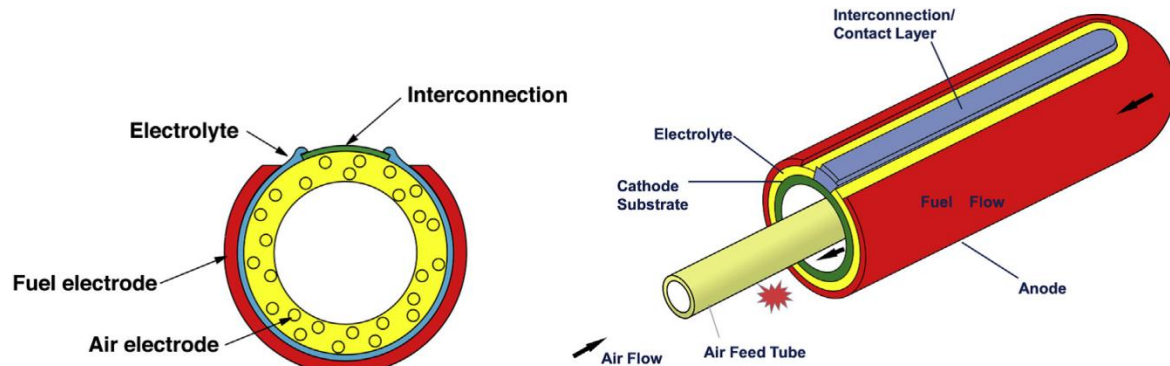


**Σχήμα 2.2** Ομάδες σωληνοειδών ΚΚ της Siemens-Westinghouse [64].

Στον πρωταρχικό σχεδιασμό είχε επιλεχθεί η εφαρμογή ενός μικροστροβίλου ονομαστικής ισχύος 50 kW. Δυστυχώς όμως, πριν μια δεκαετία εμπορικά διαθέσιμος αεριοστροβίλος αυτής της ονομαστικής ισχύος δεν υπήρχε. Ως εκ τούτου, χρησιμοποιήθηκε ο αμέσως μεγαλύτερος εμπορικά διαθέσιμος μικροστροβίλος, ισχύος 75 kW. Ωστόσο, αυτή η υπερδιαστασιολόγηση του MGT, δημιουργούσε προβλήματα στη λειτουργία του συστήματος, με αποτέλεσμα τη μείωση του συνολικού βαθμού απόδοσής του. Ένα από τα προβλήματα αυτά ήταν ότι η εισροή αέρα στη συστοιχία των ΚΚ ήταν μεγαλύτερη από την επιθυμητή, δημιουργώντας προβλήματα μη βέλτιστων θερμοκρα-



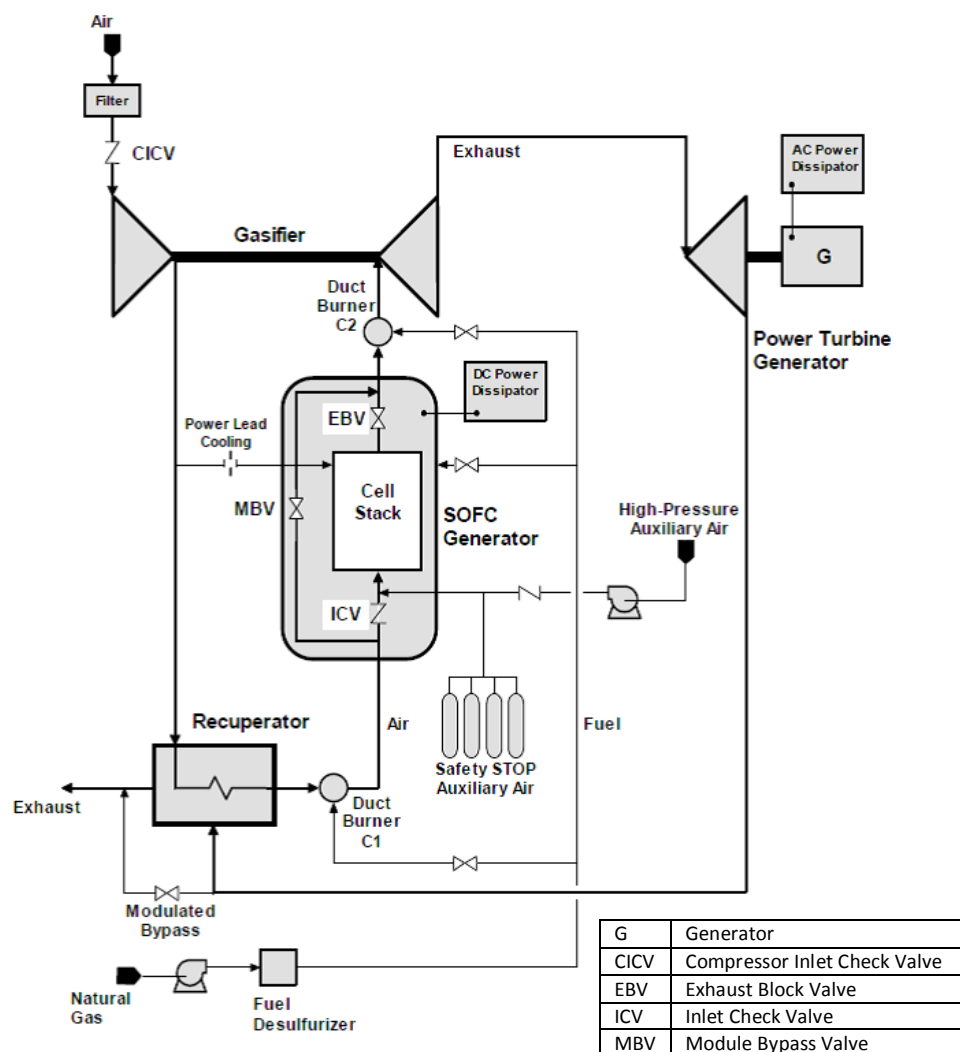
σιακών κλίσεων μεταξύ ανόδου και καθόδου. Επίσης, ένα ακόμα σημαντικό πρόβλημα ήταν ότι η ενέργεια που παραγόταν από τη συστοιχία των ΚΚ, υπό τη μορφή θερμών αερίων, δεν επαρκούσε για τη βέλτιστη λειτουργία του MGT [17].



**Σχήμα 2.3** Η διατομή της σωληνοειδούς ΚΚ της Siemens-Westinghouse [65].

Μια απλοποιημένη διάταξη του συστήματος του πρωτοτύπου της Siemens-Westinghouse δίνεται στο Σχήμα 2.4. Στη διάταξη αυτή ο αέρας φιλτράρεται και στη συνέχεια συμπιέζεται στα 3 bar από τον συμπιεστή. Έπειτα, προθερμαίνεται με τη βοήθεια του ανακομιστή θερμότητας, μέσω των θερμών καυσαερίων που εξέρχονται από τον στρόβιλο ισχύος (στρόβιλος χαμηλής πίεσης). Το οξυγόνο που περιέχεται στον προθερμασμένο αέρα εισέρχεται στην κάθοδο της κυψέλης καυσίμου, όπου και ανάγεται. Από την άλλη πλευρά, το φυσικό αέριο αφού πρώτα συμπιεστεί και διέλθει από το στάδιο της αποθείωσης, εισέρχεται στην άνοδο της ΚΚ και στους δύο βοηθητικούς θαλάμους καύσεως, που είναι τοποθετημένοι ανάντη και κατάντη της συστοιχίας. Το φυσικό αέριο αναμορφώνεται στο εσωτερικό της ανόδου της κυψέλης καυσίμου, παράγοντας υδρογόνο και  $\text{CO}_2$ . Το υδρογόνο που παράγεται, ηλεκτροοξειδώνεται στην άνοδο παρουσία του ηλεκτροκαταλύτη της ανόδου και θερμότητας, μέσω ηλεκτροχημικών αντιδράσεων, παράγοντας ηλεκτρική ισχύ. Τα καυσαέρια της κυψέλης καυσίμου εκτονώνονται αρχικά στον στρόβιλο υψηλής πίεσης, ο οποίος είναι άμεσα συνδεδεμένος με τον συμπιεστή σε κοινό άξονα. Στη συνέχεια τα καυσαέρια αφού εξέλθουν από τον πρώτο στρόβιλο, εκτονώνονται εκ νέου στον στρόβιλο ισχύος (στρόβιλος χαμηλής πίεσης), ο οποίος είναι συνδεδεμένος μέσω μειωτήρα με μια σύγχρονη γεννήτρια εναλλασσόμενου ρεύματος, η οποία παράγει επιπρόσθετη ηλεκτρική ισχύ. Τέλος, στη διάταξη αυτή χρησιμοποιείται μια παράκαμψη του αέρα (air bypass) με σκοπό τον περιορισμό της παροχής του αέρα στην κάθοδο, λόγω της υπερδιαστασιολόγησης του αεριοστρόβιλου. Η θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης καυσίμου, σε μόνιμες συνθήκες ήταν περίπου  $1000^\circ\text{C}$  και η πίεση λειτουργίας περίπου 3 bar. Ο αέρας εξέρχεται από τον ανακομιστή θερμότητας στους  $550^\circ\text{C}$ . Η καθαρή ηλεκτρική ισχύς που παράγεται από τον αεριοστρόβιλο ήταν περίπου 20-30 kW (AC). Η χαμηλή τιμή της ηλεκτρικής ισχύος του αεριοστρόβιλου οφείλεται στη χαμηλή τιμή της θερμοκρασίας εισόδου των καυσαερίων στον στρόβιλο (TIT), η οποία ήταν περίπου  $700-800^\circ\text{C}$ . Αυτή η θερμοκρασία είναι αρκετά χαμηλότερη της ονομαστικής του αεριοστρόβιλου ( $\sim 871^\circ\text{C}$ ), σαν συνέπεια της υπερδιαστασιολόγησης του [17].

Οι πρώτες δοκιμές έδειξαν ότι η συνολική ισχύς (μικτή) της ΚΚ και του μικροστροβίλου ήταν 166 kW και 22 kW, αντίστοιχα, με συνολικό ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης 49.1% (AC). Οι τιμές αυτές ήταν αρκετά χαμηλότερες από τις αναμενόμενες. Αυτό βέβαια αποδείχτηκε ότι ως ένα βαθμό οφείλονταν σε διαρροή του φυσικού αερίου από τη συστοιχία των ΚΚ, οδηγώντας σε μείωση της ποσότητας του φυσικού αερίου που εισερχόταν στην ΚΚ, κατά 5%. Επιπλέον, κατά τη διάρκεια των πρώτων ωρών λειτουργίας, το υβριδικό σύστημα εμφάνισε μερικές αστοχίες. Μία από αυτές ήταν τόσο σημαντική, που οδήγησε στην αποσύνδεση της συστοιχίας. Το αποτέλεσμα της επιθεώρησης έδειξε ότι το καύσιμο που διέρρεε καιγόταν εσωτερικά της συστοιχίας, με επακόλουθο την καταστροφή ορισμένων σωληνοειδών ΚΚ. Έτσι, η συστοιχία ξανα-σχεδιάστηκε και επανεγκαταστάθηκε. Μετά από αυτή τη μετατροπή η ηλεκτρική ισχύς της ΚΚ αυξήθηκε σε 172 kW και του MGT παρέμεινε στα 22 kW, με το υβριδικό σύστημα να επιδεικνύει συνολικό ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης της τάξης του 52% [17].



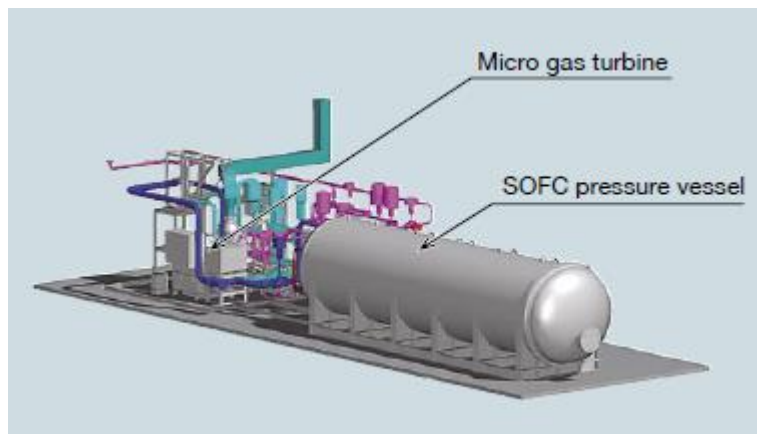
**Σχήμα 2.4** Απλοποιημένη διάταξη του ΥΣ της Siemens-Westinghouse, ισχύος 220 kW [17].

Το σημαντικότερο συμπέρασμα από τη μελέτη της λειτουργίας του παραπάνω συστήματος ήταν ότι ο βαθμός απόδοσης επηρεάστηκε σημαντικά από την υπερδιαστασιολόγηση του μικροστροβίλου, οδηγώντας σε ένα μη-βέλτιστο σχεδιασμό

του συστήματος συνολικά. Η παράκαμψη του αέρα, οδηγεί σε μείωση της θερμοκρασίας εισόδου των καυσαερίων στον στρόβιλο, και ως εκ τούτου σε μειωμένη απόδοση του μικροστρόβιλου. Αποτέλεσμα όλων των παραπάνω ήταν το συγκεκριμένο υβριδικό σύστημα να παρουσιάσει, κατά τη διάρκεια των δοκιμών, συνολικό ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης 52%, σημαντικά μικρότερο από τον αναμενόμενο στόχο (>57%) [17].

### 2.2.2 Πρωτότυπο της Mitsubishi Heavy Industries

Μία ακόμα σημαντική προσπάθεια κατασκευής ενός παρόμοιου υβριδικού συστήματος διεξήχθη από τη Mitsubishi Heavy Industries (MHI), η οποία κατασκεύασε και δοκίμασε ένα ΥΣ υπό πίεση, ισχύος 200 kW [19,67,68]. Η ανάθεση της κατασκευής και μελέτης αυτού του υβριδικού συστήματος έγινε στα πλαίσια του προγράμματος NEDO (New Energy and Industrial technology Development) το 2004 και ολοκληρώθηκε το 2006. Το σύστημα αυτό αποτελείται από ένα δοχείο υπό πίεση που περιέχει τη συστοιχία των ΚΚ, σε συνδυασμό με ένα μικροστρόβιλο (Σχήμα 2.5) [67].



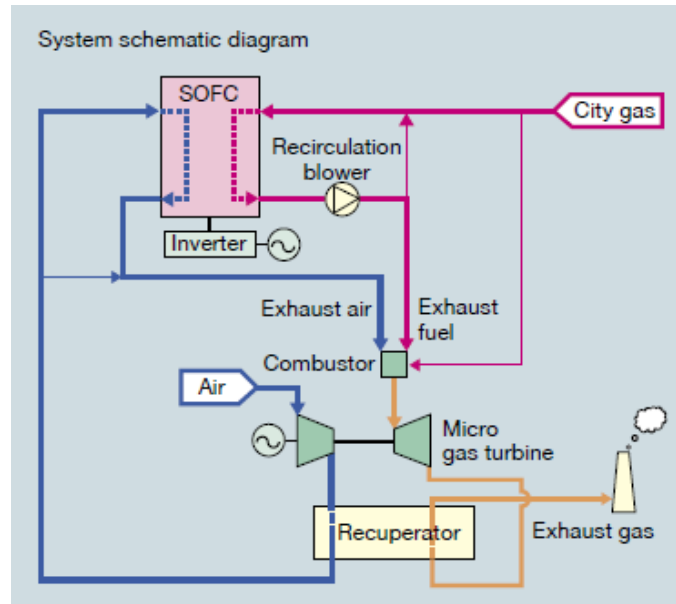
**Σχήμα 2.5** ΥΣ ισχύος 200 kW από τη Mitsubishi Heavy Industries [67].

Η αρχή λειτουργίας του συστήματος είναι κατά βάση παρόμοια με αυτή του υβριδικού συστήματος της Siemens-Westinghouse. Πράγματι, και σε αυτή τη διάταξη χρησιμοποιούνται σωληνοειδείς κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου, με θερμοκρασία λειτουργίας τους 1000°C. Το μήκος της κάθε σωληνοειδούς ΚΚ είναι και εδώ 1500 mm, ενώ η διάμετρος του είναι 28 mm, παρέχοντας 143 W, στα 0.65 V [67].

Μια απλοποιημένη διάταξη του συστήματος του πρωτοτύπου της MHI δίνεται στο Σχήμα 2.6. Οι κύριες διαφορές του υβριδικού συστήματος της Mitsubishi με αυτό της Siemens-Westinghouse, είναι οι εξής:

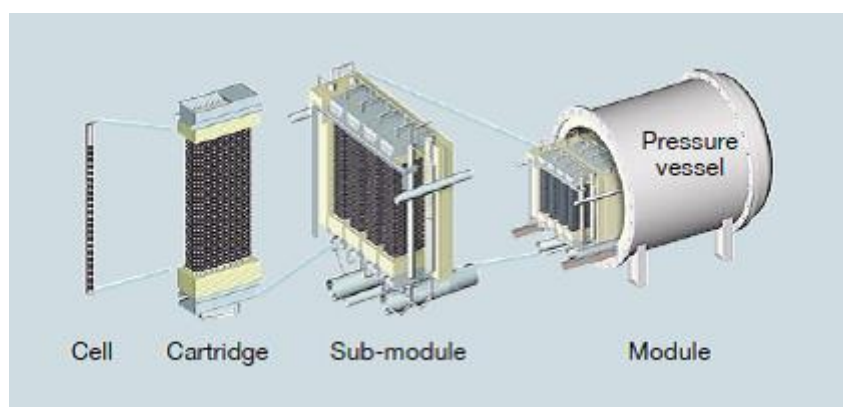
- α) Το υβριδικό σύστημα της Mitsubishi χρησιμοποιεί μικροστρόβιλο μονού άξονα (single shaft MGT), ενώ της Siemens-Westinghouse χρησιμοποιεί διπλού άξονα (double-shaft MGT).
- β) Το σύστημα της Mitsubishi χρησιμοποιεί έναν φυσητήρα για την ανακυκλοφορία των αερίων στην άνοδο, έναντι του εγχυτήρα που χρησιμοποιείται στην περίπτωση του συστήματος της Siemens-Westinghouse.

- γ) Στο σύστημα της Mitsubishi τα αέρια εξόδου από την άνοδο και την κάθοδο καίγονται σε εξωτερικό καυστήρα, ενώ στο σύστημα της Siemens-Westinghouse καίγονται εσωτερικά της κυψέλης καυσίμου.



**Σχήμα 2.6** Απλοποιημένη διάταξη του ΥΣ της Mitsubishi Heavy Industries, ισχύος 200 kW [67].

Στον σχεδιασμό του παραπάνω συστήματος ιδιαίτερη προσπάθεια δαπανήθηκε με στόχο τον σχεδιασμό του θαλάμου καύσης, ο οποίος λειτουργεί με τα αέρια εξόδου της κυψέλης καυσίμου, των οποίων η θερμογόνος ικανότητα είναι το 1/10 αυτής του φυσικού αερίου [67].

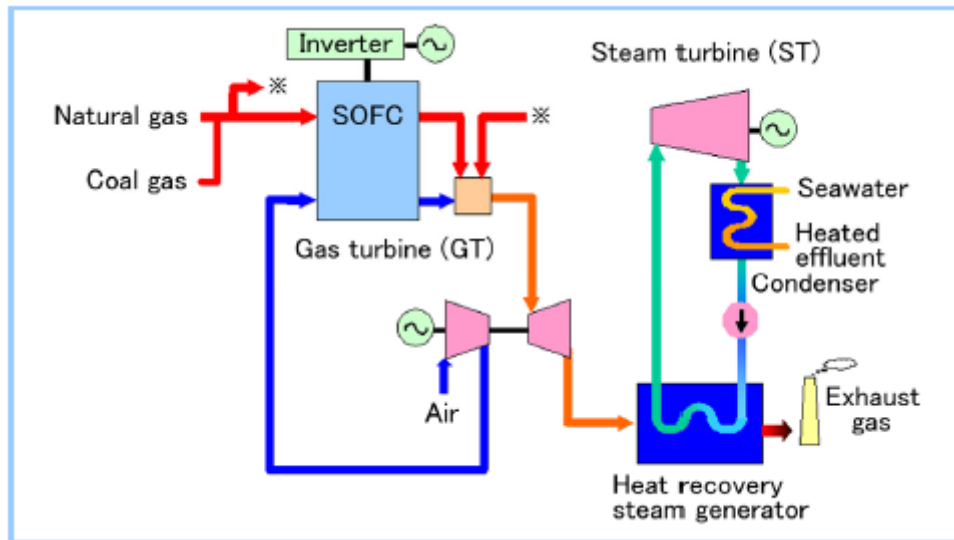


**Σχήμα 2.7** Εσωτερική δομή της συστοιχίας των ΚΚ της Mitsubishi Heavy Industries σε δοχείο υπό πίεση [67].

Οι κυψέλες είναι τοποθετημένες σε ειδικές διατάξεις (cartridges), με την κάθε μια να περιλαμβάνει 104 σωληνοειδείς κυψέλες. Οι διατάξεις αυτές τοποθετούνται σε υπό-

μονάδες (sub-modules) μέσα στο υπό πίεση δοχείο, διαμορφώνοντας τη συστοιχία των κυψελών καυσίμου, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.7 [67].

Ο συνολικός ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του συγκεκριμένου συστήματος ήταν 50%. Το πρωτότυπο αυτό προορίζονταν ως μια μικρής κλίμακας απόδειξη του σεναρίου κατασκευής μεγαλύτερων συστημάτων με τα οποία η εταιρεία στοχεύει στην εμπορευματοποίηση [67]. Τέλος, η εταιρεία στο μέλλον στοχεύει στη μελέτη και κατασκευή μονάδων συνδυασμένου κύκλου ΚΚ, αεριοστρόβιλου και ατμοστρόβιλου, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.8, ισχύος μέχρι και 800 MW [68].



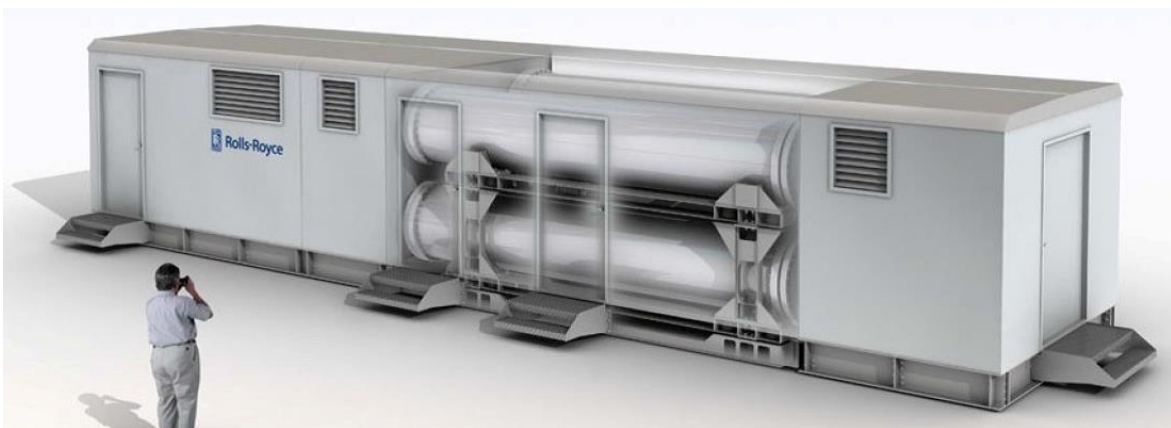
Σχήμα 2.8 Συνδυασμένο υβριδικό σύστημα ΚΚ της Mitsubishi Heavy Industries [68].

### 2.2.3 Πρωτότυπο της Rolls Royce

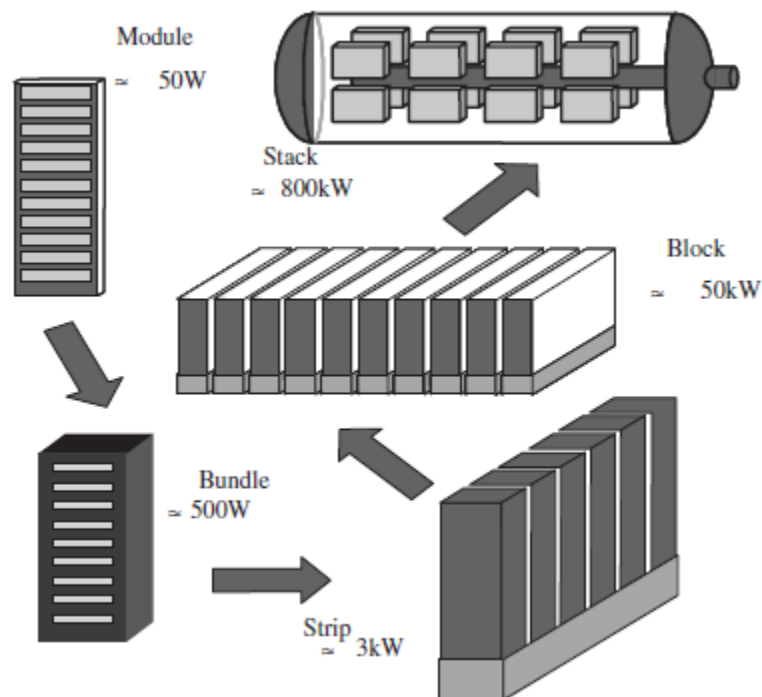
Μια ακόμα προσπάθεια για τον σχεδιασμό και την κατασκευή ενός παρόμοιου υβριδικού συστήματος πραγματοποιήθηκε από τη Rolls Royce Fuel Cells [69-71]. Η Rolls Royce σκοπεύει στην μαζική παραγωγή ενός χαμηλού κόστους ΥΣ ισχύος 1 MW, το οποίο θα συνδυάζει κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου 800 kW με τον εμπορικά διαθέσιμο αεριοστρόβιλο της Rolls Royce ισχύος 200 kW (Σχήμα 2.9) [69].

Η συστοιχία κυψελών καυσίμου του συγκεκριμένου συστήματος έχει κατασκευαστεί από τη Rolls Royce και βασίζεται στην τεχνολογία των επίπεδων κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου (IP-SOFC). Η τεχνολογία IP-SOFC είναι στην πραγματικότητα μια συστοιχία ΚΚ με επίπεδες διατάξεις ηλεκτροδίου μεμβράνης (Planar membrane electrode assembly, MEA). Κάθε MEA φέρει πολλαπλές σειρές από κυψέλες που συνδέονται μεταξύ τους με τη μεμβράνη του ηλεκτρολύτη, η οποία έχει πάχος 10-20  $\mu\text{m}$ . Κάθε μονάδα (module) παράγει περίπου 50 W ηλεκτρικής ισχύος, με 10 μονάδες να σχηματίζουν μια δέσμη (bundle). Κάθε ταινία (strip) αποτελείται από 6 δέσμες, που παράγουν 3 kW ηλεκτρικής ισχύος. Τέλος, 16 ταινίες διαμορφώνουν ένα μπλοκ ηλεκτρικής ισχύος (power block) 50 kW, με συνολική πυκνότητα ισχύος περίπου 200  $\text{mW}/\text{cm}^2$ . Μια οπτική απεικόνιση των παραπάνω δίνεται στο Σχήμα 2.10. Σε ατμοσφαιρικές συνθήκες πίεσης και θερμοκρασίας, ο ονομαστικός βαθμός απόδοσης της συγκεκριμένης συστοιχίας είναι περίπου 50% [70].

Το υβριδικό αυτό σύστημα χρησιμοποιεί ειδικά σχεδιασμένους εγχυτήρες για την ανακύκλωση των αερίων της ανόδου και της καθόδου, αποφεύγοντας τη χρήση ανεμιστήρων ή φυσητήρων υψηλών θερμοκρασιών. Επιπλέον, με στόχο την κατασκευή ενός βέλτιστου από άποψη σχεδιασμού υβριδικού συστήματος, η Rolls Royce προγραμματίζει να μοντελοποιήσει και να σχεδιάσει ένα καινοτόμο αεριοστρόβιλο δύο σταδίων και 2 αξόνων (two-stage/two spool turbocharger), που θα προορίζεται αποκλειστικά για τη συγκεκριμένη εφαρμογή. Ωστόσο, εξαιτίας της μεγάλης πτώσης πίεσης που προκαλείται από τους εγχυτήρες, ο βαθμός απόδοσης του αεριοστρόβιλου αναμένεται μειωμένος [70]. Προς το παρόν βέβαια, δεν έχουν ακόμα δημοσιευτεί δεδομένα από τη λειτουργία του παρόντος υβριδικού συστήματος [71].



**Σχήμα 2.9** Υβριδικό σύστημα, συνολικής ισχύος 1 MW, της Rolls Royce Fuel Cells [69].



**Σχήμα 2.10** Κλιμάκωση των επιμέρους στοιχείων της ΚΚ της Rolls Royce ισχύος 800 kW [70].

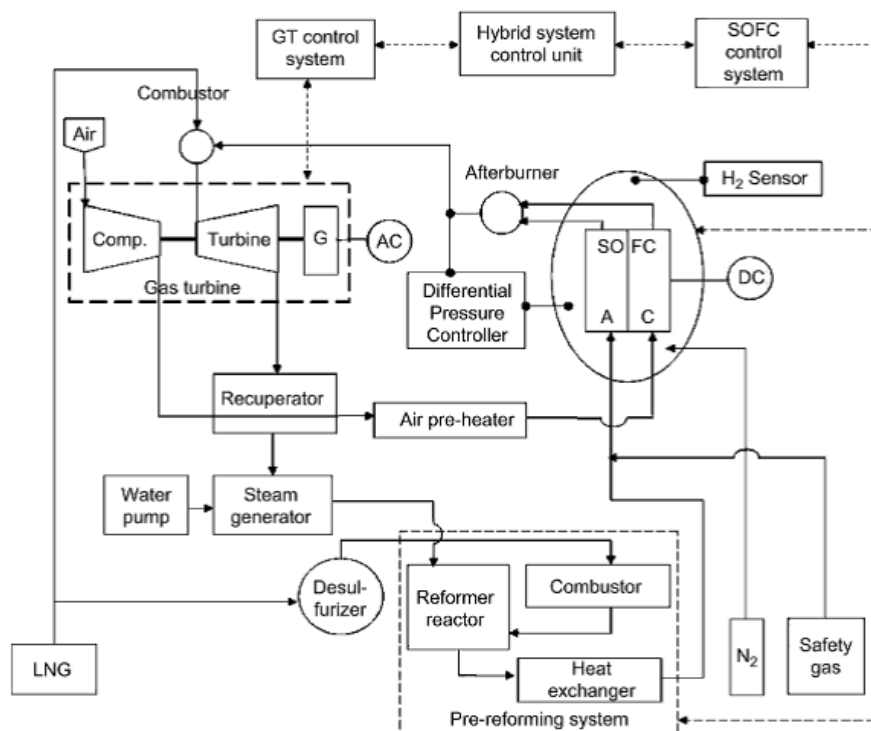
### 2.2.4 Άλλα πρωτότυπα

Ένα ακόμη πρωτότυπο ΥΣ, μικρότερης ονομαστικής ισχύος, κατασκευάστηκε και μελετήθηκε πρόσφατα στην Κορέα [72]. Οι ερευνητές του Ινστιτούτου Ενέργειας της Κορέας (KIER) σχεδίασαν και κατασκεύασαν ένα ΥΣ υπό πίεση, ισχύος 5 kW. Για την κατασκευή του συγκεκριμένου συστήματος χρησιμοποιήθηκαν και εδώ οι επίπεδες κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου, με την αναμόρφωση του καυσίμου να πραγματοποιείται εν μέρει στον προ-αναμορφωτή (pre-reformer), που είναι τοποθετημένος πριν την είσοδο της ανόδου της συστοιχίας των ΚΚ.

Η συστοιχία των ΚΚ κατασκευάστηκε στην Γερμανία, ενώ το υβριδικό σύστημα συναρμολογήθηκε και εγκαταστάθηκε στο KIER. Οι συγγραφείς της μελέτης αυτής συνέκριναν τον βαθμό απόδοσης της συστοιχίας των ΚΚ, κάτω από δύο διαφορετικές συνθήκες λειτουργίας:

1. Ατμοσφαιρική λειτουργία της ΚΚ, χωρίς τη χρήση του μικροστροβίλου (MGT).
2. Λειτουργία υπό πίεση, με τη χρήση του μικροστροβίλου.

Τα αποτελέσματα της μελέτης αυτής έδειξαν ότι στην πρώτη περίπτωση η παραγόμενη ηλεκτρική ισχύς της ΚΚ ήταν 8.1 kW (με χρήση καθαρού  $H_2$  ως καύσιμο) και 4.7 kW (με χρήση προ-αναμορφωμένου φυσικού αερίου).



**Σχήμα 2.11** Απλοποιημένη διάταξη του υβριδικού συστήματος του KIER [72].

Στη δεύτερη περίπτωση, το υβριδικό σύστημα βασίστηκε στη χρήση των επίπεδων ΚΚ και της εξωτερικής αναμόρφωσης του καυσίμου, σε συνδυασμό με μικροστρόβιλο και αναγεννητική προθέρμανση, όπως φαίνεται στην απλοποιημένη διάταξη του Σχήματος 2.11 [72]. Όταν η συστοιχία των κυψελών καυσίμου τροφοδοτήθηκε από υδροποιημένο

φυσικό αέριο (liquefied natural gas, LNG), ο προ-αναμορφωτής λειτουργούσε σε συνδυασμό με τον μικροστρόβιλο. Στην περίπτωση αυτή, η συστοιχία κυψελών καυσίμου εμφάνισε ηλεκτρική ισχύ 5.1 kW, σε πίεση 3.5 bar. Η ονομαστική ισχύς του μικροστροβίλου ήταν 25 kW. Με βάση τα πειραματικά αποτελέσματα, οι συγγραφείς κατέληξαν στο συμπέρασμα ότι η συστοιχία των ΚΚ λειτούργησε επιτυχώς σε συνδυασμό με τον μικροστρόβιλο, στο υβριδικό σύστημα υπό πίεση. Ωστόσο, στην παρούσα μελέτη δεν παρέχονται δεδομένα σχετικά με την ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης του συνολικού υβριδικού συστήματος, και της ισχύος που παράχθηκε από τον μικροστρόβιλο [72].

### 2.3 Ταξινόμηση Διατάξεων

Στην προηγούμενη ενότητα έγινε φανερό ότι τα λιγοστά πρωτότυπα ΥΣ που έχουν κατασκευαστεί μέχρι στιγμής βασίζονται σε παρόμοιες διατάξεις του συστήματος. Πράγματι, οι διατάξεις αυτές αποτελούνται από ένα υπό πίεση ΥΣ, στο οποίο η συστοιχία των κυψελών καυσίμου διαδραματίζει το ρόλο του θαλάμου καύσεως του συμβατικού κύκλου Brayton. Ωστόσο, αυτή η διαμόρφωση του συστήματος είναι μόνο μία από τις πιθανές διαμορφώσεις των υβριδικών συστημάτων, που έχουν προταθεί στη διαθέσιμη βιβλιογραφία [2,3,5].

Οι διάφορες παράμετροι σχεδιασμού, από τις οποίες εξαρτάται η διάταξη του υβριδικού συστήματος, είναι οι εξής:

- η πίεση λειτουργίας της συστοιχίας των ΚΚ,
- η θερμοκρασία λειτουργίας της συστοιχίας των ΚΚ,
- ο τύπος του καυσίμου,
- ο τύπος της διεργασίας αναμόρφωσης του χρησιμοποιούμενου καυσίμου: εσωτερική/εξωτερική, άμεση/έμμεση,
- η παραγωγή του ατμού που απαιτείται για τη διεργασία της αναμόρφωσης: ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου ή χρήση ατμοπαραγωγού (Heat Recovery Steam Generator, HRSG) και
- ο τύπος του κύκλου Brayton: βασικός, με ενδιάμεση ψύξη (intercooled) ή/και αναθέρμανση (reheated).

Ως εκ τούτου, κυρίως κατά τη διάρκεια της περασμένης δεκαετίας, η επιστημονική κοινότητα ανέπτυξε ένα σημαντικό αριθμό από θεωρητικές διατάξεις ΥΣ, με στόχο τη βελτίωση του ηλεκτρικού βαθμού απόδοσης ή/και τη μείωση του κόστους κεφαλαίου [23-51,73-113].

Η πρωταρχική επιλογή που θα πρέπει να γίνει κατά το σχεδιασμό του ΥΣ είναι η πίεση λειτουργίας της συστοιχίας των κυψελών καυσίμου. Πράγματι, αν ως βασική απαίτηση τεθεί η αξιοπιστία και η απλότητα του συστήματος, τότε θα πρέπει να προτιμηθεί η ατμοσφαιρική πίεση σαν πίεση λειτουργίας της ΚΚ [73,74]. Σε αυτή την περίπτωση, η λειτουργία της ΚΚ είναι ανεξάρτητη της λειτουργίας του αεριοστροβίλου, με τον εναλλάκτη θερμότητας να είναι η μόνη έμμεση διασύνδεση μεταξύ τους. Η επιλογή αυτή επιτρέπει την επίτευξη της ασφαλούς και αξιόπιστης λειτουργίας της ΚΚ, και σε σημαντικότερο βαθμό του αεριοστροβίλου (π.χ. αποφυγή φαινομένων αστάθειας του αεριοστροβίλου σε περίπτωση μερικού φορτίου). Η διάταξη αυτή λειτουργεί στις ονομαστικές συνθήκες, αφού ένας βοηθητικός καυστήρας παρέχει την επιπρόσθετη θερμότητα για τη θέρμανση του αέρα που εξέρχεται από τον εναλλάκτη θερμότητας του



υποσυστήματος της ΚΚ, με σκοπό τη διατήρηση σταθερής θερμοκρασίας εισόδου του αέρα στον αεριοστρόβιλο (ΤΙΤ). Από την άλλη πλευρά, θα πρέπει να γίνει σαφές ότι αυτή η διαμόρφωση του υβριδικού συστήματος επιτυγχάνει χαμηλότερες αποδόσεις ηλεκτρικής ισχύος, σε σύγκριση με το υπό πίεση σύστημα. Πιο συγκεκριμένα, τόσο ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ, όσο και ο βαθμός απόδοσης του αεροστροβίλου αναμένονται να είναι μικρότεροι, δεδομένου ότι ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ αυξάνεται με την αύξηση της πίεσης λειτουργίας, ως απόρροια της εξίσωσης του Nernst και η θερμοκρασία εισόδου των αερίων στον στρόβιλο θα είναι μικρότερη σε αυτή την περίπτωση λόγω του βαθμού απόδοσης του εναλλάκτη, που παρεμβάλλεται στη διάταξη αυτή [2,3,73].

Ως εκ τούτου, αν ο στόχος του σχεδιασμού είναι η επίτευξη υψηλότερου βαθμού απόδοσης του συστήματος, τότε η υπό πίεση (pressurized) διάταξη θα πρέπει να προτιμηθεί. Σε αυτή τη διαμόρφωση, όπως προαναφέρθηκε, η συστοιχία των ΚΚ αντικαθιστά τον θάλαμο καύσεως του συμβατικού κύκλου Brayton, παράγοντας επιπρόσθετη ηλεκτρική ενέργεια [2,3,5,42]. Αυτή η διάταξη αναμένεται επίσης να έχει μικρότερο κόστος κεφαλαίου σε σύγκριση με την ατμοσφαιρική διάταξη, εξαιτίας της απουσίας του εναλλάκτη θερμότητας για τη θέρμανση του αέρα που εισέρχεται στον στρόβιλο. Επιπλέον, πρέπει να γίνει σαφές ότι ο συγκεκριμένος εναλλάκτης θερμότητας έχει αρκετά μεγάλο κόστος, λόγω της μεγάλης επιφάνειας εναλλαγής που απαιτείται για τη μεταφορά θερμότητας από τα αέρια που εξέρχονται από την ΚΚ στον αέρα που θα εισέλθει στον στρόβιλο. Από την άλλη πλευρά, στην πράξη έχει αποδειχθεί ότι η απευθείας σύζευξη του αεριοστρόβιλου με την ΚΚ (υπό πίεση διάταξη) είναι αρκετά περίπλοκη [17,67]. Η περιοχή λειτουργίας ενός συμβατικού αεριοστροβίλου είναι αρκετά περιορισμένη, από πλευράς λόγου πίεσης και παροχής μάζας, εξαιτίας εγγενών ιδιοτεροτήτων των στροβιλομηχανών. Έτσι, η εφαρμογή της ΚΚ στη θέση του θαλάμου καύσεως, περιορίζει ακόμα περισσότερο την περιοχή λειτουργίας του ΥΣ [37,75,76]. Η σύζευξη αυτή μπορεί επίσης να δημιουργήσει επικίνδυνες διακυμάνσεις στην πίεση, που μπορεί να βλάψουν σοβαρά την συστοιχία των ΚΚ, η οποία είναι ιδιαίτερα ευαίσθητη στις κλίσεις πίεσης μεταξύ ανόδου και καθόδου.

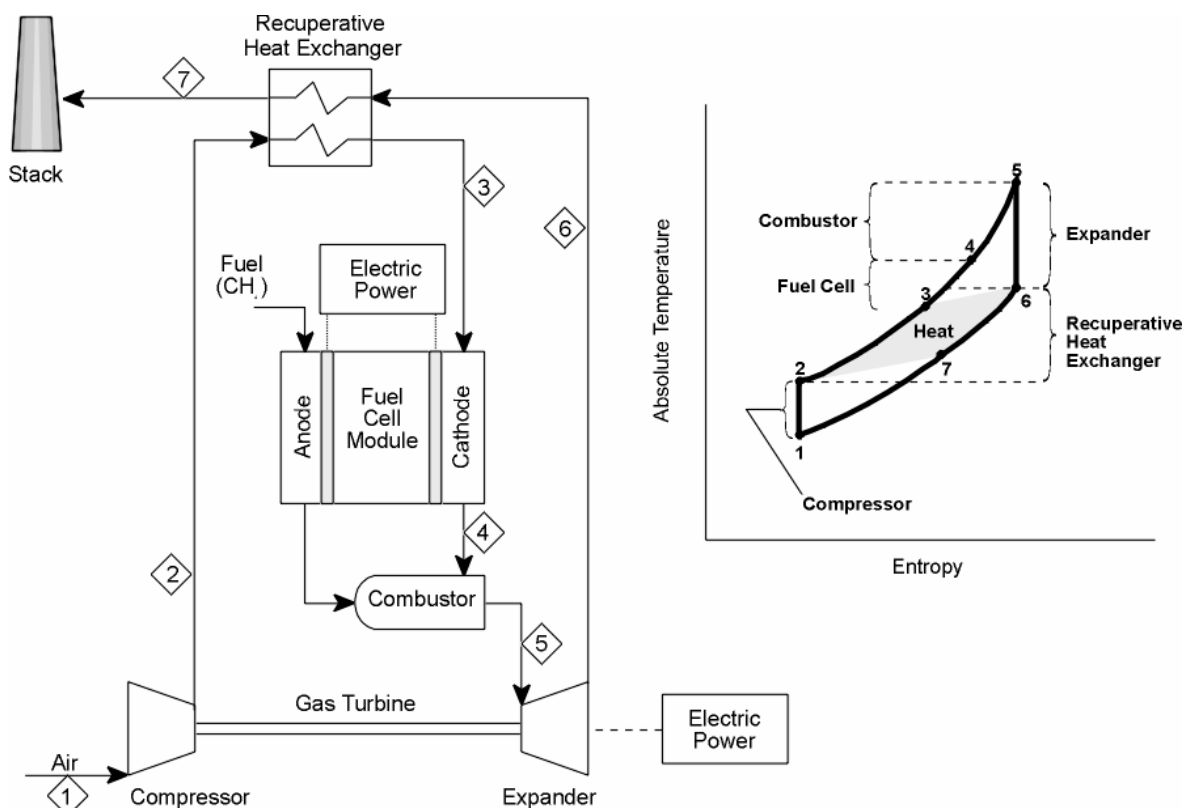
Άλλες μεταβλητές σχεδιασμού είναι ο τύπος του θερμοδυναμικού κύκλου (Brayton, Rankine, Cheng κ.α.) και η επιλογή της διεργασίας αναμόρφωσης [2,3]. Από ενεργειακής και οικονομικής απόψεως, η εσωτερική αναμόρφωση (Internal Reforming), άμεση (Direct, DIR) ή έμμεση (Indirect, IIR), είναι μια περισσότερο ελκυστική επιλογή, που επιδεικνύει μεγαλύτερο συνολικό βαθμό απόδοσης με το μικρότερο κόστος κεφαλαίου, αφού δεν απαιτείται εξωτερικός αναμορφωτής. Από την άλλη πλευρά βέβαια, θα πρέπει να ληφθεί υπόψιν ότι στην εσωτερική αναμόρφωση ο ρυθμός μετατροπής του καυσίμου (π.χ. CH<sub>4</sub>) σε υδρογόνο δεν είναι πάντα ελεγχόμενος. Επιπρόσθετα, στην περίπτωση της άμεσης ή απευθείας αναμόρφωσης μπορεί να δημιουργηθούν θερμοκρασιακές κλίσεις εσωτερικά της συστοιχίας, εξαιτίας της ενδόθερμης διεργασίας της αναμόρφωσης, η οποία ψύχει το τμήμα της ανόδου στο οποίο συντελείται. Αυτές οι κλίσεις είναι επικίνδυνες διότι μπορούν να οδηγήσουν σε μηχανική αστοχία τη συστοιχία [2,3].

Τέλος, ένας άλλος σημαντικός παράγοντας στην επιλογή της διάταξης είναι η παραγωγή του ατμού που απαιτείται για την αναμόρφωση του καυσίμου (εσωτερική ή εξωτερική). Η διάταξη που χρησιμοποιεί το πρωτότυπο της Siemens-Westinghouse βασίζεται στην ανακυκλοφορία των θερμών αερίων της ανόδου, κάτι που στη συγκεκριμένη διάταξη επιτυγχάνεται με τη χρήση ενός εγχυτήρα που χρησιμοποιεί τον ατμό που παράγεται στο τμήμα της ανόδου, σαν αποτέλεσμα της ηλεκτροχημικής

διεργασίας, για την υποστήριξη της εσωτερικής διεργασίας αναμόρφωσης [17,42]. Μια πιθανή εναλλακτική λύση είναι η παραγωγή ατμού μέσω ανάκτησης της θερμότητας που απορρίπτεται από τον αεριοστρόβιλο. Αυτή η επιλογή έχει μεγαλύτερο κόστος και σχετικά μικρότερο βαθμό απόδοσης. Ωστόσο, με τη δεύτερη αυτή επιλογή μπορεί να ελεγχθεί αποδοτικότερα ο λόγος ατμού-άνθρακα (steam-to-carbon ratio) στην άνοδο, αποφεύγοντας την εναπόθεση άνθρακα στον ηλεκτροκαταλύτη, μειώνοντας την ενεργό επιφάνεια του, με αποτέλεσμα την μείωση της ηλεκτροκαταλυτικής ενεργότητάς του, άρα και της απόδοσης του [2,3,41,42,77,78].

## 2.4 Διατάξεις Υβριδικών Συστημάτων Υπό Πίεση

Όπως συζητήθηκε παραπάνω, η πιο συνηθισμένη διάταξη του συγκεκριμένου ΥΣ είναι η υπό πίεση λειτουργία της συστοιχίας κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου σε συνδυασμό με τον συμβατικό κύκλο Brayton (Pressurized SOFC-GT Hybrid System). Συχνά, η απορριπτόμενη θερμότητα των καυσαερίων που εξέρχονται από τον στρόβιλο ανακτάται έως ένα βαθμό και χρησιμοποιείται μέσω των ανακομιστών θερμότητας για την προθέρμανση του αέρα ή/και του καυσίμου πριν την είσοδο στην ΚΚ [5].



**Σχήμα 2.12** Απλοποιημένη διάταξη του υπό πίεση υβριδικού συστήματος (SOFC-GT) [5].

Μια απλοποιημένη διάταξη ενός τέτοιου υβριδικού συστήματος φαίνεται στο Σχήμα 2.12. Ο εξωτερικός αέρας (Κόμβος 1) συμπιέζεται σχεδόν μέχρι την πίεση λειτουργίας της ΚΚ (Κόμβος 2). Στη συνέχεια, ο συμπιεσμένος αέρας προθερμαίνεται

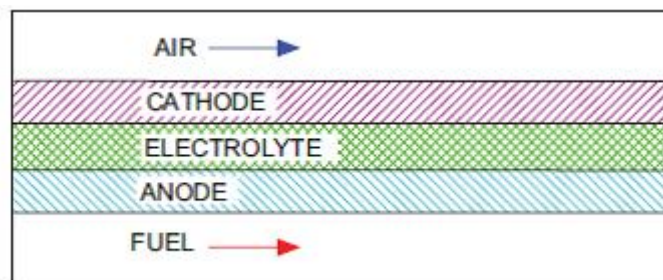
μέσω του εναλλάκτη θερμότητας (ή ανακομιστή) σχεδόν στη θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ (Κόμβος 3) και εισέρχεται στο τμήμα της καθόδου της συστοιχίας, όπου και συμμετέχει στην ηλεκτροχημική αντίδραση αναγωγής. Από την άλλη πλευρά, το καύσιμο συμπιέζεται και αυτό στην πίεση λειτουργίας της ΚΚ από τον συμπιεστή του καυσίμου, που λειτουργεί ανεξάρτητα από τον αεριοστρόβιλο. Στην παρούσα διάταξη το καύσιμο δεν φαίνεται να προθερμαίνεται πριν εισέλθει στην άνοδο της ΚΚ. Υπάρχει όμως η δυνατότητα κάτι τέτοιο να συμβεί χρησιμοποιώντας ένα δεύτερο εναλλάκτη, μετά την προθέρμανση του αέρα. Αφού το καύσιμο συμπιεστεί (ή/και προθερμανθεί) εισέρχεται στο τμήμα της ανόδου της κυψέλης καυσίμου, όπου και αναμορφώνεται εσωτερικά σε μίγμα  $H_2$  και  $CO_2$ , συμμετέχοντας στην ηλεκτροχημική αντίδραση οξείδωσης, παράγοντας ηλεκτρική ισχύ. Τα αέρια που εξέρχονται από την άνοδο, τα οποία στην πραγματικότητα είναι ένα μίγμα που αποτελείται από το καύσιμο που δεν αναμορφώθηκε, του  $H_2$  που δεν ηλεκτροοξειδώθηκε, του ατμού σαν προϊόν των ηλεκτροχημικών αντιδράσεων και  $CO_2$  σαν υποπροϊόν της διεργασίας της αναμόρφωσης, αλλά και ο αέρας που εξέρχεται από την κάθοδο, καίγονται στον θάλαμο καύσεως, αυξάνοντας την θερμοκρασία εξόδου του μίγματος των αερίων (Κόμβος 5). Στη συνέχεια, το υψηλής θερμοκρασίας και πίεσης μίγμα αερίων εκτονώνεται στον στρόβιλο, παράγοντας μηχανικό έργο που χρησιμοποιείται εν μέρει για την περιστροφική κίνηση του συμπιεστή και εν μέρει για την περιστροφική κίνηση, μέσω μειωτήρα, της ηλεκτρογεννήτριας, για την παραγωγή επιπρόσθετης ηλεκτρικής ισχύος. Τα καυσαέρια που εξέρχονται από τον στρόβιλο (σημείο 6) χρησιμοποιούνται για την προθέρμανση του συμπιεσμένου αέρα, μέσω του εναλλάκτη θερμότητας, ανακτώντας μέρος της απορριπτόμενης, προς το περιβάλλον, θερμότητας [5].

#### 2.4.1 Υβριδικοί κύκλοι με εσωτερική αναμόρφωση

Η πλειοψηφία των μελετών που έχουν δημοσιευτεί παγκοσμίως, χρησιμοποιεί ως καύσιμο το φυσικό αέριο, το οποίο αναμορφώνεται στο εσωτερικό της ανόδου της κυψέλης καυσίμου. Η εσωτερική αναμόρφωση (Internal Reforming, IR) επιτρέπει τη δραματική μείωση του κόστους κεφαλαίου, αφού δεν απαιτείται εξωτερικό σύστημα αναμόρφωσης [2,3,5,34,41,42,77-80]. Σε μερικές περιπτώσεις χρησιμοποιείται επίσης ένας προ-αναμορφωτής, με στόχο τη διάσπαση των βαρύτερων υδρογονανθράκων που περιέχονται στο φυσικό αέριο για την παραγωγή μικρών ποσοτήτων υδρογόνου, πριν το καύσιμο εισέλθει στην άνοδο. Αυτό γίνεται έτσι ώστε οι ηλεκτροχημικές αντιδράσεις να συμβούν ακαριαία κατά την είσοδο του καυσίμου στο τμήμα της ανόδου, με αποτέλεσμα την αύξηση της παραγωγής ισχύος, αφού το υδρογόνο με αυτό τον τρόπο εκμεταλλεύεται ολόκληρη την ενεργό επιφάνεια του καταλύτη. Στην αντίθετη περίπτωση το φυσικό αέριο θα πρέπει πρώτα να αναμορφωθεί στην άνοδο σε υδρογόνο και  $CO_2$ , με συνέπεια οι ηλεκτροχημικές αντιδράσεις στην είσοδο της ανόδου να είναι μειωμένες, εξαιτίας της μικρής διαθεσιμότητας σε υδρογόνο [77].

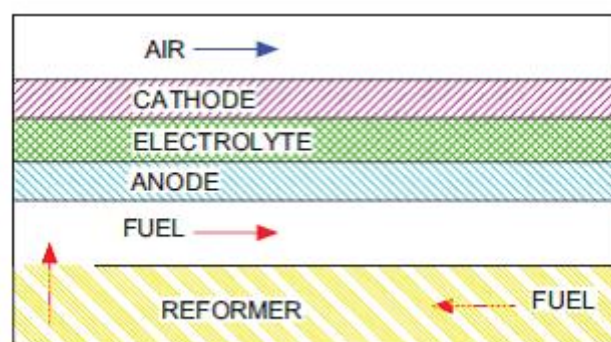
Όπως είδαμε συνοπτικά και στο πρώτο κεφάλαιο (Σχήμα 1.2), στην περίπτωση της εσωτερικής αναμόρφωσης, δύο είναι οι διατάξεις που χρησιμοποιούνται. Η πρώτη είναι η διάταξη της απευθείας ή άμεσης εσωτερικής αναμόρφωσης (DIR), στην οποία το καύσιμο μετατρέπεται σε μίγμα πλούσιο σε υδρογόνο απευθείας μέσα στο τμήμα της ανόδου, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.13. Η διάταξη αυτή επιτρέπει την επίτευξη ενός πιο απλού συστήματος, με χαμηλότερο κόστος κεφαλαίου, λόγω της εγγενούς απλότητας

του. Όμως, το τμήμα της ανόδου απαιτείται να είναι εξοπλισμένο με τον κατάλληλο καταλύτη για την αναμόρφωση του καυσίμου, ενώ υπάρχει ο κίνδυνος η εναπόθεση του άνθρακα (carbon deposition) να είναι μεγαλύτερη εξαιτίας των μεγαλύτερων ποσοτήτων μη αναμορφωμένου καυσίμου στο τμήμα αυτό. Επιπλέον, η θερμική ισορροπία της κυψέλης καυσίμου είναι πολυπλοκότερη, δεδομένου ότι η αντίδραση της αναμόρφωσης είναι πολύ γρήγορη και ψύχει σημαντικά τα αρχικά της τμήματα, δημιουργώντας μεγάλες θερμοκρασιακές κλίσεις στο εσωτερικό της συστοιχίας.



**Σχήμα 2.13** Διάταξη άμεσης εσωτερικής αναμόρφωσης (DIR) [8].

Τα παραπάνω προβλήματα μπορούν να αποφευχθούν χρησιμοποιώντας τη διάταξη της έμμεσης αναμόρφωσης του καυσίμου (Indirect Internal Reforming, IIR), όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.14. Στη διάταξη αυτή, οι αντιδράσεις αναμόρφωσης του καυσίμου λαμβάνουν χώρα σε ξεχωριστό τμήμα της ανόδου, το οποίο λαμβάνει τη θερμότητα που απαιτείται για τις ενδόθερμες αντιδράσεις αναμόρφωσης, από το τμήμα της ανόδου που λαμβάνει χώρα η ηλεκτροοξείδωση του υδρογόνου. Ως εκ τούτου, σε αυτή την περίπτωση υπάρχει μόνο θερμική σύζευξη μεταξύ του τμήματος αναμόρφωσης και της συστοιχίας των ΚΚ. Είναι φανερό ότι η διάταξη της έμμεσης αναμόρφωσης οδηγεί το σύστημα σε μεγαλύτερη πολυπλοκότητα και κόστος κεφαλαίου, αλλά απλοποιεί την απαίτηση εφαρμογής καταλυτικών στρωμάτων ικανών να αναμορφώνουν το καύσιμο παράλληλα με την ηλεκτροοξείδωση του [6,7].

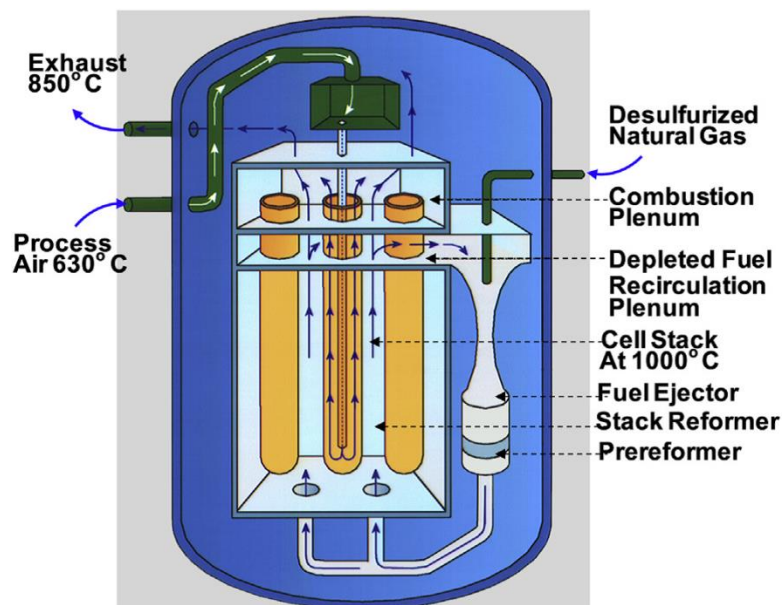


**Σχήμα 2.14** Διάταξη έμμεσης εσωτερικής αναμόρφωσης (IIR) [8].

### 2.4.2 Υβριδικοί κύκλοι με ανακυκλοφορία στην άνοδο

Όπως αναφέρθηκε στην προηγούμενη ενότητα, η πλειοψηφία των ΥΣ που έχουν μελετηθεί, τροφοδοτούνται με φυσικό αέριο, το οποίο μετατρέπεται σε υδρογόνο μέσω της διεργασίας αναμόρφωσης παρουσία ατμού (Steam Methane Reforming, SMR). Είναι γνωστό πως η διεργασία αυτή απαιτεί τη χρήση ατμού για τη μετατροπή του φυσικού αερίου (μεθάνιο) σε υδρογόνο και CO<sub>2</sub>. Ως εκ τούτου, στο τμήμα της κυψέλης καυσίμου που λαμβάνει χώρα η αναμόρφωση είναι απαραίτητη η παροχή ατμού για την επίτευξη του σκοπού αυτού [6,7].

Ένας τρόπος με τον οποίο μπορεί να επιτευχθεί η τροφοδοσία της ανόδου με ατμό είναι με την ανακυκλοφορία των αερίων που εξέρχονται από αυτή. Δεν πρέπει να ξεχνάμε πως το προϊόν της ηλεκτροοξειδωσης του υδρογόνου στην άνοδο είναι το νερό, το οποίο βέβαια στη θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ, βρίσκεται υπό τη μορφή ατμού. Ως εκ τούτου, απομαστεύοντας ένα μέρος των αερίων που εξέρχονται από την άνοδο και ανατροφοδοτώντας το σε αυτή, παρέχεται η ποσότητα του ατμού που απαιτείται για τη διεργασία της αναμόρφωσης. Η διάταξη αυτή χρησιμοποιήθηκε για πρώτη φορά από τη Siemens-Westinghouse, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.15, και είναι η πιο κοινή εξαιτίας της εγγενούς απλότητας της. Στην πραγματικότητα, η ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου, μειώνει το κόστος κεφαλαίου του συστήματος, αφού δεν απαιτείται εξωτερική συσκευή παραγωγής ατμού, ενώ επιπλέον υπόσχεται υψηλότερες αποδόσεις μετατροπής του καυσίμου, αφού το μικρό ποσοστό του μεθανίου που δεν αναμορφώθηκε και το ποσοστό του υδρογόνου που δεν ηλεκτροοξειδώθηκε επαναφέρεται στην άνοδο μαζί με τον ατμό που ανακυκλοφορεί [2,3].



**Σχήμα 2.15** Σχηματική αναπαράσταση του συστήματος ανακυκλοφορίας στην άνοδο, από τη Siemens-Westinghouse [65].

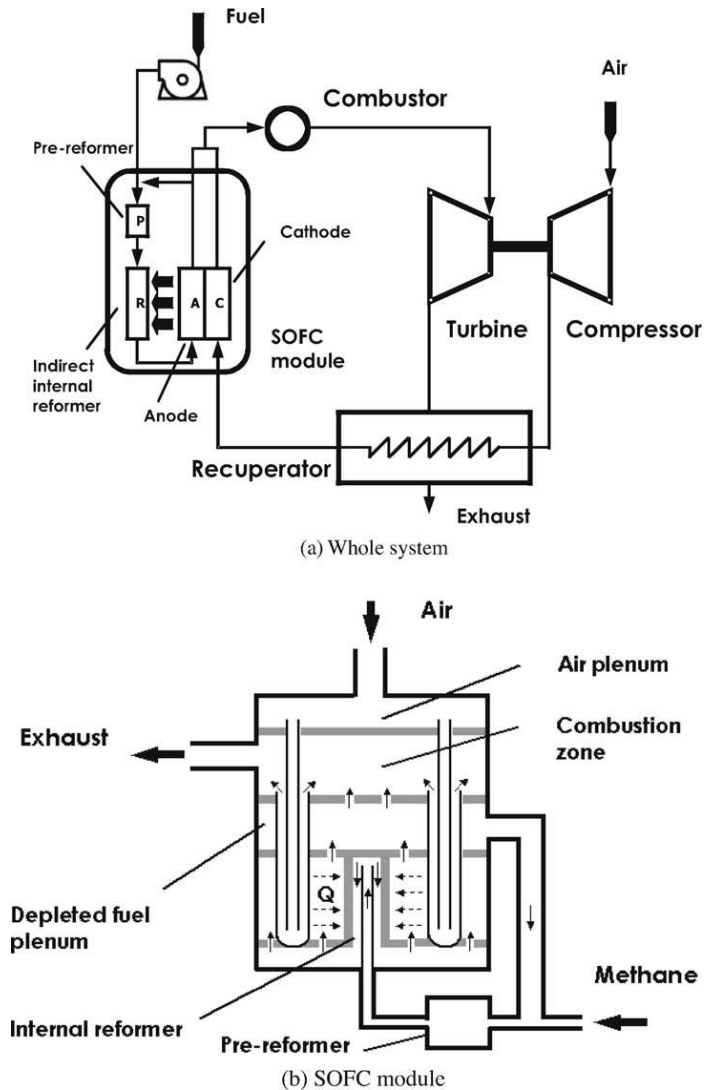
Μια απλή διάταξη ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση και ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου μελετήθηκε από τους Song et al. και παρουσιάζεται στο Σχήμα 2.16 [80].

Όπως φαίνεται στο σχήμα αυτό, το σύστημα αποτελείται από ένα συμβατικό κύκλο Brayton με αναγεννητική προθέρμανση, στον οποίο ο θάλαμος καύσης αντικαθίσταται από την ΚΚ. Το παρόν σύστημα χρησιμοποιεί την τεχνολογία των σωληνοειδών ΚΚ, της έμμεσης εσωτερικής αναμόρφωσης (IR) και της ανακυκλοφορίας στην άνοδο. Επιπλέον, ένας προ-αναμορφωτής χρησιμοποιείται για την προώθηση της διεργασίας της αναμόρφωσης (SMR). Οι παράμετροι λειτουργίας που τέθηκαν από τους συγγραφείς ήταν η θερμοκρασία εισόδου στον στρόβιλο, στους 840°C, ο λόγος ατμού-άνθρακα (steam-to-carbon ratio), στην τιμή 2.5, και ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου (fuel utilization factor), στην τιμή 0.85. Έπειτα από υπολογισμούς βρέθηκε ότι η καθαρή ισχύς της ΚΚ ήταν 185 kW (DC), του αεριοστροβίλου 45.9 kW (AC), ενώ η συνολική ισχύς που παρήγαγε το υβριδικό σύστημα ήταν 220 kW (AC). Ο συνολικός ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης βρέθηκε ότι ήταν 60.2%. Κύριος στόχος της μελέτης αυτής ήταν η διερεύνηση της κατανομής της θερμοκρασίας κατά μήκος της συστοιχίας των ΚΚ. Οι συγγραφείς κατέληξαν στο συμπέρασμα ότι η συστοιχία δεν είναι ισοθερμοκρασιακή και ότι το προφίλ της θερμοκρασίας επηρεάζεται σημαντικά από την κατανομή του καυσίμου, τις παραμέτρους λειτουργίας της κυψέλης και τη διεργασία της αναμόρφωσης. Πιο συγκεκριμένα, βρέθηκε ότι η χρήση του προ-αναμορφωτή μειώνει τη θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης, με αποτέλεσμα τον μικρότερο ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης. Ωστόσο, ο προ-αναμορφωτής θεωρείται επιβλαβής, αφού μειώνει την ποσότητα του καυσίμου που πρέπει να αναμορφωθεί και ως εκ τούτου και την ποσότητα του μεθανίου στην άνοδο, μειώνοντας την εναπόθεση του άνθρακα [80].

Μια παρόμοια διάταξη ΥΣ μελετήθηκε από τους Calise et al. [77,78]. Και αυτό το σύστημα βασίζεται στον κύκλο Brayton με αναγεννητική προθέρμανση, συζευγμένο με μια συστοιχία ΚΚ με εσωτερική αναμόρφωση, χρησιμοποιώντας τη διάταξη ανακυκλοφορίας στην άνοδο, της Siemens-Westinghouse (Σχήμα 2.17). Η κύρια διαφορά σε σχέση με την προηγούμενη διάταξη (Σχήμα 2.16) είναι ότι η εδώ χρησιμοποιείται η απευθείας εσωτερική αναμόρφωση στην άνοδο (DIR). Πιο συγκεκριμένα, το μεθάνιο αρχικά περνάει από το στάδιο της προ-αναμόρφωσης και ακολούθως αναμορφώνεται απευθείας στην άνοδο. Το σύστημα είναι επίσης εξοπλισμένο με εναλλάκτες θερμότητας για λόγους συμπαραγωγής (HE3 και HE4). Στη μελέτη αυτή, ο λόγος πίεσης υπολογίστηκε χρησιμοποιώντας χάρτες επιδόσεων των στροβιλομηχανών με βάση τη διορθωμένη παροχή μάζας και περιστροφική ταχύτητα. Η τιμή που προέκυψε για το λόγο πίεσης ήταν 7.8. Οι παράμετροι λειτουργίας, όπως ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου και ο λόγος ατμού-άνθρακα, έλαβαν τις τιμές 0.85 και 2.0, αντίστοιχα. Η συνολική καθαρή ισχύς υπολογίστηκε ότι ήταν 1.5 MW, με ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης 67.9% [77].

Στις δύο προηγούμενες εργασίες, ο στρόβιλος και ο συμπιεστής ήταν εγκατεστημένοι στον ίδιο άξονα. Ωστόσο, σε αρκετές μελέτες επιλέγεται η χρήση στρόβιλου ισχύος (στρόβιλου χαμηλής πίεσης, PT), ο οποίος είναι συνδεδεμένος, μέσω μειωτήρα, με τη γεννήτρια ηλεκτρικού ρεύματος, ενώ ο στρόβιλος υψηλής πίεσης (GT) είναι συνδεδεμένος σε κοινό άξονα μόνο με τον συμπιεστή. Ένα παράδειγμα μιας διάταξης αυτής της μορφής δίνεται στην εργασία των Chan et al. [34], όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.18. Το σύστημα αυτό κάνει χρήση της απευθείας εσωτερικής αναμόρφωσης με ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου. Οι συγγραφείς θεώρησαν λόγο πίεσης περίπου ίσο με 9.0. Η καθαρή ισχύς του συστήματος υπολογίστηκε ότι ήταν 381 kW. Η θερμοκρασία της ΚΚ και η θερμοκρασία εισόδου στον στρόβιλο (GT) ήταν 1166 K και 1466 K, αντίστοιχα. Οι υπολογισμοί έδειξαν ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης 62.2%. Επιπλέον, στην εργασία αυτή πραγματοποιήθηκε ακόμη μια ανάλυση ευαισθησίας με

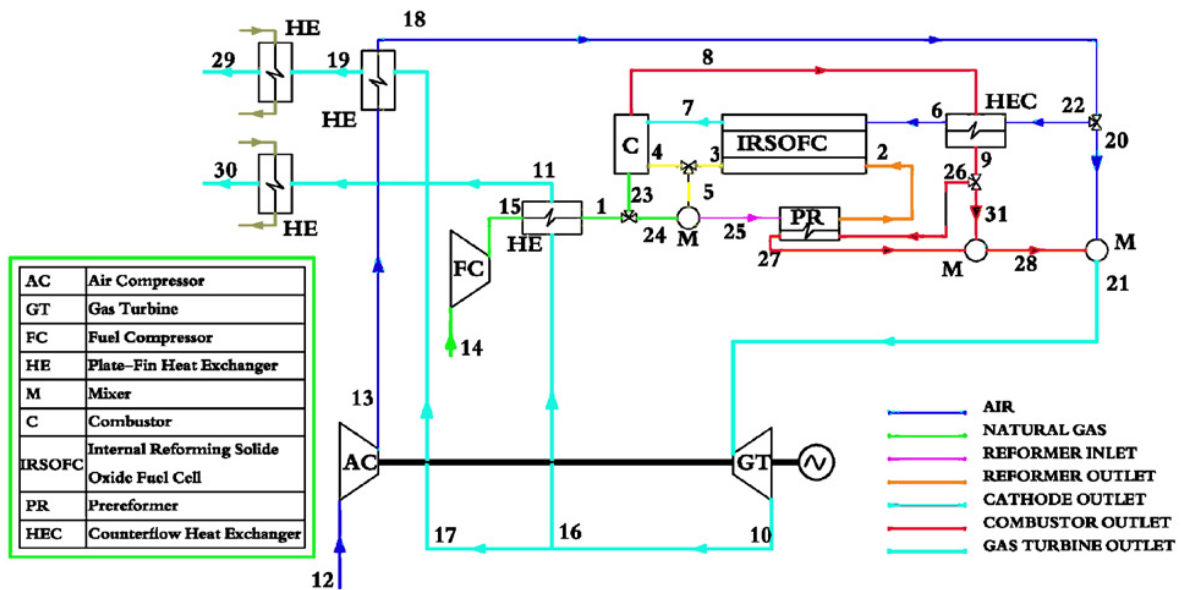
στόχο τη διερεύνηση της επίδρασης του λόγου πίεσης στη λειτουργία του συστήματος. Η ανάλυση αυτή έδειξε ότι αυξάνοντας την πίεση, αυξάνεται και η θερμοκρασία της ΚΚ, αλλά και η θερμοκρασία εισόδου των αερίων στον στρόβιλο, με αποτέλεσμα τη βελτίωση του ηλεκτρικού βαθμού απόδοσης του συστήματος [34].



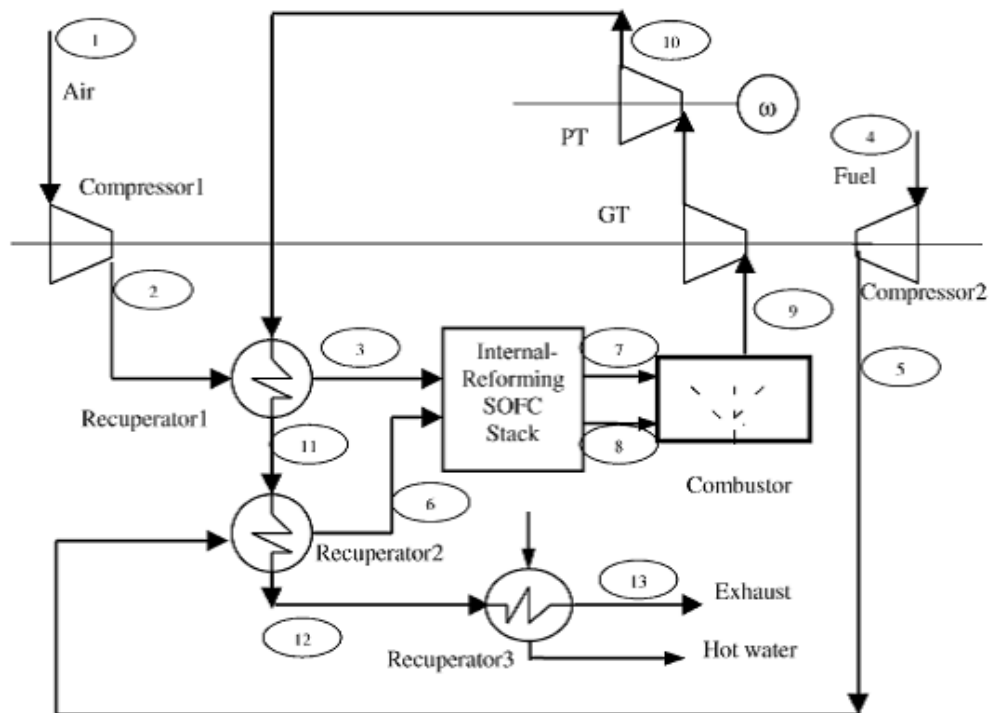
**Σχήμα 2.16** ΎΣ με έμμεση εσωτερική αναμόρφωση (IIR) και ανακυκλοφορία στην άνοδο [80].

Η προηγούμενη διαμόρφωση έχει επίσης διερευνηθεί και με χρήση έμμεσης εσωτερικής αναμόρφωσης (IIR) από τους McLarty et al. [81]. Στη μελέτη αυτή, οι συγγραφείς διερεύνησαν το σύστημα της Siemens-Westinghouse (Σχήμα 2.4), ισχύος 220 kW, αναπτύσσοντας ένα μοντέλο προσομοίωσης για τον σχεδιασμό μιας στρατηγικής ελέγχου του πρωτοτύπου της Siemens-Westinghouse. Ανέπτυξαν βρόχους ελέγχου με στόχο τον μετριασμό των εσωτερικών θερμοκρασιακών μεταβολών. Παρατήρησαν επίσης ότι οι διακυμάνσεις της θερμοκρασίας, που οφείλονται στις περιβαλλοντικές μεταβολές, μπορούν να επηρεάσουν σημαντικά τον βαθμό απόδοσης του συστήματος και επίσης να περιορίσουν τη διάρκεια ζωής του. Η μελέτη του συστήματος της Siemens-Westinghouse, ισχύος 220 kW, έγινε και από τους Bao et al. [82,83]. Το μοντέλο που

ανέπτυξαν έδωσε αποτελέσματα σε πολύ καλή συμφωνία με τα πειραματικά δεδομένα που παρέχονται από τη Siemens [17].



Σχήμα 2.17 ΥΣ με άμεση εσωτερική αναμόρφωση (DIR) και ανακυκλοφορία στην άνοδο [77].

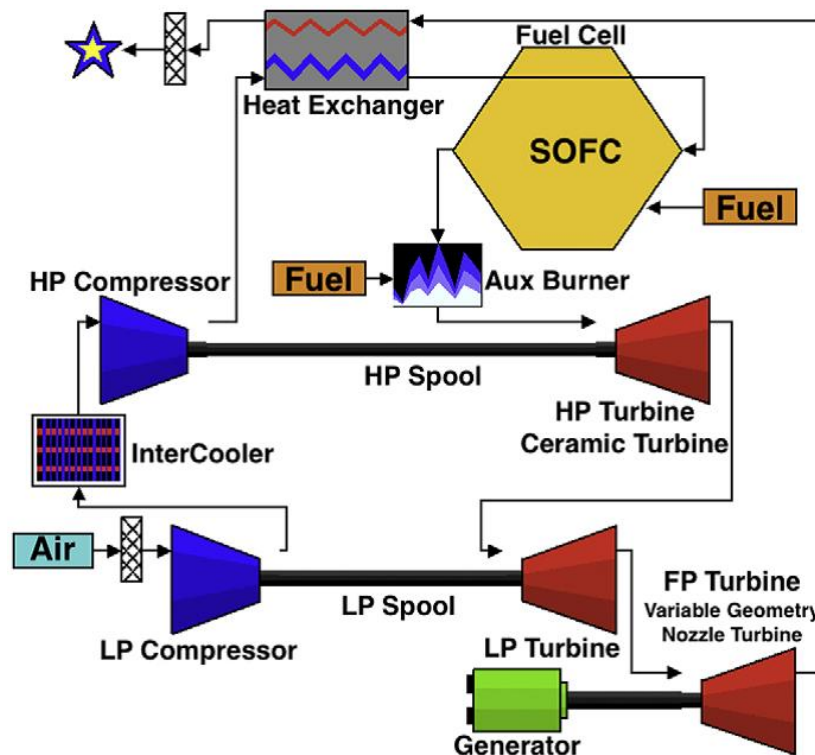


Σχήμα 2.18 ΥΣ με άμεση εσωτερική αναμόρφωση (DIR), ανακυκλοφορία στην άνοδο και στρόβιλο ισχύος (PT) [34].



Ένα παρόμοιο υβριδικό σύστημα μελετήθηκε επίσης από τους Burbank et al., όπως φαίνεται στο σχήμα 2.19 [26]. Η διάταξη αυτή είναι βασικά η ίδια με των McLarty et al. [81], με τις εξής διαφορές:

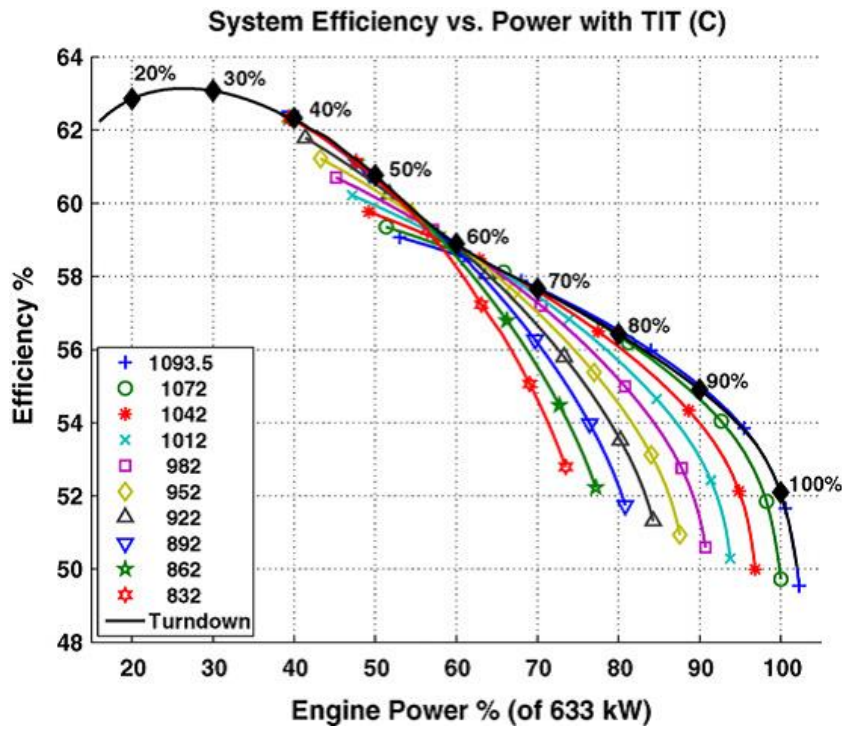
- α) Η συμπίεση του αέρα πραγματοποιείται σε δύο στάδια, με μια ενδιάμεση διεργασία ψύξης του αέρα, χρησιμοποιώντας τον εξωτερικό αέρα ως ψυκτικό μέσο.
- β) Δεν χρησιμοποιείται προ-αναμορφωτής.
- γ) Η εκτόνωση πραγματοποιείται σε δύο στάδια, χρησιμοποιώντας έναν στρόβιλο υψηλής και έναν στρόβιλο χαμηλής πίεσης.



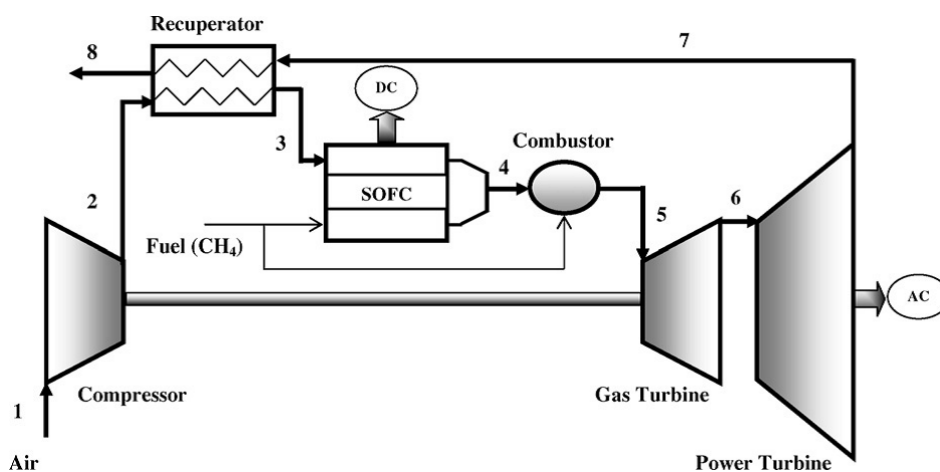
**Σχήμα 2.19** ΥΣ με άμεση εσωτερική αναμόρφωση (DIR), ανακυκλοφορία στην άνοδο, στρόβιλο ισχύος (PT) και σύστημα ενδιάμεσης ψύξης (Intercooler) [26].

Η προσομοίωση του συστήματος βασίστηκε στους χάρτες λειτουργίας (ή χάρτες επιδόσεων) του εμπορικά διαθέσιμου αεριοστροβίλου της Northrop Grumman/Rolls Royce, WR-21. Η μελέτη αυτή είχε σαν στόχο τη μείωση του φορτίου έως και το 20% του ονομαστικού (5:1 turndown ratio), διατηρώντας αρκετά υψηλές αποδόσεις ισχύος. Αυτό έγινε διατηρώντας σταθερή τη θερμοκρασία εξόδου των αερίων από την ΚΚ, στους 1000°C, και σταθερό το συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου, στην τιμή 0.85, αποφεύγοντας με αυτόν τον τρόπο τη μείωση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ. Στο προτεινόμενο σύστημα τα πτερύγια του στροβίλου υψηλής πίεσης είναι κεραμικά, για λόγους αντοχής, εξαιτίας της εξαιρετικά υψηλής θερμοκρασίας λειτουργίας τους. Επίσης, ο στρόβιλος ισχύος (power or free turbine) έχει ακροφύσιο εξαγωγής μεταβλητής γεωμετρίας, για τον άμεσο έλεγχο της ροής των θερμών αερίων. Επιπλέον, χρησιμοποιείται και ένας βοηθητικός καυστήρας για την υποβοήθηση της λειτουργίας

των δύο αεριοστροβίλων μονού άξονα. Η ονομαστική ισχύς του συστήματος βρέθηκε ότι ήταν περίπου 640 kW, ενώ ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης κυμαινόταν από 50 έως 63%, ανάλογα με την αναλογία του μερικού φορτίου, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.20 [26].



**Σχήμα 2.20** Επίδραση της μείωσης του φορτίου στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης του ΥΣ των Burbanck et al., σε σχέση με την ονομαστική του ισχύ [26].



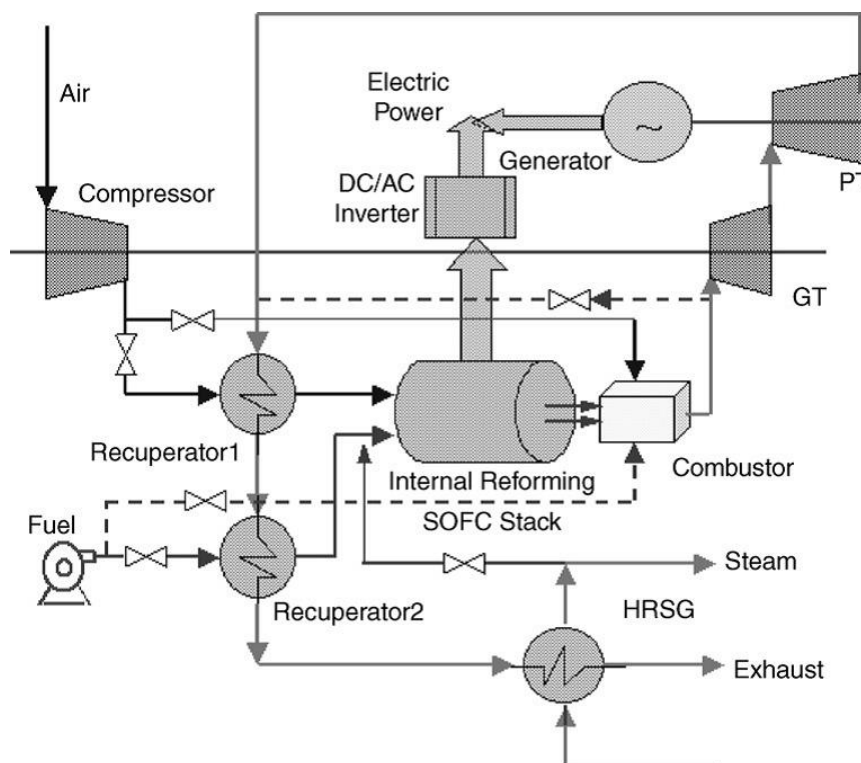
**Σχήμα 2.21** ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση, ανακυκλοφορία στην άνοδο και στρόβιλο ισχύος (PT), από τους Haseli et al. [31].

Περαιτέρω διερεύνηση του υπό μελέτη του υβριδικού συστήματος, που βασίζεται στην ανακυκλοφορία των αερίων της άνοδο και χρησιμοποιεί εσωτερική αναμόρφωση και στρόβιλο ισχύος, έχει γίνει από τους Haseli et al. [30,31]. Η διάταξη που μελετήθηκε

στην εργασία αυτή δίνεται στο Σχήμα 2.21. Ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου ήταν 85% και ο λόγος ατμού-άνθρακα 2.5. Ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης βρέθηκε ότι ήταν 60.55%. Επίσης, στις εργασίες αυτές διερευνήθηκαν οι πηγές των αναντιστρεπτοτήτων του συστήματος χρησιμοποιώντας τόσο την εντροπία, όσο και την εξέργεια. Από την ανάλυση αυτή βρέθηκε ότι αυξάνοντας τη θερμοκρασία εισόδου των αερίων στον στρόβιλο ή τον λόγο συμπίεσης, η παραγωγή εντροπίας στο σύστημα αυξάνεται. Περίπου το 60% των συνολικών αναντιστρεπτοτήτων του συστήματος λαμβάνει χώρα στον καυστήρα (31.4%) και στη συστοιχία των ΚΚ (27.9%) [30,31].

### 2.4.3 Υβριδικοί κύκλοι με χρήση ατμοπαραγωγών

Μια πιθανή εναλλακτική μέθοδος για την παροχή του απαιτούμενου, για τη διεργασία της αναμόρφωσης, ατμού είναι μέσω της ανάκτησης της απορριπτόμενης θερμότητας από τον αεριοστρόβιλο προς το περιβάλλον. Η ανάκτηση της θερμότητας αυτής είναι δυνατή μέσω της χρήσης ενός ατμοπαραγωγού (Heat Recovery Steam Generator, HRSG). Αυτή η επιλογή έχει μελετηθεί από έναν αρκετά μεγάλο αριθμό ερευνητών, παρουσιάζοντας αριθμητικά μοντέλα ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση, χρησιμοποιώντας ατμοπαραγωγούς ανάκτησης της απορριπτόμενης προς το περιβάλλον θερμότητας [2,3,5-7,36,42,51,84-86].



**Σχήμα 2.22** ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση, ατμοπαραγωγό και στρόβιλο ισχύος (PT), από τους Chan et al. [36].

Μια αντιπροσωπευτική διάταξη ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση και χρήση ατμοπαραγωγού, παρουσιάστηκε από τους Chan et al., όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.22

[36]. Η διάταξη περιλαμβάνει την απευθείας αναμόρφωση του καυσίμου (DIR) εσωτερικά της ΚΚ, σε συνδυασμό με τον κύκλο Brayton με αναγεννητική προθέρμανση. Όπως φαίνεται σε αυτή, γίνεται η χρήση δύο ανακομιστών θερμότητας, εκ των οποίων ο ανακομιστής υψηλής θερμοκρασίας χρησιμοποιείται για την προθέρμανση του αέρα που θα εισέλθει στην κάθοδο της ΚΚ, ενώ ο χαμηλής θερμοκρασίας για την προθέρμανση του καυσίμου που θα εισέλθει στην άνοδο. Τα καυσαέρια μετά την έξοδο τους από τον δεύτερο ανακομιστή θερμότητας, εισέρχονται στον ατμοπαραγωγό, για την παραγωγή του απαιτούμενου ατμού. Και σε αυτή τη διάταξη τα θερμά αέρια εκτονώνονται σε δύο στροβίλους, τον υψηλής πίεσης που κινεί τον συμπιεστή και τον χαμηλής πίεσης που κινεί την ηλεκτρογεννήτρια. Η συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύς του υβριδικού συστήματος ήταν 1.3 MW. Η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ και η θερμοκρασία εισόδου των αερίων στον στρόβιλο υψηλής πίεσης (TIT), ορίστηκαν στην τιμή των 1000°C και 1200°C, αντίστοιχα. Ο βαθμός απόδοσης των στροβιλομηχανών υπολογίστηκε βάση των χαρτών λειτουργίας αυτών. Ο λόγος πίεσης και ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου, ήταν 5.0 και 0.85, αντίστοιχα. Ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του συστήματος ήταν 61.9%, ενώ ο συνολικός βαθμός απόδοσης του συστήματος, θερμικός και ηλεκτρικός, ήταν 86.4%. Παρατηρούμε ότι οι τιμές αυτές είναι της ίδιας τάξης μεγέθους με τις τιμές του ηλεκτρικού βαθμού απόδοσης όταν χρησιμοποιείται ως επιλογή η ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου.

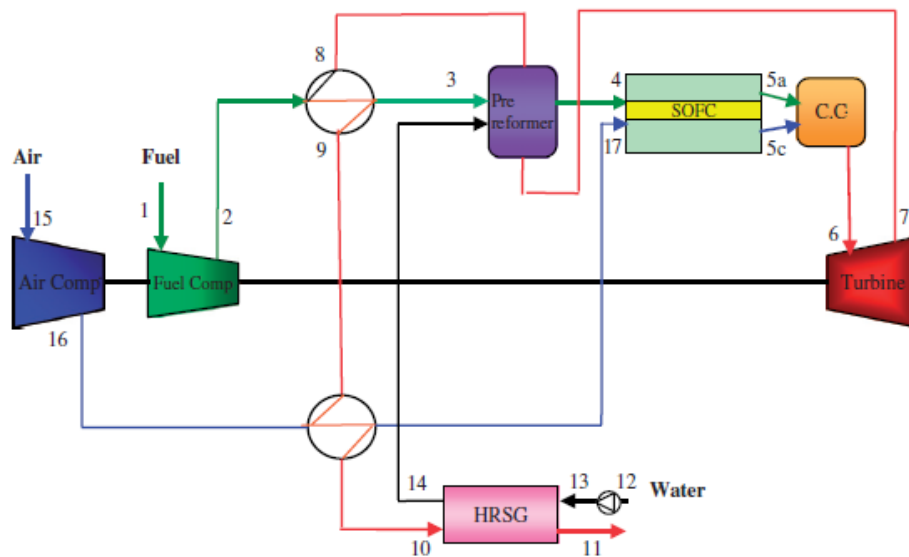
Επίσης, οι Calise et al. διερεύνησαν ένα σύστημα ισχύος 1.5 MW, με διάταξη παρόμοια με αυτή του Σχήματος 2.22 [42]. Η μόνη διαφορά μεταξύ των δύο συστημάτων είναι ότι ο συμπιεστής του καυσίμου στην εργασία αυτή βρισκόταν στον ίδιο άξονα με τον συμπιεστή του αέρα, παίρνοντας κίνηση από τον στρόβιλο. Στη μελέτη αυτή, ο λόγος ατμού-άνθρακα και ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου ορίστηκαν στις τιμές 2.0 και 0.85, αντίστοιχα. Ο λόγος πίεσης ήταν 7.0 και τα αποτελέσματα της ανάλυσης έδειξαν ότι ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης ήταν 55%, ενώ ο συνολικός βαθμός απόδοσης 65%. Επιπλέον, διεξήχθη και μια συγκριτική ανάλυση ευαισθησίας με σκοπό την ανάλυση της επίδρασης της μεταβολής των κύριων μεταβλητών σχεδιασμού στον ενεργειακό και εξεργειακό βαθμό απόδοσης του συστήματος [42]. Τα αποτελέσματα αυτής της ανάλυσης έδειξαν τα εξής:

- α) Τόσο ο ηλεκτρικός, όσο και ο συνολικός βαθμός απόδοσης του συστήματος μειώνονται με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος.
- β) Ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του συστήματος είναι δυνατόν να αυξηθεί αυξάνοντας την πίεση λειτουργίας της ΚΚ.
- γ) Ο λόγος ατμού-άνθρακα (SC) θα πρέπει να παραμένει σε μικρά επίπεδα, διότι η αύξηση του οδηγεί σε μείωση του συνολικού και ηλεκτρικού βαθμού απόδοσης του συστήματος.
- δ) Ο ηλεκτρικός και συνολικός βαθμός απόδοσης του συστήματος αυξάνεται με την αύξηση του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου.

Η διάταξη των Calise et al. [42] και Chan et al. [36], τροποποιήθηκε ελάχιστα από τον Bavarsad, χρησιμοποιώντας έναν προ-αναμορφωτή, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.23 [85], ενώ ο συμπιεστής του καυσίμου στη διάταξη αυτή περιστρέφεται σε κοινό άξονα με τον συμπιεστή του αέρα και τον στρόβιλο. Οι συγγραφείς έθεσαν το συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου ίσο με 85%, το βαθμό προ-αναμόρφωσης ίσο με 30%, το λόγο ατμού-άνθρακα ίσο με 2.5 και το λόγο πίεσης ίσο με 3.0. Σε αυτή τη διαμόρφωση η ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης υπολογίστηκε ίσος με 65%. Ωστόσο, η τιμή αυτή αυξάνεται

ραγδαία με την αύξηση του λόγου πίεσης. Συγκεκριμένα, για λόγο πίεσης ίσο με 7.0, ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης ήταν 72%. Επιπλέον, ένα ακόμα συμπέρασμα της μελέτης αυτής ήταν ότι ο βαθμός απόδοσης μειώνεται για υψηλότερες τιμές παροχής του αέρα και του καυσίμου.

Ένα παρόμοιο ΥΣ, με ενδιάμεσο στάδιο ψύξης του αέρα (intercooled), συνδυασμένο με έναν ατμοπαραγωγό, σχεδιάστηκε και μελετήθηκε από τους Yi et al. [51], όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.24. Στη διάταξη αυτή, η συμπίεση του αέρα χωρίζεται σε δύο στάδια, μεταξύ των οποίων παρεμβάλλεται το στάδιο της ψύξης του αέρα, χρησιμοποιώντας ως ψυκτικό μέσο το νερό. Η εκτόνωση συμβαίνει και αυτή σε δύο στάδια (HPT και LPT), χωρίς την αναθέρμανση των καυσαερίων μετά την πρώτη βαθμίδα του στροβίλου. Η συστοιχία των κυψελών καυσίμου βασίζεται στην τεχνολογία των σωληνοειδών ΚΚ της Siemens, και η αναμόρφωση του καυσίμου πραγματοποιείται στο εσωτερικό της. Ο ατμός παράγεται στον ατμοπαραγωγό ανακτώντας μέρος της απορριπτόμενης θερμότητας, ενώ δεν χρησιμοποιείται προθέρμανση του αέρα πριν την είσοδο του στην ΚΚ. Ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου ήταν 85%, ενώ ο λόγος πίεσης στη βέλτιστη διαμόρφωση ήταν 50.

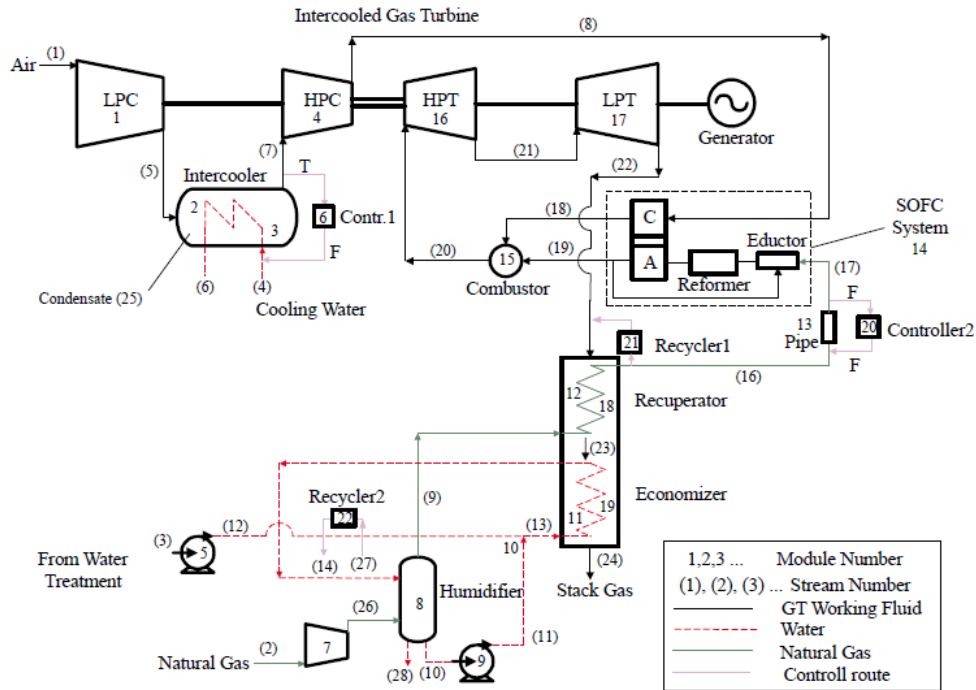


**Σχήμα 2.23** ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση, ατμοπαραγωγό και προ-αναμορφωτή, Bavarsad [85].

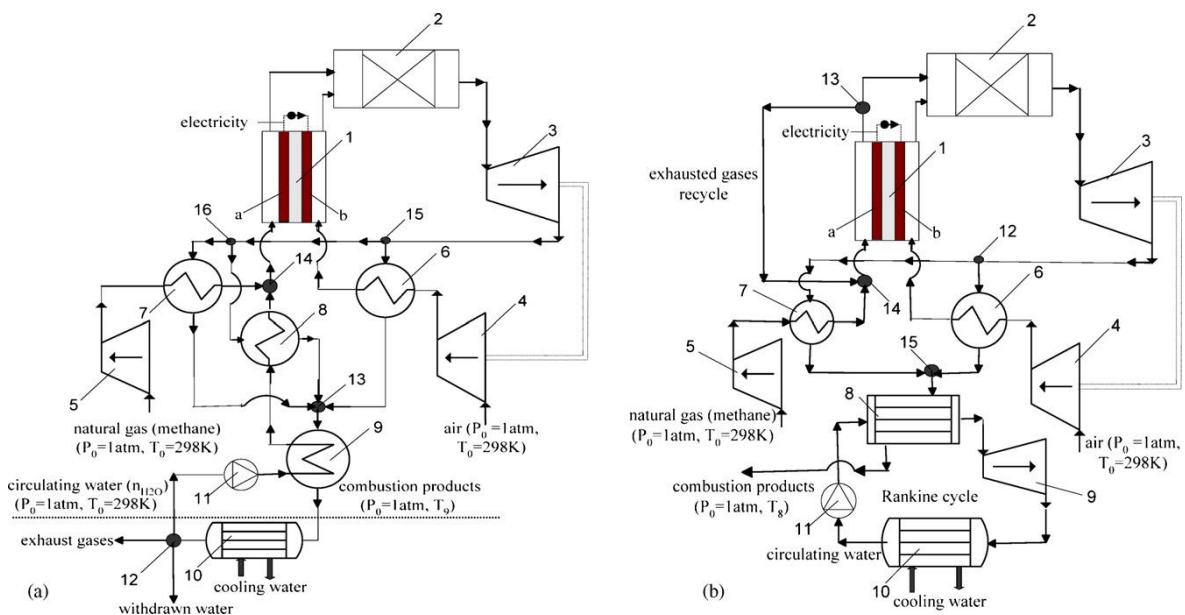
Σε αυτές τις συνθήκες η ισχύς της ΚΚ βρέθηκε ίση με 450 MW (AC), η ισχύς του αεριοστροβίλου ίση με 177 MW και η συνολική ηλεκτρική ισχύς ίση με 627 MW. Ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης ήταν 75.8%. Οι συγγραφείς κατέληξαν στο συμπέρασμα ότι ο βαθμός απόδοσης αυξάνεται σε μικρό βαθμό για υψηλότερα ποσοστά υγρασίας του αερίου εξόδου από τον υγραντήρα. Αντίστροφα, μειώνεται ελάχιστα καθώς αυξάνεται η περίσσεια σε αέρα. Τέλος, ο βαθμός απόδοσης αυξάνεται ραγδαία με την αύξηση του λόγου πίεσης [51].

Η χρήση του ατμοπαραγωγού στο ΥΣ διερευνήθηκε επίσης από τους Granovskii et al., στην εργασία των οποίων πραγματοποιείται μια συγκριτική μελέτη μεταξύ δύο ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση, το ένα με χρήση ατμοπαραγωγού, και το άλλο με

ανακυκλοφορία στην άνοδο, σε συνδυασμό με ένα κύκλο Rankine [86]. Οι διατάξεις των συστημάτων αυτών είναι παρόμοιες με αυτές που περιγράφηκαν εκτενώς προηγουμένως και δίνονται στο Σχήμα 2.25. Από τη συγκριτική μελέτη αυτή προέκυψε το συμπέρασμα ότι η δεύτερη διάταξη (Σχήμα 2.25.β) επιδεικνύει υψηλότερους βαθμούς απόδοσης, τόσο ηλεκτρικό, όσο και εξεργειακό, ενώ η πρώτη διάταξη εμφανίζει μεγαλύτερη ικανότητα παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος [86].



Σχήμα 2.24 ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση, χρήση ατμοπαραγωγού και ενδιάμεσο σύστημα ψύξης, των Yi et al. [51].



Σχήμα 2.25 ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση και (α) χρήση ατμοπαραγωγού, (β) ανακυκλοφορία στην άνοδο και κύκλο Rankine [86].

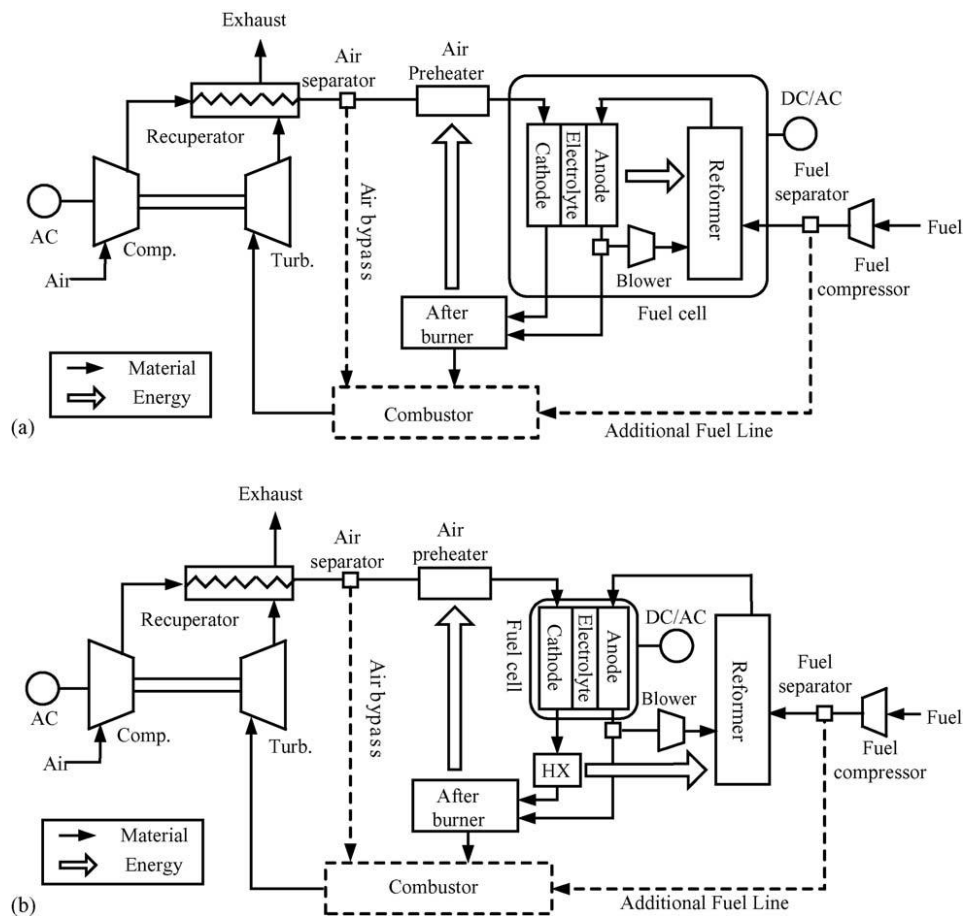
Τέλος, η εφαρμογή των ΚΚ έχει διερευνηθεί και σαν μετασκευή (retrofitting) σε υπάρχουσες εγκαταστάσεις αεριοστροβίλων για την παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος και την αύξηση του βαθμού απόδοσης. Μια τέτοια μετασκευή υπάρχοντος κύκλου Brayton, με χρήση των ΚΚ στερεού οξειδίου και παραγωγή ατμού μέσω ανάκτησης της απορριπτόμενης θερμότητας, έχει μελετηθεί από τον Cheddie [23]. Στη μελέτη αυτή πραγματοποιήθηκε μια θερμό-οικονομική βελτιστοποίηση με σκοπό τον σχεδιασμό ενός βέλτιστου μετασκευασμένου ΥΣ με εσωτερική αναμόρφωση και χρήση ατμοπαραγωγού, ισχύος 10 MW. Ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης της μετασκευασμένης εγκατάστασης ήταν 66.2%, αρκετά μεγαλύτερος από τον βαθμό απόδοσης της εγκατάστασης πριν τη μετασκευή. Το κόστος της μετασκευής εκτιμήθηκε σε περίπου 24 εκατ. δολάρια, που θα μπορούσε να δημιουργήσει μια καθαρή παρούσα αξία (net present value) περίπου 35 εκατ. δολαρίων, υποθέτοντας μια μελλοντική μαζική εμπορευματοποίηση των ΚΚ [23].

#### 2.4.4 Υβριδικοί κύκλοι με εξωτερική αναμόρφωση

Η πλειοψηφία των εργασιών που είναι διαθέσιμες στην ανοιχτή βιβλιογραφία διερευνούν τους υπό μελέτη υβριδικούς κύκλους με εσωτερική αναμόρφωση του καυσίμου, καθώς η επιλογή αυτή είναι ιδιαίτερα ελκυστική λόγω της συνακόλουθης δυνατότητας μείωσης του κόστους κεφαλαίου της εγκατάστασης και της αύξησης του βαθμού απόδοσής της [2,3,5]. Στην πραγματικότητα, τα ΥΣ με εξωτερική αναμόρφωση είναι πολύ σπάνια. Τα συστήματα που χρησιμοποιούν εξωτερικό σύστημα αναμόρφωσης, ως επί το πλείστον τροφοδοτούνται με πιο σύνθετα καύσιμα (βιοαέριο, αέριο σύνθεσης, υγρά καύσιμα κ.α.), τα οποία δεν μπορούν να τροφοδοτηθούν με ασφάλεια απευθείας στη συστοιχία των ΚΚ [2,3].

Στο πλαίσιο αυτό, μια σημαντική μελέτη έχει δημοσιευτεί από τους Yang et al., με στόχο τη σύγκριση μεταξύ εσωτερικής και εξωτερικής αναμόρφωσης σε ΥΣ [87]. Οι συγγραφείς διερεύνησαν δυο παρόμοια συστήματα με ανακυκλοφορία των αερίων στην άνοδο, όπως φαίνονται στο Σχήμα 2.26. Στο πρώτο σύστημα, χρησιμοποιείται η τεχνολογία της έμμεσης εσωτερικής αναμόρφωσης του καυσίμου (IIR), ενώ στο δεύτερο σύστημα χρησιμοποιείται ένα εξωτερικό σύστημα αναμόρφωσης, το οποίο θερμαίνεται μέσω ενός εναλλάκτη θερμότητας που χρησιμοποιεί τα θερμά αέρια εξόδου της καθόδου της ΚΚ.

Η ανάλυση διεξήχθη θεωρώντας λόγο ατμού-άνθρακα ίσο με 3.0, λόγο πίεσης ίσο με 3.5 και συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου ίσο με 0.7. Η επιτρεπόμενη θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης καυσίμου κυμαινόταν από 700°C έως 1000°C. Η θερμοκρασία εισόδου στον στρόβιλο κυμαινόταν από τους 750°C έως 1050°C. Τα αποτελέσματα της μελέτης αυτής έδειξαν ότι το σύστημα με την εσωτερική αναμόρφωση επέδειξε υψηλότερο βαθμό απόδοσης σε σχέση με το σύστημα με την εξωτερική αναμόρφωση. Συγκεκριμένα, στο πρώτο σύστημα ο βαθμός απόδοσης κυμαινόταν από 42% έως 70% για εύρος των συνθηκών λειτουργίας που αναφέρθηκε παραπάνω, ενώ στο δεύτερο σύστημα ο βαθμός απόδοσης κυμάνθηκε μεταξύ 32% και 60%. Οι συγγραφείς κατέληξαν επίσης στο συμπέρασμα ότι η διάταξη με την εξωτερική αναμόρφωση έχει το επιπρόσθετο μειονέκτημα της σύνθετης θερμικής διαχείρισης, που απαιτεί επιπλέον ποσότητα καυσίμου για την επίτευξη και διατήρηση της θερμοκρασίας της ΚΚ και της θερμοκρασίας εισαγωγής των καυσαερίων στον στρόβιλο [87].



Σχήμα 2.26 ΥΣ με (α) εσωτερική και (β) εξωτερική διεργασία αναμόρφωσης [87].

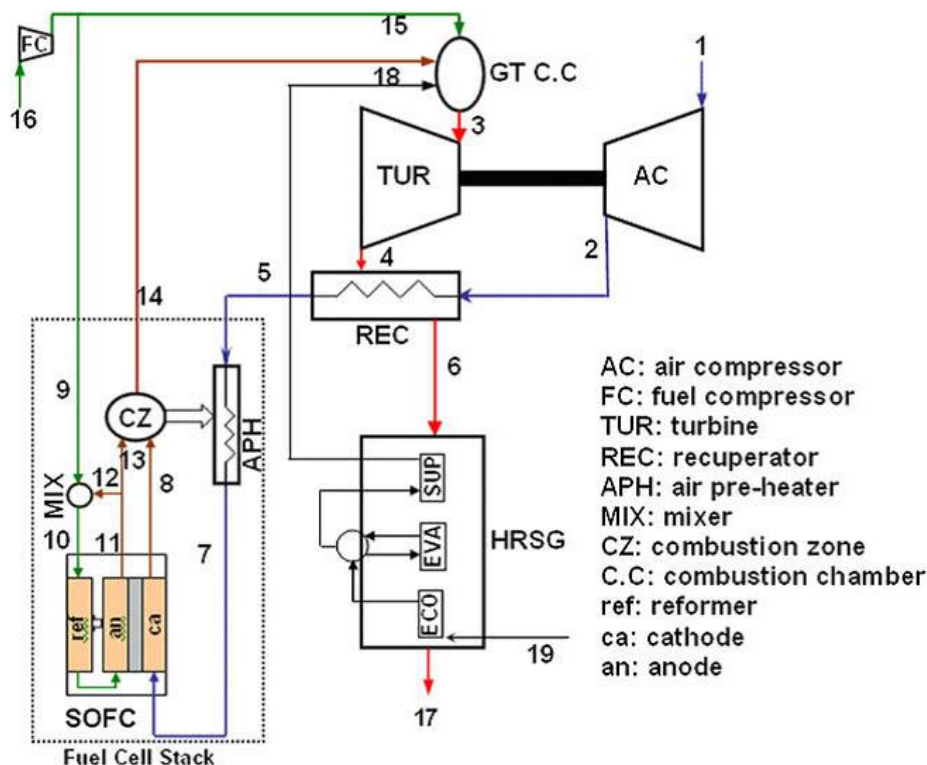
### 2.4.5 Υβριδικοί κύκλοι με παροχή ατμού στον στρόβιλο

Μια πιθανή περαιτέρω αξιοποίηση του ατμού που παράγεται από τον ατμοπαραγωγό έγκειται στη έγχυση του στον στρόβιλο, προκειμένου να βελτιωθεί η παραγωγή ισχύος. Σε ένα συμβατικό κύκλο Brayton, αυτή η διαμόρφωση είναι γνωστή ως κύκλος Cheng (Cheng Cycle) ή κύκλος STIG (Steam Injected Gas Turbine Cycle). Η διάταξη αυτή επιτρέπει την αύξηση της παροχής μάζας στον στρόβιλο, οδηγώντας σε αύξηση του παραγόμενου έργου. Ο κύκλος Cheng είναι μια καλή επιλογή για τη βελτίωση της ευελιξίας του υβριδικού συστήματος, αφού όταν οι ηλεκτρικές απαιτήσεις είναι υψηλές ο ατμός μπορεί να παρέχεται στον στρόβιλο, ενώ όταν οι θερμικές απαιτήσεις είναι υψηλότερες, ο ατμός μπορεί να παρέχεται για την κάλυψη αυτών. Στην πραγματικότητα ο ατμός συνήθως παρέχεται στον θάλαμο καύσης, πρώτον για καλύτερη ανάμειξη με τα καυσαέρια και δεύτερον διότι με αυτό τον τρόπο μειώνεται η θερμοκρασία στο θάλαμο καύσης και έτσι περιορίζονται αισθητά οι εκπομπές των οξειδίων του αζώτου. Στην περίπτωση των υπό μελέτη υβριδικών συστημάτων, ο κύκλος Cheng μπορεί απλά να επιτευχθεί εν μέρει, χρησιμοποιώντας τον ατμό που παράγεται από τον ατμοπαραγωγό απευθείας στο στρόβιλο, χωρίς την προσθήκη επιπρόσθετου κόστους, στην περίπτωση βέβαια που η εσωτερική αναμόρφωση υποβοηθείται από το σύστημα αυτό. Τέλος, η χρήση του κύκλου Cheng σε αυτά τα υβριδικά συστήματα



αναμένεται να οδηγήσει σε αύξηση του καθαρού ηλεκτρικού βαθμού απόδοσης κατά 1-3% [2,3,5,88-90].

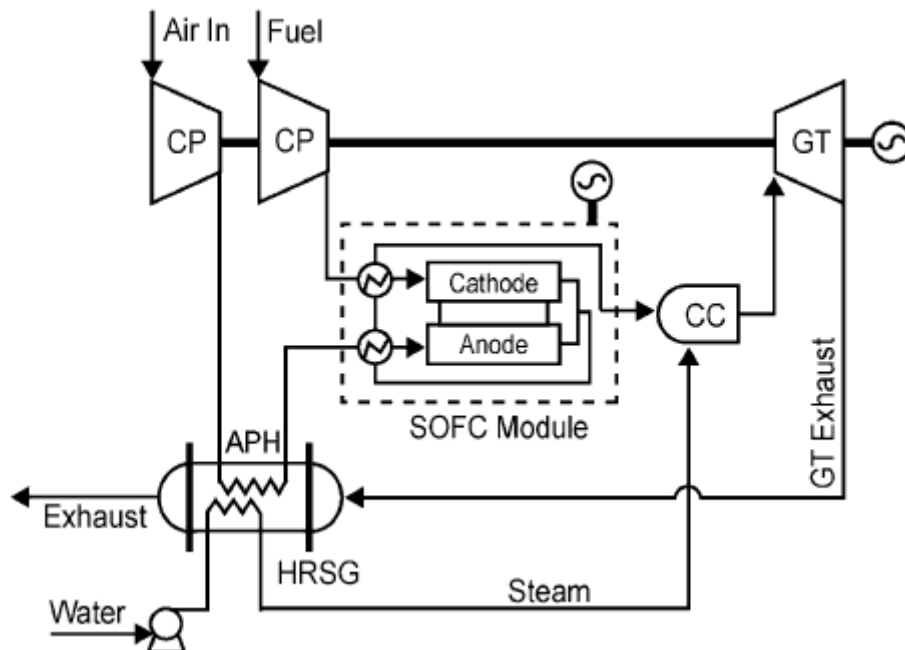
Παρόλα αυτά, ο κύκλος Cheng μπορεί να χρησιμοποιηθεί στα ΥΣ ακόμα και όταν χρησιμοποιείται η διαμόρφωση της ανακυκλοφορίας στην άνοδο. Μια τέτοια διάταξη υβριδικού συστήματος (SOFC-GT-Cheng) έχει διερευνηθεί από τους Motahar et al., όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.27 [88]. Τα θερμά αέρια που εξέρχονται από τον στρόβιλο, αρχικά προθερμαίνουν τον αέρα που θα εισέλθει στην ΚΚ και στη συνέχεια οδηγούνται στον ατμοπαραγωγό, για την παραγωγή υπέρθερμου ατμού. Ο ατμός αυτός στη συνέχεια εγχέεται στον στρόβιλο. Οι συγγραφείς στην ανάλυση αυτή θεώρησαν λόγο ατμού-άνθρακα ίσο με 2.5, λόγο πίεσης ίσο με 9.9 και συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου 0.85 και συνέκριναν τα αποτελέσματα που έλαβαν για σύστημα με και χωρίς την έγχυση ατμού στον στρόβιλο. Βρέθηκε ότι η χρήση του κύκλου Cheng οδήγησε σε αύξηση της συνολικής ισχύος από 11.6 MW σε 13.7 MW και του θερμικού βαθμού απόδοσης από 58.87% σε 66.12%. Συμπέραναν επίσης ότι η χρήση του ατμοπαραγωγού για την έγχυση ατμού στον στρόβιλο, οδήγησε σε σημαντική μείωση των εξεργειακών απωλειών των καυσαερίων. Ο εξεργειακός βαθμός απόδοσης του ΥΣ (SOFC-GT-Cheng) βρέθηκε ότι ήταν 65.34% σε σχέση με το ΥΣ χωρίς την παροχή ατμού στον στρόβιλο, του οποίου ο εξεργειακός βαθμός απόδοσης ήταν 58.28%.



**Σχήμα 2.27** ΥΣ με παροχή ατμού στον στρόβιλο και ανακυκλοφορία των αερίων της άνοδου [88].

Μια παρόμοια μελέτη διεξήχθη από τους Kuchonthara et al., οι οποίοι συνέκριναν διαφορές διατάξεις ΥΣ υπό πίεση, με εσωτερική αναμόρφωση, ανάκτηση θερμότητας και παραγωγή ατμού [89]. Μια από αυτές τις διατάξεις είναι αυτή του Σχήματος 2.28, η οποία συγκρίθηκε με μια παρόμοια διάταξη χωρίς την παραγωγή και έγχυση ατμού στον

στρόβιλο. Το συμπέρασμα αυτής της μελέτης ήταν ότι η έγχυση ατμού οδηγεί σε μείωση της θερμοκρασίας εισόδου των αερίων στο στρόβιλο (TIT), εξαιτίας της αραίωσης από τον ατμό. Ωστόσο, η παραγωγή ισχύος αυξήθηκε λόγω της αύξησης της παροχής μάζας, κάτι που οδήγησε και σε αύξηση του βαθμού απόδοσης του συστήματος, ειδικά στην περίπτωση που ο λόγος ατμού-άνθρακα ήταν αρκετά υψηλός [89].



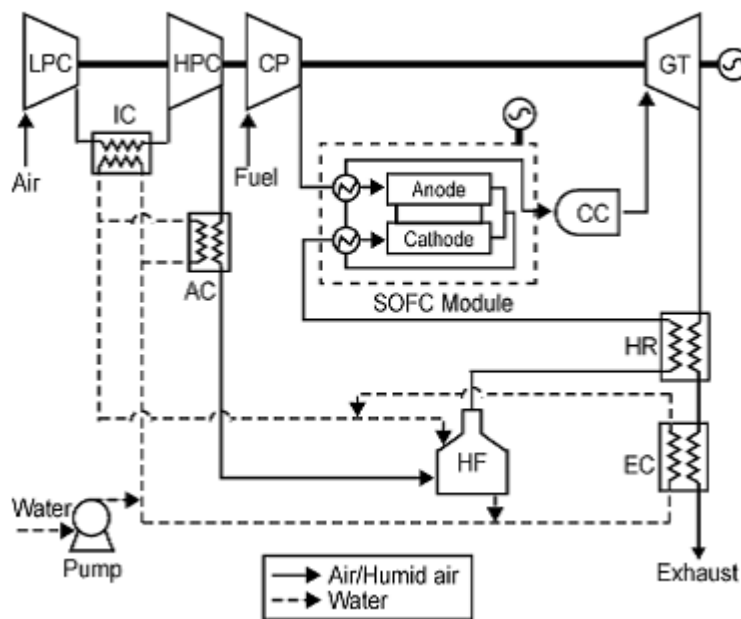
Σχήμα 2.28 ΥΣ με παροχή ατμού στο στρόβιλο, από τους Kuchonthara et al. [89].

#### 2.4.6 Υβριδικοί κύκλοι με παροχή υγρού αέρα

Στον κύκλο Cheng, ο ατμός που παράγεται από τον ατμοπαραγωγό εγχέεται απευθείας στον θάλαμο καύσης και στη συνέχεια εκτονώνεται στον στρόβιλο μαζί με τα υπόλοιπα καυσαέρια. Μια παρόμοια προσέγγιση υιοθετείται από τον υβριδικό κύκλο SOFC – HAT (Humidified Air Turbine), στον οποίο τα αέρια που εισέρχεται στην κάθοδο της ΚΚ είναι κορεσμένοι σε υγρασία. Με άλλα λόγια, η παροχή αέρα πριν εισέλθει στην ΚΚ και εν συνεχεία μέσω του θαλάμου καύσεως στον στρόβιλο περνά από μια διαδικασία αδιαβατικού κορεσμού με νερό. Ο κορεσμένος σε υδρατμούς αυτός αέρας εκτονώνεται σε έναν στρόβιλο, ο οποίος είναι κατάλληλα σχεδιασμένος έτσι ώστε να λειτουργεί υπό αυτές τις συνθήκες αερίων. Ένα τέτοιο σύστημα έχει διερευνηθεί από τους Kuchonthara et al. και δίνεται στο Σχήμα 2.29 [90].

Στην διάταξη του Σχήματος 2.29, ο αέρας συμπιέζεται σε ένα συμπιεστή δύο σταδίων με ενδιάμεσο σύστημα ψύξης. Η ενδιάμεση ψύξη του αέρα γίνεται με χρήση νερού, το οποίο επιπλέον χρησιμοποιείται και για την περαιτέρω ψύξη του αέρα αφού αυτός εξέλθει από τον συμπιεστή υψηλής πίεσης. Ως εκ τούτου, η θερμοκρασία του νερού που εξέρχεται από το σύστημα ενδιάμεσης ψύξης (intercooler, IC) και μεταψύξης (aftercooler, AC) είναι αυξημένη. Επίσης, μια επιπρόσθετη ποσότητα νερού θερμαίνεται με τη βοήθεια του οικονομητήρα (economizer, EC), χρησιμοποιώντας τα χαμηλής θερμοκρασίας καυσαέρια του στροβίλου. Όλες αυτές οι ροές του ζεστού νερού

εισέρχονται στον υγραντήρα (humidifier, HF), όπου ο συμπιεσμένος αέρας μετατρέπεται σε κορεσμένο αέρα με υψηλό ποσοστό υγρασίας. Η περίσσεια νερού ανακυκλοφορεί στο σύστημα, ενώ ο υγρός αέρας εισέρχεται στην ΚΚ, αφού πρώτα προθερμανθεί μέσω των θερμών καυσαερίων που εξέρχονται από τον στρόβιλο, μέσω ενός εναλλάκτη θερμότητας (HR). Έτσι, τα θερμά αέρια που εκτονώνονται στον στρόβιλο έχουν αυξημένο ποσοστό υγρασίας. Από την ανάλυση του συστήματος αυτού από τους Kuchonthara et al., βρέθηκε ότι ο βαθμός απόδοσης του κυμαίνεται από 60% έως 67%, ανάλογα με τις διάφορες παραμέτρους λειτουργίας που τέθηκαν από τους συγγραφείς. Επιπλέον, εξήχθη το συμπέρασμα ότι το υπό μελέτη σύστημα (SOFC-HAT) παράγει μικρότερο ειδικό έργο σε χαμηλούς λόγους πίεσης, κάτι που αντιστοιχεί σε μικρότερη κατανάλωση νερού. Αξίζει να σημειωθεί ότι το σύστημα αυτό υπόσχεται υψηλούς βαθμούς απόδοσης και παραγόμενο ειδικό έργο, όταν αυτό λειτουργεί σε υψηλές θερμοκρασίες εισόδου των αερίων στον στρόβιλο (TIT) και υψηλούς λόγους πίεσης [90]. Τέλος, ένα πιθανό μειονέκτημα αυτού του κύκλου είναι ότι η μερική πίεση του οξυγόνου στον συμπιεσμένο και υγρό αέρα είναι μειωμένη, κάτι που μειώνει το δυναμικό του Nernst και την παροχή μάζας του οξυγόνου στην κάθοδο, ενώ αυξάνει τις καθοδικές υπερτάσεις ενεργοποίησης και συγκέντρωσης [3].



Σχήμα 2.29 Υβριδικό σύστημα SOFC-HAT, από τους Kuchonthara et al. [50].

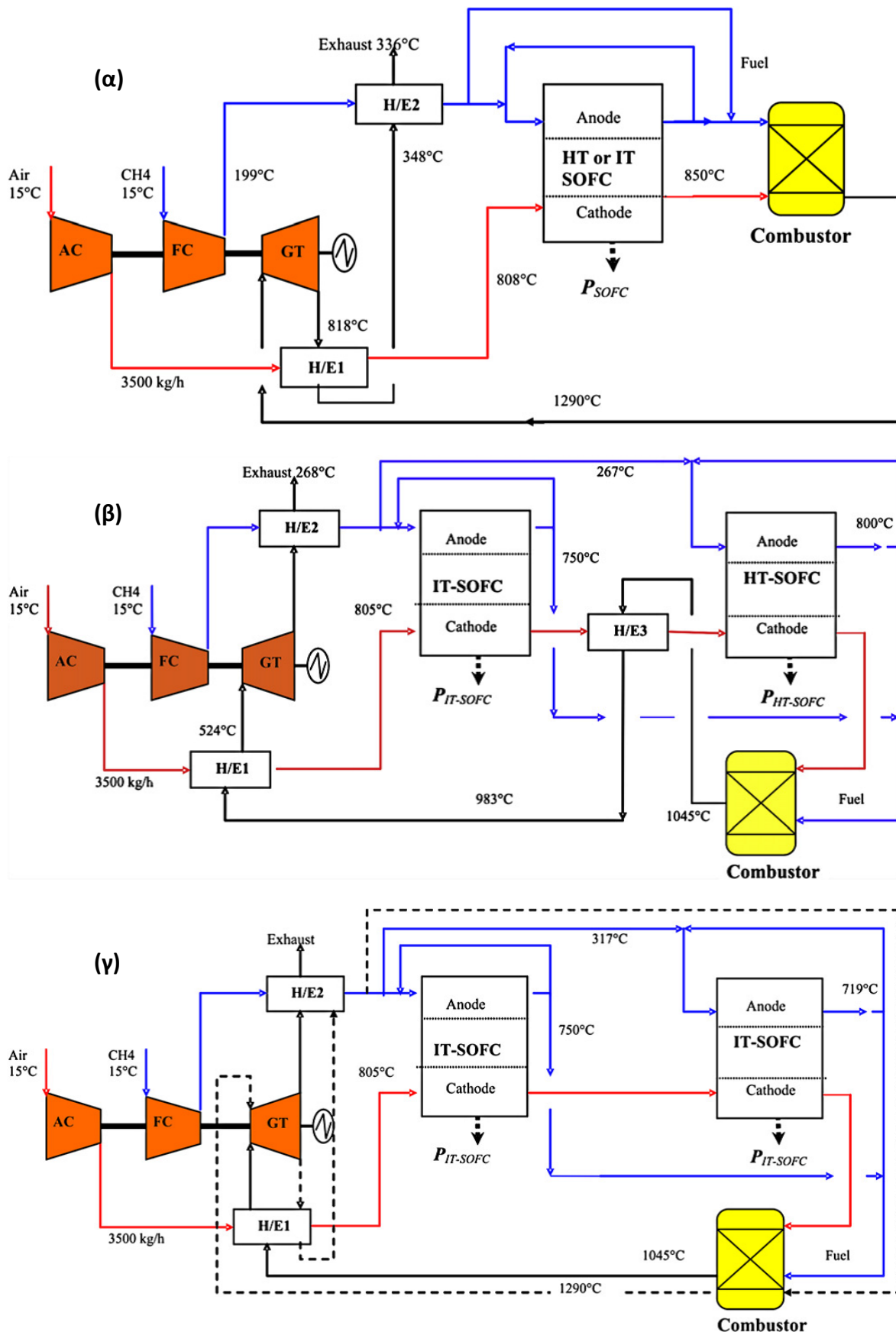
#### 2.4.7 Υβριδικοί κύκλοι με συνδυασμό ΚΚ στερεού οξειδίου υψηλών και ενδιάμεσων θερμοκρασιών

Μια άλλη δυνατή διάταξη ΥΣ μπορεί να αποτελείται από τον συνδυασμό μιας ΚΚ υψηλής θερμοκρασίας λειτουργίας (HTSOFC), με μια ΚΚ ενδιάμεσης θερμοκρασίας λειτουργίας (ITSOFC). Μια τέτοια διάταξη έχει διερευνηθεί από τους Musa et al. [91]. Στη μελέτη αυτή οι συγγραφείς θεώρησαν δύο διαφορετικές διατάξεις του ΥΣ, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.30. Η πρώτη διάταξη ορίζεται σαν διάταξη ενός σταδίου (single-staged), αφού στο σύστημα περιλαμβάνεται μόνο ενός τύπου συστοιχία κυψελών

καυσίμου στερεού οξειδίου, η οποία μπορεί να είναι είτε υψηλών, είτε χαμηλών θερμοκρασιών (HTSOFC/ITSOFC), όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.30α. Η διάταξη ενός σταδίου δεν διαφέρει σε τίποτα από τις διατάξεις που έχουμε μελετήσει προηγουμένως. Η δεύτερη διάταξη ορίζεται σαν διάταξη δύο σταδίων (two-staged), αφού το σύστημα περιλαμβάνει δύο τύπους συστοιχιών ΚΚ (HTSOFC και ITSOFC ή ITSOFC και ITSOFC), όπως φαίνεται στα Σχήματα 2.30β και 2.30γ.

Στη διάταξη που απεικονίζεται στο Σχήμα 2.30β χρησιμοποιούνται δύο διαφορετικής θερμοκρασίας λειτουργίας τύποι κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου. Το καύσιμο τροφοδοτείται παράλληλα και στις δύο συστοιχίες, αφού πρώτα συμπιεστεί και προθερμανθεί. Και στις δύο συστοιχίες χρησιμοποιείται η ανακυκλοφορία των αερίων στην άνοδο. Από την πλευρά της καθόδου, οι δύο συστοιχίες είναι συνδεδεμένες σε σειρά. Ο συμπιεσμένος αέρας, αφού πρώτα προθερμανθεί από τον πρώτο εναλλάκτη θερμότητας (H/HE1), εισέρχεται στην κάθοδο της ΚΚ ενδιάμεσων θερμοκρασιών. Αφού εξέλθουν από αυτή και αναθερμανθούν από τον εναλλάκτη θερμότητας H/HE3, εισέρχονται στην κάθοδο της ΚΚ υψηλών θερμοκρασιών. Το καύσιμο που δεν αντέδρασε και τα αέρια της καθόδου καίγονται στον θάλαμο καύσης. Τα καυσαέρια μετά το θάλαμο καύσης χρησιμοποιούνται στους εναλλάκτες H/HE1 και H/HE3, για την προθέρμανση και αναθέρμανση του αέρα. Τέλος, τα καυσαέρια αφού εξέλθουν από τον εναλλάκτη H/HE1 εκτονώνονται στον στρόβιλο. Θα πρέπει να σημειωθεί εδώ ότι η ανάκτηση της θερμότητας των καυσαερίων, μέσω των εναλλακτών, γίνεται πριν τον αεριοστρόβιλο, κάτι που μειώνει αρκετά τη θερμοκρασία εισόδου των αερίων σε αυτόν (TIT). Στη διάταξη δύο σταδίων, του Σχήματος 2.30γ, περιλαμβάνονται δύο ΚΚ ενδιάμεσων θερμοκρασιών (ITSOFC). Η διάταξη αυτή είναι παρόμοια με την προηγούμενη, με τη μόνη διαφορά ότι δεν χρησιμοποιείται ο εναλλάκτης θερμότητας H/HE3, αφού δεν απαιτείται η αναθέρμανση του αέρα πριν την είσοδό του στη δεύτερη συστοιχία, εξαιτίας της χαμηλότερης θερμοκρασίας λειτουργίας της [91].

Στην ανάλυση αυτή ο λόγος ατμού-άνθρακα επιλέχθηκε στην τιμή 2.0, ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου στην τιμή 0.85 (συνολικά), ο λόγος πίεσης στην τιμή 6.0, η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ ενδιάμεσων θερμοκρασιών στους 750°C και η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ υψηλών θερμοκρασιών στους 850°C. Τα αποτελέσματα της ανάλυσης αυτής έδειξαν ότι η απόδοση της διάταξης του ενός σταδίου επηρεάζεται σημαντικά από τη θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ. Συγκεκριμένα, στην περίπτωση της ΚΚ ενδιάμεσων θερμοκρασιών, για αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας από τους 650°C στους 750°C, ο βαθμός απόδοσης αυξήθηκε από το 58% στο 63%. Επίσης, στην περίπτωση της ΚΚ υψηλών θερμοκρασιών, για αύξηση της θερμοκρασίας από τους 750°C στους 850°C, ο βαθμός απόδοσης του συστήματος αυξήθηκε από το 53% στο 58%. Για το σύστημα του ενός σταδίου, οι συγγραφείς πραγματοποίησαν επίσης μια παραμετρική ανάλυση, η οποία έδειξε ότι και για τις δύο περιπτώσεις ΚΚ, η βέλτιστη πίεση λειτουργίας ήταν περίπου 6 bar και ότι ο συνολικός βαθμός απόδοσης του συστήματος μειώνεται για υψηλότερες τιμές της πυκνότητας του ρεύματος, ειδικά στην περίπτωση των ΚΚ ενδιάμεσων θερμοκρασιών. Ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης της διάταξης δύο σταδίων ήταν μεγαλύτερος περίπου κατά 10% από τον βαθμό απόδοσης της διάταξης ενός σταδίου. Συγκεκριμένα, το σύστημα δύο σταδίων (ITSOFC-ITSOFC-GT) επέδειξε τον υψηλότερο βαθμό απόδοσης, από 67% έως 78%, ανάλογα με την πυκνότητα ρεύματος. Αυτό το αποτέλεσμα μπορεί εύκολα να ερμηνευτεί αν συνυπολογίσουμε ότι στο σύστημα δύο σταδίων ο λόγος ισχύος που παράγεται από

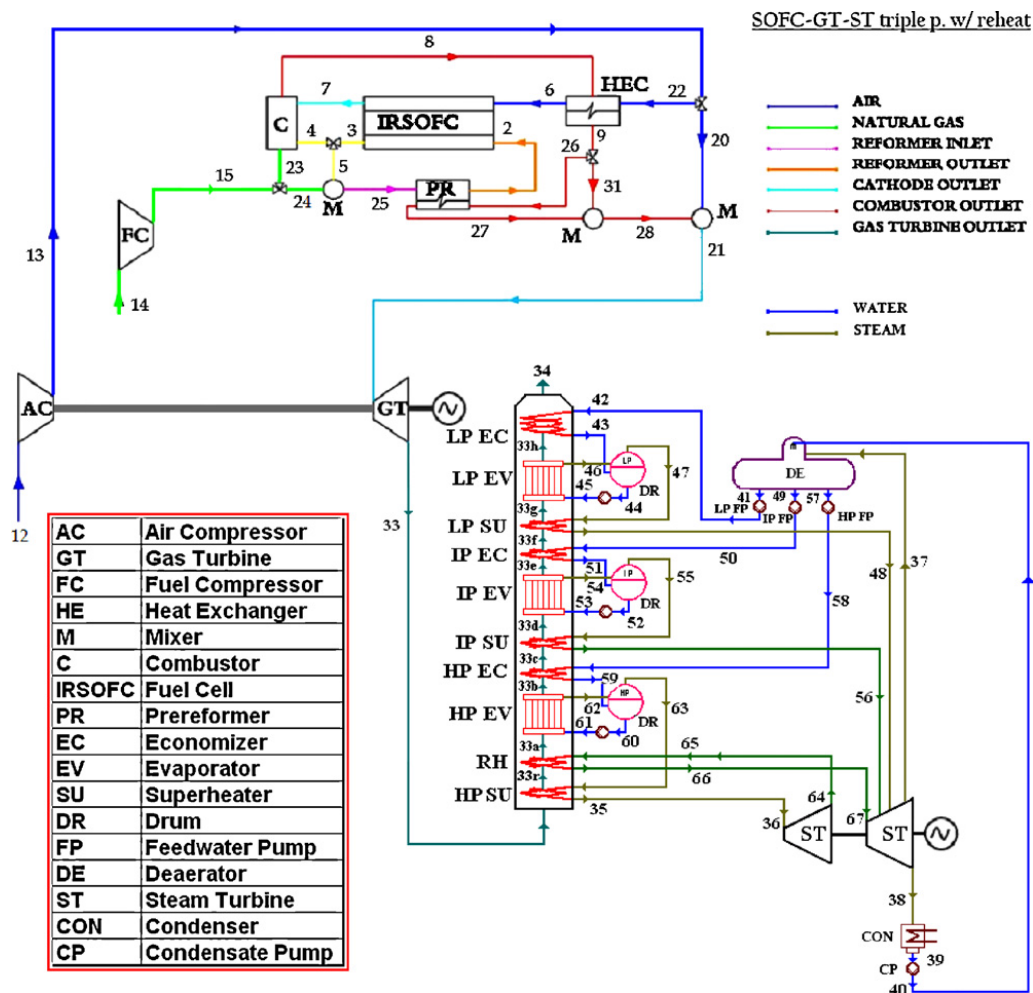


Σχήμα 2.30 Υβριδικό σύστημα  
(α) HTSOFC/ITSOFC-GT, (β) ITSOFC-HTSOFC-GT, (γ) ITSOFC-ITSOFC-GT [91].

τις κυψέλες καυσίμου προς τη συνολική ισχύ του συστήματος είναι υψηλότερος από αυτόν του συστήματος του ενός σταδίου. Ως εκ τούτου, θεωρώντας ότι η απόδοση μετατροπής στην ΚΚ είναι σημαντικά υψηλότερη από αυτή του αεριοστροβίλου, ο συνολικός βαθμός απόδοσης του συστήματος αυξάνεται με την αύξηση του προαναφερόμενου λόγου [91].

### 2.4.8 Υβριδικοί κύκλοι ΚΚ – Αεριοστροβίλου – Ατμοστροβίλου

Όταν η θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων από τον αεριοστρόβιλο (GT) του ΥΣ είναι αρκούτως υψηλή, τα καυσαέρια αυτά μπορούν να χρησιμοποιηθούν για την παραγωγή του υπέρθερμου ατμού που απαιτείται για την κίνηση ενός ατμοστροβίλου (Steam Turbine, ST) σε έναν συμβατικό κύκλο Rankine. Ο συνδυασμένος υβριδικός κύκλος ΚΚ – Αεριοστροβίλου – Ατμοστροβίλου (SOFC-GT-ST) οδηγεί σε εξαιρετικά υψηλές αποδόσεις ηλεκτρικής ισχύος.



Σχήμα 2.31 Υβριδικό σύστημα ΚΚ – Αεριοστροβίλου – Ατμοστροβίλου [92].

Μια τέτοια διάταξη (Σχήμα 2.31) διερευνήθηκε διεξοδικά από τον Arsalis [92], ο οποίος ανέλυσε τέσσερις διαφορετικές διαμορφώσεις του ίδιου συστήματος, στις

οποίες θεωρήθηκαν οι εξής διαφορές, ως προς τον κύκλο βάσης του ατμοστρόβιλου (ST): ενιαίο επίπεδο πίεσης (single pressure level), διπλό επίπεδο πίεσης (dual pressure level), τριπλό επίπεδο πίεσης (triple pressure level) με ή χωρίς αναθέρμανση. Ο σκοπός της χρήσης πολλαπλών επιπέδων πίεσης ήταν η επίτευξη υψηλότερης ηλεκτρικής ισχύος από τον ατμοστρόβιλο. Στη διάταξη αυτή, η συστοιχία των κυψελών καυσίμου βασίστηκε στην εμπορικά διαθέσιμη τεχνολογία των σωληνοειδών ΚΚ με εσωτερική αναμόρφωση, της Siemens. Επιπλέον, χρησιμοποιήθηκε προ-αναμορφωτής και ανακυκλοφορία των αερίων στην άνοδο. Η βασική αρχή λειτουργίας του κύκλου κορυφής (SOFC-GT) είναι βασικά η ίδια με αυτή του Σχήματος 2.17, με τη διαφορά ότι δεν υπάρχουν οι εναλλάκτες θερμότητας συμπαραγωγής και ανάκτησης (HE1-HE4) που χρησιμοποιήθηκαν στη διάταξη εκείνη. Αυτό έγινε διότι σε αυτόν τον συνδυασμένο κύκλο όλη η θερμότητα που εξέρχεται μέσω των καυσαερίων από τον αεριοστρόβιλο θα πρέπει να παρασχεθεί στον κύκλο βάσης (Κύκλος Rankine).

Η λειτουργία του κύκλου κορυφής (SOFC-GT) είναι βασικά η ίδια με αυτή που έχουμε περιγράψει σε προηγούμενες ενότητες, και γι' αυτό παραλείπεται. Η αρχή λειτουργίας όμως του κύκλου Rankine, στη συνθετότερη μορφή του, με το τριπλό επίπεδο πίεσης και αναθέρμανση, που φαίνεται στο κάτω μέρος του Σχήματος 2.31, συνοψίζεται ως εξής [92]:

- Τα καυσαέρια, αφού εκτονωθούν από τον αεριοστρόβιλο (Κόμβος 33), οδηγούνται στον ατμοπαραγωγό (HRSG). Σε αυτόν, τα καυσαέρια περνούν από 10 διαφορετικές συσκευές ανάκτησης θερμότητας (HPSU, RH, HPEV, HPEC, IPSU, IPEV, IPEC, LPSU, LPEV, LPEC), παρέχοντας τη θερμότητα τους για την παραγωγή υπέρθερμου ατμού, και στη συνέχεια εξέρχονται στο περιβάλλον (Κόμβος 34).
- Ο υπέρθερμος ατμός που παράγεται από τον υπερθερμαντήρα υψηλής πίεσης (HPSU - σημείο 35) παρέχεται στον υψηλής πίεσης ατμοστρόβιλο (HP ST). Μετά την εκτόνωση του επιστρέφει στον ατμοπαραγωγό (Κόμβος 64), αναθερμαίνεται μέχρι να γίνει και πάλι υπέρθερμος (Κόμβος 66) και επιστρέφει στον ενδιάμεσης ή χαμηλής πίεσης ατμοστρόβιλο (IP/LP ST). Επίσης, οι υπερθερμαντήρες ενδιάμεσης και χαμηλής πίεσης (IPSU και LPSU, Κόμβοι 56 και 48) τροφοδοτούν και αυτοί με υπέρθερμο ατμό τον IP/LP ST. Οι δύο ατμοστρόβιλοι είναι συνδεδεμένοι σε κοινό άξονα, παράγοντας μηχανικό έργο, το οποίο στη συνέχεια μετατρέπεται σε ηλεκτρική ισχύ χρησιμοποιώντας μια γεννήτρια ηλεκτρικού ρεύματος. Τέλος, μια μικρή ποσότητα υπέρθερμου ατμού χαμηλής πίεσης απομαστεύεται (Κόμβος 37) και οδηγείται στον απαερωτή (deaerator, DE) για να χρησιμοποιηθεί αργότερα στην προθέρμανση του νερού.
- Ο ατμός χαμηλής πίεσης και υψηλής περιεκτικότητας σε υγρασία (Κόμβος 38) συμπυκνώνεται σε ένα συμπυκνωτή (Κόμβος 39) και με τη βοήθεια μιας αντλίας (CP), οδηγείται στον απαερωτή (Κόμβος 40).
- Στον απαερωτή, οι προσμίξεις που υπάρχουν στο νερό αφαιρούνται, ενώ το νερό προθερμαίνεται στους 60°C. Στη συνέχεια το νερό αυτό (Κόμβοι 57, 49 και 41) τροφοδοτείται μέσω αντλιών (FP) στους οικονομητήρες υψηλής, ενδιάμεσης και χαμηλής πίεσης (HPEC, IPEC και LPEC) στους κόμβους 58, 50 και 42, αντίστοιχα.
- Στους οικονομητήρες (economizers), το νερό θερμαίνεται μέχρι το σημείο κορεσμού, και στη συνέχεια εξατμίζεται σε σταθερή θερμοκρασία ή πίεση με την βοήθεια των εξατμιστών (evaporators, EV).
- Το νερό και ο κορεσμένος ατμός διαχωρίζονται σε ξεχωριστά δοχεία, με τον ατμό να τροφοδοτείται στους υπερθερμαντήρες (superheaters) όπου μετατρέπεται σε

υπέρθερμο στις επιθυμητές θερμοκρασίες, και τροφοδοτεί τους αμμοστροβίλους για την επανάληψη του κύκλου.

Στη μελέτη αυτή εξετάστηκαν τρεις διαφορετικής δυναμικότητας εγκαταστάσεις: 1.5MWe, 5MWe, και 10MWe [92]. Επίσης, χρησιμοποιήθηκαν και δύο διαφορετικού μεγέθους συστοιχίες ΚΚ, με βάση την πυκνότητα ρεύματος τους. Η πυκνότητα του ρεύματος λειτουργίας των επιλεγμένων κυψελών καυσίμου κυμαινόταν από 100 mA/cm<sup>2</sup> έως 650 mA/cm<sup>2</sup>. Τα συστήματα βελτιστοποιήθηκαν, μεταβάλλοντας τις κύριες παραμέτρους σχεδιασμού. Έτσι, θερμοκρασία της ΚΚ κυμαινόταν μεταξύ 950°C και 1100°C, ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου από 0.75 έως 0.9, ο λόγος πίεσης από 7 έως 10 και ο λόγος ατμού-άνθρακα από 2 έως 3.5. Ο βαθμός απόδοσης του κάθε συστήματος αναλύθηκε σε συνθήκες πλήρους και μερικού φορτίου για τον καθορισμό του μέσου και συνολικού βαθμού απόδοσης, όπως και του συνολικού κόστους λειτουργίας. Τα αποτελέσματα της θερμό-οικονομικής βελτιστοποίησης για τις τρεις διατάξεις, που διερευνήθηκαν, συνοψίζονται στον Πίνακα 2.1. Το βασικότερο συμπέρασμα της μελέτης αυτής ήταν ότι το συνδυασμένο υβριδικό σύστημα (SOFC-GT-ST) μπορεί να θεωρηθεί ως ένας ιδανικός υποψήφιος για την παραγωγή ισχύος με εξαι-

**Πίνακας 2.1** Κατανομή κόστους και βαθμού απόδοσης για όλες τις βέλτιστες διατάξεις του συνδυασμένου υβριδικού συστήματος (SOFC-GT-ST) [92].

Configuration	Total Cost	Operating Cost	Capital Cost	$\eta_{ave}$	$\eta_{tot}$	$\eta_{max}$
1.5 MWe single-pressure ST small SOFC	604743	438971	165772	0.5696	0.6022	0.6638
1.5 MWe single-pressure ST large SOFC	613655	405328	208327	0.6235	0.6525	0.6971
1.5 MWe dual-pressure ST small SOFC	602033	435146	166887	0.5705	0.6031	0.6647
1.5 MWe dual-pressure ST large SOFC	611026	401575	209451	0.6243	0.6533	0.6978
1.5 MWe triple-pressure ST small SOFC	599321	431428	167893	0.5712	0.6035	0.6654
1.5 MWe triple-pressure ST large SOFC	608046	397831	210215	0.6251	0.6536	0.6987
1.5 MWe triple RH-pressure ST small SOFC	598691	430598	168093	0.5716	0.6038	0.6657
1.5 MWe triple RH-pressure ST large SOFC	607446	397031	210415	0.6255	0.6539	0.6992
5 MWe single-pressure ST small SOFC	1887264	1437339	449925	0.5791	0.6131	0.6795
5 MWe single-pressure ST large SOFC	1935053	1340421	594632	0.6264	0.6573	0.7115
5 MWe dual-pressure ST small SOFC	1872891	1411966	460925	0.5808	0.6149	0.6815
5 MWe dual-pressure ST large SOFC	1920649	1316017	604632	0.6279	0.6589	0.7132
5 MWe triple-pressure ST small SOFC	1871891	1405966	465925	0.5814	0.6155	0.6825
5 MWe triple-pressure ST large SOFC	1924649	1310017	614632	0.6286	0.6596	0.7142
5 MWe triple RH-pressure ST small SOFC	1869891	1402966	466925	0.5817	0.6159	0.6837
5 MWe triple RH-pressure ST large SOFC	1923649	1307017	616632	0.6289	0.6601	0.7157
10 MWe single-pressure ST small SOFC	3630071	2831362	798710	0.5876	0.6222	0.6922
10 MWe single-pressure ST large SOFC	3717621	2603916	1113705	0.6473	0.6766	0.7272
10 MWe dual-pressure ST small SOFC	3630067	2819358	810710	0.5880	0.6228	0.6943
10 MWe dual-pressure ST large SOFC	3717626	2591919	1125705	0.6478	0.6772	0.7292
10 MWe triple-pressure ST small SOFC	3640067	2805358	834710	0.5884	0.6234	0.6961
10 MWe triple-pressure ST large SOFC	3715624	2577919	1137705	0.6480	0.6774	0.7292
10 MWe triple RH-pressure ST small SOFC	3606144	2822572	783573	0.5891	0.6242	0.6973
10 MWe triple RH-pressure ST large SOFC	3697652	2577948	1119703	0.6529	0.6836	0.7370

ρετικά υψηλούς βαθμούς απόδοσης. Για παράδειγμα, στο σύστημα ισχύος 10 MW, με τριπλό επίπεδο πίεσης και αναθέρμανση, ο μέγιστος ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης έφτασε έως και το 73.7%, ο μέσος βαθμός απόδοσης έφτασε το 65.3% και ο συνολικός



βαθμός απόδοσης το 68.4%. Επιπλέον, το υβριδικό σύστημα επέδειξε και αρκετά υψηλούς βαθμούς απόδοσης σε μερικό φορτίο. Τέλος, από τη παραπάνω ανάλυση φάνηκε ότι το σύστημα ισχύος 1.5 MWe δεν είναι μια αρκετά ελκυστική και αποδοτική επιλογή, συγκριτικά με τα συστήματα ισχύος 5 MWe και 10 MWe, κάτι που οφείλεται στους μικρούς βαθμούς απόδοσης των μικρού μεγέθους αεριοστροβίλων και ατμοστροβίλων, οδηγώντας σε μικρότερους συνολικούς βαθμούς απόδοσης του συστήματος.

#### 2.4.9 Υβριδικοί κύκλοι ΚΚ – Αεριοστροβίλου – Κύκλου Kalina

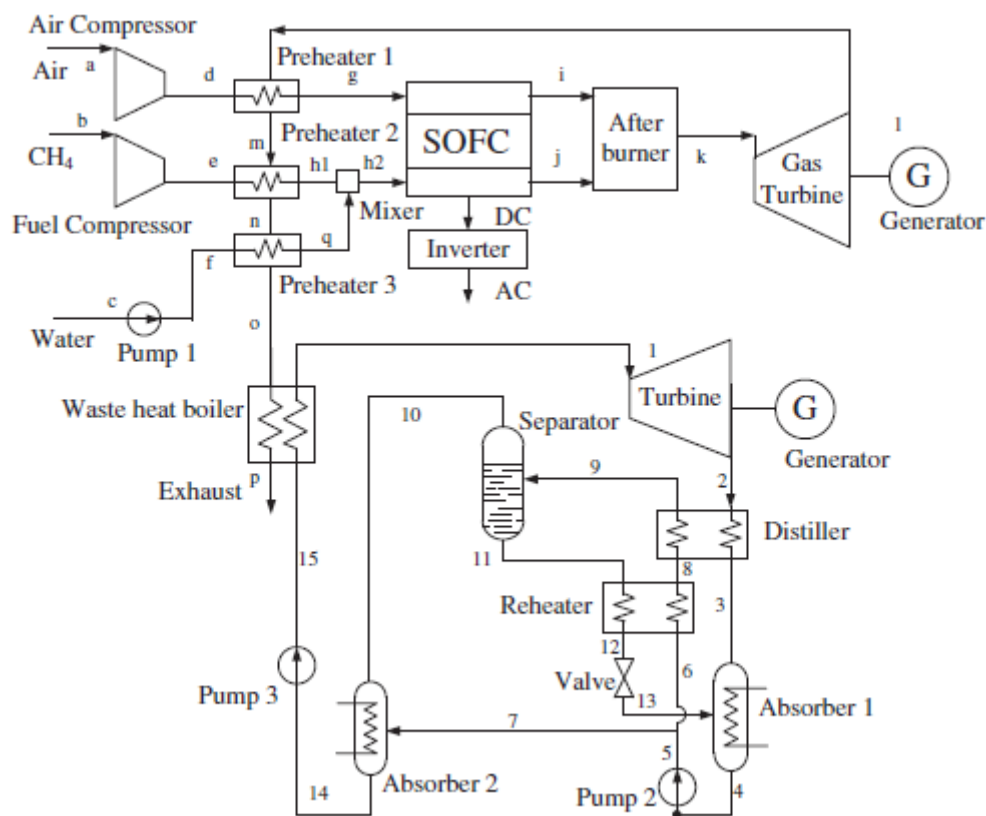
Μια άλλη μέθοδος ανάκτησης της θερμότητας των καυσαερίων, για την αύξηση της μετατροπής της χημικής ενέργειας του καυσίμου σε ηλεκτρική είναι μέσω του συνδυασμού του συμβατικού υβριδικού κύκλου (SOFC-GT), με τον κύκλο Kalina [93]. Ο κύκλος Kalina πήρε το όνομά του από τον Alexander Kalina, ο οποίος επινόησε και σχεδίασε για πρώτη φορά έναν κύκλο που χρησιμοποιεί σαν εργαζόμενο μέσο ένα δυαδικό μίγμα (binary mixture) αμμωνίας-νερού, με σκοπό την αύξηση του βαθμού απόδοσης του συνδυασμένου κύκλου. Το μίγμα αμμωνίας-νερού έχει το πλεονέκτημα της μεταβλητής θερμοκρασίας εξάτμισης και συμπύκνωσης σε υποκρίσιμες πιέσεις (subcritical pressures), σε αντίθεση με τα καθαρά ρευστά που εξατμίζονται και συμπυκνώνονται σε σταθερή θερμοκρασία. Το χαρακτηριστικό αυτό των δυαδικών μιγμάτων, και ως εκ τούτου και του μίγματος αμμωνίας-νερού, μπορεί να προσδώσει στο σύστημα υψηλότερο βαθμό απόδοσης, εξαιτίας της καλύτερης θερμικής αντιστοίχισης (thermal match) που επιτυγχάνεται στον συμπυκνωτή και τον εξατμιστή. Ο κύκλος Kalina χρησιμοποιεί μια υπό-μονάδα συμπυκνωτή απόσταξης (Distiller Condenser Sub-System, DCSS) για τη συμπύκνωση του μίγματος αμμωνίας-νερού σε χαμηλή πίεση συμπύκνωσης, μεταβάλλοντας το κλάσμα μάζας (mass fraction) του μίγματος. Έτσι, ο κύκλος Kalina συχνά επιλέγεται ως κύκλος βάσης σε υβριδικά συστήματα για την αύξηση του συνολικού βαθμού απόδοσης του συνδυασμένου κύκλου [93].

Ένα υβριδικό σύστημα της συγκεκριμένης δομής (SOFC-GT-Kalina) μελετήθηκε από τους Wang et al. (Σχήμα 2.32) [93]. Η διάταξη του κύκλου κορυφής (SOFC-GT) είναι παρόμοια με τις διατάξεις που έχουμε πολλάκις περιγράψει μέχρι στιγμής με τις εξής δύο διαφορές:

- α) Ο συμπιεστής του αέρα δεν είναι συνδεδεμένος στον ίδιο άξονα με τον στρόβιλο, και ως εκ τούτου στρέφεται ανεξάρτητα από αυτόν.
- β) Ο ατμός που απαιτείται από τη διεργασία της αναμόρφωσης παρέχεται εξωτερικά θερμαίνοντας το νερό μέσω ενός τρίτου προθερμαντήρα (Preheater 3) που χρησιμοποιεί και αυτός τη θερμότητα των καυσαερίων μετά την έξοδο τους από τις προθερμάνσεις του αέρα και του καυσίμου.

Ο κύκλος Kalina, όπως προαναφέρθηκε, χρησιμοποιεί το δυαδικό μίγμα αμμωνίας-νερού σαν εργαζόμενο μέσο για την ανάκτηση της θερμότητας των καυσαερίων που απορρίπτονται στην ατμόσφαιρα. Η διάταξη του κύκλου αυτού φαίνεται στο κάτω μέρος του Σχήματος 2.32. Πιο συγκεκριμένα, το δυαδικό μίγμα αμμωνίας-νερού απορροφά τη θερμότητα των καυσαερίων μέσω ενός λέβητα θερμότητας, παράγοντας υπέρθερμο ατμό αμμωνίας-νερού, μειώνοντας την αναντιστρεπτότητα της μεταφοράς θερμότητας, λόγω της μεταβλητής θερμοκρασίας εξάτμισης του μίγματος [93]. Στη συνέχεια, ο

υπέρθερμος ατμός του μίγματος εκτονώνεται σε έναν ατμοστρόβιλο αντιθλίψεως (back-pressure steam turbine) για την παραγωγή μηχανικού έργου, το οποίο ως γνωστόν μετατρέπεται σε ηλεκτρικό μέσω μιας ηλεκτρογεννήτριας. Το εκτονωμένο μίγμα ψύχεται από έναν αποστακτήρα (distiller) και αραιώνεται με ένα ασθενές διάλυμα που τροφοδοτείται από τον διαχωριστή (separator), ενώ στη συνέχεια συμπυκνώνεται στον πρώτο απορροφητήρα (absorber 1), με χρήση κρύου νερού ως ψυκτικό μέσο. Με αυτό τον τρόπο παράγεται ένα βασικό μίγμα αμμωνίας-νερού. Το κορεσμένο υγρό που φεύγει από τον απορροφητήρα συμπιέζεται σε ενδιάμεση πίεση, μέσω μιας αντλίας, και το περισσότερο από αυτό θερμαίνεται στον αναθερμαντήρα (reheater), φτάνει μερικώς σε θερμοκρασία βρασμού και στέλνεται στον διαχωριστή (separator). Στον διαχωριστή, το μίγμα της αμμωνίας-νερού διαχωρίζεται σε ασθενές διάλυμα και σε ατμό πλούσιο σε αμμωνία. Το μίγμα αμμωνίας-νερού σε υγρή μορφή ψύχεται και αποσυμπιέζεται σε μια στραγγαλιστική βαλβίδα (throttle valve), ενώ ο πλούσιος ατμός σε αμμωνία αναμιγνύεται με κάποια ποσότητα βασικού διαλύματος αμμωνίας-νερού, για τη λήψη του εργαζόμενου ρευστού. Τέλος, το εργαζόμενο αυτό ρευστό συμπυκνώνεται στον δεύτερο απορροφητήρα (absorber 2), μέσω κρύου νερού σαν ψυκτικό μέσο και αντλείται στον λέβητα ανάκτησης θερμότητας για να ολοκληρωθεί ο κύκλος.



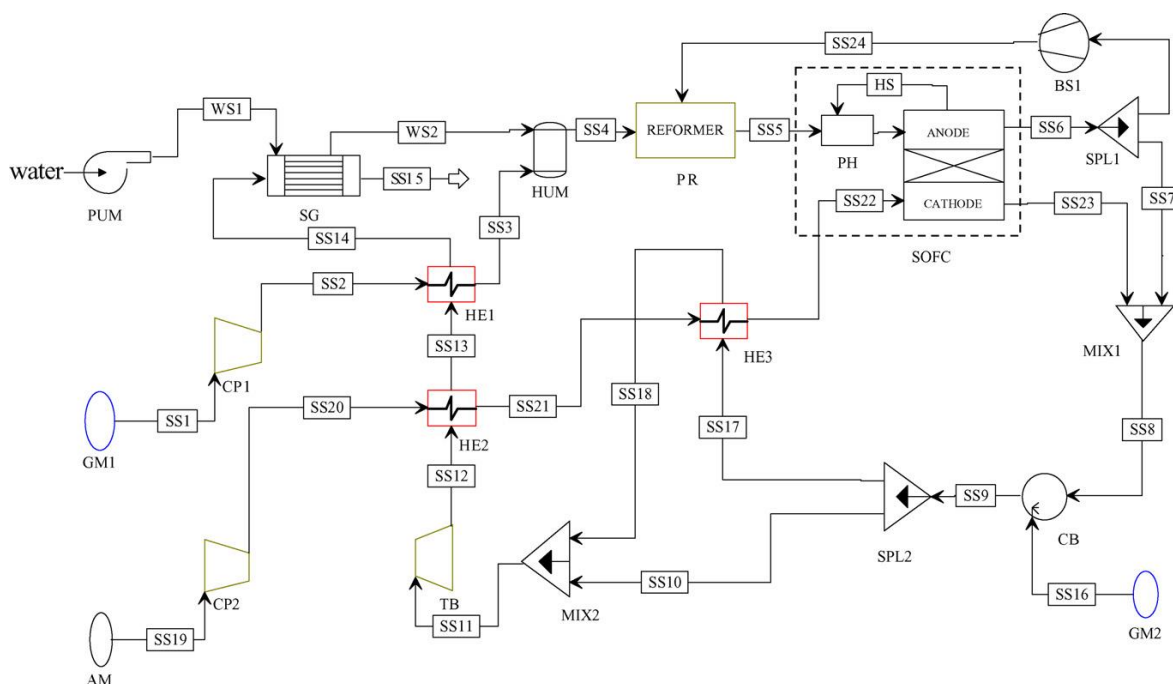
Σχήμα 2.32 Υβριδικό σύστημα ΚΚ – Αεριοστροβίλου – Κύκλου Kalina [93].

Οι Wang et al. διεξήγαγαν μια παραμετρική και εξεργειακή ανάλυση του παραπάνω συστήματος, με σκοπό την διερεύνηση της επίδρασης των κύριων θερμοδυναμικών παραμέτρων στη λειτουργία του συστήματος και τον καθορισμό των

θερμοδυναμικών απωλειών σε κάθε στοιχείο του συστήματος ξεχωριστά. Η πίεση της ΚΚ τέθηκε στα 8.104 bar και η θερμοκρασία της στους 1169 Κ. Η θερμοκρασία εισόδου στον αεριοστρόβιλο (ΤΙΤ) ήταν 1415 Κ, ενώ η θερμοκρασία εισόδου του μίγματος στον ατμοστρόβιλο ήταν 713.15 Κ. Τα αποτελέσματα της ανάλυσης έδειξαν ότι η παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος της ΚΚ ήταν 1750 kW, του αεριοστρόβιλου 1087 kW και του ατμοστρόβιλου 260 kW. Το σύστημα επέτυχε συνολικά ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης 70% και εξεργειακό βαθμό απόδοσης 67.48%, ενώ ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ ήταν 49.1%. Τέλος, ένα ακόμα σημαντικό συμπέρασμα, που βγήκε από την μελέτη, αυτή ήταν ότι ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης της ΚΚ, και ως εκ τούτου και του συστήματος συνολικά, μπορεί να αυξηθεί με την αύξηση της παροχής του αέρα [93].

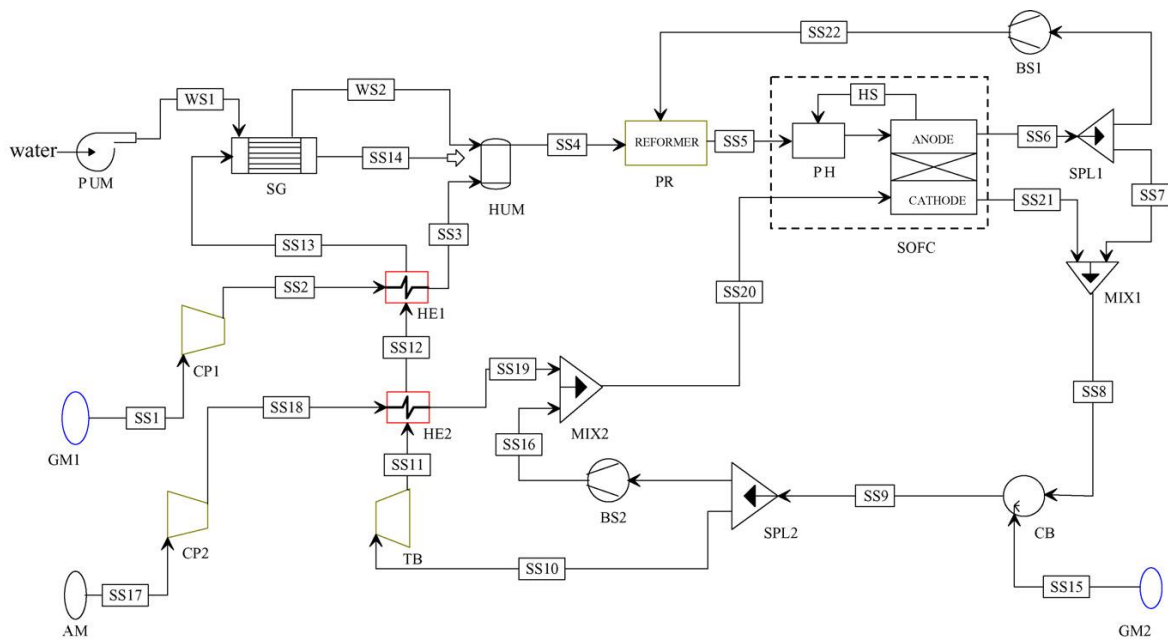
#### 2.4.10 Υβριδικό κύκλι με ανακυκλοφορία των καυσαερίων

Ο θερμικός σχεδιασμός ενός υπό πίεση ΥΣ είναι αρκετά σύνθετος, εξαιτίας των διαφόρων περιορισμών από πλευράς θερμοκρασίας λειτουργίας και θερμοκρασιακών κλίσεων στη συστοιχία των κυψελών καυσίμου. Πιο συγκεκριμένα, όταν η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ είναι υψηλή, ο αέρας που εισέρχεται στην κάθοδο θα πρέπει να έχει θερμοκρασία αρκούντως υψηλή για την αποφυγή εκτεταμένων θερμοκρασιακών κλίσεων κατά μήκος της συστοιχίας, κάτι που θα μπορούσε να οδηγήσει σε σημαντικές αστοχίες του συστήματος. Για το λόγο αυτό, συχνά χρησιμοποιείται ένας ανακομιστής θερμότητας για την προθέρμανση του αέρα εισόδου στη ΚΚ, χρησιμοποιώντας όπως είδαμε τη θερμότητα των καυσαερίων που εξέρχονται από τον αεριοστρόβιλο. Ωστόσο, σε κάποιες περιπτώσεις, αυτός ο ανακομιστής θερμότητας δεν έχει τη δυνατότητα να προθερμάνει τον αέρα στην κατάλληλη θερμοκρασία, ειδικά όταν ο λόγος πίεσης είναι ιδιαίτερα υψηλός, εξαιτίας της χαμηλής θερμοκρασίας εξόδου των καυσαερίων από τον στρόβιλο. Σε αυτή την περίπτωση θα πρέπει να εφαρμοστούν ειδικές τεχνικές για τον σκοπό αυτό.



Σχήμα 2.33 ΥΣ με ανακομιστή θερμότητας μετά το θάλαμο καύσης [94].

Γενικά, δύο είναι οι πιθανές διαμορφώσεις που μπορούν να χρησιμοποιηθούν. Η πρώτη βασίζεται στη χρήση ενός ανακομιστή θερμότητας (Recuperative Heat Exchanger, RHE), ο οποίος προθερμαίνει τον αέρα που θα εισέλθει στην κάθοδο, χρησιμοποιώντας σαν πηγή θερμότητας τα καυσαέρια που εξέρχονται από τον θάλαμο καύσης. Η διαμόρφωση αυτή του συστήματος διαφέρει ελάχιστα από αυτές που περιγράψαμε στις προηγούμενες ενότητες, δεδομένου ότι στην πλειοψηφία των διατάξεων των ΥΣ που είναι διαθέσιμες στην βιβλιογραφία, αυτός ο ανακομιστής θερμότητας τροφοδοτείται από τα καυσαέρια εξόδου του αεριοστρόβιλου. Είναι προφανές ότι τα καυσαέρια του θαλάμου καύσεως έχουν υψηλότερη θερμοκρασία από καυσαέρια του αεριοστρόβιλου, επιτρέποντας την αποδοτικότερη προθέρμανση του αέρα που θα εισέλθει στην κάθοδο της κυψέλης καυσίμου. Από την άλλη πλευρά, είναι κατανοητό ότι η θερμοκρασία εισόδου των αερίων στον στρόβιλο (TIT) θα είναι μικρότερη εξαιτίας της παρεμβολής του RHE, κάτι που μπορεί να έχει σημαντική επίδραση στον βαθμό απόδοσης του GT. Η δεύτερη εναλλακτική διαμόρφωση βασίζεται στην ανακυκλοφορία των καυσαερίων (Exhaust Gas Recirculation, EGR) στην κάθοδο, στην οποία τα καυσαέρια από τον θάλαμο καύσης επανακυκλοφορούν σε αυτή, αυξάνοντας τη θερμοκρασία εισόδου του αέρα.



**Σχήμα 2.34** ΥΣ με ανακυκλοφορία των καυσαερίων (EGR) [94].

Μια ολοκληρωμένη σύγκριση μεταξύ των μεθόδων RHE και EGR παρουσιάστηκε από τους Zhang et al. [94]. Στη μελέτη αυτή συγκρίθηκαν δύο υβριδικά συστήματα, εκ των οποίων το πρώτο χρησιμοποιούσε τη μέθοδο RHE και το δεύτερο τη μέθοδο EGR. Στο πρώτο σύστημα, που φαίνεται στο Σχήμα 2.33, χρησιμοποιούνται δύο εναλλάκτες ανάκτησης θερμότητας (HE2 και HE3), ανάντη και κατάντη του αεριοστρόβιλου. Το δεύτερο σύστημα, που φαίνεται στο Σχήμα 2.34, είναι εξοπλισμένο με έναν υψηλής θερμοκρασίας φυσητήρα, ο οποίος ανακυκλοφορεί τα καυσαέρια που εξέρχονται από τον θάλαμο καύσης σε έναν αναμίκτη (mixer), τοποθετημένο ανάντη της εισόδου στην κάθοδο. Στον αναμίκτη τα καυσαέρια αναμειγνύονται με το ρεύμα του αέρα αυξάνοντας τη θερμοκρασία του. Οι συγγραφείς στην ανάλυση αυτή θεώρησαν λόγο ατμού-άνθρακα

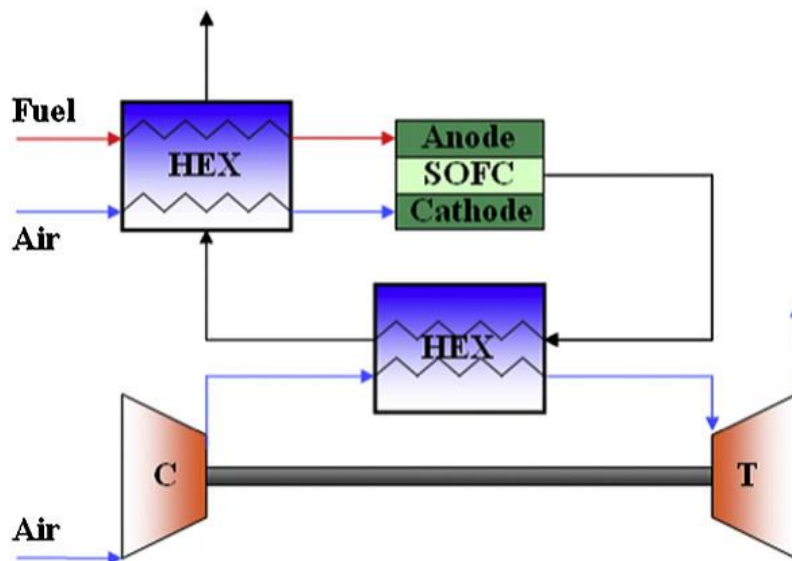
ίσο με 2.5, συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου ίσο με 0.85, λόγο πίεσης 5.2, ενώ η θερμοκρασία εισόδου των καυσαερίων στον στρόβιλο ήταν 1300 K, για το πρώτο σύστημα και 1400 K για το δεύτερο σύστημα. Με αυτές τις παραμέτρους σχεδιασμού αναλύθηκε η λειτουργία των δύο υβριδικών συστημάτων (RHE και EGR), κάτω από διαφορετικές συνθήκες λειτουργίας, όσον αφορά την πυκνότητα ρεύματος, τη χρησιμοποίηση του οξυγόνου (oxygen utilization), τη χρησιμοποίηση του καυσίμου και τη θερμοκρασία λειτουργίας. Τα αποτελέσματα έδειξαν ότι και στις δύο διατάξεις ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης της ΚΚ ήταν παρόμοιος, ενώ ο βαθμός απόδοσης του αεριοστροβίλου στην περίπτωση της μεθόδου RHE ήταν μειωμένος, εξαιτίας της μείωσης της ΤΙΤ. Ως εκ τούτου, ο καθαρός ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του συστήματος με τη μέθοδο EGR ήταν σημαντικά υψηλότερος από αυτόν του συστήματος με τη μέθοδο RHE. Για παράδειγμα, στα 4.0 kA/m<sup>2</sup>, οι ηλεκτρικοί βαθμοί απόδοσης των δύο συστημάτων ήταν 62.6% και 66.5%, αντίστοιχα (RHE και EGR). Επιπλέον, η μέθοδος EGR επιτρέπει στο σύστημα να λειτουργεί σε υψηλότερους λόγους πίεσης, κάτι που μπορεί να βελτιώσει ακόμα περισσότερο τον βαθμό απόδοσης του συστήματος. Τέλος, οι υψηλές τιμές χρησιμοποίησης του καυσίμου και του οξυγόνου, ενώ μειώνουν την απόδοση της ΚΚ και στις δύο διατάξεις, εντούτοις αυξάνουν τον συνολικό βαθμό απόδοσης του συστήματος [94].

## 2.5 Υβριδικοί Κύκλοι με Ατμοσφαιρική Λειτουργία της ΚΚ

Είναι γεγονός πως το ΥΣ με την λειτουργία της ΚΚ σε ατμοσφαιρική πίεση εμφανίζει χαμηλότερο ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης και υψηλότερο κόστος κεφαλαίου σε σχέση με το υπό πίεση σύστημα, που εξετάσαμε διεξοδικά στην Ενότητα 2.4. Πράγματι, όταν η ΚΚ λειτουργεί στην ατμοσφαιρική πίεση δεν είναι ικανή ως σύστημα να συνδυαστεί απευθείας με τον κύκλο Brayton, ο οποίος λειτουργεί εγγενώς υπό πίεση. Σε αυτή την περίπτωση, μπορεί να συνδυαστεί μόνο έμμεσα, χρησιμοποιώντας έναν εναλλάκτη θερμότητας, ο οποίος αντικαθιστά ουσιαστικά τον θάλαμο καύσης του συμβατικού κύκλου Brayton, χρησιμοποιώντας τα θερμά αέρια εξόδου της ΚΚ για τη θέρμανση του συμπιεσμένου αέρα που εξέρχεται από τον συμπιεστή, πριν την είσοδο του στον στρόβιλο, όπως φαίνεται στην απλοποιημένη διάταξη του Σχήματος 2.35 [95].

Ο μικρότερος βαθμός απόδοσης της διάταξης του ατμοσφαιρικού κύκλου οφείλεται σε δύο παράγοντες. Ο πρώτος είναι ότι ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ έχει αποδειχθεί ότι αυξάνεται με την αύξηση της πίεσης λειτουργίας, επομένως ο θεωρητικά ελάχιστος ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης θα εμφανίζεται όταν αυτό δουλεύει στην ατμοσφαιρική πίεση. Ο δεύτερος παράγοντας είναι ότι η θερμοκρασία εισόδου του αέρα στον στρόβιλο (ΤΙΤ) είναι μικρότερη στον ατμοσφαιρικό κύκλο σε σχέση με αυτή του υπό πίεση υβριδικού κύκλου, εξαιτίας της απόδοσης του εναλλάκτη θερμότητας. Επιπλέον, από οικονομικής πλευράς, όταν η ΚΚ λειτουργεί σε ατμοσφαιρική πίεση προστίθεται το κόστος του εναλλάκτη θερμότητας που αυξάνει τη θερμοκρασία του αέρα πριν την είσοδό του στον στρόβιλο. Οι διαστάσεις του εναλλάκτη αυτού είναι συνήθως μεγάλες, εξαιτίας των χαμηλών συντελεστών μεταφοράς θερμότητας, που οφείλονται στην φύση των εργαζόμενων μέσων, αφού και τα δύο βρίσκονται σε αέρια φάση. Από την άλλη πλευρά, ο έμμεσος συνδυασμός μεταξύ της ΚΚ σε ατμοσφαιρική πίεση και του συμβατικού κύκλου Brayton είναι αρκετά πιο απλός στη σύζευξη, κάτι που καθιστά τον ατμοσφαιρικό υβριδικό κύκλο μια αρκετά ελκυστική επιλογή, χωρίς την απαίτηση

εφαρμογής σύνθετων συστημάτων ελέγχου και χωρίς τον κίνδυνο αστοχιών του συστήματος [3,23-25,28,73,95-98].

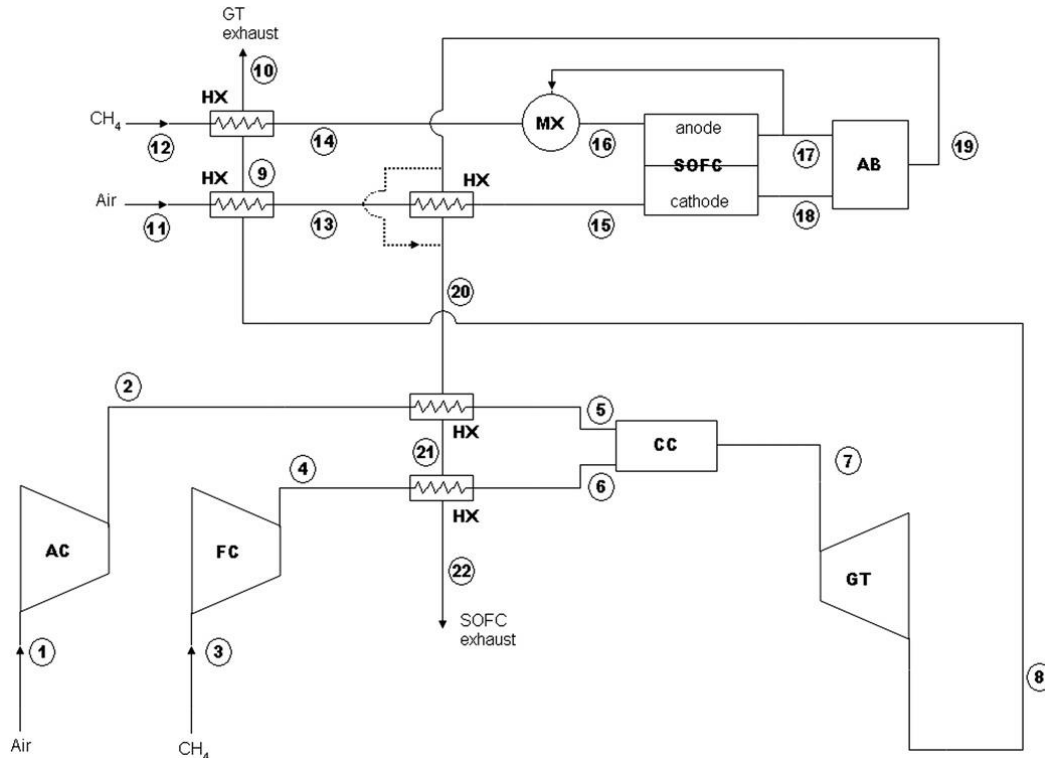


**Σχήμα 2.35** ΥΣ με λειτουργία της ΚΚ σε ατμοσφαιρική πίεση, από τους Zhao et al. [95].

Μια στοιχειώδης διάταξη του ΥΣ με ατμοσφαιρική λειτουργία της ΚΚ δίνεται από τον Cheddie, χρησιμοποιώντας μια συστοιχία ΚΚ με εσωτερική αναμόρφωση και ανακυκλοφορία στην άνοδο, συνδυασμένη με ένα συμβατικό κύκλο Brayton, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.36 [98]. Θα πρέπει να σημειωθεί ότι στον ατμοσφαιρικό υβριδικό κύκλο υπάρχουν δύο ροές καυσαερίων. Η μία είναι τα αέρια εξόδου της ΚΚ και η άλλη τα καυσαέρια εξόδου από τον αεριοστρόβιλο. Ως εκ τούτου, θα πρέπει να δοθεί μεγάλη προσοχή στο σχεδιασμό του δικτύου των εναλλακτών θερμότητας. Στη μελέτη αυτή ο Cheddie χρησιμοποιεί τα αέρια εξόδου της ΚΚ για την προθέρμανση του αέρα εισόδου στην κάθοδο του και στη συνέχεια για την προθέρμανση του αέρα και του καυσίμου που καίγονται στον θάλαμο καύσης του κύκλου Brayton. Επίσης, τα καυσαέρια που εξέρχονται από τον αεριοστρόβιλο χρησιμοποιούνται για την προθέρμανση του αέρα και του καυσίμου που θα εισέλθουν στην ΚΚ. Βλέπουμε λοιπόν, ότι η διάταξη αυτή διαφέρει σημαντικά από τη διάταξη του Σχήματος 2.35. Ωστόσο, είναι φανερό ότι μπορούν να χρησιμοποιηθούν διάφορες εναλλακτικές διατάξεις των εναλλακτών θερμότητας στο ίδιο υβριδικό σχήμα. Για παράδειγμα, σε άλλη εργασία τους οι Cheddie et al. [25] χρησιμοποιούν μια εναλλακτική διάταξη, στην οποία τα καυσαέρια εξόδου από τον κύκλο Brayton αναμειγνύονται με τα αέρια εξόδου της ΚΚ, για τη βελτίωση της ανάκτησης θερμότητας. Ο καθαρός ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης που υπολογίστηκε από τους συγγραφείς ήταν 48.5% για την πρώτη διάταξη [98] και 49.2% για τη δεύτερη διάταξη [25], βαθμοί απόδοσης σημαντικά μικρότεροι από τον αντίστοιχο του υπό πίεση υβριδικού κύκλου, που ήταν 66.2% [23].

Μια συγκριτική μελέτη μεταξύ του υπό πίεση ΥΣ, με το ΥΣ με λειτουργία της ΚΚ σε ατμοσφαιρική πίεση έχει διεξαχθεί από τους Park et al. [96]. Τα δύο συστήματα που μελετήθηκαν ήταν παρόμοια μεταξύ τους, με τη διαφορά ότι το ένα λειτουργούσε σε

ατμοσφαιρική πίεση (Σχήμα 2.37β), ενώ το άλλο ήταν υπό πίεση (Σχήμα 2.37α). Συγκεκριμένα, στην περίπτωση του ατμοσφαιρικού συστήματος, τα αέρια εξόδου της ΚΚ χρησιμοποιούνται για τη θέρμανση του αέρα μετά τον συμπιεστή του κύκλου Brayton, ενώ τα καυσάερια του αεριοστροβίλου χρησιμοποιούνται για την προθέρμανση του αέρα πριν αυτός εισέλθει στην κάθοδο της ΚΚ. Τόσο ο υπό πίεση, όσο και ο ατμοσφαιρικός κύκλος κάνουν χρήση της εσωτερικής αναμόρφωσης με ανακυκλοφορία των αερίων στην άνοδο. Στους υπολογισμούς τους, οι συγγραφείς θεώρησαν λόγο ατμού-άνθρακα ίσο με 3.0 και συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου ίσο με 0.7. Η

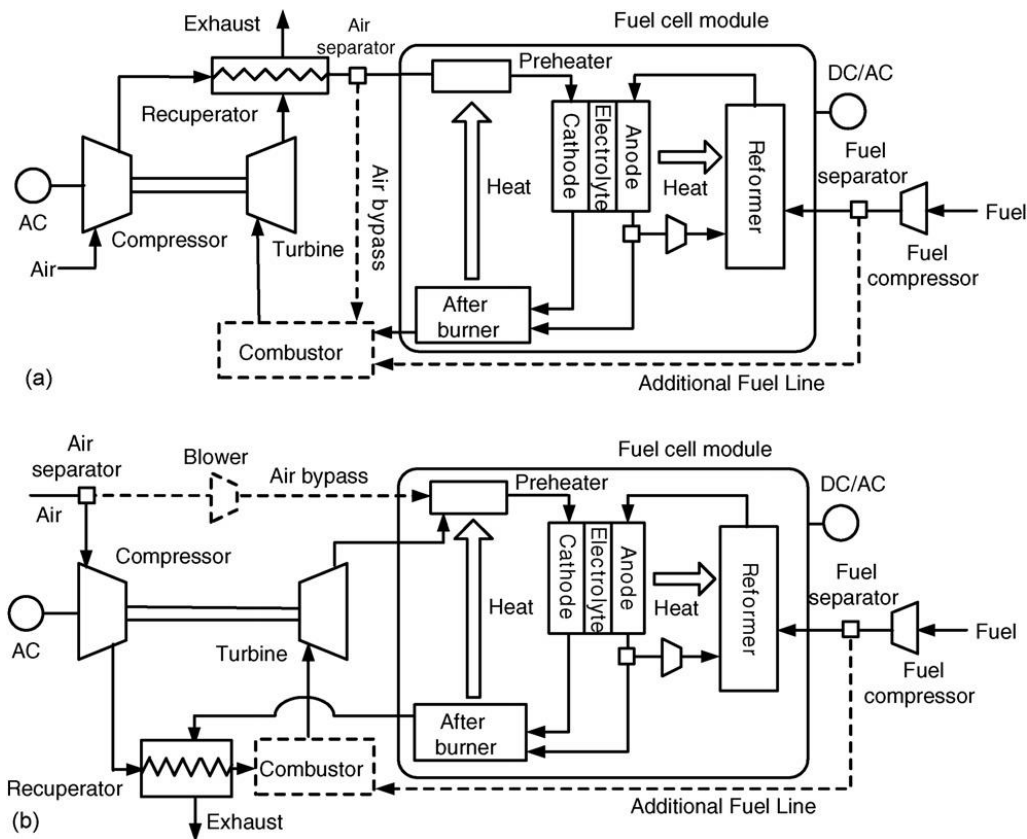


**Σχήμα 2.36** ΥΣ με λειτουργία της ΚΚ σε ατμοσφαιρική πίεση, με εσωτερική αναμόρφωση και ανακυκλοφορία στην άνοδο, από τον Cheddie [98].

ανάλυση έδειξε ότι ο βαθμός απόδοσης του συστήματος μειώνεται με την αύξηση του λόγου πίεσης στον στρόβιλο, ενώ αυξάνεται με την αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ. Επίσης, συμπέραναν ότι ο βαθμός απόδοσης του ατμοσφαιρικού υβριδικού κύκλου ήταν 5-10% χαμηλότερος από αυτόν του υβριδικού κύκλου υπό πίεση, στο εύρος των συνθηκών λειτουργίας που μελετήθηκαν. Ένα ακόμα συμπέρασμα της μελέτης αυτής ήταν ότι η TIT μειώνεται σημαντικά με την αύξηση του λόγου πίεσης, ειδικά στην περίπτωση του ατμοσφαιρικού συστήματος. Πιο συγκεκριμένα, οι συγγραφείς οδηγήθηκαν στο συμπέρασμα ότι για μεγάλους λόγους πίεσης στον στρόβιλο το ατμοσφαιρικό σύστημα δεν είναι εφικτό, αφού η TIT είναι πολύ χαμηλή. Σε αυτή την περίπτωση χρειάζονται ειδικές διαμορφώσεις στο σύστημα, όπως παράκαμψη του αέρα (air bypass), επιπρόσθετο καύσιμο κ.α., όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.37 [96].

Όπως αναφέραμε και προηγουμένως, το βασικό σχήμα του ατμοσφαιρικού υβριδικού κύκλου μπορεί να μεταβληθεί με αρκετούς δυνατούς εναλλακτικούς τρόπους. Οι βασικότεροι από αυτούς είναι τροποποιώντας το δίκτυο των εναλλακτών θερμότητας,

αλλάζοντας τον τύπο της ΚΚ ή τον τύπο της διεργασίας αναμόρφωσης κ.α. Μια από αυτές τις εναλλακτικές διατάξεις χρησιμοποιήθηκε από τους Roberts et al., διερευνώντας την δυνατότητα της χρήσης των καυσαερίων του αεριοστρόβιλου σαν αέρια εισόδου στην κάθοδο της ΚΚ, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.38 [28]. Αυτό είναι εφικτό, δεδομένου ότι στο ατμοσφαιρικό υβριδικό σύστημα ο αεριοστρόβιλος λειτουργεί με τον αέρα που

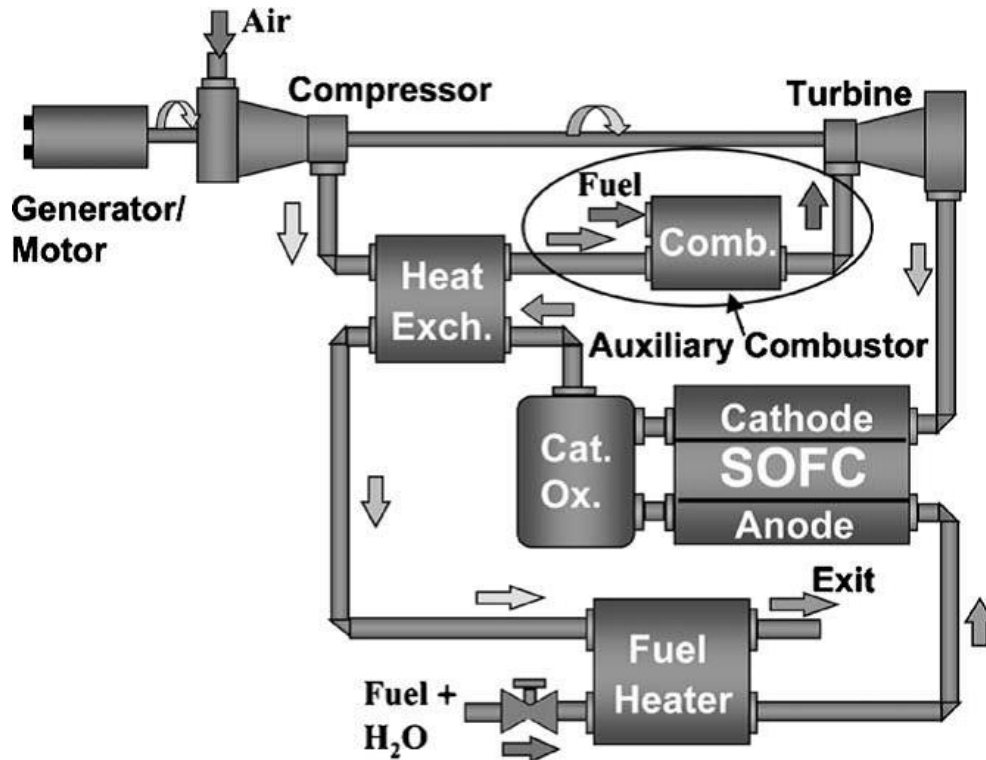


**Σχήμα 2.37** Σύγκριση του υπό πίεση με τον ατμοσφαιρικό υβριδικό κύκλο, με εσωτερική αναμόρφωση και ανακυκλοφορία στην άνοδο, από τους Park et al. [96].

συμπιέζεται από τον συμπιεστή και θερμαίνεται από τον εναλλάκτη θερμότητας, ο οποίος με τη σειρά του ανακτά τη θερμότητα των αερίων εξόδου από την ΚΚ. Στη συνέχεια, τα θερμά αέρια που εξέρχονται από τον εναλλάκτη θερμότητας χρησιμοποιούνται για την προθέρμανση του καυσίμου που εισέρχεται στην ΚΚ. Στη διάταξη αυτή είναι προφανές ότι δεν χρειάζεται εναλλάκτης θερμότητας για την προθέρμανση του αέρα που εισέρχεται στην κάθοδο, αφού ο αέρας αυτός τροφοδοτείται απευθείας από τον στρόβιλο σε υψηλή θερμοκρασία. Η δυναμική θερμική διαχείριση του συστήματος μπορεί να επιτευχθεί με τη χρήση ενός υψηλής πίεσης βοηθητικού καυστήρα, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.38. Η προσθήκη του καυστήρα δεν δημιουργεί προβλήματα στο σύστημα, αφού το περιεχόμενο σε οξυγόνο των αερίων εξόδου από τον στρόβιλο είναι επαρκώς υψηλό, για την κάλυψη των αναγκών της ΚΚ. Στο σύστημα αυτό, η ΚΚ λειτουργεί σε θερμοκρασία περίπου 750°C, με συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου ίσο με 85%. Η συνολική ισχύς του συστήματος ήταν 350 kW και η μέγιστος βαθμός απόδοσης του υπολογίστηκε ότι ήταν 66%. Η τιμή αυτή είναι σημαντικά υψηλότερη από τους βαθμούς απόδοσης των



ατμοσφαιρικών υβριδικών διατάξεων που περιγράψαμε προηγουμένως, και στην πραγματικότητα είναι συγκρίσιμη με τις αποδόσεις των διατάξεων των υβριδικών συστημάτων υπό πίεση [28].



Σχήμα 2.38 Εναλλακτική διάταξη του ατμοσφαιρικού υβριδικού κύκλου [28].

## 2.6 Υβριδικά Συστήματα με Τροφοδοσία Εναλλακτικών Καυσίμων

Μια από τις πιο ελκυστικές ιδιαιτερότητες των κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου είναι η ευελιξία στην επιλογή του καυσίμου. Στην πραγματικότητα, οι ΚΚ στερεού οξειδίου μπορούν να τροφοδοτηθούν από ένα μεγάλο αριθμό καυσίμων, όπως το υδρογόνο, το μεθάνιο, το μονοξείδιο του άνθρακα, το βιοαέριο, το αέριο σύνθεσης (syngas) κ.α., κάτι που δεν ισχύει απαραίτητα για τους υπόλοιπους τύπους κυψελών καυσίμου. Το χαρακτηριστικό αυτό καθιστά τις κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου ιδανικές για την εφαρμογή τους σε ένα αρκετά μεγάλο εύρος εφαρμογών, οι οποίες χρησιμοποιούν το αέριο που παράγεται σε χώρους υγειονομικής ταφής (landfill gas), την αεριοποίηση της βιομάζας (biomass gasification), την αναμόρφωση υγρών καυσίμων (όπως για παράδειγμα την αναμόρφωση του diesel σε ναυτικές εφαρμογές) κ.α. Όταν μάλιστα οι συστοιχίες των ΚΚ συνδυαστούν με έναν αεριοστρόβιλο (GT) σε κάποιο υβριδικό σχήμα, τότε είναι δυνατή η επίτευξη αποδόσεων μετατροπής αρκετά υψηλότερων από τις αντίστοιχες των συμβατικών συστημάτων, όταν τροφοδοτούνται από τα ίδια εναλλακτικά καύσιμα. Ως εκ τούτου, η δυνατότητα της χρήσης εναλλακτικών καυσίμων σε ΥΣ έχει διερευνηθεί αρκετά μέχρι στιγμής στην παγκόσμια βιβλιογραφία, προτείνοντας και μελετώντας την εφαρμογή διάφορων πιθανών διατάξεων και εναλλακτικών καυσίμων [2,3,44,73,99-109]. Ανάμεσα στα πιθανά καύσιμα για την

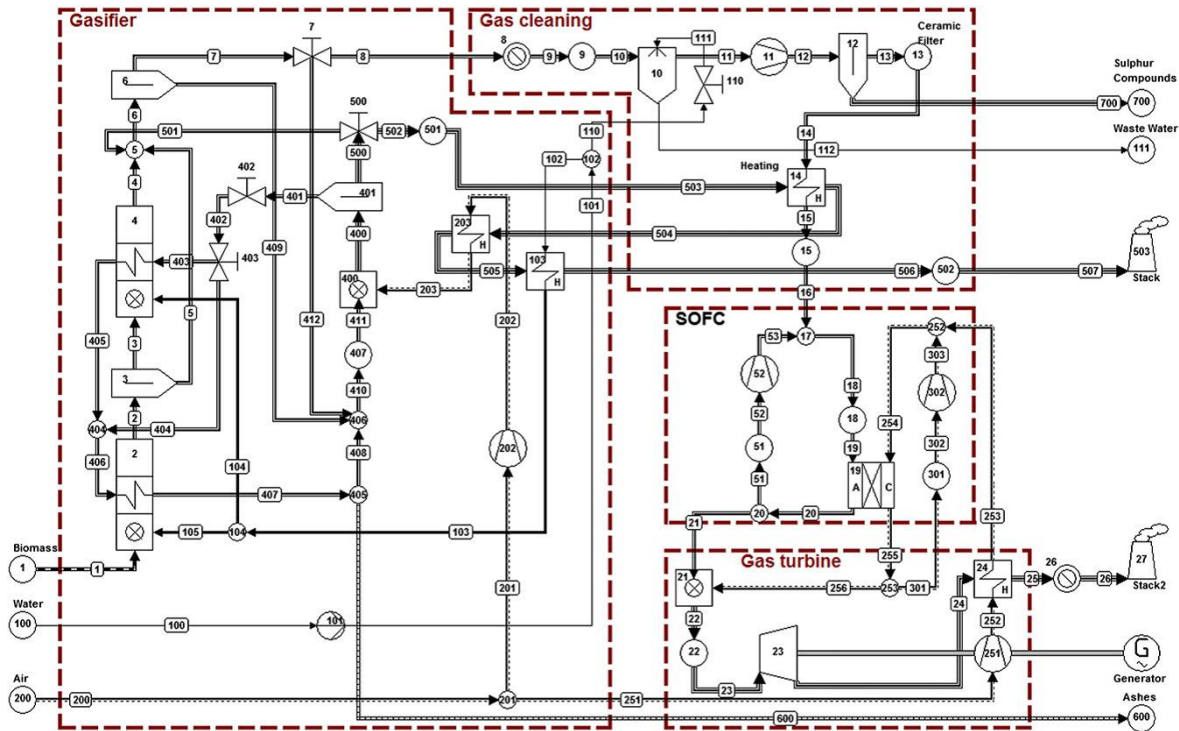
εφαρμογή σε ΥΣ, οι καταλληλότεροι υποψήφιοι είναι τα αέρια σύνθεσης που παράγονται από τη βιομάζα και τον γαιάνθρακα, χάρη στην υψηλή διαθεσιμότητα και το καμηλό κόστος τους.

Μια διεξοδική μελέτη σχετικά με τη χρήση αεριοποιημένης βιομάζας στα υπό διερεύνηση ΥΣ έχει παρουσιαστεί από τους Toonssen et al. [99]. Στη μελέτη αυτή, διερευνάται η επίδραση της τεχνολογίας αεριοποίησης (gasification technology), της τεχνολογίας καθαρισμού των παραγόμενων αερίων (gas-cleaning technology) και της κλίμακας του συστήματος στον συνολικό βαθμό απόδοσης του. Για τον σκοπό αυτό μελετήθηκαν οι εξής τέσσερις διαφορετικές διαμορφώσεις του συστήματος:

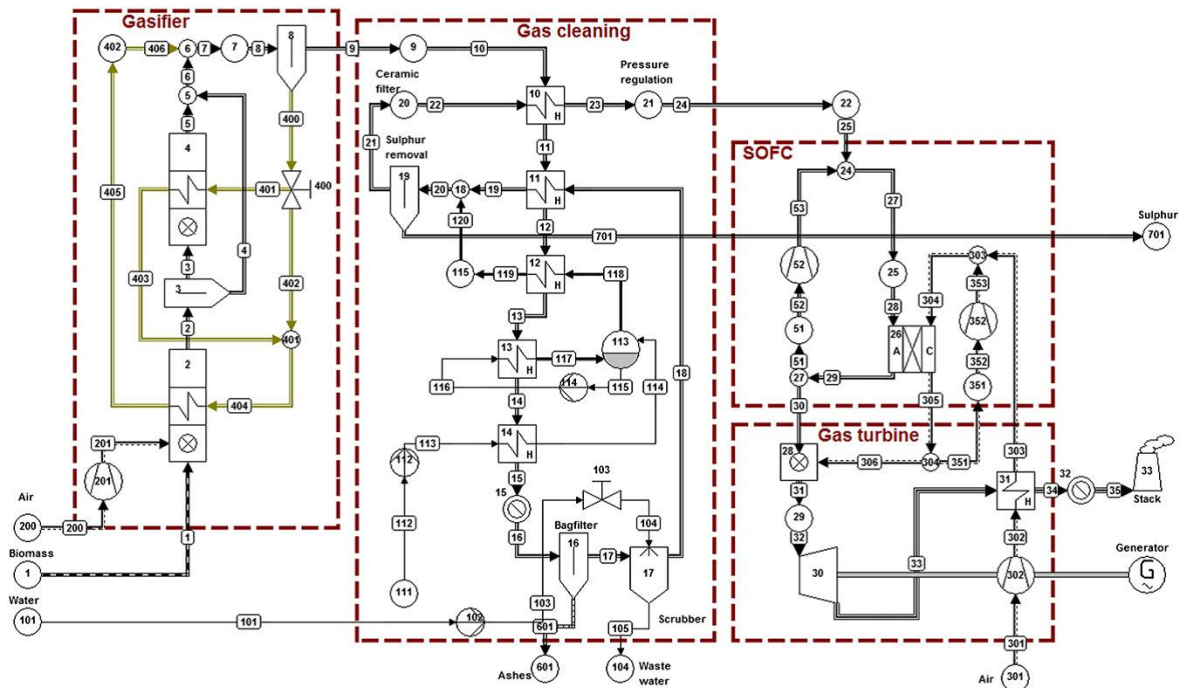
- α) το σύστημα S1 (Σχήμα 2.39), συνολικής ισχύος 30 MW, με χρήση έμμεσης αεριοποίησης με ατμό σε ατμοσφαιρικές συνθήκες (indirect atmospheric steam gasification) και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε χαμηλή θερμοκρασία,
- β) το σύστημα S2 (Σχήμα 2.40), συνολικής ισχύος 30 MW, με χρήση άμεσης αεριοποίησης με αέρα υπό πίεση (direct pressurized air gasification) και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε χαμηλή θερμοκρασία,
- γ) το σύστημα S3 (Σχήμα 2.41), ισχύος 30 MW, με χρήση άμεσης αεριοποίησης με αέρα υπό πίεση και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε υψηλή θερμοκρασία και
- δ) το σύστημα S4 (σχήμα 2.42), ισχύος 100 kW, με χρήση άμεσης αεριοποίησης με αέρα υπό πίεση και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε υψηλή θερμοκρασία.

Και τα τέσσερα αυτά συστήματα βασίζονται στο υβριδικό σύστημα με εσωτερική αναμόρφωση και ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου και της καθόδου. Η ανακυκλοφορία της ανόδου χρησιμοποιείται όπως είδαμε στην Ενότητα 2.4.2 για την υποστήριξη της διεργασίας εσωτερικής αναμόρφωσης με τον απαιτούμενο ατμό, ενώ η ανακυκλοφορία των αερίων της καθόδου για την προθέρμανση του αέρα που εισέρχεται σε αυτή. Η λογική της ανακυκλοφορίας στην κάθοδο είναι παρόμοια με αυτή της μεθόδου EGR, που είδαμε στην Ενότητα 2.4.10, με τη διαφορά ότι εδώ μόνο τα αέρια που εξέρχονται από την κάθοδο επανακυκλοφορούν σε αυτή, με τον ίδιο αντικειμενικό σκοπό. Είναι προφανές ότι η θερμοκρασία του θερμού ρεύματος στην περίπτωση αυτή θα είναι μικρότερη σε σχέση με αυτού της μεθόδου EGR.

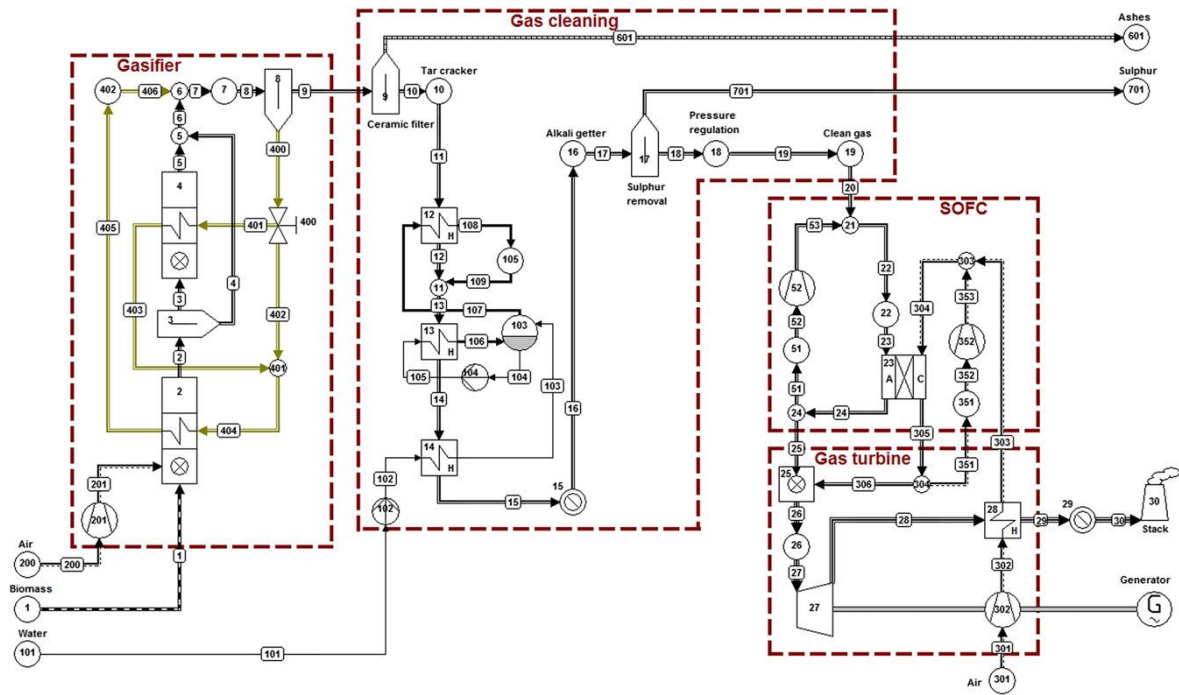
Περισσότερες λεπτομέρειες, καθώς και μία πιο αναλυτική περιγραφή της μεθόδου αεριοποίησης και καθαρισμού για το κάθε σύστημα ξεχωριστά, μπορεί κανείς να βρει στην εργασία των Toonssen et al. [99]. Η σύνθεση των αερίων που παράχθηκαν σε κάθε σύστημα δίνεται στον Πίνακα 2.2. Η πίεση λειτουργίας της ΚΚ ήταν 8 bar, στα τρία πρώτα συστήματα και 6 bar στο τελευταίο, ενώ η μέση θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ ήταν 950°C. Ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου ήταν 80% και η θερμοκρασία εισόδου των αερίων στον στρόβιλο (TIT) κυμαινόταν μεταξύ των 1060°C και των 1120°C. Για αυτές τις τιμές αυτές των παραμέτρων σχεδιασμού τα αποτελέσματα της ανάλυσης συνοψίζονται στον Πίνακα 2.3. Το μεγαλύτερο ποσοστό της ηλεκτρικής ισχύος παράγεται από την ΚΚ, σε ποσοστό 6:1, σε σχέση με την παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ του αεριοστροβίλου. Επιπλέον, οι συγγραφείς κατέληξαν στο συμπέρασμα ότι η τεχνολογία αεριοποίησης δεν επηρεάζει τον συνολικό βαθμό απόδοσης του συστήματος, ενώ το σύστημα καθαρισμού σε υψηλή θερμοκρασία επιδεικνύει υψηλότερο βαθμό απόδοσης σε σχέση με το σύστημα καθαρισμού σε χαμηλή θερμοκρασία. Τέλος, από την παραπάνω ανάλυση βρέθηκε ότι τα μικρής κλίμακας συστήματα είναι λιγότερο αποδο-



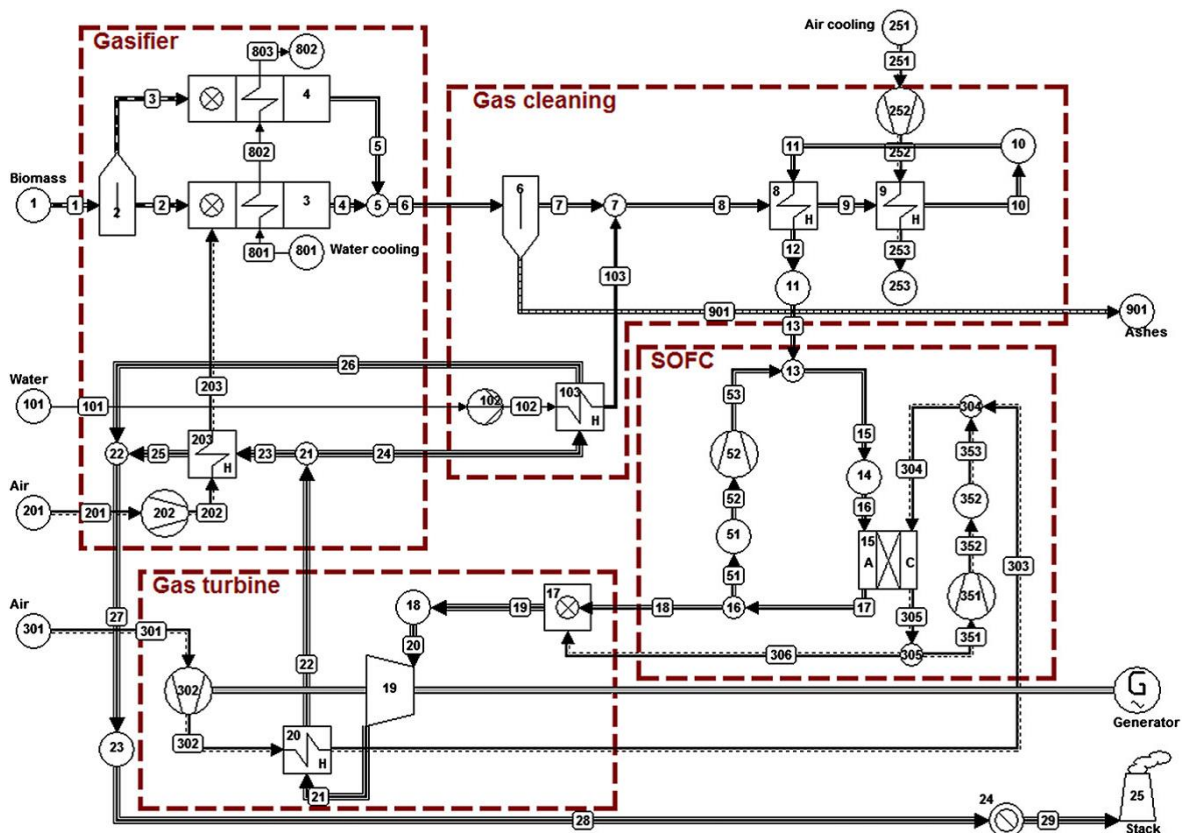
**Σχήμα 2.39** ΥΣ με τροφοδοσία αεριοποιημένης βιομάζας, ισχύος 30 MW, με χρήση έμμεσης αεριοποίησης με ατμό σε ατμοσφαιρική πίεση και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε χαμηλή θερμοκρασία [99].



**Σχήμα 2.40** ΥΣ με τροφοδοσία αεριοποιημένης βιομάζας, ισχύος 30 MW, με χρήση άμεσης αεριοποίησης με αέρα υπό πίεση και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε χαμηλή θερμοκρασία [99].



Σχήμα 2.41 ΥΣ με τροφοδοσία αεριοποιημένης βιομάζας, ισχύος 30 MW, με χρήση άμεσης αεριοποίησης με αέρα υπό πίεση και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε υψηλή θερμοκρασία [99].



Σχήμα 2.42 ΥΣ με τροφοδοσία αεριοποιημένης βιομάζας, ισχύος 100 kW, με χρήση άμεσης αεριοποίησης με αέρα υπό πίεση και καθαρισμό των παραγόμενων αερίων σε υψηλή θερμοκρασία [99].

τικά σε σύγκριση με τα μεγάλης κλίμακας συστήματα, εξαιτίας της χαμηλότερης πίεσης λειτουργίας και των υψηλότερων ενεργειακών απωλειών στα επιμέρους στοιχεία του συστήματος [99].

**Πίνακας 2.2** Σύνθεση του αέριου σύνθεσης που παράγεται από το σύστημα αεριοποίησης [99].

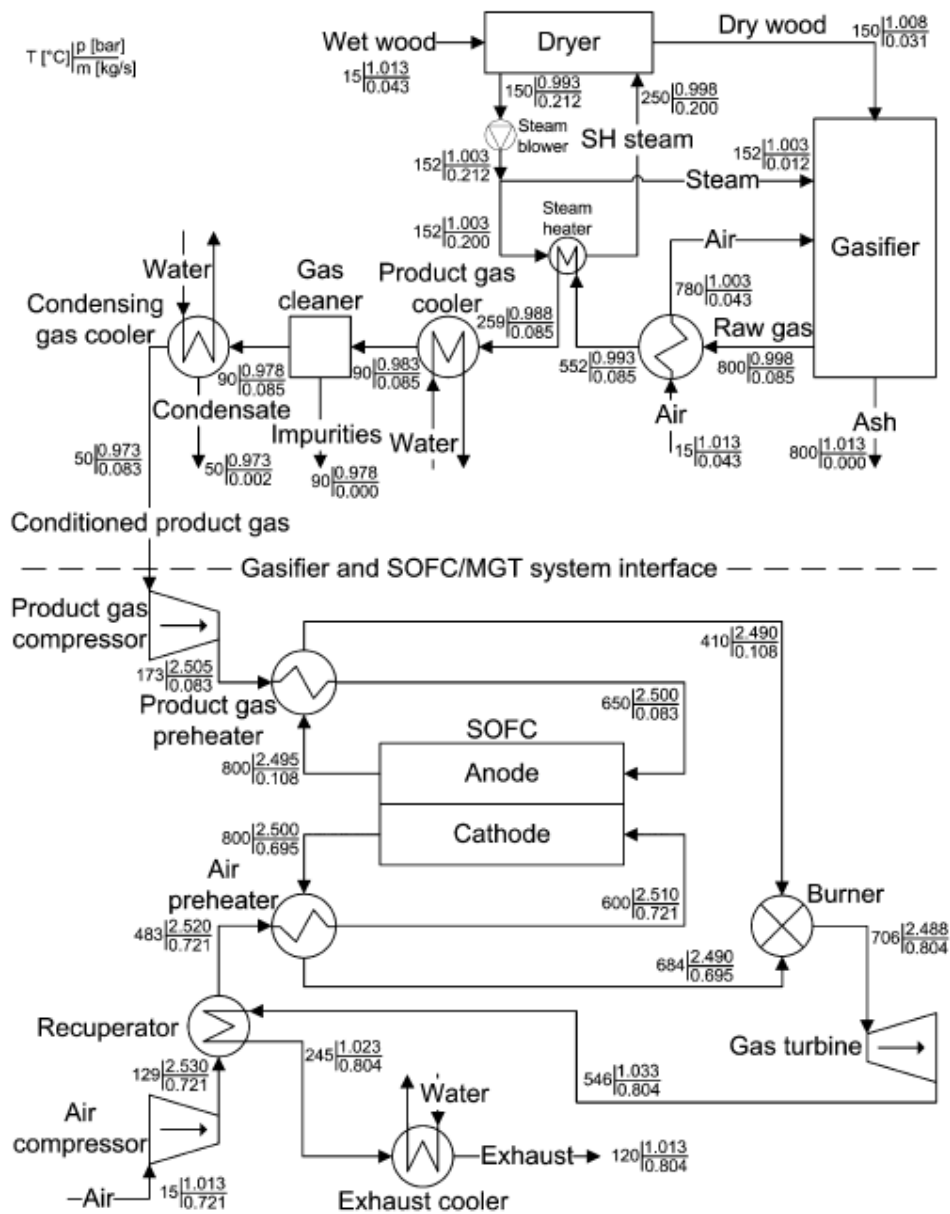
Αέριο	Σύστημα S1 [mol%]	Σύστημα S2 [mol%]	Σύστημα S3 [mol%]	Σύστημα S4 [mol%]
Υδρογόνο (H <sub>2</sub> )	35.59	12.93	12.93	26.12
Μονοξείδιο του άνθρακα (CO)	22.86	17.09	17.09	21.68
Μεθάνιο (CH <sub>4</sub> )	17.36	6.54	6.54	1.78
Διοξείδιο του άνθρακα (CO <sub>2</sub> )	20.90	15.38	15.38	11.34
Άζωτο (N <sub>2</sub> )	3.17	47.31	47.31	34.13
Άλλα	0.12	0.75	0.75	4.95

**Πίνακας 2.3** Αποτελέσματα της ανάλυσης των υπό διερεύνηση συστημάτων [99].

	Σύστημα S1	Σύστημα S2	Σύστημα S3	Σύστημα S4
Εξέργεια Βιομάζας [kW]	69,813	69,813	69,813	190.75
Ισχύς της ΚΚ [kW]	27,066	25,691	25,368	66.71
Ισχύς της Ηλεκτρογεν. [kW]	10,227	12,561	13,195	27.29
Μικτή Ηλεκτρική Ισχύς [kW]	37,293	38,252	38,563	94.00
Κατανάλωση Βοηθ. Ισχύος [kW]	2866	3785	3740	3740
Καθαρή Ηλεκτρική Ισχύς [kW]	34,427	34,467	34,823	87.68
Ηλεκτρ. Εξεργειακός β.α. [%]	49.3	49.4	49.9	46.0

Ένα άλλο υβριδικό σύστημα (SOFC-GT), με χρήση μιας αναβαθμισμένης έκδοσης του αεριοποιητή Viking χαμηλής περιεκτικότητας σε πίσσα (Viking low tar gasifier), διερευνήθηκε από τους Bang-Moller et al. [100,101]. Το σύστημα, που φαίνεται στο Σχήμα 2.43, αποτελείται από ένα υβριδικό σύστημα με αναγεννητική προθέρμανση, το οποίο τροφοδοτείται με το αέριο σύνθεσης (syngas), που παράγεται με αεριοποίηση υγρού ξύλου. Στη διάταξη αυτή, μια ποσότητα ξύλου με υψηλή περιεκτικότητα σε υγρασία τροφοδοτείται στο σύστημα αεριοποίησης, όπου σε αρχικό στάδιο αποξηραίνεται, χρησιμοποιώντας τη θερμότητα του αερίου σύνθεσης. Ο ατμός που διαχωρίζεται στον ξηραντήρα (dryer) τροφοδοτείται στον αεριοποιητή, μαζί με την ξηρή ποσότητα ξύλων και τον προθερμασμένο αέρα. Ο αέρας αυτός προθερμαίνεται από το ζεστό ακατέργαστο αέριο σύνθεσης που παράγεται από τον αεριοποιητή. Το θερμό αυτό ρεύμα του αερίου σύνθεσης παρέχει ένα μέρος της θερμότητας του στον ξηραντήρα και στη συνέχεια ψύχεται στη θερμοκρασία των 90°C, ενώ το θερμό νερό που παράγεται από τον εναλλάκτη θερμότητας χρησιμοποιείται για τηλεθέρμανση (district heating). Το επόμενο βήμα είναι ο καθαρισμός του αερίου σύνθεσης, απομακρύνοντας τις ακαθαρσίες ή προσμίξεις. Στη συνέχεια, το αέριο σύνθεσης ψύχεται στους 50°C, με σκοπό την απομάκρυνση του νερού που περιέχεται σε αυτό. Τέλος, το καθαρό πλέον αέριο σύνθεσης συμπιέζεται και τροφοδοτείται στο υβριδικό σύστημα (SOFC-GT).

Η θερμοκρασία λειτουργίας του αεριοποιητή ήταν 800°C και η πίεση του 1 bar. Η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ ήταν 800°C και ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου 0.85, ενώ θερμοκρασία εισόδου των αερίων στο στρόβιλο ήταν 900°C. Για αυτές τις τιμές των παραμέτρων σχεδιασμού, η ανάλυση έδειξε ότι ο μέγιστος ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του συστήματος ήταν 50.3%, για λόγο πίεσης 2.5 [100]. Επίσης, οι συγγραφείς συνέκριναν τον υβριδικό κύκλο Gasifier-SOFC-GT, με τα πιο απλά

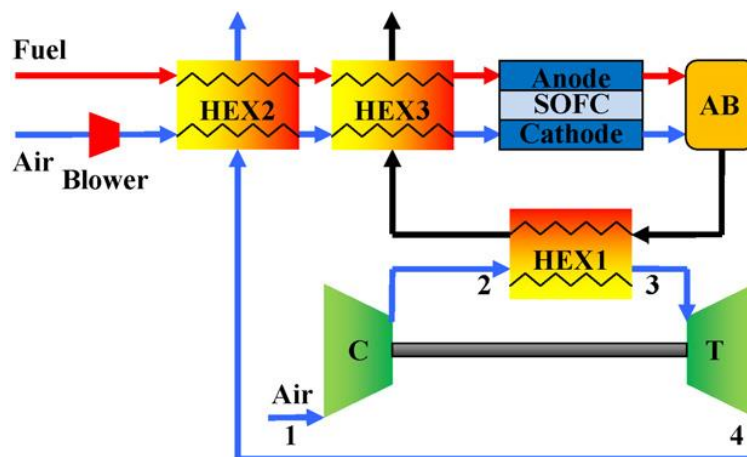


Σχήμα 2.43 ΥΣ με χρήση του αεριοποιητή Viking [100,101].

εναλλακτικά συστήματα Gasifier-GT και Gasifier-SOFC. Η ανάλυση έδειξε ότι ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του υβριδικού συστήματος Gasifier-SOFC-GT ήταν μεγαλύτερος 22.2% από το σύστημα Gasifier-GT και 13.9% από το σύστημα Gasifier-SOFC [100]. Η ίδια επίσης διάταξη αναλύθηκε από εξεργειακής πλευράς, με στόχο το υπολογισμό των

αναντιστρεπτοτήτων του συστήματος. Με βάση την ανάλυση αυτή, οι συγγραφείς πρότειναν μια εναλλακτική διάταξη, στην οποία τα ακατέργαστα αέρια που εξέρχονται από την προθέρμανση του αέρα του αεριοποιητή, χρησιμοποιούνται και για την προθέρμανση του αερίου σύνθεσης που εξέρχεται από τον συμπιεστή του καυσίμου. Ενώ, ο ξηραντήρας θερμαίνεται από τα καυσαέρια του αεριοστρόβιλου. Αυτή η βελτιστοποιημένη διάταξη επέτυχε αύξηση του βαθμού απόδοσης από 55% σε 58.2% και του εξεργειακού βαθμού απόδοσης από 47.6% σε 50.4%, εξαιτίας της αυξημένης παραγωγής ισχύος από τον αεριοστρόβιλο [101].

Ένα μικρής κλίμακας ΥΣ, τροφοδοτούμενο από το αέριο σύνθεσης της βιομάζας, διερευνήθηκε από τους Kaneko et al. [102]. Η ονομαστική ισχύς του συστήματος ήταν 35 kW, με τη συνεισφορά της ΚΚ και του GT στο 85% και 15%, της ονομαστικής ισχύος αντίστοιχα. Οι συγγραφείς, στην εργασία τους, δεν ανέλυσαν το σύστημα αεριοποίησης και καθαρισμού, παρά μόνο μελέτησαν μια στρατηγική ελέγχου της διακύμανσης της παραγόμενης ισχύος, που οφείλεται στη διακύμανση της σύνθεσης του αερίου σύνθεσης που παράγεται από τη βιομάζα. Ο συνολικός βαθμός απόδοσης του συστήματος υπολογίστηκε ότι ήταν 56.3%, για συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου 83%, θερμοκρασία λειτουργίας του SOFC τους 1120 K και TIT τους 1350 K.

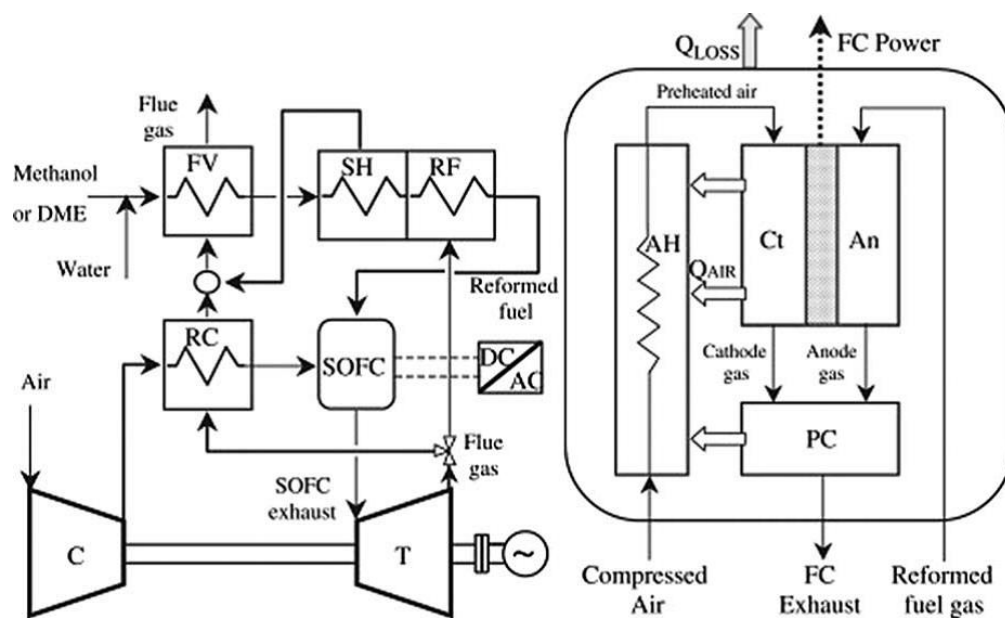


**Σχήμα 2.44** ΥΣ με τροφοδοσία αερίου σύνθεσης από γαιάνθρακα, των Zhao et al. [73].

Το αέριο σύνθεσης που παράγεται από την αεριοποίηση του γαιάνθρακα (coal syngas) είναι ένα ακόμα εναλλακτικό καύσιμο που μπορεί εν δυνάμει να χρησιμοποιηθεί στα ΥΣ. Αυτή η δυνατότητα μελετήθηκε από τους Zhao et al., οι οποίοι θεώρησαν ένα ατμοσφαιρικό υβριδικό σύστημα τροφοδοτούμενο με αέριο σύνθεσης από γαιάνθρακα, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.44 [73]. Όπως και στην προηγούμενη περίπτωση, οι συγγραφείς δεν ανέλυσαν τη διεργασία παραγωγής του αερίου σύνθεσης ή τη διεργασία καθαρισμού του, και ως εκ τούτου δεν μελετήθηκαν οι πιθανές αλληλεπιδράσεις μεταξύ των δύο υποσυστημάτων. Στόχος της μελέτης αυτής ήταν η διερεύνηση του ατμοσφαιρικού υβριδικού κύκλου και των πλεονεκτημάτων που τον συνοδεύουν. Ο βαθμός απόδοσης του συστήματος κυμαινόταν μεταξύ 48% και 56%, ανάλογα με την πυκνότητα ρεύματος και τη θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης. Συγκεκριμένα, η ανάλυση έδειξε ότι ο βαθμός απόδοσης είναι μεγαλύτερος στις χαμηλές πυκνότητες ρεύματος, ενώ εμφάνισε διτροπική τάση (αυξομείωση) για αύξηση της θερμοκρασίας

από τους 800 K στους 1200 K. Ο μέγιστος βαθμός απόδοσης σημειώθηκε στη θερμοκρασία λειτουργίας των 970K [73].

Εκτός από το αέριο σύνθεσης που προκύπτει από την αεριοποίηση της βιομάζας ή του γαιάνθρακα στη διαθέσιμη βιβλιογραφία υπάρχουν μελέτες που χρησιμοποιούν και άλλα εναλλακτικά καύσιμα, ως υποψήφια για χρήση σε ΥΣ. Επί παραδείγματι, στην εργασία των Cocco et al. διερευνάται η δυνατότητα της χρήσης της μεθανόλης και του διμεθυλεστέρα (dimethylester, DME) [44]. Η θερμοκρασία αναμόρφωσης των καυσίμων αυτών είναι ιδιαίτερα χαμηλή, περίπου 200-300°C, κάτι που επιτρέπει την τοποθέτηση του αναμορφωτή έξω από τη συστοιχία, βελτιώνοντας με αυτό τον τρόπο την ανάκτηση της θερμότητας από τα καυσαέρια. Επιπλέον, η εξωτερική αναμόρφωση οδηγεί σε αύξηση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ, αφού η μέση μερική πίεση του υδρογόνου είναι υψηλότερη σε σχέση με αυτή στην περίπτωση της εσωτερικής αναμόρφωσης. Ως εκ τούτου, οι συγγραφείς επικεντρώθηκαν στη μελέτη του ΥΣ υπό πίεση, με χρήση εξωτερικής αναμόρφωσης και ανάκτηση της θερμότητας των καυσαερίων.



Σχήμα 2.45 ΥΣ με εξωτερική αναμόρφωση και τροφοδοσία μεθανόλης ή DME [44].

Μια απλοποιημένη διάταξη του συστήματος αυτού φαίνεται στο Σχήμα 2.45. Το μίγμα νερού-καυσίμου (μεθανόλης ή DME) εξατμίζεται στον εξατμιστή του καυσίμου (Fuel Vaporizer, FV) χρησιμοποιώντας τα καυσαέρια που εξέρχονται από τον ανακομιστή (RC), ο οποίος προθερμαίνει τον συμπιεσμένο αέρα που θα εισέλθει στην ΚΚ. Στη συνέχεια, το μίγμα αυτό θερμαίνεται στη θερμοκρασία που απαιτείται από τη διεργασία της αναμόρφωσης στον υπερθερμαντήρα (superheater, SH). Αφού περάσει και από το στάδιο της αναμόρφωσης (RF), το αναμορφωμένο πλέον καύσιμο τροφοδοτείται στην άνοδο της ΚΚ. Εκεί, η θερμότητα που παράγεται από τις ηλεκτροχημικές αντιδράσεις και τη μετάκαυση (post-combustion) χρησιμοποιείται για την περεταίρω θέρμανση του συμπιεσμένου αέρα που θα εισέλθει στην κάθοδο. Στην ανάλυση αυτή, η πυκνότητα του ρεύματος της ΚΚ τέθηκε ίση με 300 mA/cm<sup>2</sup>, ο λόγος πίεσης ίσος με 4.0 και ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου ίσος με 0.85. Οι συγγραφείς παρατήρησαν

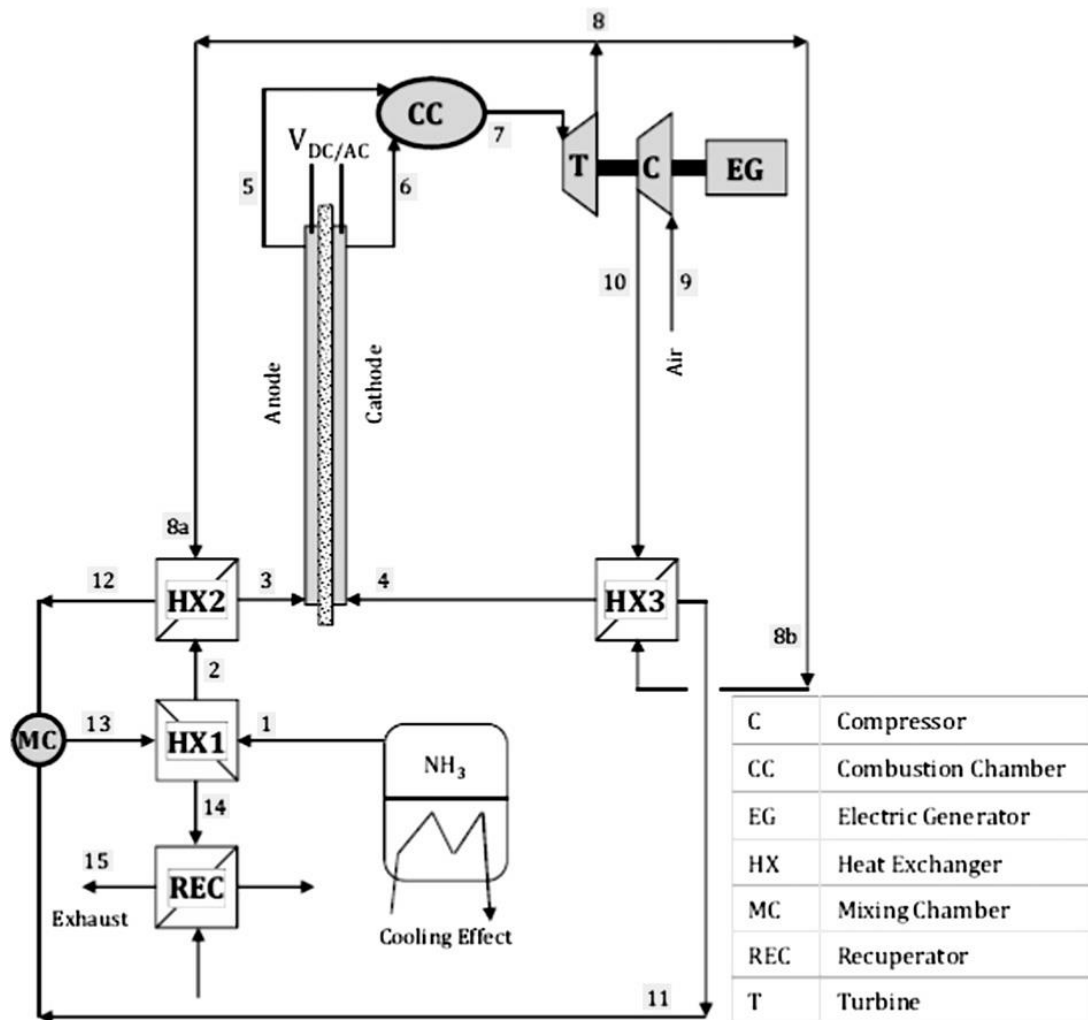


ότι ο βαθμός απόδοσης του συστήματος ήταν αρκετά ευαίσθητος στις μεταβολές της θερμοκρασίας της κυψέλης και της θερμοκρασίας αναμόρφωσης του καυσίμου. Συγκεκριμένα, ο βαθμός απόδοσης εμφάνισε μια διτροπική τάση (bimodal trend) σε σχέση με τη θερμοκρασία αναμόρφωσης. Βρέθηκε ότι η βέλτιστη θερμοκρασία αναμόρφωσης εξαρτάται προφανώς από τον τύπο του καυσίμου, αλλά και από τη θερμοκρασία της ΚΚ. Τα αποτελέσματα έδειξαν ότι στην περίπτωση της μεθανόλης, η βέλτιστη θερμοκρασία αναμόρφωσής της ήταν οι 240°C, αντιστοιχώντας σε ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης 73%, όταν η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ ήταν 1000°C. Όταν χρησιμοποιείται ο διμεθυλεστέρας ως καύσιμο, η βέλτιστη θερμοκρασία αναμόρφωσης ήταν περίπου 280°C και ο βαθμός απόδοσης σε αυτή την περίπτωση ήταν 69%, για την ίδια θερμοκρασία λειτουργίας του SOFC. Τέλος, οι συγγραφείς πρότειναν ότι ο λόγος ατμού-άνθρακα θα πρέπει να είναι 1.5-2.0, έτσι ώστε να αποφεύγεται η εναπόθεση του άνθρακα στον καταλύτη, αλλά και να μεγιστοποιείται ο βαθμός απόδοσης [44].

Ένα άλλο πιθανό καύσιμο είναι η αμμωνία. Η χρήση της αμμωνίας σε ΥΣ διερευνήθηκε από τους Ishak et al. [103], στη μελέτη των οποίων γίνεται η χρήση ενός ειδικού τύπου ΚΚ, που είναι ικανή να ηλεκτροοξειδώνει απευθείας την αμμωνία. Οι ΚΚ αυτού του τύπου στη βιβλιογραφία αναφέρονται και ως DASOFC (Direct Ammonia SOFC). Συγκεκριμένα, η αμμωνία (NH<sub>3</sub>) τροφοδοτείται στην άνοδο της ΚΚ, όπου και υφίσταται καταλυτική αφυδρογόνωση (dehydrogenation), παράγοντας άζωτο και υδρογόνο. Ο ρυθμός αυτής της αντίδρασης εξαρτάται από τη θερμοκρασία και την πίεση λειτουργίας της κυψέλης. Επιπλέον, δύο είναι τα είδη των ηλεκτρολυτών που χρησιμοποιούνται στα DASOFCs. Το πρώτο είδος επιτρέπει τη δίοδο ανιόντων του οξυγόνου (O<sup>2-</sup>), γι' αυτό και ονομάζεται ηλεκτρολύτης οξυγόνου (SOFC-O), ενώ το δεύτερο είδος επιτρέπει τη δίοδο κατιόντων του υδρογόνου (H<sup>+</sup>) και γι' αυτό ονομάζεται και ηλεκτρολύτης υδρογόνου (SOFC-H). Επιπλέον, στην πρώτη περίπτωση το νερό σχηματίζεται στο τμήμα της ανόδου, ενώ στη δεύτερη στο τμήμα της καθόδου. Τέλος, στη δεύτερη περίπτωση το δυναμικό του Nernst είναι υψηλότερο, λόγω της υψηλότερης μερικής πίεσης του υδρογόνου, κάτι που οφείλεται στην απουσία του ατμού από το τμήμα της ανόδου.

Το σύστημα που μελετήθηκε από τους Ishak et al., δίνεται στο Σχήμα 2.46 [103]. Στη διάταξη αυτή η αμμωνία βρίσκεται υπό πίεση σε μία δεξαμενή. Όταν η αμμωνία αφαιρείται από τη δεξαμενή, η πίεση και η θερμοκρασία της μειώνονται, κάτι που μπορεί να αναστραφεί χρησιμοποιώντας ένα πηνίο εσωτερικά της δεξαμενής, με τη λειτουργία να θερμαίνει την αμμωνία όταν η θερμοκρασία της έχει πέσει σε πολύ χαμηλά επίπεδα. Στη συνέχεια, η αμμωνία προθερμαίνεται από τους εναλλάκτες θερμότητας HX1 και HX2, ανακτώντας μέρος της θερμότητας των καυσαερίων που εξέρχονται από τον αεριοστρόβιλο. Ακόμα, ένα μέρος της θερμότητας των καυσαερίων χρησιμοποιείται και για την προθέρμανση του συμπιεσμένου αέρα, μέσω του εναλλάκτη HX3 και για την παραγωγή ζεστού νερού (συμπαραγωγή), μέσω του ανακομιστή θερμότητας (REC). Οι συγγραφείς, στη μελέτη αυτή, διερεύνησαν και τους δύο τύπους DASOFCs, θεωρώντας συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου ίσο με 0.85, συντελεστή χρησιμοποίησης του αέρα 0.25, θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης ίση με 1073 K και λόγο πίεσης ίσο με 5.0. Από την ανάλυση βρέθηκε ότι η χρήση ηλεκτρολύτη κατιόντων υδρογόνου (SOFC-H) επιδεικνύει μέγιστη πυκνότητα ισχύος 144% μεγαλύτερη από αυτή της συμβατικής ΚΚ με ηλεκτρολύτη οξυγόνου. Επίσης, το δυναμικό ανοιχτού κυκλώματος (Open Circuit Voltage) της ΚΚ με ηλεκτρολύτη κατιόντων υδρογόνου βρέθηκε ότι ήταν περισσότερο από 1.0 V μεγαλύτερο από αυτό της ΚΚ με ηλεκτρολύτη οξυγόνου. Έτσι, με βάση τα προηγούμενα συμπεράσματα ο ηλεκτρικός

βαθμός απόδοσης του SOFC-H ήταν 69.3%, ενώ του SOFC-O 64.3%. Τέλος, η ανάλυση ευαισθησίας έδειξε ότι ο βαθμός απόδοσης μειώνεται για υψηλότερους συντελεστές χρησιμοποίησης του καυσίμου και της θερμοκρασίας και πίεσης λειτουργίας της συστοιχίας των ΚΚ [103].



Σχήμα 2.46 ΥΣ με τροφοδοσία αμμωνίας ως καύσιμο [103].

## 2.7 Ολοκληρωμένα Συστήματα Αεριοποίησης και Συνδυασμένου Κύκλου

Είναι γνωστό πως ο γαιάνθρακας (coal) είναι ένα από τα αφθονότερα ορυκτά καύσιμα στη φύση, κατέχοντας περίπου το 27% της παγκόσμιας παροχής πρωτογενούς ενέργειας [1]. Δυστυχώς όμως, η συμβατική ενεργειακή μετατροπή του γαιάνθρακα σχετίζεται με πολύ σοβαρά περιβαλλοντικά προβλήματα, όπως η εκπομπή αερίων του θερμοκηπίου και άλλων επικίνδυνων για την υγεία και το περιβάλλον ρύπων ( $SO_x$ ,  $NO_x$ , PM). Ωστόσο, την τελευταία δεκαετία έχουν αναπτυχθεί καινοτόμες τεχνολογίες για την ενεργειακή μετατροπή του γαιάνθρακα, οι οποίες είναι ταυτόχρονα και αρκετά φιλικές προς το περιβάλλον. Στο πεδίο αυτό, μια από τις πιο αποδοτικές είναι τα Ολοκληρωμένα Συστήματα Αεριοποίησης και Συνδυασμένου Κύκλου (Integrated Gasification Combined Cycle, IGCC), που αποτελούνται από έναν συμβατικό κύκλο Brayton ή Rankine, με

τροφοδοσία του αερίου σύνθεσης που παράγεται από την αεριοποίηση του γαιάνθρακα. Η τεχνολογία IGCC συχνά συνδυάζεται και με κάποια τεχνολογία δέσμευσης του CO<sub>2</sub>, όπως η πρόκαυση (pre-combustion), η μετάκαυση (post-combustion) κ.α., με σκοπό τη βελτίωση της περιβαλλοντικής της απόδοσης. Μια περεταίρω πιθανή βελτίωση της τεχνολογίας IGCC είναι δυνατή με τον συνδυασμό των κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου. Συγκεκριμένα, αυτός ο συνδυασμός μπορεί να επιτευχθεί όταν ο θάλαμος καύσης του κύκλου Brayton αντικατασταθεί από τη συστοιχία των ΚΚ, όπως διεξοδικά μελετήσαμε στις προηγούμενες ενότητες. Το αποτέλεσμα αυτού του συνδυασμού είναι η επίτευξη εξαιρετικά υψηλών ηλεκτρικών βαθμών απόδοσης, με χρήση φτηνού καυσίμου και χαμηλού περιβαλλοντικού αντίκτυπου. Εντούτοις, αξίζει να σημειωθεί ότι η τεχνολογία IGCC είναι διαθέσιμη μόνο για πολύ μεγάλης κλίμακας ενεργειακά συστήματα, κάτι που εμποδίζει την εφαρμογή της σε συστήματα διανεμημένης παραγωγής ηλεκτρικής ισχύος (Distributed Power Generation) ή ακόμα και ναυτικές εφαρμογές. Επίσης, η ΚΚ που θα πρέπει να χρησιμοποιηθεί θα πρέπει να είναι αρκετά μεγάλης ισχύος (>100 MW), κάτι που προς στιγμήν δεν είναι εμπορικά εφικτό. Δυστυχώς, για οικονομικούς κυρίως λόγους, δεν έχουν ακόμα κατασκευαστεί τέτοιου είδους συστήματα και ως εκ τούτου υβριδικά συστήματα IGCC SOFC-GT έχουν μελετηθεί μόνο σε θεωρητικό επίπεδο [2,3,110-113].

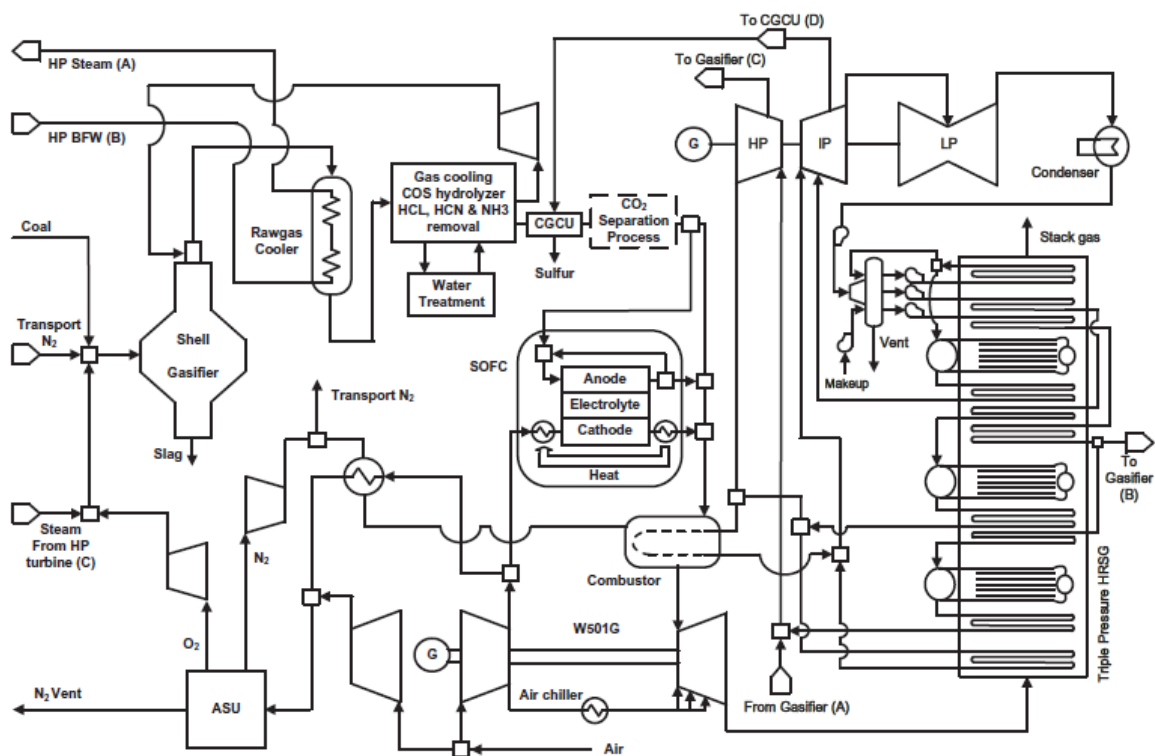
Ένα τέτοιο υβριδικό σύστημα (IGCC SOFC-GT) έχει διερευνηθεί από τους Park et al., το οποίο χρησιμοποιεί επίσης και ένα σύστημα πρόκαυσης για την δέσμευση του CO<sub>2</sub> [110]. Η διάταξη της εγκατάστασης περιλαμβάνει τρία υποσυστήματα: τον αεριοποιητή (gasifier), τον διαχωριστή του αέρα (Σχήμα 2.48) και τη μονάδα ισχύος. Η μονάδα ισχύος αποτελείται από τον αεριοστρόβιλο, τη συστοιχία των ΚΚ, έναν ατμοστρόβιλο, και τον ατμοπαραγωγό (HRSG). Οι συγγραφείς ανέλυσαν τρεις διαφορετικές διατάξεις, εκ των οποίων:

- η πρώτη περιλαμβάνει την ανάκτηση της θερμότητας των αερίων της καθόδου, μέσω ενός εναλλάκτη θερμότητας,
- η δεύτερη χρησιμοποιεί τη μέθοδο της ανακυκλοφορίας των αερίων της καθόδου και
- η τρίτη περιλαμβάνει τη μέθοδο της ανακυκλοφορίας στην κάθοδο και σαν τεχνολογία δέσμευσης του CO<sub>2</sub>, την μέθοδο καύσης με καθαρό οξυγόνο (oxy-combustion).

**Πίνακας 2.4** Κύριες παράμετροι σχεδιασμού του υβριδικού συστήματος συνδυασμένου κύκλου (IGCC SOFC-GT) [110].

Parameter	Value
Gasifier exit temperature	1006.5 °C
Gasifier exit pressure	2430.4 kPa
TIT	1500 °C
GT pressure ratio	19.1
HRSG condensing pressure	5 kPa
SOFC temperature	900 °C
SOFC utilization factor	0.70

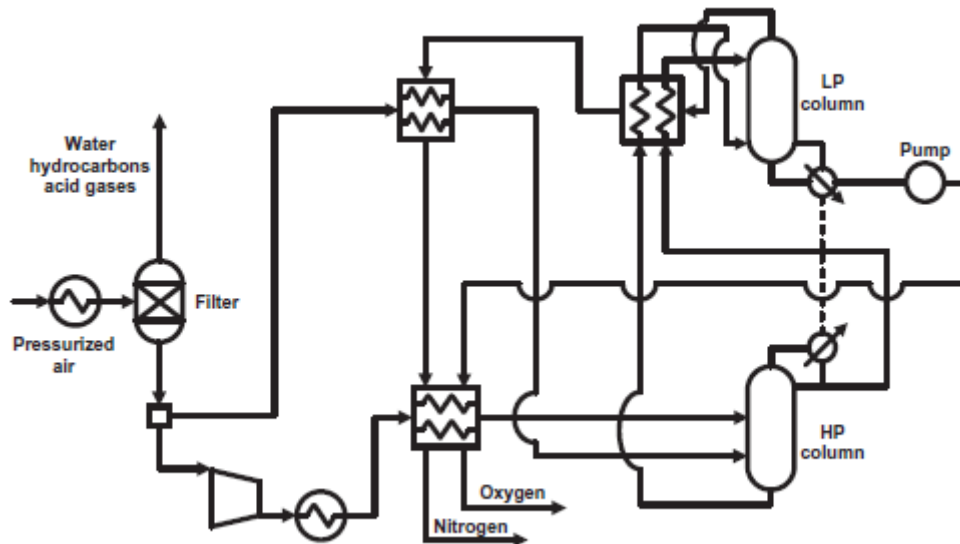
Στις δύο πρώτες διατάξεις αξιολογούνται δύο ακόμα πιθανές επιλογές, που περιλαμβάνουν τη χρήση ή μη κάποιας τεχνολογίας δέσμευσης του CO<sub>2</sub> (Σχήμα 2.49). Οι κύριες παράμετροι σχεδιασμού συνοψίζονται στον Πίνακα 2.4. Η διαμόρφωση του συστήματος είναι βασικά η ίδια με αυτή του συνδυασμένου κύκλου SOFC-GT-ST που περιγράψαμε στην Ενότητα 2.4.8, με τη διαφορά ότι στην προκειμένη περίπτωση το καύσιμο τροφοδοτείται από το σύστημα αεριοποίησης του γαιάνθρακα, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.47.



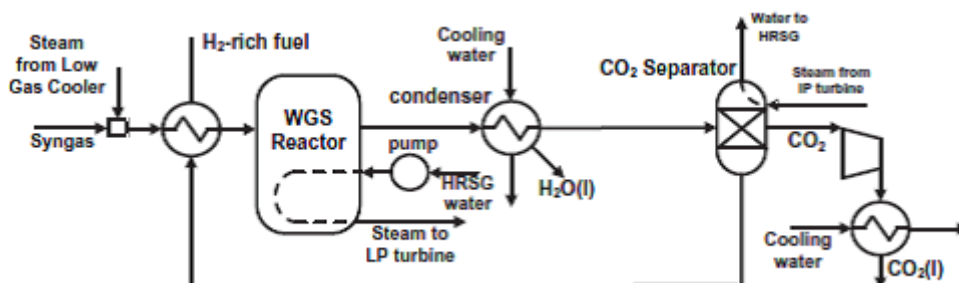
**Σχήμα 2.47** Αναλυτική παρουσίαση του υβριδικού συστήματος συνδυασμένου κύκλου (IGCC SOFC-GT), με δέσμευση του CO<sub>2</sub> [110].

Τα αποτελέσματα των υπολογισμών έδειξαν ότι η καθαρή ισχύς της εγκατάστασης κυμαινόταν από 480 MW, για το πρώτο σύστημα με τη χρήση της πρόκαυσης για τη δέσμευση του CO<sub>2</sub>, μέχρι 699 MW για την περίπτωση του τρίτου συστήματος. Στο πρώτο σύστημα, με τη χρήση της πρόκαυσης, ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης ήταν 37.5%. Στο ίδιο σύστημα όταν δεν χρησιμοποιήθηκε η πρόκαυση ο βαθμός απόδοσης αυξήθηκε κατά 12.5%. Ο βαθμός απόδοσης του δεύτερου συστήματος με χρήση της πρόκαυσης ήταν 40.25%, ενώ χωρίς την πρόκαυση ήταν 52.99%. Τέλος, στο τρίτο σύστημα, με τη χρήση της τεχνολογίας καύσης με καθαρό οξυγόνο, για την δέσμευση του CO<sub>2</sub>, ο βαθμός απόδοσης ήταν 46.6%. Ως εκ τούτου, ο βέλτιστος ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης επιτεύχθηκε με τη μέθοδο της ανακυκλοφορίας των αερίων της καθόδου. Επιπρόσθετα, η ανάλυση έδειξε ότι η εφαρμογή τεχνολογιών δέσμευσης του CO<sub>2</sub> οδηγεί σε μείωση του ηλεκτρικού βαθμού απόδοσης έως και 13%. Ακόμα, ανάμεσα στις μεθόδους δέσμευσης του CO<sub>2</sub>, η μέθοδος καύσης με καθαρό οξυγόνο επέδειξε τον μεγαλύτερο βαθμό απόδοσης. Τέλος, οι συγγραφείς μελέτησαν το παραπάνω σύστημα και χωρίς τη χρήση

της ΚΚ, με σκοπό τη μελέτη της επίδρασης αυτού του συνδυασμού στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης. Από τη συγκριτική αυτή μελέτη αποδείχτηκε ότι η χρήση του SOFC οδηγεί το σύστημα σε αρκετά υψηλότερους συνολικούς ηλεκτρικούς βαθμούς απόδοσης, αλλά και σε αύξηση της παραγομένης ισχύος. Επιπρόσθετα, το σύστημα IGCC-GT με δέσμευση του CO<sub>2</sub> επέδειξε βαθμό απόδοσης ίσο με 33.4% και ισχύ 337 MW, ενώ χωρίς δέσμευση του CO<sub>2</sub>, βαθμό απόδοσης 46.3% και ισχύ 430 MW [110].



Σχήμα 2.48 Μονάδα διαχωρισμού του αέρα [110].



Σχήμα 2.49 Διεργασία δέσμευσης του CO<sub>2</sub> με τη μέθοδο της πρόκαυσης [110].

## 2.8 Αξιολόγηση των Προτεινόμενων Διατάξεων

Στις προηγούμενες ενότητες, διενεργήθηκε μια επισκόπηση των βασικών διατάξεων των υβριδικών συστημάτων (SOFC-GT), που έχουν προταθεί από την επιστημονική κοινότητα και τη βιομηχανία, με βάση τη διαθέσιμη βιβλιογραφία. Τα πρωτότυπα που έχουν κατασκευαστεί από τη βιομηχανία είναι ελάχιστα (Siemens-Westinghouse, Mitsubishi Heavy Industries, Rolls Royce κ.α.), εξαιτίας του υψηλού κόστους κεφαλαίου που απαιτείται για την κατασκευή τους, αλλά κυρίως και της ανάγκης για έρευνα και βελτιστοποίηση των προτεινόμενων αυτών διατάξεων από την επιστημονική κοινότητα. Τα πρωτότυπα που έχουν παραχθεί είναι σχετικά μικρής

εγκατεστημένης ισχύος (250-1000 kW), με τις εταιρείες να προγραμματίζουν μελλοντικά την παραγωγή συστημάτων αρκετά μεγαλύτερης κλίμακας (έως και 800 MW).

Η βασικότερη ταξινόμηση των ΥΣ γίνεται με βάση την πίεση λειτουργίας της ΚΚ στον υβριδικό κύκλο. Οι διατάξεις στις οποίες η συστοιχία των ΚΚ λειτουργεί σε πίεση μεγαλύτερη της ατμοσφαιρικής επιτυγχάνουν υψηλότερους ηλεκτρικούς βαθμούς απόδοσης και έχουν μειωμένο κόστος, σε σύγκριση με τις διατάξεις στις οποίες η συστοιχία των ΚΚ λειτουργεί στην ατμοσφαιρική πίεση. Το μειονέκτημα των διατάξεων με την ΚΚ υπό πίεση είναι η πολυπλοκότητα της λειτουργίας τους, κάτι που καθιστά αναγκαία την εφαρμογή στρατηγικών ελέγχου και ενέχει φυσικά των κίνδυνο ασταθειών και αστοχιών κατά τη λειτουργία. Από την άλλη πλευρά, τα ΥΣ σε ατμοσφαιρική πίεση είναι αρκετά απλά στη λειτουργία τους, αλλά ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσής τους έναντι των ανταγωνιστών τους είναι μειωμένος περίπου κατά 10%, κάτι που με την εφαρμογή κατάλληλων σχεδιαστικών τεχνικών μπορεί μειωθεί.

Μια άλλη πολύ σημαντική σχεδιαστική παράμετρος είναι η επιλογή του καυσίμου. Στην πλειοψηφία των εργασιών που έχουν δημοσιευτεί τα τελευταία 20 χρόνια, ως καύσιμο χρησιμοποιείται το φυσικό αέριο. Οι παράγοντες που καθιστούν το φυσικό αέριο μια αρκετά ελκυστική επιλογή είναι η υψηλή διαθεσιμότητα, το χαμηλό κόστος, ο χαμηλός περιβαλλοντικός αντίκτυπος, από τη μετατροπή της χημικής του ενέργειας σε ηλεκτρική, καθώς και η ανθεκτικότητα των διαθέσιμων ηλεκτροκαταλυτικών υλικών στη χρήση του. Παρόλα αυτά, πέρα από το φυσικό αέριο, στη διαθέσιμη βιβλιογραφία έχει προταθεί η χρήση και άλλων εναλλακτικών καυσίμων, που υπόσχονται τη βιωσιμότητα των συστημάτων αυτών. Τα καύσιμα που έχουν μελετηθεί είναι κυρίως τα αέρια σύνθεσης από την αεριοποίηση της βιομάζας και του γαιάνθρακα, χωρίς αυτό να σημαίνει πως δεν μπορούν να χρησιμοποιηθούν και άλλα καύσιμα όπως η μεθανόλη, η κηροζίνη, ή και άλλα υγρά συμβατικά καύσιμα, αφού πρώτα περάσουν από το στάδιο της αναμόρφωσης και του καθαρισμού.

Καταλυτικής σημασίας στον σχεδιασμό των υβριδικών συστημάτων (SOFC-GT) είναι η επιλογή του τύπου της διεργασίας αναμόρφωσης του καυσίμου. Η αναμόρφωση μπορεί να χωριστεί σε εσωτερική ή εξωτερική, ανάλογα με το αν πραγματοποιείται εσωτερικά ή εξωτερικά της ΚΚ. Η εσωτερική αναμόρφωση, άμεση ή έμμεση, προσφέρει στο σύστημα χαμηλότερο κόστος και υψηλότερο ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης, σε σχέση με τη χρήση εξωτερικών συστημάτων αναμόρφωσης. Παρόλα αυτά, στην περίπτωση εφαρμογής εναλλακτικών καυσίμων, η χρήση της εξωτερικής αναμόρφωσης είναι αρκετές φορές απαραίτητη, έτσι ώστε να προστατεύεται η λειτουργία της ΚΚ και να μεγιστοποιείται ο βαθμός απόδοσης του συστήματος.

Οι απαιτήσεις της διεργασίας αναμόρφωσης με ατμό μπορούν να καλυφθούν με δύο τρόπους. Ο πρώτος είναι μέσω της ανακυκλοφορίας των αερίων της ανόδου και ο δεύτερος είναι μέσω της εξωτερικής παροχής ατμού, κάνοντας χρήση ενός ατμοπαραγωγού (HRSG), ο οποίος ανακτά μέρος της θερμότητας των καυσαερίων που εξέρχονται από τον αεριοστρόβιλο. Ο πρώτος τρόπος είναι ο πιο κοινός, λόγω κυρίως της εγγενούς απλότητας του, των υψηλών αποδόσεων μετατροπής αλλά και του χαμηλού κόστους κεφαλαίου που προσδίδει στο σύστημα. Ο δεύτερος τρόπος προσφέρει στο σύστημα μεγαλύτερο έλεγχο της ποσότητας του ατμού που τροφοδοτείται στην άνοδο, μεγαλύτερη ευελιξία, ιδιαίτερα σε συστήματα συμπαραγωγής στα οποία μέρος του ατμού αυτού μπορεί να χρησιμοποιηθεί για την κάλυψη των θερμικών φορτίων ή για την αύξηση του ηλεκτρικού βαθμού απόδοσης του συστήματος μέσω της χρήσης κάποιου

κύκλου ατμού. Το μειονέκτημα του όμως είναι ότι προσθέτει στο σύστημα το κόστος της μονάδας του ατμοπαραγωγού.

Τέλος, η υψηλή θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων από τον αεριοστρόβιλο του υβριδικού συστήματος (SOFC-GT) μπορεί να ανακτηθεί μέσω της εφαρμογής και άλλων θερμοδυναμικών κύκλων (Rankine, Kalina, Cheng κ.α.) για την αύξηση του συνολικού ηλεκτρικού βαθμού απόδοσης και της ευελιξίας του συστήματος. Η εφαρμογή των κύκλων βάσης που κάνουν χρήση της θερμότητας των καυσαερίων μπορεί να οδηγήσει σε εξαιρετικά υψηλούς ηλεκτρικούς βαθμούς απόδοσης, που σε ορισμένες περιπτώσεις όπως είδαμε ξεπερνούν ακόμα και το 70%.

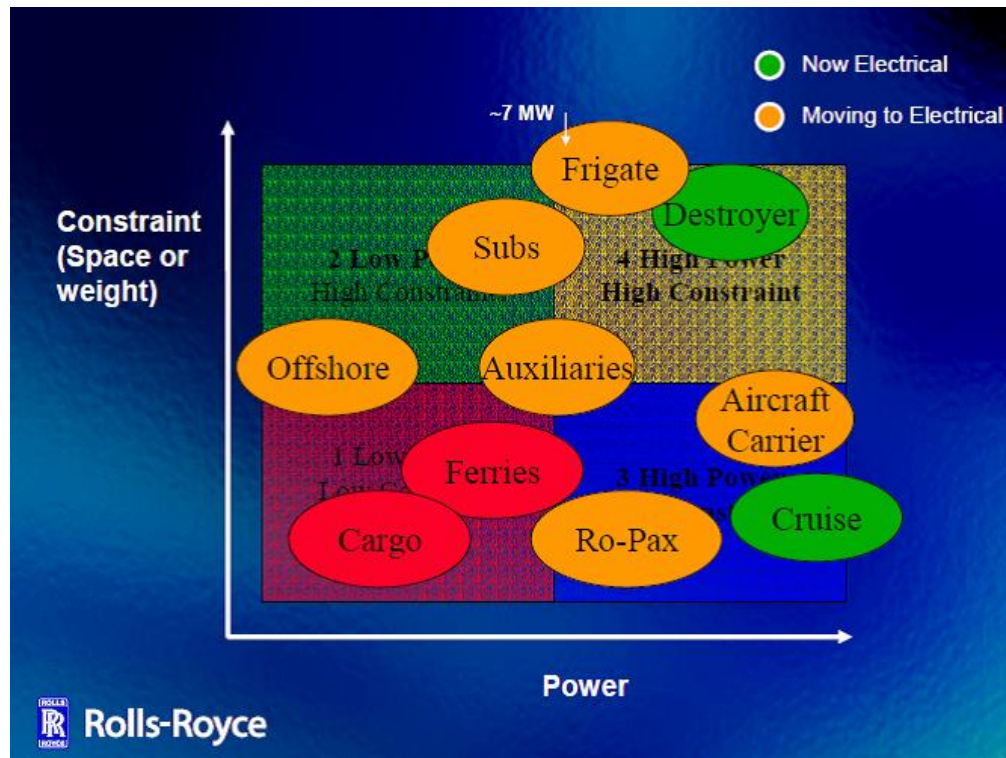
Το σημαντικότερο συμπέρασμα αυτής της βιβλιογραφικής επισκόπησης είναι ότι τα συγκεκριμένα ΥΣ επιτυγχάνουν εξαιρετικά υψηλές αποδόσεις ισχύος, η οποίες πρωτίστως εξαρτώνται από την κλίμακα μεγέθους της εγκατάστασης. Τα υβριδικά συστήματα αρκετά μεγάλης εγκατεστημένης ισχύος (>10 MW) επιδεικνύουν πολύ υψηλότερους ηλεκτρικούς και συνολικούς βαθμούς απόδοσης, που σε αρκετές περιπτώσεις ξεπερνούν το 70%, σε σχέση με τα συστήματα μικρής εγκατεστημένης ισχύος (250-1000 kW), των οποίων ο βαθμός απόδοσης είναι 10-15% μικρότερος.

## 2.9 Επιλογή του προς Μελέτη Συστήματος

Η επιλογή ενός υβριδικού συστήματος (SOFC-GT) για εφαρμογή σε πλοία είναι μια αρκετά δύσκολη διαδικασία, κατά την οποία ο σχεδιαστής καλείται να απαντήσει στα ακόλουθα ερωτήματα:

1. Ποιες είναι οι βασικές απαιτήσεις που θα πρέπει να πληροί ένα υβριδικό σύστημα κατά την εφαρμογή του σε πλοία;
2. Πως επηρεάζει ο τύπος του πλοίου (εμπορικό, πολεμικό, αναψυχής κ.τ.λ) τις απαιτήσεις αυτές, και ως εκ τούτου τα κριτήρια επιλογής;
3. Ποιες είναι οι πιθανές διατάξεις που κρίνονται καταρχήν κατάλληλες για εφαρμογή σε πλοία;

Καταρχάς, όπως έγινε κατανοητό από τη μέχρι τώρα ανάλυση ένα ΥΣ δεν είναι σε θέση να καλύψει τις ανάγκες σε ισχύ της προωστήριας εγκατάστασης με συμβατικό τρόπο (π.χ. παραγωγή μηχανικής ισχύος). Το 80% περίπου της καθαρής παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος ενός τέτοιου υβριδικού συστήματος παράγεται από την συστοιχία των ΚΚ, και μόλις το 20% παράγεται από τον αεριοστρόβιλο. Επομένως, αν το υβριδικό αυτό σύστημα χρησιμοποιηθεί για την κάλυψη των αναγκών σε ισχύ της προωστήριας εγκατάστασης, επιβάλλεται η εφαρμογή ηλεκτρικής πρόωσης, δηλαδή της κίνησης της έλικας από ηλεκτρικό κινητήρα. Η εφαρμογή της ιδέας του πλήρους εξηλεκτρισμένου πλοίου (All-Electric Ship – AES) αποτελεί μια αρκετά ελκυστική επιλογή, η οποία βρίσκει ολοένα και προσφορότερο έδαφος για την εφαρμογή της. Παρόλα αυτά, μέχρι στιγμής η ιδέα της ηλεκτροπρόωσης έχει εφαρμοστεί μόνο σε πολεμικά πλοία και κρουαζιερόπλοια, ενώ στο μέλλον αναμένεται να εφαρμοστεί και σε άλλους τύπους πλοίων, όπως φαίνεται στο Σχήμα 2.50. Από την άλλη πλευρά, η εφαρμογή ενός τέτοιου υβριδικού συστήματος για την κάλυψη των βοηθητικών αναγκών σε ηλεκτρική ισχύ μπορεί να αντικαταστήσει, χωρίς μεγάλες μεταβολές, τις συμβατικές βοηθητικές μηχανές (gensets). Οι απαιτήσεις ισχύος της κύριας μηχανής που προορίζονται για την κάλυψη των αναγκών σε πρόωση, αλλά και των βοηθητικών μηχανών, των κύριων τύπων πλοίων δίνεται στο Σχήμα 2.51.



**Σχήμα 2.50** Χρήση της ηλεκτρικής πρόωσης σε εμπορικά και πολεμικά πλοία [128].

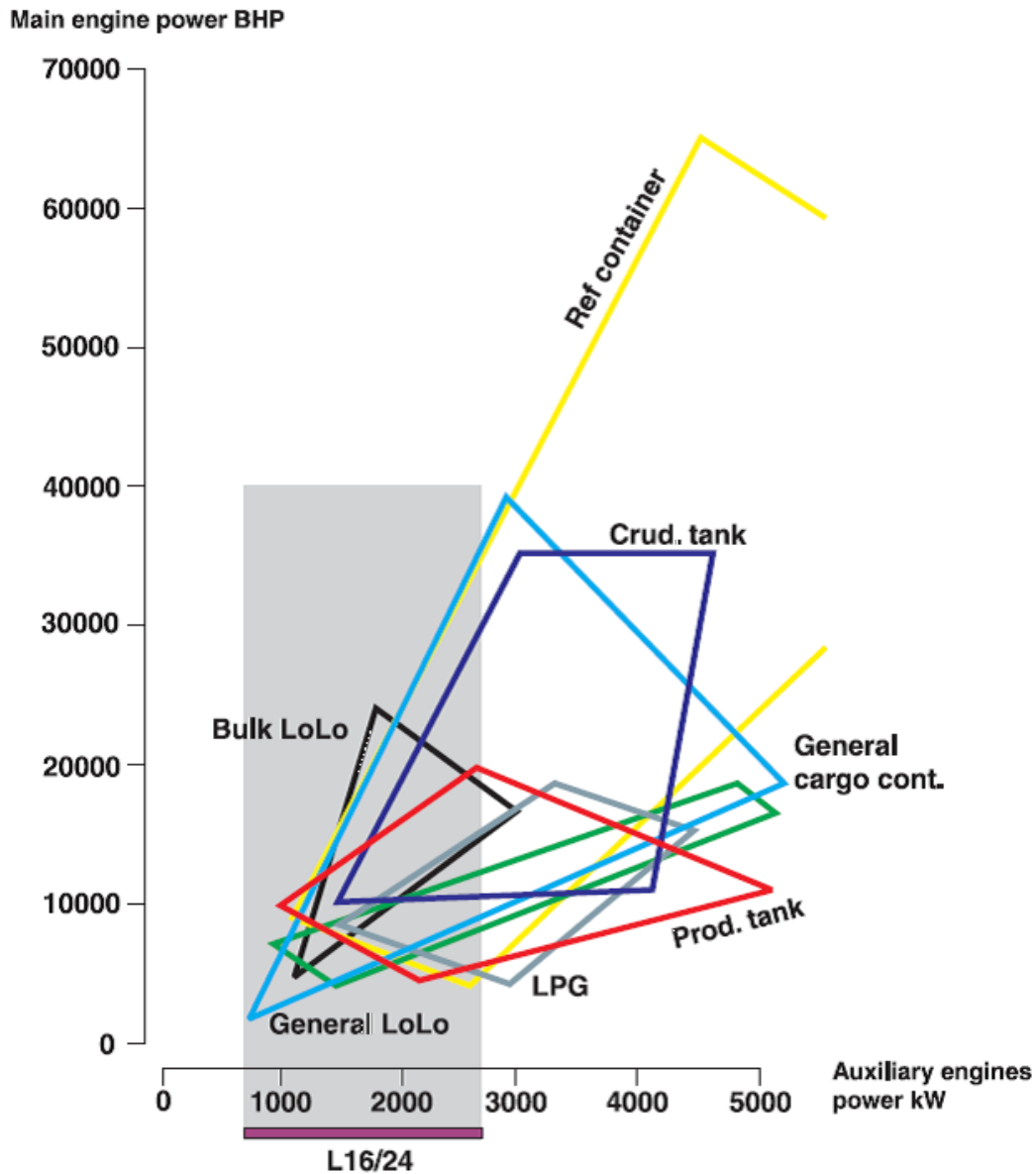
Από πλευράς απαιτήσεων, η κύρια και βοηθητικές μηχανές θα πρέπει να ικανοποιούν τα παρακάτω κριτήρια:

1. Χαμηλό κόστος κεφαλαίου.
2. Χαμηλή κατανάλωση καυσίμου (ή υψηλός βαθμός απόδοσης).
3. Χαμηλή εκπομπή ρύπων και αερίων του θερμοκηπίου.
4. Αξιόπιστη και ασφαλής λειτουργία.
5. Μειωμένες απαιτήσεις επίβλεψης και συντήρησης.
6. Μειωμένο βάρος και διαστάσεις (ή υψηλή συγκέντρωση ισχύος).
7. Χαμηλή εκπομπή θορύβου και μειωμένες ταλαντώσεις.
8. Δυνατότητα χρήσης των διαθέσιμων στη ναυτιλιακή αγορά τύπων καυσίμου.
9. Δυνατότητα αυτομάτου ελέγχου.
10. Δυνατότητα αποκεντρωμένης εγκατάστασης.

Το μεγάλο πλεονέκτημα της τεχνολογίας των κυψελών καυσίμου, και κατά συνέπεια των συγκεκριμένων υβριδικών συστημάτων, είναι ότι καλύπτουν πλήρως τις περισσότερες από τις παραπάνω απαιτήσεις, με μοναδικούς ανασταλτικούς παράγοντες μέχρι στιγμής το υψηλό κόστος κεφαλαίου και τη μικρή διάρκεια ζωής. Παράγοντες όμως, οι οποίοι αναμένεται να μεταβληθούν τα επόμενα 10-15 χρόνια, καθώς η



τεχνολογία θα μεταβεί από το στάδιο της έρευνας και ανάπτυξης, στο στάδιο της πλήρους εμπορευματοποίησης [130].



**Σχήμα 2.51** Απαιτήσεις ισχύος κύριας και βοηθητικών μηχανών των βασικών τύπων εμπορικών πλοίων [129].

Ένας ακόμα σημαντικός παράγοντας, που επιδρά σε μεγάλο βαθμό στην επιλογή της διάταξης, είναι η επιλογή του καυσίμου. Είναι προφανές ότι ακόμα και αν έχουν προταθεί πάρα πολλά εναλλακτικά καύσιμα για χρήση σε ΥΣ, η χρήση τους στα πλοία περιορίζεται από τη μειωμένη διαθεσιμότητα τους και την πολυπλοκότητα της συνολικής εγκατάστασης. Η πολυπλοκότητα αυτή θα πρέπει να αποφεύγεται, αφού αυξάνει το κόστος συντήρησης και επίβλεψης, ενώ ταυτόχρονα μειώνει την αξιοπιστία και τη συγκέντρωση ισχύος (αύξηση διαστάσεων και βάρους) της εγκατάστασης. Ως εκ τούτου, σε πρώτη φάση ακόμα και οι συνδυασμένοι υβριδικοί κύκλοι (π.χ. SOFC-GT-Rankine

κ.τ.λ.) αποκλείονται από το αρχικό στάδιο επιλογής, εξαιτίας της πολυπλοκότητάς τους, παρά το γεγονός ότι εμφανίζουν όπως είδαμε αρκετά υψηλούς βαθμούς απόδοσης.

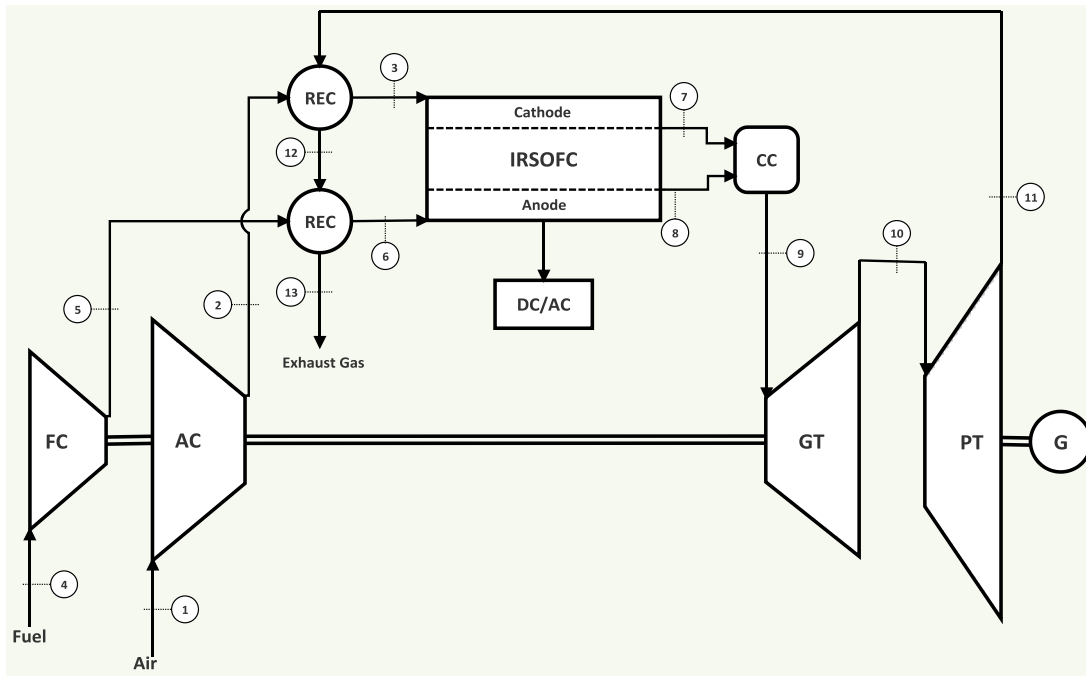
Λαμβάνοντας υπόψιν τα παραπάνω κριτήρια και απαιτήσεις, αλλά και τα αποτελέσματα της αξιολόγησης που πραγματοποιήθηκε στην προηγούμενη ενότητα, το ΥΣ, που επιλέγεται προς διερεύνηση στην παρούσα μελέτη, έχει τα εξής επιμέρους χαρακτηριστικά:

1. **Συνολική ισχύς:** Της τάξης του 1 MW, έτσι ώστε να βελτιώνεται η διαρθρότητα (modularity) και η ευελιξία της εγκατάστασης.
2. **Καύσιμο:** Το φυσικό αέριο, συγκεκριμένης περιεκτικότητας σε μεθάνιο και άλλες ενώσεις. Το αέριο αυτό μπορεί για παράδειγμα να είναι το αέριο εξάτμισης κατά τη μεταφορά του LNG (Boil Off Gas – BOG).
3. **Αναμόρφωση του καυσίμου:** Επιλέγεται η εσωτερική αναμόρφωση του καυσίμου, στην άνοδο της ΚΚ, για λόγους κόστους και συγκέντρωσης ισχύος.
4. **Ανακυκλοφορία της αερίων της ανόδου:** Η παροχή της απαραίτητης ποσότητας ατμού, από τη διεργασία της αναμόρφωσης, πραγματοποιείται με την ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου, που όπως είδαμε εμφανίζει τους υψηλότερους βαθμούς απόδοσης, ενώ ταυτόχρονα μειώνει το κόστος κεφαλαίου και αυξάνει την συγκέντρωση ισχύος της εγκατάστασης.
5. **Συστοιχία κυψελών καυσίμου:** Επιλέγεται η τεχνολογία των σωληνοειδών ΚΚ (tubular SOFC), δεδομένης της ταχύτερης προσέγγισης της τεχνολογίας αυτής στο στάδιο της εμπορευματοποίησης.
6. **Χρήση αναγεννητικής προθέρμανσης:** Για αύξηση της απόδοσης του συστήματος, αλλά και μείωση των θερμοκρασιακών κλίσεων εντός της συστοιχίας των ΚΚ, αποτρέποντας τη μηχανική αστοχία της, κάτι που θα μείωνε την αξιοπιστία της εγκατάστασης.
7. **Χρήση θαλάμου καύσεως:** Για την οξείδωση των ποσοτήτων των καυσίμων που δεν αναμορφώθηκαν ή/και ηλεκτροοξειδώθηκαν στην άνοδο, αλλά και για μεγαλύτερο έλεγχο της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου.
8. **Χρήση στρόβιλου ισχύος:** Η εκτόνωση των καυσαερίων από το θάλαμο καύσης πραγματοποιείται σε δύο στάδια. Αρχικά στον αεριοστρόβιλο (στρόβιλο υψηλής πίεσης), ο οποίος δίνει κίνηση στους συμπιεστές του αέρα και του καυσίμου και στη συνέχεια στον στρόβιλο ισχύος (στρόβιλος χαμηλής πίεσης), ο οποίος κινεί τον άξονα της ηλεκτρογεννήτριας, η οποία παράγει την επιπρόσθετη ηλεκτρική ισχύ του συστήματος. Η χρήση στρόβιλου ισχύος, βελτιώνει την αξιόπιστη λειτουργία του συστήματος, αφού επιτρέπει την σταθερή λειτουργία της αεριογόνου μονάδας, παρά τις όποιες μεταβολές του φορτίου.

Επιπλέον, λαμβάνοντας υπόψιν την επισκόπηση του συγκεκριμένου τύπου υβριδικών συστημάτων και τους αντίστοιχους βαθμούς απόδοσης, που έχουν προταθεί στη βιβλιογραφία, οι δύο τροποποιήσεις τις αρχικής διάταξης που εμφανίζουν το μεγαλύτερο ενδιαφέρον είναι οι εξής:

- Εφαρμογή ενός ενδιάμεσου σταδίου ψύξεως του αέρα, πριν το τελικό στάδιο της συμπίεσης και της εισόδου του στην κάθοδο της ΚΚ (Intercooled SOFC-GT).
- Η περεταίρω ανάκτηση της απορριπτόμενης θερμότητας από τα καυσαέρια προς το περιβάλλον, με τη χρήση ατμοπαραγωγού. Ο ατμός που παράγεται με αυτό τον τρόπο μπορεί αφενός να χρησιμοποιηθεί στην άνοδο για τον μεγαλύτερο έλεγχο του βέλτιστου λόγου ατμού-άνθρακα, ελαχιστοποιώντας την εναπόθεση

του άνθρακα στο καταλυτικό στρώμα, και αφετέρου για την κάλυψη κάποιων θερμικών αναγκών του πλοίου σε ατμό, μεγιστοποιώντας τον συνολικό θερμικό βαθμό απόδοσης του συστήματος.



**Σχήμα 2.52** Σχηματική αναπαράσταση της επιλεγθείσας διάταξης του προς μελέτη του υβριδικού συστήματος (SOFC-GT).

## 2.10 Επίλογος

Η ραγδαία άνοδος των τιμών των καυσίμων και οι επικείμενοι περιβαλλοντικοί κανονισμοί ασκούν τεράστια πίεση στην παγκόσμια ναυτιλία, έτσι ώστε η λειτουργία του στόλου της να γίνει περισσότερο αποδοτική και με χαμηλότερο αντίκτυπο στο περιβάλλον. Η χρήση των κυψελών καυσίμου, ως αυτόνομα συστήματα ή με την εφαρμογή τους σε υβριδικούς κύκλους αποτελεί μια αρκετά ελκυστική επιλογή αφού ικανοποιεί τις περισσότερες από τις απαιτήσεις που επιβάλλει η ναυτιλιακή αγορά. Τα υβριδικά συστήματα κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου σε συνδυασμό με τον συμβατικό κύκλο Brayton (SOFC-GT) αποτελούν έναν από τους πιθανότερους υποψήφιους με τη δυνατότητα να αντικαταστήσουν τις κύριες και βοηθητικές συμβατικές μηχανές των πλοίων, εξαιτίας κυρίως των εξαιρετικά υψηλών ηλεκτρικών βαθμών απόδοσής τους, σε συνδυασμό με τον αρκετά χαμηλό περιβαλλοντικό τους αντίκτυπο.

Έπειτα λοιπόν από μια διεξοδική μελέτη και αξιολόγηση των διαφορετικών διατάξεων ΥΣ που έχουν μελετηθεί από την επιστημονική κοινότητα, και των λιγοστών πρωτοτύπων που έχουν κατασκευαστεί από τη βιομηχανία, στο τέλος του κεφαλαίου αυτού επιλέχθηκε μια διάταξη ενός ΥΣ η οποία κρίνεται καταρχήν κατάλληλη για εφαρμογή σε πλοία. Η γενική μορφή της διάταξης αυτής δίνεται στο Σχήμα 2.52, ενώ οι όποιες τροποποιήσεις τις διατάξεις αυτής, με σκοπό την βελτίωση της λειτουργίας της

και του βαθμού απόδοσής της, είναι ανοιχτές προς διερεύνηση. Στο κεφάλαιο που ακολουθεί θα πραγματοποιηθεί η ανάπτυξη του μοντέλου προσομοίωσης του παραπάνω συστήματος καθώς και θα αναλυθούν σε βάθος τα επιμέρους σχεδιαστικά και λειτουργικά του χαρακτηριστικά.

Η σελίδα αυτή είναι σκόπιμα λευκή.

## ΚΕΦΑΛΑΙΟ 3

### ΑΝΑΠΤΥΞΗ ΚΑΤΑΛΛΗΛΟΥ ΜΟΝΤΕΛΟΥ ΠΡΟΣΟΜΟΙΩΣΗΣ ΓΙΑ ΤΗ ΜΕΛΕΤΗ ΤΗΣ ΣΥΜΠΕΡΙΦΟΡΑΣ ΕΝΟΣ ΥΒΡΙΔΙΚΟΥ ΣΥΣΤΗΜΑΤΟΣ ΚΥΨΕΛΩΝ ΚΑΥΣΙΜΟΥ ΣΤΕΡΕΟΥ ΟΞΕΙΔΙΟΥ – ΑΕΡΙΟΣΤΡΟΒΙΛΟΥ ΣΕ ΔΙΑΦΟΡΕΣ ΚΑΤΑΣΤΑΣΕΙΣ ΛΕΙΤΟΥΡΓΙΑΣ

---

#### 3.1 Εισαγωγή

Κατά τη διάρκεια των τελευταίων δύο δεκαετιών, έχει σημειωθεί τεράστια πρόοδος στην ανάπτυξη αριθμητικών και υπολογιστικών εργαλείων για τη μελέτη της λειτουργίας των κυψελών καυσίμου και των ευρύτερων ενεργειακών συστημάτων που βασίζονται σε αυτές, όπως τα υβριδικά συστήματα κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου – αεριοστροβίλου (SOFC-GT). Η ανάπτυξη μαθηματικών μοντέλων και μοντέλων προσομοίωσης είναι επιβεβλημένη εξαιτίας της πολυπλοκότητας των κυψελών καυσίμου, αλλά και της δυσκολίας του πειραματικού χαρακτηρισμού της εσωτερικής τους λειτουργίας. Αυτή η πολυπλοκότητα μπορεί να εξηγηθεί με βάση το γεγονός ότι στο εσωτερικό των κυψελών καυσίμου, λαμβάνουν χώρα ταυτόχρονα οι ηλεκτροχημικές αντιδράσεις, η ηλεκτρική και η ιοντική αγωγιμότητα και η μεταφορά θερμότητας και μάζας. Αυτός είναι και ο λόγος για τον οποίο η ολοκληρωμένη μελέτη των κυψελών καυσίμου απαιτεί μια διεπιστημονική προσέγγιση. Η μοντελοποίηση μπορεί να βοηθήσει αρκετά στην κατανόηση της λειτουργίας των κυψελών καυσίμου και της αλληλεπίδρασης τους με τα υπόλοιπα μηχανήματα και συσκευές που ολοκληρώνουν ένα υβριδικό ενεργειακό σύστημα [2].

Επιπρόσθετα, η προσομοίωση των ΥΣ βελτιώνει την ακρίβεια των πειραματικών αποτελεσμάτων και επιτρέπει στην πειραματική διερεύνηση να εστιάσει στις κρίσιμότερες για το σύστημα παραμέτρους λειτουργίας. Ακόμη, τα μαθηματικά μοντέλα αποτελούν πολύτιμα εργαλεία για το σχεδιασμό και τη βελτιστοποίηση των υβριδικών συστημάτων. Από την άλλη πλευρά, τα δυναμικά μοντέλα μπορούν να χρησιμοποιηθούν για το σχεδιασμό και τη δοκιμή των αλγορίθμων ελέγχου των συστημάτων αυτών. Τέλος, τα μοντέλα μπορούν να αναπτυχθούν έτσι ώστε να αξιολογούν αν τα χαρακτηριστικά ενός συγκεκριμένου τύπου κυψελών καυσίμου μπορούν να ανταποκριθούν στις απαιτήσεις της εφαρμογής και στις απαιτήσεις κόστους και αποτελεσματικότητας [2].

Η «καρδιά» του ΥΣ είναι η συστοιχία των κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου, και γι' αυτό τα περισσότερα μαθηματικά μοντέλα που έχουν αναπτυχθεί μέχρι στιγμής στοχεύουν στη λεπτομερή περιγραφή της λειτουργίας της ΚΚ. Τα κύρια χαρακτηριστικά των μοντέλων που έχουν αναπτυχθεί για τη μελέτη της λειτουργίας των κυψελών καυσίμου συνοψίζονται από τους Haraldsson και Wirke [127]:

- Η προσέγγιση του μοντέλου (θεωρητική ή ημι-εμπειρική).
- Η κατάσταση του συστήματος (σταθερή ή μεταβατική κατάσταση).
- Τα όρια του συστήματος (ατομικό ή μοριακό επίπεδο, ή σαν όγκο ελέγχου να λαμβάνεται η κάθε κυψέλη ξεχωριστά, ή η συστοιχία, ή το σύστημα σαν σύνολο).
- Οι χωρικές διαστάσεις του μοντέλου (μηδενικών ή έως και τριών διαστάσεων).

- Η πολυπλοκότητα και οι λεπτομέρειες (ηλεκτροχημικές, θερμοδυναμικές, και ρευστοδυναμικές σχέσεις).
- Η ταχύτητα, η ακρίβεια και η ευελιξία του μοντέλου.
- Ο πηγαίος κώδικας (ανοιχτός και διαθέσιμος στη βιβλιογραφία ή το αντίθετο)
- Η γραφική αναπαράσταση του μοντέλου.
- Οι βιβλιοθήκες των μοντέλων, των επιμέρους στοιχείων και των θερμοδυναμικών ιδιοτήτων.
- Η επαλήθευση του μοντέλου.

Αν και τα παραπάνω χαρακτηριστικά συνοψίζονται από τους συγγραφείς για τις κυψέλες καυσίμου πολυμερικής μεμβράνης, εντούτοις μπορούν να εφαρμοστούν ισοδύναμα και στη μοντελοποίηση των κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου. Η προσέγγιση του μοντέλου μπορεί να είναι είτε θεωρητική (μηχανιστική), είτε ημι-εμπειρική. Τα μηχανιστικά μοντέλα βασίζονται σε ηλεκτροχημικές και ρευστοδυναμικές σχέσεις, ενώ τα ημι-εμπειρικά μοντέλα χρησιμοποιούν πειραματικά δεδομένα για την πρόβλεψη της συμπεριφοράς του συστήματος. Η κατάσταση του συστήματος μπορεί να είναι είτε σταθερή, είτε μεταβατική, και δείχνει το κατά πόσο το μοντέλο μπορεί να προσομοιώσει το σύστημα μόνο σε μία κατάσταση λειτουργίας ή μπορεί να χρησιμοποιηθεί σε δυναμικές συνθήκες, συμπεριλαμβανομένης της έναρξης (start-up), της παύσης (shut-down) και της μεταβολής του φορτίου. Ένα μοντέλο μπορεί να είναι μηδενικών διαστάσεων ή έως και τριών διαστάσεων. Τα μοντέλα μηδενικών διαστάσεων υπολογίζουν μόνο τις καμπύλες τάσης-ρεύματος ( $V-I$ ), ενώ οι θεωρητικές προσεγγίσεις των νόμων διατήρησης της μάζας, της ορμής και της ενέργειας, αλλά και οι ηλεκτροχημικές αντιδράσεις απαιτούν την ανάπτυξη του μοντέλου σε περισσότερες χωρικές διαστάσεις [2].

Η επιλογή του κατάλληλου επιπέδου ανάλυσης και προσέγγισης εξαρτάται από τους στόχους και τις απαιτήσεις της κάθε μελέτης. Μια εναλλακτική ταξινόμηση των μοντέλων μπορεί να γίνει ανάλογα με το σκοπό της μοντελοποίησης, όπως η παραμετρική ανάλυση ευαισθησίας, η βελτιστοποίηση, η εξεργειακή ανάλυση, η οικονομική ανάλυση, η ανάλυση της διαμόρφωσης (configuration analysis), οι μελέτες εφικτότητας, η ανάλυση των συνθηκών μερικού φορτίου και της μεταβατικής κατάστασης.

Πριν από την έναρξη της μοντελοποίησης, είναι πολύ σημαντικό να καθοριστεί ο επιθυμητός σκοπός του μοντέλου και στη συνέχεια να καθοριστούν κατά τα κύρια χαρακτηριστικά του. Η βέλτιστη προσέγγιση στη μοντελοποίηση και τα χαρακτηριστικά αυτής, εξαρτώνται σε σημαντικό βαθμό, όπως αναφέρθηκε και προηγουμένως, από την εφαρμογή που προορίζεται. Αν και αυτό είναι ένα καθοριστικής σημασίας βήμα, εντούτοις υπάρχει η τάση να παραβλέπεται. Αφού οριστικοποιηθούν αυτά τα κριτήρια, οι λεπτομέρειες του μοντέλου μπορούν να προσδιοριστούν. Όμοια με τη μοντελοποίηση άλλων θερμικών συστημάτων, το πρώτο βήμα στη μοντελοποίηση ενός ΥΣ είναι η κατανόηση του συστήματος και η ανάπτυξη των μαθηματικών σχέσεων που διέπουν τη λειτουργία του. Τα κύρια βήματα στην ανάπτυξη του μαθηματικού μοντέλου είναι τα εξής:

- Ο καθορισμός του όγκου ελέγχου γύρω από το επιθυμητό σύστημα.
- Η ανάπτυξη των μαθηματικών σχέσεων που διέπουν τη λειτουργία του (π.χ. με βάση τον 1<sup>ο</sup> και 2<sup>ο</sup> νόμο της θερμοδυναμικής).
- Ο καθορισμός των αρχικών και συνοριακών συνθηκών.

- Η επίλυση των παραπάνω εξισώσεων (αναλυτικά ή αριθμητικά).
- Η επαλήθευση του μοντέλου.

Αν και η προσομοίωση της ΚΚ είναι ένα τρισδιάστατο και χρονοεξαρτώμενο πρόβλημα, με τις κατάλληλες παραδοχές μπορεί να απλοποιηθεί σε ένα σταθερής κατάστασης (steady state), δισδιάστατο (2-D), μονοδιάστατο (1-D), ή μηδενικών διαστάσεων (0-D) πρόβλημα, έτσι ώστε να ανταποκρίνεται σε διαφορετικές εφαρμογές και αντικειμενικούς σκοπούς. Οι περισσότερες προσομοιώσεις της βιβλιογραφίας έχουν πραγματοποιηθεί με μοντέλα μηδενικών διαστάσεων. Σε αυτόν τον τύπο της μοντελοποίησης, χρησιμοποιείται ένα σύνολο μαθηματικών εξισώσεων, για τον καθορισμό των μεταβλητών εξόδου, με βάση τις μεταβλητές εισόδου. Με αυτή την προσέγγιση, η ΚΚ αντιμετωπίζεται ως αδιάστατο κουτί (dimensionless box), και αυτός είναι και ο λόγος που συχνά στη βιβλιογραφία, αυτού του είδους η μοντελοποίηση αναφέρεται με τον όρο «box modeling». Παρά τον μεγάλο αριθμό των παραδοχών και των απλοποιήσεων, η μέθοδος αυτή είναι αρκετά αποτελεσματική για την ανάλυση της επίδρασης διαφόρων παραμέτρων λειτουργίας στη συνολική απόδοση του υβριδικού κύκλου, για την πραγματοποίηση κάποιας ανάλυσης ευαισθησίας, και για τη σύγκριση με διαφορετικές διατάξεις. Παρόλα αυτά, όταν ο αντικειμενικός σκοπός της μοντελοποίησης είναι η διερεύνηση της εσωτερικής λειτουργίας του SOFC, τότε η προσέγγιση μηδενικών διαστάσεων είναι πλέον ακατάλληλη. Ωστόσο, για την προσομοίωση του υβριδικού συστήματος, όταν δίνεται έμφαση στην αλληλεπίδραση της ΚΚ με τα υπόλοιπα στοιχεία της διάταξης και στο πως η συστοιχία των ΚΚ επηρεάζει τη συνολική απόδοση του συστήματος, τότε η προσέγγιση αυτή είναι αρκετά ικανοποιητική.

Για την προσομοίωση των ΥΣ έχουν χρησιμοποιηθεί αρκετά διαφορετικά υπολογιστικά πακέτα και γλώσσες προγραμματισμού. Από τη στιγμή που δεν υπάρχει κάποιο εμπορικά διαθέσιμο πακέτο για την προσομοίωση της λειτουργίας των ΚΚ, οι εκάστοτε σχεδιαστές πρέπει να αναπτύξουν το δικό τους μοντέλο με τις κατάλληλες λεπτομέρειες και παραδοχές. Ως εκ τούτου, από αυτή την πλευρά, αυτό που διαφοροποιεί τα μοντέλα μεταξύ τους είναι ο τρόπος προσομοίωσης των επιμέρους στοιχείων στο υβριδικό σύστημα. Σε μια πρώτη προσέγγιση, ολόκληρα τα μοντέλα μπορούν να αναπτυχθούν με τη χρήση γλωσσών προγραμματισμού, όπως η Fortran ή λογισμικών υψηλού επιπέδου όπως το Matlab ή η πλατφόρμα Matlab/Simulink, για την επίλυση των εξισώσεων που διέπουν τη λειτουργία του συστήματος. Σε μια δεύτερη προσέγγιση, οι σχεδιαστές μπορούν να χρησιμοποιήσουν εμπορικά διαθέσιμα πακέτα λογισμικών, όπως το Aspen Plus, για τη μοντελοποίηση των συμβατικών στοιχείων του υβριδικού κύκλου.

Τέλος, η επαλήθευση του μοντέλου είναι σημαντική έτσι ώστε το μοντέλο να θεωρηθεί ως ένα αξιόπιστο εργαλείο για την προσομοίωση της λειτουργίας του συστήματος. Για την επαλήθευση αυτή όμως απαιτούνται τα κατάλληλα δεδομένα, τα οποία δεν είναι άλλα από τα πειραματικά δεδομένα (ή πραγματικά δεδομένα) της λειτουργίας των ΥΣ. Εδώ ανακύπτουν δύο προβλήματα. Το πρώτο σχετίζεται το γεγονός ότι τα δεδομένα αυτά ως επί το πλείστον δεν είναι διαθέσιμα στην ανοιχτή βιβλιογραφία, και το δεύτερο σχετίζεται με το υψηλό κόστος εγκατάστασης των ΥΣ, που αποτρέπει την εγκατάσταση και την πειραματική διερεύνηση της λειτουργίας του συστήματος, από την ακαδημαϊκή κοινότητα. Ένας τρόπος για την επίλυση αυτού του προβλήματος είναι η ανάπτυξη καλά καθορισμένων μοντέλων που διέπουν τη λειτουργία των επιμέρους στοιχείων (υποσυστημάτων) στο υβριδικό σύστημα, η



επαλήθευσή τους με βάση δεδομένα που σε γενικές γραμμές είναι διαθέσιμα στη βιβλιογραφία, και έπειτα η ολοκλήρωση των επιμέρους αυτών στοιχείων για την προσομοίωση του συνολικού ΥΣ. Ένας άλλος τρόπος, όχι αρκετά ενδεδειγμένος αλλά υπό την απουσία δεδομένων αποδεκτός, είναι η σύγκριση των αποτελεσμάτων του μοντέλου προσομοίωσης με κάποιο άλλο ή άλλα μοντέλα που έχουν σχεδιαστεί για την προσομοίωση του ίδιου υβριδικού συστήματος με τις ίδιες ή παρόμοιες αρχικές και συνοριακές συνθήκες. Στην τελευταία αυτή περίπτωση, αν τα αποτελέσματα των συγκρινόμενων μοντέλων ταιριάζουν, με ένα αποδεκτό σφάλμα, τότε η εφαρμογή του μοντέλου στο υπό μελέτη υβριδικό σύστημα είναι αποδεκτή.

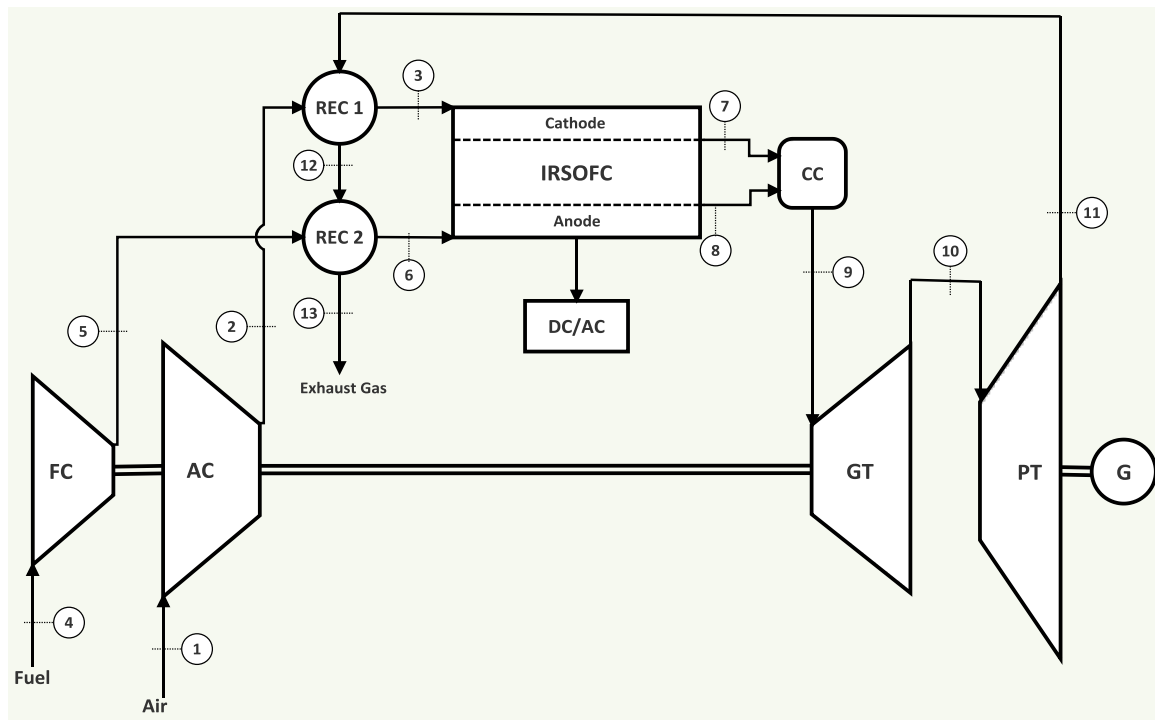
Στο κεφάλαιο αυτό, αρχικά πραγματοποιείται η λεπτομερής περιγραφή του υπό μελέτη υβριδικού συστήματος, το οποίο κρίνεται καταρχήν κατάλληλο για εφαρμογή σε πλοία. Στη συνέχεια παρατίθενται οι παραδοχές-υποθέσεις που είναι απαραίτητες για την ανάπτυξη του μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης του υβριδικού αυτού συστήματος. Τέλος, αναπτύσσεται το μαθηματικό μοντέλο προσομοίωσης, μηδενικών διαστάσεων, για τη μελέτη της λειτουργίας του ΥΣ και την ανάλυση της επίδρασης των κύριων παραμέτρων λειτουργίας στην απόδοση του συστήματος. Για την κάλυψη των παραπάνω αναγκών, το κάθε επιμέρους στοιχείο του συστήματος μοντελοποιείται ξεχωριστά με βάση τα επικρατέστερα μαθηματικά μοντέλα που είναι διαθέσιμα στην ανοιχτή βιβλιογραφία.

## 3.2 Μαθηματική Μοντελοποίηση

### 3.2.1 Περιγραφή του υπό μελέτη υβριδικού συστήματος

Η σχηματική απεικόνιση του υπό μελέτη ΥΣ, το οποίο ικανοποιεί καταρχήν τα κριτήρια επιλογής για εφαρμογή σε πλοία, όπως αυτά παρουσιάστηκαν στην τελευταία ενότητα του προηγούμενου κεφαλαίου, παρουσιάζεται στο Σχήμα 3.1. Η συγκεκριμένη δομή του ΥΣ αποτελείται από τα εξής επιμέρους στοιχεία:

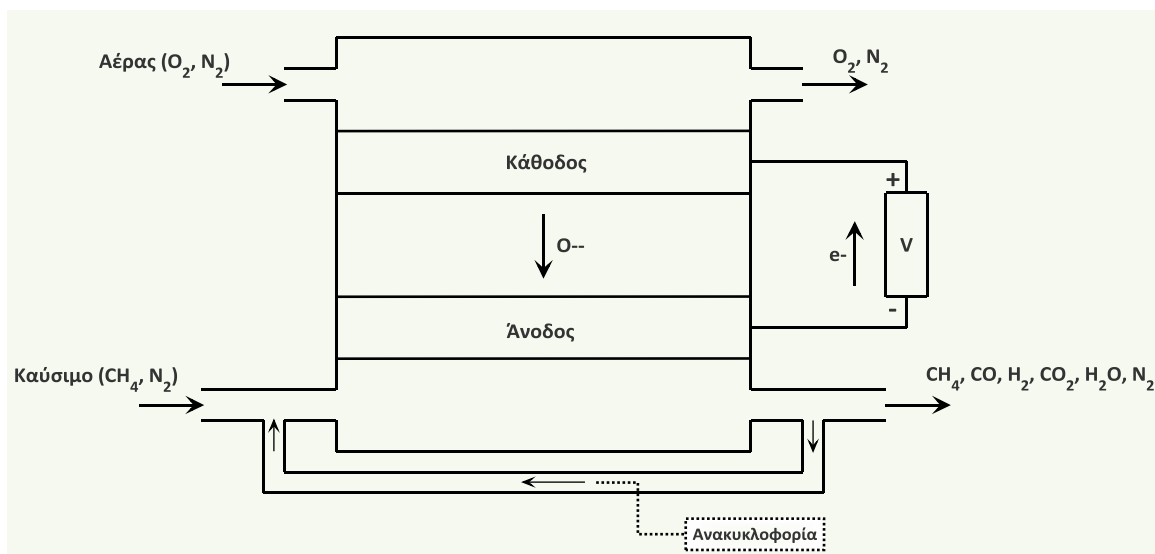
- Τον συμπιεστή του αέρα και του καυσίμου (AC και FC).
- Τους ανακομιστές θερμότητας (REC 1 και REC 2), που προθερμαίνουν τον αέρα και το καύσιμο, προτού αυτά εισέλθουν στην κάθοδο και την άνοδο του SOFC, αντίστοιχα.
- Τη συστοιχία των ΚΚ, στο εσωτερικό της οποίας πραγματοποιείται ταυτόχρονα με τις ηλεκτροχημικές αντιδράσεις και η διεργασία της αναμόρφωσης του καυσίμου (IRSOFC).
- Τον θάλαμο καύσης (CC), στον οποίο οξειδώνονται πλήρως οι εναπομένουσες ποσότητες των καυσίμων αερίων που εξέρχονται της ΚΚ.
- Τον στρόβιλο υψηλής πίεσης (GT), ο οποίος κινεί τον άξονα των συμπιεστών του αέρα και του καυσίμου.
- Τον στρόβιλο χαμηλής πίεσης ή στρόβιλο ισχύος (PT), ο οποίος κινεί τον άξονα της ηλεκτρογεννήτριας.
- Την ηλεκτρογεννήτρια εναλλασσόμενου ρεύματος (G).
- Τον αντιστροφέα του ρεύματος συνεχούς τάσης του SOFC, σε εναλλασσόμενο (DC/AC Inverter).



**Σχήμα 3.1** Σχηματική αναπαράσταση του υπό μελέτη ΥΣ.

Η αρχή λειτουργίας της εγκατάστασης μπορεί να συνοψιστεί ως εξής: το ρεύμα του καυσίμου (Κόμβος 4) και το ρεύμα του αέρα (Κόμβος 1) συμπιέζονται μέχρι την πίεση λειτουργίας της ΚΚ, μέσω των συμπιεστών του καυσίμου και του αέρα, αντίστοιχα (FC, AC). Στη συνέχεια τα δύο αυτά ρεύματα προθερμαίνονται μέχρι κάποια θερμοκρασία, μέσω των ανακομιστών θερμότητας (REC 1 και REC 2), προτού εισέλθουν στη συστοιχία των ΚΚ, αποφεύγοντας με αυτό τον τρόπο τις μεγάλες θερμοκρασιακές κλίσεις εντός της συστοιχίας (Κόμβοι 3 και 6). Οι ηλεκτροχημικές αντιδράσεις πραγματοποιούνται στα τριφασικά όρια των ηλεκτροδίων της ανόδου (three phase boundaries – TPB), δημιουργώντας ροή ιόντων διαμέσου του ηλεκτρολύτη και ροή ηλεκτρονίων κατά μήκος των ηλεκτροδίων. Το ρεύμα συνεχούς τάσης (DC) που παράγεται από τη συστοιχία των ΚΚ, μετατρέπεται σε εναλλασσόμενο ρεύμα, μέσω του αντιστροφέα (DC/AC Inverter). Η θερμότητα που παράγεται, μέσω των ηλεκτροχημικών αντιδράσεων στην άνοδο, χρησιμοποιείται εν μέρει από τη διεργασία της εσωτερικής αναμόρφωσης και εν μέρει για τη θέρμανση των ρευμάτων της ανόδου και της καθόδου. Ο ατμός που απαιτείται από τη διεργασία της αναμόρφωσης παρέχεται στην άνοδο μέσω της ανακυκλοφορίας μέρους των αερίων που εξέρχονται από αυτή. Μια λεπτομερέστερη σχηματική αναπαράσταση του εσωτερικού της ΚΚ και των ρευμάτων που εισέρχονται και εξέρχονται από αυτή, αλλά και της ανακυκλοφορίας που πραγματοποιείται στο εσωτερικό της, δίνεται στο Σχήμα 3.2. Στη συνέχεια, το μίγμα των αερίων εξόδου από την άνοδο της ΚΚ ( $\text{CH}_4$ ,  $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}$  και  $\text{N}_2$  – Κόμβος 8) αναμειγνύεται με το μίγμα των αερίων εξόδου από την κάθοδο της ΚΚ ( $\text{O}_2$  και  $\text{N}_2$  – Κόμβος 7), στον θάλαμο καύσης, όπου και καίγονται, παράγοντας το μίγμα των αερίων (καυσαέρια) υψηλού ενθαλπικού περιεχομένου (Κόμβος 9) που εισέρχεται στον στρόβιλο υψηλής πίεσης (GT). Ο στρόβιλος αυτός είναι συνδεδεμένος σε κοινό άξονα με τους συμπιεστές του καυσίμου

και του αέρα, με το μηχανικό έργο που παράγεται από την εκτόνωση των καυσαερίων στον στρόβιλο να χρησιμοποιείται για την κίνηση των συμπιεστών. Τα καυσαέρια που εξέρχονται από τον πρώτο στρόβιλο (Κόμβος 10), σε χαμηλότερη πλέον πίεση, εκτονώνονται εκ νέου στον στρόβιλο ισχύος (PT), με το μηχανικό έργο που παράγεται από αυτόν να χρησιμοποιείται για την περιστροφή του άξονα της ηλεκτρογεννήτριας και την παραγωγή επιπρόσθετης ηλεκτρικής ισχύος. Στη συνέχεια τα καυσαέρια που εξέρχονται από τον στρόβιλο ισχύος, χρησιμοποιούνται από τους ανακομιστές (Κόμβοι 11 και 12) για την προθέρμανση του αέρα και του καυσίμου, όπως περιγράφηκε προηγουμένως. Τέλος, μετά τους ανακομιστές θερμότητας τα καυσαέρια απορρίπτονται στο περιβάλλον (Κόμβος 13).



**Σχήμα 3.2** Σχηματική αναπαράσταση της εσωτερικής λειτουργίας της ΚΚ.

### 3.2.2 Βασικές παραδοχές-υποθέσεις

Το μαθηματικό μοντέλο που αναπτύσσεται στο κεφάλαιο αυτό βασίζεται στη θερμοδυναμική ανάλυση του ΥΣ, που παρουσιάστηκε προηγουμένως. Για την ανάπτυξη του μοντέλου αυτού απαιτούνται να ληφθούν υπόψιν οι ακόλουθες υποθέσεις-παραδοχές:

- Όλα τα αέρια αντιμετωπίζονται ως ιδανικά αέρια.
- Όλες οι χημικές αντιδράσεις βρίσκονται σε ισορροπία.
- Η εσωτερική κατανομή της θερμοκρασίας, της πίεσης και της σύνθεσης των αερίων, σε κάθε επιμέρους στοιχείο του συστήματος, είναι ομοιόμορφη.
- Η θερμοκρασία εξόδου των αερίων από την άνοδο της ΚΚ, θεωρείται ίση με τη θερμοκρασία εξόδου του αέρα από την κάθοδο και ίση με τη θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ.
- Όλες οι κινητικές και δυναμικές επιπτώσεις θεωρούνται αμελητέες.
- Η πτώση πίεσης σε κάθε επιμέρους στοιχείο του συστήματος θεωρείται σταθερή και ανάλογη της συνολικής στο στοιχείο αυτό.

- Όλα τα στοιχεία του συστήματος, εκτός από την ΚΚ και τον θάλαμο καύσης, θεωρούνται αδιαβατικά.
- Όλα τα στοιχεία του συστήματος λειτουργούν σε σταθερές συνθήκες λειτουργίας.
- Η διαρροή των αερίων προς το περιβάλλον θεωρείται αμελητέα.
- Τα αέρια που δεν αντέδρασαν στην άνοδο της ΚΚ, θεωρείται ότι οξειδώνονται πλήρως στον θάλαμο καύσεως.
- Ως καύσιμο θεωρείται το φυσικό αέριο, με συγκεκριμένη περιεκτικότητα μεθανίου και άλλων ενώσεων.
- Ο αέρας που εισέρχεται στην κάθοδο του SOFC θεωρείται το μίγμα ιδανικών αερίων με κατ' όγκο περιεκτικότητα: 79% N<sub>2</sub> και 21% O<sub>2</sub>.

### 3.2.3 Ανάπτυξη του μοντέλου προσομοίωσης

#### 3.2.3.1 Συμπιεστής του αέρα (AC)

Η θερμοκρασία εξόδου του αέρα ( $T_2$ ) από τον συμπιεστή του αέρα, σε Κέλβιν, μπορεί να υπολογιστεί μέσω της σχέσης [85]:

$$\int_{T_1}^{T_2} \tilde{c}_{p,a}^o \frac{dT}{T} = \frac{\tilde{R}}{\eta_{\infty AC}} \cdot \ln(r_{AC}) \quad (3.1)$$

όπου

$T_1$	η θερμοκρασία του αέρα σε συνθήκες περιβάλλοντος [K],
$r_{AC}$	ο λόγος πίεσης στο συμπιεστή του αέρα,
$\eta_{\infty AC}$	ο πολυτροπικός βαθμός απόδοσης του συμπιεστή του αέρα,
$\tilde{c}_{p,a}^o$	η γραμμομοριακή θερμοχωρητικότητα του αέρα [ $\frac{kJ}{kmol \cdot K}$ ], στις πρότυπες συνθήκες πίεσης ( $^o$ ),
$\tilde{R}$	η γενική σταθερά των ιδανικών αερίων [ $8.13451 \frac{kJ}{kmol \cdot K}$ ].

Η απαιτούμενη ισχύς στον άξονα του συμπιεστή του αέρα ( $\dot{W}_{AC}$ ) μπορεί να υπολογιστεί με βάση τον ισολογισμό ενέργειας σε αυτόν [85]:

$$\dot{W}_{AC} = \dot{n}_a \cdot (\tilde{h}_2 - \tilde{h}_1) = \dot{n}_a \cdot \int_{T_1}^{T_2} \tilde{c}_{p,a}^o dT \quad [kW] \quad (3.2)$$

όπου

$\dot{n}_a$	η γραμμομοριακή παροχή του αέρα στο συμπιεστή [ $\frac{kmol}{s}$ ],
$\tilde{h}_1, \tilde{h}_2$	η γραμμομοριακή ενθαλπία του αέρα στην είσοδο και έξοδο του συμπιεστή [ $\frac{kJ}{kmol}$ ].

Η γραμμομοριακή θερμοχωρητικότητα του αέρα, γνωστής σύνθεσης (Πίνακας 3.1), είναι γνωστό από τη θερμοδυναμική μιγμάτων ιδανικών αερίων, ότι δίνεται από τη σχέση [117]:

$$\tilde{c}_{p,a}^o(T) = \sum_i y_i \cdot \tilde{c}_{p,i}^o(T) \Rightarrow \tilde{c}_{p,a}^o(T) = y_{O_2} \cdot \tilde{c}_{p,O_2}^o(T) + y_{N_2} \cdot \tilde{c}_{p,N_2}^o(T) \quad (3.3)$$

όπου  $y_i$  η γραμμομοριακή περιεκτικότητα των επιμέρους συστατικών του αέρα.

**Πίνακας 3.1** Χαρακτηριστικά ξηρού αέρα.

Συστατικά	% κατ' όγκο	$y_i$	$M_i$ [kg/kmol]
Άζωτο ( $N_2$ )	79	0.79	28.013
Οξυγόνο ( $O_2$ )	21	0.21	31.999

Επίσης, η σχετική μοριακή μάζα του αέρα θα δίνεται από τη σχέση:

$$M_a = \sum_i y_i \cdot M_i = y_{O_2} \cdot M_{O_2} + y_{N_2} \cdot M_{N_2} \quad (3.4)$$

### 3.2.3.2 Συμπιεστής του καυσίμου (FC)

Όμοια με τον συμπιεστή του αέρα, η θερμοκρασία εξόδου του καυσίμου ( $T_5$ ) από τον συμπιεστή του καυσίμου, σε Κέλβιν, δίνεται από τη σχέση:

$$\int_{T_4}^{T_5} \tilde{c}_{p,f}^o \frac{dT}{T} = \frac{\tilde{R}}{\eta_{\infty FC}} \cdot \ln(r_{FC}) \quad (3.5)$$

όπου

$T_4$	η θερμοκρασία του καυσίμου σε συνθήκες περιβάλλοντος [K],
$r_{FC}$	ο λόγος πίεσης στο συμπιεστή του καυσίμου,
$\eta_{\infty FC}$	ο πολυτροπικός βαθμός απόδοσης του συμπιεστή του καυσίμου,
$\tilde{c}_{p,f}^o$	η γραμμομοριακή θερμοχωρητικότητα του καυσίμου $[\frac{kJ}{kmol \cdot K}]$ , στις πρότυπες συνθήκες πίεσης ( $^o$ ),
$\tilde{R}$	η γενική σταθερά των ιδανικών αερίων $[8.13451 \frac{kJ}{kmol \cdot K}]$ .

Η απαιτούμενη ισχύς στον άξονα του συμπιεστή του καυσίμου ( $\dot{W}_{FC}$ ) μπορεί να υπολογιστεί με βάση τον ισολογισμό ενέργειας σε αυτόν:

$$\dot{W}_{FC} = \dot{n}_f \cdot (\tilde{h}_5 - \tilde{h}_4) = \dot{n}_f \cdot \int_{T_4}^{T_5} \tilde{c}_{p,f}^o dT \quad [kW] \quad (3.6)$$

όπου

$\dot{n}_f$  η γραμμομοριακή παροχή του καυσίμου στο συμπιεστή [ $\frac{kmol}{s}$ ],  
 $\tilde{h}_4, \tilde{h}_5$  η γραμμομοριακή ενθαλπία του καυσίμου στην είσοδο και έξοδο του συμπιεστή [ $\frac{kJ}{kmol}$ ].

Αντίστοιχα, με γνωστή τη σύνθεση του καυσίμου (Πίνακας 3.2), η γραμμομοριακή θερμοχωρητικότητα του καυσίμου θα δίνεται από τη σχέση:

$$\tilde{c}_{p,f}^o(T) = \sum_i y_i \cdot \tilde{c}_{p,i}^o(T) \Rightarrow \tilde{c}_{p,f}^o(T) = y_{CH_4} \cdot \tilde{c}_{p,CH_4}^o(T) + y_{N_2} \cdot \tilde{c}_{p,N_2}^o(T) \quad (3.7)$$

όπου  $y_i$  η γραμμομοριακή περιεκτικότητα των επιμέρους συστατικών του καυσίμου.

**Πίνακας 3.2** Σύσταση του καυσίμου [118].

Συστατικά	% κατ' όγκο	$y_i$	$M_i$ [kg/kmol]	LHV [kJ/kg]
Μεθάνιο (CH <sub>4</sub> )	96.8	0.968	16.043	50000
Άζωτο (N <sub>2</sub> )	3.2	0.032	28.013	0

Η σχετική μοριακή μάζα (ή μοριακό βάρος) του καυσίμου υπολογίζεται από την εξίσωση:

$$M_f = \sum_i y_i \cdot M_i = y_{CH_4} \cdot M_{CH_4} + y_{N_2} \cdot M_{N_2} \quad (3.8)$$

επίσης, η θερμογόνος ικανότητα του καυσίμου υπολογίζεται από την:

$$LHV_f = y_{CH_4} \cdot LHV_{CH_4} + y_{N_2} \cdot LHV_{N_2} \quad (3.9)$$

Η γραμμομοριακή θερμοχωρητικότητα, υπό σταθερή πίεση, στις πρότυπες συνθήκες πίεσης και σε αδιάστατη μορφή, υπολογίζεται βάση των πολυωνύμων που παρέχονται από τους πίνακες JANAF [119]:

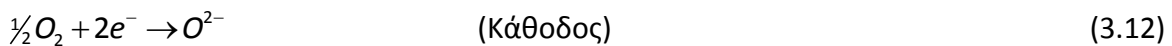
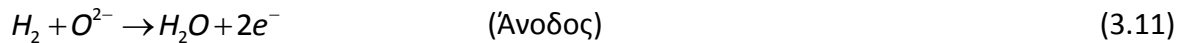
$$\frac{\tilde{c}_{p,i}^o}{\tilde{R}} = a_1 + a_2 \cdot T + a_3 \cdot T^2 + a_4 \cdot T^3 + a_5 \cdot T^4 \quad (3.10)$$

όπου

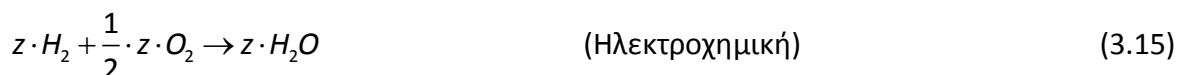
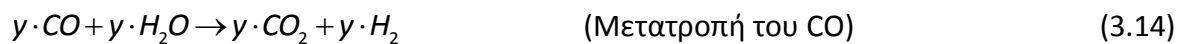
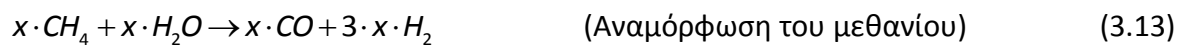
$a_i$  οι συντελεστές των πολυωνύμων JANAF, οι οποίοι λαμβάνονται από τους αντίστοιχους πίνακες, και είναι χαρακτηριστικοί του συστατικού του μίγματος αερίων (βλ. Παράρτημα),  
 $T$  η θερμοκρασία του μίγματος των αερίων [K],  
 $\tilde{R}$  η γενική σταθερά των ιδανικών αερίων [ $\frac{kJ}{kmol \cdot K}$ ].

### 3.2.3.3 Συστοιχία των κυψελών καυσίμου (IRSOFC)

Η ισχύς συνεχούς ρεύματος (DC) της ΚΚ παράγεται μέσω των ηλεκτροχημικών αντιδράσεων, οξείδωσης και αναγωγής, που πραγματοποιούνται στην άνοδο και κάθοδο της κυψέλης, αντίστοιχα. Στην παρούσα μελέτη θεωρούμε ότι μόνο το υδρογόνο οξειδώνεται στην άνοδο, παρά το γεγονός ότι έχει αποδειχθεί ότι και το μονοξείδιο του άνθρακα μπορεί να οξειδωθεί απευθείας στην άνοδο, σε πολύ μικρές ποσότητες. Οι επιμέρους ηλεκτροχημικές αντιδράσεις που λαμβάνουν χώρα στην άνοδο και κάθοδο της κυψέλης καυσίμου είναι οι εξής [120]:



Στην παρούσα διάταξη (Σχ. 3.2), το υδρογόνο που συμμετέχει στις αντιδράσεις οξείδωσης παράγεται μέσω της αναμόρφωσης του καυσίμου (φυσικό αέριο) στο εσωτερικό της ανόδου της ΚΚ. Για την πραγματοποίηση της διεργασίας της αναμόρφωσης, ο ατμός που απαιτείται παρέχεται μέσω της ανακυκλοφορίας μέρους των αερίων που εξέρχονται από την άνοδο. Τα αέρια αυτά περιέχουν την απαιτούμενη ποσότητα ατμού, σαν προϊόν των οξειδωτικών αντιδράσεων που πραγματοποιούνται στην άνοδο. Συνολικά, οι αντιδράσεις που πραγματοποιούνται στο εσωτερικό της συστοιχίας των ΚΚ, είναι οι εξής [34-37]:



όπου  $x, y, z$  οι γραμμομοριακές παροχές των αερίων που συμμετέχουν στις αντιδράσεις.

Θεωρώντας χημική ισορροπία, οι σταθερές χημικής ισορροπίας των αντιδράσεων αναμόρφωσης του μεθανίου (Αντ. 3.13) και μετατροπής του CO υπό την παρουσία ατμού (Αντ. 3.14), συναρτήσει των γραμμομοριακών περιεκτικότητων των αντιδρώντων και των προϊόντων των αντιδράσεων αυτών δίνονται από τις σχέσεις [117]:

$$K_{p,R}(T_S) = \frac{y_{CO} \cdot y_{H_2}^3}{y_{CH_4} \cdot y_{H_2O}} \cdot \left( \frac{P_{cell}}{P_o} \right)^2 \quad (\text{Αναμόρφωση του μεθανίου}) \quad (3.16)$$

$$K_{p,S}(T_S) = \frac{y_{CO_2} \cdot y_{H_2}}{y_{CO} \cdot y_{H_2O}} \quad (\text{Μετατροπή του CO}) \quad (3.17)$$

όπου

$K_{P,R}(T), K_{P,S}(T)$	οι σταθερές χημικής ισορροπίας για τις αντιδράσεις αναμόρφωσης και μετατροπής, αντίστοιχα,
$y_i$	οι γραμμομοριακές περιεκτικότητες των αντιδρώντων και των προϊόντων που λαμβάνουν μέρος στις αντίστοιχες αντιδράσεις,
$P_{cell}$	η συνολική πίεση του μίγματος στην κυψέλη [atm ή bar],
$P_o$	η πίεση αναφοράς [1 atm ή 1.01325 bar],
$T_s$	η θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης [K].

Τροποποιώντας τις Εξ. (3.16) και (3.17), έτσι ώστε να εμφανιστούν οι μερικές πιέσεις των αντιδρώντων και προϊόντων των αντίστοιχων αντιδράσεων, παίρνουμε:

$$K_{P,R}(T_s) = \frac{p_{CO} \cdot p_{H_2}^3}{p_{CH_4} \cdot p_{H_2O}} \cdot \left( \frac{1}{P_o} \right)^2 \quad (\text{Αναμόρφωση του μεθανίου}) \quad (3.18)$$

$$K_{P,S}(T_s) = \frac{p_{CO_2} \cdot p_{H_2}}{p_{CO} \cdot p_{H_2O}} \quad (\text{Μετατροπή του CO}) \quad (3.19)$$

όπου  $p_i$  οι μερικές πιέσεις [atm ή bar] των αντιδρώντων και προϊόντων των αντίστοιχων αντιδράσεων.

Είναι γνωστό όμως από τη θερμοδυναμική της χημικής ισορροπίας ότι οι σταθερές χημικής ισορροπίας δίνονται συναρτήσει της θερμοκρασίας από τις εξισώσεις [117]:

$$K_{P,R}(T) = \exp \left[ \frac{-\Delta G_R^o(T)}{\tilde{R} \cdot T} \right] \quad (3.20)$$

$$K_{P,S}(T) = \exp \left[ \frac{-\Delta G_S^o(T)}{\tilde{R} \cdot T} \right] \quad (3.21)$$

όπου

$\Delta G_R^o(T), \Delta G_S^o(T)$  οι μεταβολές των συναρτήσεων Gibbs στις πρότυπες συνθήκες πίεσης, για τις αντίστοιχες αντιδράσεις, οι οποίες υπολογίζονται από τις σχέσεις:

$$\Delta G_R^o(T) = \tilde{g}_{CO}^o(T) + 3 \cdot \tilde{g}_{H_2}^o(T) - \tilde{g}_{CH_4}^o(T) - \tilde{g}_{H_2O}^o(T) \quad (3.22)$$

$$\Delta G_S^o(T) = \tilde{g}_{CO_2}^o(T) + \tilde{g}_{H_2}^o(T) - \tilde{g}_{CO}^o(T) - \tilde{g}_{H_2O}^o(T) \quad (3.23)$$

όπου  $\tilde{g}_i^o(T)$  η γραμμομοριακή συνάρτηση Gibbs των αντιδρώντων και των προϊόντων των αντίστοιχων αντιδράσεων, στις πρότυπες συνθήκες πίεσης.



Οι τιμές των συναρτήσεων Gibbs σε διαφορετικές θερμοκρασίες είναι δυνατό να υπολογιστούν από τα δεδομένα της ενθαλπίας και της απόλυτης εντροπίας, χρησιμοποιώντας τον ορισμό της συνάρτησης Gibbs [10]:

$$\tilde{g}_i^o(T) = \tilde{h}_i(T) - T \cdot \tilde{s}_i^o(T) \quad (3.24)$$

Η γραμμομοριακή ενθαλπία και απόλυτη εντροπία, σε αδιάστατη μορφή και στις πρότυπες συνθήκες πίεσης, υπολογίζονται και πάλι από τα πολυώνυμα που παρέχονται στους πίνακες JANAF [119]:

$$\frac{\tilde{h}_i^o(T)}{\tilde{R} \cdot T} = a_1 + \frac{a_2}{2} \cdot T + \frac{a_3}{3} \cdot T^2 + \frac{a_4}{4} \cdot T^3 + \frac{a_5}{5} \cdot T^4 + \frac{a_6}{T} \quad (3.25)$$

$$\frac{\tilde{s}_i^o(T)}{\tilde{R}} = a_1 \cdot \ln(T) + a_2 \cdot T + \frac{a_3}{2} \cdot T^2 + \frac{a_4}{3} \cdot T^3 + \frac{a_5}{4} \cdot T^4 + a_7 \quad (3.26)$$

όπου

- $a_i$  οι συντελεστές των πολυωνύμων JANAF, οι οποίοι λαμβάνονται από τους αντίστοιχους πίνακες, και είναι χαρακτηριστικοί του συστατικού του μίγματος των αερίων (βλ. Παράρτημα),
- $T$  η θερμοκρασία του μίγματος [K],
- $\tilde{R}$  η γενική σταθερά των ιδανικών αερίων [ $\frac{kJ}{kmol \cdot K}$ ].

Με την γραμμομοριακή ενθαλπία των συστατικών του μίγματος να δίνεται από τη σχέση:

$$\tilde{h}_i(T) = \tilde{h}_{f,i}^o(298.15K) + [\tilde{h}_i^o(T) - \tilde{h}_i^o(298.15K)] \quad (3.27)$$

ή

$$\tilde{h}_i(T) = \tilde{h}_{f,i}^o(298.15K) + \int_{298.15K}^T \tilde{c}_{p,i}^o(T) \cdot dT \quad (3.28)$$

όπου  $\tilde{h}_{f,i}^o(298.15K)$  η γραμμομοριακή ενθαλπία σχηματισμού των επιμέρους συστατικών του μίγματος στις πρότυπες συνθήκες θερμοκρασίας και πίεσης.

Συνδέοντας τις μερικές πιέσεις των αντιδρώντων και των προϊόντων των αντίστοιχων αντιδράσεων με αντίστοιχες τις γραμμομοριακές παροχές τους, οι Εξ. (3.18) και (3.19) τροποποιούνται ως εξής:

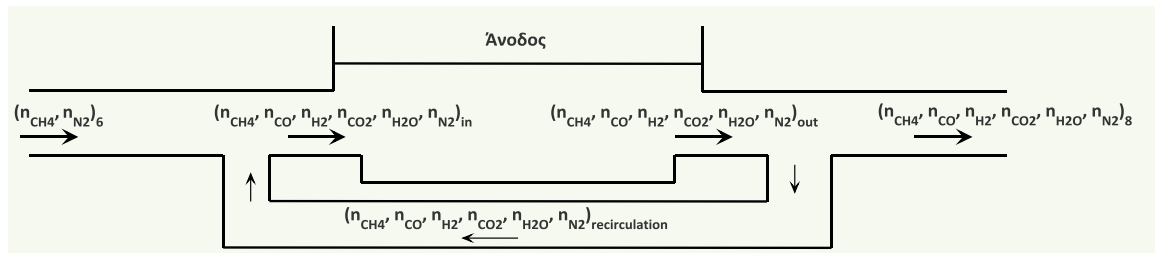
$$K_{P,R}(T_S) = \frac{\dot{n}_{CO} \cdot \dot{n}_{H_2}^3}{\dot{n}_{CH_4} \cdot \dot{n}_{H_2O}} \cdot \left( \frac{P_{cell}}{\dot{n}_{tot} \cdot P_o} \right)^2 \quad (3.29)$$

$$K_{P,S}(T_S) = \frac{\dot{n}_{CO_2} \cdot \dot{n}_{H_2}}{\dot{n}_{CO} \cdot \dot{n}_{H_2O}} \quad (3.30)$$

όπου

$\dot{n}_i$  οι γραμμομοριακές παροχές προϊόντων και αντιδρώντων των αντίστοιχων αντιδράσεων  $[\frac{kmol}{s}]$ ,

$\dot{n}_{tot}$  η συνολική γραμμομοριακή παροχή των αντιδρώντων και προϊόντων στην άνοδο, συμπεριλαμβανομένης και εκείνης των αδρανών αερίων (π.χ.  $N_2$ ).



**Σχήμα 3.3** Λεπτομέρεια της ανόδου της ΚΚ, στην οποία απεικονίζονται τα αέρια ρεύματα που εισέρχονται, ανακυκλοφορούν και εξέρχονται από αυτή.

Οι γραμμομοριακές παροχές των αερίων στην ισορροπία, οι οποίες ουσιαστικά ταυτίζονται και με τις γραμμομοριακές παροχές των αερίων που εξέρχονται από την άνοδο της ΚΚ, πριν την ανακυκλοφορία, μπορούν να υπολογιστούν από την στοιχειομετρική ισορροπία των Αντ. (3.13) – (3.15) [42]:

$$\dot{n}_{CH_4} = \dot{n}_{CH_4,out} = \dot{n}_{CH_4,in} - x \quad (3.31)$$

$$\dot{n}_{CO} = \dot{n}_{CO,out} = \dot{n}_{CO,in} + x - y \quad (3.32)$$

$$\dot{n}_{H_2} = \dot{n}_{H_2,out} = \dot{n}_{H_2,in} + 3x + y - z \quad (3.33)$$

$$\dot{n}_{H_2O} = \dot{n}_{H_2O,out} = \dot{n}_{H_2O,in} - x - y + z \quad (3.34)$$

$$\dot{n}_{CO_2} = \dot{n}_{CO_2,out} = \dot{n}_{CO_2,in} + y \quad (3.35)$$

όπου

$\dot{n}_{i,in}$  οι γραμμομοριακές παροχές των αερίων στην είσοδο της ΚΚ, μετά την ανακυκλοφορία των αερίων,

$\dot{n}_{i,out}$  οι γραμμομοριακές παροχές των αερίων στην έξοδο της ΚΚ, πριν την ανακυκλοφορία των αερίων.

Η συνολική μοριακή παροχή της ανόδου, πριν την ανακυκλοφορία, θα δίνεται από το άθροισμα των αερίων που εξέρχονται από αυτή [42]:

$$\dot{n}_{tot} = \dot{n}_{CH_4} + \dot{n}_{CO} + \dot{n}_{H_2} + \dot{n}_{H_2O} + \dot{n}_{CO_2} + \dot{n}_{N_2} \Rightarrow$$

$$\begin{aligned} \Rightarrow \dot{n}_{tot} &= \dot{n}_{CH_4,in} - x + \dot{n}_{CO,in} + x - y + \\ &+ \dot{n}_{H_2,in} + 3x + y - z + \dot{n}_{H_2O,in} - x - y + z + \dot{n}_{CO_2,in} + y + \dot{n}_{N_2,in} \Rightarrow \\ \dot{n}_{tot} &= \dot{n}_{tot,out} = \dot{n}_{tot,in} + 2x \end{aligned} \quad (3.36)$$

όπου

$\dot{n}_{tot,out}$  η συνολική γραμμομοριακή παροχή των αερίων στην έξοδο της ΚΚ, πριν την ανακυκλοφορία,  
 $\dot{n}_{tot,in}$  η συνολική γραμμομοριακή παροχή των αερίων στην είσοδο της ΚΚ, μετά την ανακυκλοφορία, η οποία όπως φαίνεται στην Εξ. (3.37) ισούται με:

$$\dot{n}_{tot,in} = \dot{n}_{CH_4,in} + \dot{n}_{CO,in} + \dot{n}_{H_2,in} + \dot{n}_{H_2O,in} + \dot{n}_{CO_2,in} + \dot{n}_{N_2,in} \quad (3.37)$$

Η γραμμομοριακές παροχές των αερίων που εισέρχονται στην άνοδο της ΚΚ, υπολογίζοντας ταυτόχρονα και την ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου, μπορούν να βρεθούν από τις σχέσεις:

$$\dot{n}_{CH_4,in} = \dot{n}_{CH_4,6} + RR \cdot \dot{n}_{CH_4,out} = \dot{n}_{CH_4,6} + RR \cdot (\dot{n}_{CH_4,in} - x) \Rightarrow \dot{n}_{CH_4,in} = \frac{\dot{n}_{CH_4,6} - x \cdot RR}{1 - RR} \quad (3.38)$$

$$\dot{n}_{CO,in} = RR \cdot \dot{n}_{CO,out} = RR \cdot (\dot{n}_{CO,in} + x - y) \Rightarrow \dot{n}_{CO,in} = \frac{RR \cdot (x - y)}{1 - RR} \quad (3.39)$$

$$\dot{n}_{H_2,in} = RR \cdot \dot{n}_{H_2,out} = RR \cdot (\dot{n}_{H_2,in} + 3x + y - z) \Rightarrow \dot{n}_{H_2,in} = \frac{RR \cdot (3x + y - z)}{1 - RR} \quad (3.40)$$

$$\dot{n}_{H_2O,in} = RR \cdot \dot{n}_{H_2O,out} = RR \cdot (\dot{n}_{H_2O,in} - x - y + z) \Rightarrow \dot{n}_{H_2O,in} = \frac{RR \cdot (z - x - y)}{1 - RR} \quad (3.41)$$

$$\dot{n}_{CO_2,in} = RR \cdot \dot{n}_{CO_2,out} = RR \cdot (\dot{n}_{CO_2,in} + y) \Rightarrow \dot{n}_{CO_2,in} = \frac{y \cdot RR}{1 - RR} \quad (3.42)$$

$$\dot{n}_{N_2,in} = \dot{n}_{N_2,6} + RR \cdot \dot{n}_{N_2,out} = \dot{n}_{N_2,6} + RR \cdot \dot{n}_{N_2,in} = \frac{\dot{n}_{N_2,6}}{1 - RR} \quad (3.43)$$

όπου

$\dot{n}_{CH_4,6}$  η γραμμομοριακή παροχή του μεθανίου στο τροφοδοτούμενο καύσιμο,  
 $\dot{n}_{N_2,6}$  η γραμμομοριακή παροχή του αζώτου στο τροφοδοτούμενο καύσιμο,  
 RR ο ρυθμός ανακυκλοφορίας των αερίων της ανόδου (**Recirculation Rate**).

Φυσικά, όπως είναι προφανές, μετά την ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου, οι γραμμομοριακές παροχές των αερίων που εξέρχονται από την ΚΚ (Κόμβος 8) και οδηγούνται στον θάλαμο καύσης, υπολογίζονται από τις εξισώσεις:

$$\dot{n}_{CH_4,8} = \dot{n}_{CH_4,out} - RR \cdot \dot{n}_{CH_4,out} = \dot{n}_{CH_4,out} \cdot (1 - RR) \quad (3.44)$$

$$\dot{n}_{CO,8} = \dot{n}_{CO,out} - RR \cdot \dot{n}_{CO,out} = \dot{n}_{CO,out} \cdot (1 - RR) \quad (3.45)$$

$$\dot{n}_{H_2,8} = \dot{n}_{H_2,out} - RR \cdot \dot{n}_{H_2,out} = \dot{n}_{H_2,out} \cdot (1 - RR) \quad (3.46)$$

$$\dot{n}_{H_2O,8} = \dot{n}_{H_2O,out} - RR \cdot \dot{n}_{H_2O,out} = \dot{n}_{H_2O,out} \cdot (1 - RR) \quad (3.47)$$

$$\dot{n}_{CO_2,8} = \dot{n}_{CO_2,out} - RR \cdot \dot{n}_{CO_2,out} = \dot{n}_{CO_2,out} \cdot (1 - RR) \quad (3.48)$$

$$\dot{n}_{N_2,8} = \dot{n}_{N_2,out} - RR \cdot \dot{n}_{N_2,out} = \dot{n}_{N_2,out} \cdot (1 - RR) \quad (3.49)$$

Η γραμμομοριακή παροχή του υδρογόνου που συμμετέχει στις ηλεκτροχημικές αντιδράσεις οξειδωσης δίνεται από τη σχέση:

$$z = U_f (\dot{n}_{H_2,in} + 3x + y) \quad (3.50)$$

Και αν σε αυτή συμπεριλάβουμε και την ανακυκλοφορία των αερίων τις ανόδου, η Εξ. (3.50) τροποποιείται ως εξής:

$$z = U_f \cdot (\dot{n}_{H_2,in} + 3x + y) = U_f \cdot \left( \frac{RR \cdot (3x + y - z)}{1 - RR} + 3x + y \right) \Rightarrow z = \frac{U_f \cdot (3x + y)}{1 - RR \cdot (1 - U_f)} \quad (3.51)$$

όπου  $U_f$  ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου, οποίος ισούται με:

$$U_f = \frac{\dot{n}_{H_2,consumed}}{\dot{n}_{H_2,supplied}} \quad (3.52)$$

Η ποσότητα του ατμού που απαιτείται για την πραγματοποίηση των διεργασιών αναμόρφωσης και μετατροπής τροφοδοτείται στην άνοδο, μέσω της ανακυκλοφορίας μέρους των αερίων που εξέρχονται από αυτή, όπως διεξοδικά μελετήθηκε στο Κεφάλαιο 2 και φαίνεται λεπτομερώς στο Σχήμα 3.3. Η ποσότητα αυτή του ατμού θα πρέπει να τηρεί την κατάλληλη αναλογία σε σχέση με την ποσότητα του καυσίμου που τροφοδοτείται παράλληλα στην άνοδο, έτσι ώστε να αποφεύγεται η εναπόθεση του άνθρακα στο καταλυτικό στρώμα. Η απαίτηση αυτή στον σχεδιασμό του υβριδικού συστήματος καλύπτεται εύκολα θέτοντας ένα λόγο ατμού-άνθρακα (steam to carbon ratio) μεγαλύτερο από 2 [5-7]. Ο λόγος αυτός δίνεται από τη σχέση [87]:

$$SCR = \frac{\dot{n}_{H_2O,in}}{\dot{n}_{CH_4,in} + \dot{n}_{CO,in}} \quad (3.53)$$

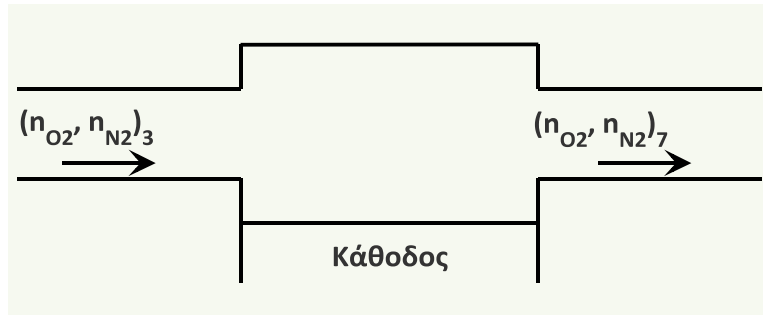
Γνωρίζοντας τον λόγο ατμού-άνθρακα μπορούμε να υπολογίσουμε τον ρυθμό ανακυκλοφορίας στην άνοδο, ως εξής:

$$SCR = \frac{\dot{n}_{H_2O,in}}{\dot{n}_{CH_4,in} + \dot{n}_{CO,in}} = \frac{\frac{RR \cdot (z - x - y)}{1 - RR}}{\frac{\dot{n}_{CH_4,6} - x \cdot RR}{1 - RR} + \frac{RR \cdot (x - y)}{1 - RR}} \Rightarrow RR = \frac{SCR \cdot \dot{n}_{CH_4,6}}{z - x + y \cdot (SCR - 1)} \quad (3.54)$$

Έτσι λοιπόν, σύμφωνα με την παραπάνω ανάλυση, αν εφαρμόσουμε τις Σχ. (3.31) – (3.36) στις Σχ. (3.29) και (3.30), οι σταθερές χημικής ισορροπίας παίρνουν την παρακάτω μορφή:

$$K_{P,R}(T_S) = \frac{(\dot{n}_{CO,in} + x - y) \cdot (\dot{n}_{H_2,in} + 3x + y - z)^3}{(\dot{n}_{CH_4,in} - x) \cdot (\dot{n}_{H_2O,in} - x - y + z)} \cdot \left( \frac{P_{cell}}{(\dot{n}_{tot,in} + 2x) \cdot P_o} \right)^2 \quad (3.55)$$

$$K_{P,S}(T_S) = \frac{(\dot{n}_{CO_2,in} + y) \cdot (\dot{n}_{H_2,in} + 3x + y - z)}{(\dot{n}_{CO,in} + x - y) \cdot (\dot{n}_{H_2O,in} - x - y + z)} \quad (3.56)$$



**Σχήμα 3.4** Λεπτομέρεια της καθόδου της ΚΚ, στην οποία απεικονίζονται τα αέρια ρεύματα που εισέρχονται και εξέρχονται από αυτή.

Η γραμμομοριακή παροχή των αερίων που εξέρχονται της καθόδου θα είναι:

$$\dot{n}_{O_2,7} = \dot{n}_{O_2,3} - \frac{1}{2}z \quad (3.57)$$

$$\dot{n}_{N_2,7} = \dot{n}_{N_2,3} \quad (3.58)$$

Η μέγιστη ηλεκτρεγερτική δύναμη της ΚΚ ή διαφορετικά το δυναμικό ανοιχτού κυκλώματος (open-circuit voltage – OCV) προκύπτει από την εξίσωση του Nernst [120]:

$$E_{rev} = E^o(T_S) + \frac{\tilde{R} \cdot T}{n_e \cdot F} \cdot \ln \left[ \frac{y_{H_2} \cdot y_{O_2}^{0.5}}{y_{H_2O}} \right] + \frac{\tilde{R} \cdot T}{2 \cdot n_e \cdot F} \ln \left[ \frac{P_{cell}}{P_o} \right] \quad [V] \quad (3.59)$$

όπου

$E^{\circ}(T_s)$	το ιδανικό αντιστρεπτό δυναμικό της κυψέλης (ideal reversible cell voltage), στις πρότυπες συνθήκες πίεσης, στη θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ,
$n_e$	ο αριθμός των ηλεκτρονίων που απελευθερώνεται από κάθε γραμμομόριο καυσίμου (στην περίπτωση του $H_2$ το $n_e$ ισούται με 2),
$F$	η σταθερά του Faraday [ $96485.3365 \frac{kJ}{kmol \cdot V}$ ],
$y_i$	οι γραμμομοριακές περιεκτικότητες των συστατικών στο μίγμα,
$P_{cell}$	η πίεση λειτουργίας της ΚΚ [atm ή bar],
$\tilde{R}$	η γενική σταθερά των ιδανικών αερίων,
$P_o$	η πίεση αναφοράς [1 atm ή 1.01325 bar].

Το ιδανικό αντιστρεπτό δυναμικό,  $E^{\circ}(T_s)$ , υπολογίζεται βάση της μεταβολής της ελεύθερης ενέργειας Gibbs, σύμφωνα με τη σχέση [5,6]:

$$E^{\circ}(T_s) = \frac{-\Delta G^{\circ}(T_s)}{n_e \cdot F} \quad (3.60)$$

όπου  $\Delta G^{\circ}(T_s)$  η μεταβολή της συνάρτησης Gibbs, στις πρότυπες συνθήκες πίεσης και στη θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ, η οποία προκύπτει για την ηλεκτροχημική αντίδραση (3.14) και δίνεται από την εξίσωση:

$$\Delta G^{\circ}(T_s) = \tilde{g}_{H_2O}^{\circ}(T_s) - \tilde{g}_{H_2}^{\circ}(T_s) - \frac{1}{2} \cdot \tilde{g}_{O_2}^{\circ}(T_s) \quad (3.61)$$

όπου  $\tilde{g}_i^{\circ}(T_s)$  η γραμμομοριακή συνάρτηση Gibbs των αντιδρώντων και των προϊόντων της ηλεκτροχημικής αντίδρασης, στις πρότυπες συνθήκες πίεσης. Ο υπολογισμός των  $\tilde{g}_i^{\circ}(T)$  γίνεται με βάση τις Εξ. (3.24) – (3.28).

Η πραγματική τάση της κυψέλης,  $V_{cell}$ , είναι στην πραγματικότητα μικρότερη από την αντιστρεπτή, εξαιτίας των διαφόρων απωλειών (αναντιστρεπτοτήτων) που λαμβάνουν χώρα στο εσωτερικό της κατά τη λειτουργία της. Η τιμή της πραγματικής τάσης της υπολογίζεται βάσει της εξίσωσης [6]:

$$V_{cell} = E_{rev} - \Delta V_{loss} \Rightarrow V_{cell} = E_{rev} - (V_{ohm} + V_{act} + V_{conc}) \quad [V] \quad (3.62)$$

Η μελέτη και η μαθηματική μοντελοποίηση των απωλειών κατά τη λειτουργία της κυψέλης έχει απασχολήσει αρκετά την επιστημονική κοινότητα, η οποία έχει προτείνει πληθώρα διαφορετικών ημι-εμπειρικών μοντέλων για την μαθηματική περιγραφή αυτών. Οι απώλειες αυτές χωρίζονται στις εξής τρεις κατηγορίες:

- τις απώλειες ενεργοποίησης (activation losses) -  $V_{act}$ ,

- τις ωμικές απώλειες (ohmic losses) -  $V_{ohm}$  και
- τις απώλειες συγκέντρωσης (concentration losses) -  $V_{conc}$ .

Οι χημικές αντιδράσεις, συμπεριλαμβανομένων και των ηλεκτροχημικών αντιδράσεων, περιλαμβάνουν το ενεργειακό φράγμα (energy barrier) που θα πρέπει να υπερνικηθεί από τα αντιδρώντα αέρια. Το ενεργειακό αυτό φράγμα καλείται ενέργεια ενεργοποίησης (activation energy) και η υπέρβασή του επιτρέπει την έναρξη των ηλεκτροχημικών αντιδράσεων στην άνοδο και την κάθοδο του κελιού. Η υπέρβαση αυτή της ενέργειας ενεργοποίησης οδηγεί στην πτώση του δυναμικού του κελιού, με την υπέρταση ενεργοποίησης να χρησιμοποιείται ως ένδειξη της απαιτούμενης ενέργειας που θα πρέπει να δοθεί από το σύστημα για την έναρξη των ηλεκτροχημικών αντιδράσεων. Η τιμή των απωλειών ενεργοποίησης υπολογίζεται ξεχωριστά για την άνοδο και την κάθοδο του κελιού, κάνοντας χρήση της εξίσωσης Butler-Volmer [121]:

$$i = i_{o,j} \cdot \left[ \exp\left( a \cdot \frac{n_e \cdot F}{\tilde{R} \cdot T_s} \cdot V_{act,j} \right) - \exp\left( -(1-a) \cdot \frac{n_e \cdot F}{\tilde{R} \cdot T_s} \cdot V_{act,j} \right) \right] \quad (3.63)$$

όπου

- $i$  η πυκνότητα ρεύματος [ $A / m^2$ ],
- $i_{o,j}$  η πυκνότητα του ρεύματος ανταλλαγής (exchange current density), για την άνοδο και την κάθοδο αντίστοιχα,
- $a$  ο συντελεστής μεταφοράς φορτίου ( $0 < a < 1$ ).

Για μια τυπική τιμή του συντελεστή μεταφοράς φορτίου ίση με 0.5, οι συνολικές απώλειες ενεργοποίησης της κυψέλης υπολογίζονται από το άθροισμα των επιμέρους απωλειών, της ανόδου ( $V_{act,an}$ ) και της καθόδου ( $V_{act,ca}$ ), αντίστοιχα [121]:

$$V_{act} = V_{act,an} + V_{act,ca} = \frac{2 \cdot \tilde{R} \cdot T_s}{n_e \cdot F} \sinh^{-1} \left( \frac{i}{2 \cdot i_{o,an}} \right) + \frac{2 \cdot \tilde{R} \cdot T_s}{n_e \cdot F} \sinh^{-1} \left( \frac{i}{2 \cdot i_{o,ca}} \right) \quad [V] \quad (3.64)$$

με την πυκνότητα του ρεύματος ανταλλαγής για την άνοδο και την κάθοδο να δίνονται από τις σχέσεις [41]:

$$i_{o,an} = \gamma_{an} \cdot \left( \frac{p_{H_2}}{p_o} \right) \cdot \left( \frac{p_{H_2O}}{p_o} \right) \cdot \exp\left( -\frac{E_{act,an}}{\tilde{R} \cdot T_s} \right) \quad (3.65)$$

και

$$i_{o,ca} = \gamma_{ca} \cdot \left( \frac{p_{O_2}}{p_o} \right)^{0.25} \cdot \exp\left( -\frac{E_{act,ca}}{\tilde{R} \cdot T_s} \right) \quad (3.66)$$

όπου

- $\gamma_{an}, \gamma_{ca}$  προεκθετικοί παράγοντες που εξαρτώνται από τα υλικά της ανόδου και της καθόδου, αντίστοιχα [ $A / m^2$ ],

$p_j$	οι μερικές πιέσεις των αντίστοιχων αερίων που λαμβάνουν μέρος στις ηλεκτροχημικές αντιδράσεις,
$P_o$	η πίεση αναφοράς [1 atm ή 1.01325 bar],
$E_{act,an}, E_{act,ca}$	οι ενέργειες ενεργοποίησης των αντιδράσεων οξειδωσης και αναγωγής στην άνοδο και κάθοδο, αντίστοιχα [kJ / kmol ].

Οι ωμικές απώλειες οφείλονται στην αντίσταση που αντιμετωπίζει η ροή των ιόντων και των ηλεκτρονίων, κατά τη διέλευσή τους από τον ηλεκτρολύτη και τα ηλεκτρόδια, αντίστοιχα. Οι ωμικές απώλειες υπολογίζονται με βάση τον νόμο του Ohm, χρησιμοποιώντας ημι-εμπειρικές (ή πειραματικές) συσχετίσεις για τον υπολογισμό των αντιστάσεων των επιμέρους στοιχείων της κυψέλης. Η τιμή των ωμικών απωλειών υπολογίζεται από την εξίσωση [41]:

$$V_{ohm} = i \sum_j R_j = i \sum_j \delta_j \cdot A_j \cdot \exp \left[ \frac{B_j}{T_s} \right] \quad [V] \quad (3.67)$$

όπου

$R_j$	η ωμική αντίσταση των επιμέρους στοιχείων του κελιού [Ω],
$\delta_j$	το πάχος των επιμέρους στοιχείων του κελιού [m].
$A_j, B_j$	οι συντελεστές της ειδικής αντίστασης των επιμέρους στοιχείων της κυψέλης [Ω·m, K ].

Η ηλεκτροχημική ημι-αντίδραση οξειδωσης στην άνοδο προκαλεί την κατανάλωση του υδρογόνου στην διεπιφάνεια μεταξύ ηλεκτροδίου και ηλεκτρολύτη. Όταν το καύσιμο δεν αναπληρώνεται εύκολα στην διεπιφάνεια αυτή, η μερική πίεση του υδρογόνου μειώνεται. Η πτώση όμως της μερικής πίεσης του υδρογόνου μειώνει το δυναμικό της κυψέλης, κάτι που εξηγείται εύκολα με βάση την Εξ. (3.59). Ομοίως, το ίδιο φαινόμενο παρατηρείται και στο τμήμα της καθόδου, όπου το οξυγόνο καταναλώνεται από την ηλεκτροχημική ημι-αντίδραση αναγωγής. Οι απώλειες συγκέντρωσης μπορούν να υπολογιστούν λαμβάνοντας υπόψιν τα φαινόμενα μεταφοράς που συμβαίνουν στην ΚΚ. Η συγκέντρωση συνήθως προσομοιώνεται αμελώντας την μεταφορά θερμότητας και λαμβάνοντας υπόψιν μόνο τα φαινόμενα διάχυσης, εισάγοντας το δυαδικό μοντέλο μοριακής διάχυσης και το μοντέλο διάχυσης κατά Knudsen [121].

Η θεωρία διάχυσης των αερίων σε πορώδη μέσα μπορεί να περιγράψει με αρκετά μεγάλη ακρίβεια τον ρυθμό μεταφοράς μάζας των αερίων στα ενεργά κέντρα του καταλύτη της ανόδου και της καθόδου της ΚΚ. Τα αέρια που λαμβάνουν μέρος στις αντιδράσεις οξειδοαναγωγής θα πρέπει να διαχυθούν διαμέσου των γεμάτων με αέρια πόρων των ηλεκτροδίων έτσι ώστε να προσεγγίσουν τους τόπους όπου πραγματοποιείται η αντίδραση (reaction sites). Όταν αυτό συμβεί, είναι πιθανό οι απώλειες συγκέντρωσης να είναι σημαντικές, αφού όταν το ρεύμα απάγεται, η μερική πίεση του αερίου στους τόπους αντίδρασης θα είναι μικρότερη από αυτή στο υπόλοιπο αέριο ρεύμα. Έτσι η μείωση της συγκέντρωσης του αερίου στους γεμάτους με αέρια πόρους του ηλεκτροδίου μπορεί να οδηγήσει σε δραματική αύξηση των απωλειών συγκέντρωσης με αποτέλεσμα τον περιορισμό της έντασης του ρεύματος. Οι φυσιολογικές απώλειες συγκέντρωσης δεν οδηγούν σε διευρυμένη απώλεια δυναμικού,



έως ότου η πυκνότητα ρεύματος να προσεγγίσει την οριακή πυκνότητα ρεύματος (limiting current density) για το ηλεκτρόδιο.

Η διάχυση σε πορώδη μέσα συνήθως περιγράφεται είτε από την κανονική διάχυση (ordinary diffusion), είτε από την διάχυση Knudsen, και έχει βρεθεί ότι διαδραματίζει έναν αρκετά σημαντικό ρόλο στην καταλυτική αντίδραση. Η κανονική διάχυση συμβαίνει όταν η διάμετρος του πόρου στο υλικό του ηλεκτροδίου είναι συγκριτικά μεγαλύτερη από τη μέση ελεύθερη διαδρομή (mean free path) των μορίων του αερίου. Η μοριακή μεταφορά διαμέσου των πόρων, η οποία είναι συγκριτικά μικρότερη από την μέση ελεύθερη διαδρομή του αερίου, διέπεται από τη θεωρία διάχυσης του Knudsen. Στον τελευταίο αυτό τύπο διάχυσης, τα μόρια των αερίων συγκρούονται συχνότερα με τα τοιχώματα των πόρων από ότι με τα άλλα μόρια. Κατά τη σύγκρουση, τα άτομα στιγμιαία προσροφώνται στην επιφάνεια και στη συνέχεια εκροφώνται για να διαχυθούν στους επόμενους πόρους. Αυτές οι συχνές συγκρούσεις με τα τοιχώματα εμποδίζουν την αποτελεσματική μεταφορά των μορίων. Ο συντελεστής διάχυσης Knudsen μπορεί να προβλεφθεί χρησιμοποιώντας την κινητική θεωρία των αερίων, συσχετίζοντας τη διάμετρο του πόρου του ηλεκτροδίου με τη μέση ελεύθερη διαδρομή του αερίου.

Σύμφωνα με τη θεωρία διάχυσης κατά Knudsen, ο συντελεστής διάχυσης ενός αερίου A δίνεται από την ημι-εμπειρική σχέση [121,122]:

$$D_{A,k} = 97.0 \cdot \bar{r} \cdot \sqrt{\frac{T}{M_A}} \quad \left[ \frac{m^2}{s} \right] \quad (3.68)$$

όπου

$T$	η θερμοκρασία του αερίου [K],
$\bar{r}$	η μέση διάμετρος του πόρου [m],
$M_A$	η σχετική μοριακή μάζα του αερίου A [ $\frac{kg}{kmol}$ ].

Αν στον παραπάνω συντελεστή διάχυσης συμπεριλάβουμε και την επίδραση της δαιδαλώδους διαδρομής (tortuous path) του μορίου μέσα στους πόρους του ηλεκτροδίου, τότε ο πραγματικός (effective) συντελεστής διάχυσης κατά Knudsen δίνεται από τη σχέση:

$$D_{A,k(eff)} = D_{A,k} \cdot \left( \frac{\varepsilon}{\zeta} \right) \quad (3.69)$$

όπου

$\varepsilon$	το πορώδες του ηλεκτροδίου,
$\zeta$	ο συντελεστής δαιδαλώδους (tortuosity factor).

Χρησιμοποιώντας την θεωρία Chapman-Enskog, ο συντελεστής της κανονικής δυαδικής διάχυσης (binary ordinary diffusion),  $D_{AB}$ , υπολογίζεται από τη σχέση [121-123]:

$$D_{AB} = 1.8583 \times 10^{-27} \cdot \left( \frac{1}{M_A} + \frac{1}{M_B} \right)^{0.5} \cdot \frac{T^{1.5}}{\rho \cdot \sigma_{AB}^2 \cdot \Omega_D} \quad \left[ \frac{m^2}{s} \right] \quad (3.70)$$

όπου

- $M_A, M_B$  η σχετική μοριακή μάζα των αερίων A και B  $\left[ \frac{kg}{kmol} \right]$ ,  
 $T$  η θερμοκρασία του μίγματος των αερίων [K],  
 $\rho$  η συνολική πίεση του μίγματος των αερίων στο ηλεκτρόδιο [atm],  
 $\sigma_{AB}$  η διάμετρος σύγκρουσης [m].  
 $\Omega_D$  το ολοκλήρωμα σύγκρουσης βάση του δυναμικού Lennard-Jones.

Η διάμετρος (ή απόσταση) σύγκρουσης ( $\sigma_{AB}$ ) βάση του δυναμικού Lennard-Jones δίνεται από τη σχέση:

$$\sigma_{AB} = \frac{\sigma_A + \sigma_B}{2} \quad [m] \quad (3.71)$$

όπου  $\sigma_A$  και  $\sigma_B$  οι διάμετροι σύγκρουσης των αερίων A και B, αντίστοιχα, οι οποίες λαμβάνεται από πίνακες.

Η θεωρία Charman-Enskog για τη διάχυση απαιτεί ένα μοναδικό ολοκλήρωμα σύγκρουσης ( $\Omega_D$ ), το οποίο για μη πολικά μόρια αερίων δίνεται από την εξίσωση [123]:

$$\Omega_D = \frac{A}{(T^*)^B} + \frac{C}{\exp(D \cdot T^*)} + \frac{E}{\exp(F \cdot T^*)} + \frac{G}{\exp(H \cdot T^*)} \quad (3.72)$$

όπου

- A, B, ..., G σταθερές που δίνονται στον Πίνακα 3.3,  
 $T^*$  η αδιάστατη θερμοκρασία του μίγματος των αερίων, ή οποία υπολογίζεται βάσει της σχέσης:

$$T^* = \frac{T}{\varepsilon_{AB} / k_B} \quad (3.73)$$

όπου

- $T$  η θερμοκρασία του μίγματος των αερίων [K],  
 $k_B$  η σταθερά Boltzmann,  
 $\varepsilon_{AB}$  η χαρακτηριστική ενέργεια αλληλεπίδρασης του μίγματος, σύμφωνα με το δυναμικό Lennard-Jones,

Και

$$\varepsilon_{AB} / k_B = \left[ (\varepsilon_A / k_B) \cdot (\varepsilon_B / k_B) \right]^{1/2} \quad (3.74)$$

με  $\varepsilon_A/k_B$  και  $\varepsilon_B/k_B$  τα ηλίκα ενέργειας αλληλεπίδρασης του δυναμικού Lennard-Jones προς τη σταθερά Boltzmann, για τα αέρια A και B, τα οποία δίνονται σε πίνακες.

**Πίνακας 3.3** Σταθερές για τον υπολογισμό του ολοκληρώματος σύγκρουσης [123].

A	B	C	D	E	F	G	H
1.06036	0.15610	0.19300	0.47635	1.03587	1.52996	1.76474	3.89411

Ομοίως με τη διάχυση Knudsen, λαμβάνοντας υπόψη το δαιδαλώδες των πόρων στα ηλεκτρόδια, ο πραγματικός συντελεστής διάχυσης θα είναι:

$$D_{AB(eff)} = D_{AB} \cdot \left( \frac{\varepsilon}{\zeta} \right) \quad (3.75)$$

Τελικά, λαμβάνοντας υπόψη τόσο την κανονική δυαδική διάχυση, όσο και τη διάχυση Knudsen, ο συνολικός πραγματικός συντελεστής διάχυσης ενός αερίου A μέσα στο πορώδες των ηλεκτροδίων της ΚΚ υπολογίζεται από τη σχέση [121]:

$$\frac{1}{D_{A(eff)}} = \frac{1}{D_{A,k(eff)}} + \frac{1}{D_{AB(eff)}} \Rightarrow \frac{1}{D_{A(eff)}} = \frac{\zeta}{\varepsilon} \cdot \left( \frac{1}{D_{A,k}} + \frac{1}{D_{AB}} \right) \quad (3.76)$$

Εφαρμόζοντας τη θεωρία διάχυσης, που αναπτύξαμε προηγουμένως, για τη μελέτη της διάχυσης των αερίων στα πορώδη ηλεκτρόδια της ανόδου και της καθόδου, οι Chan et al. [121] έχουν προτείνει την εξής σχέση υπολογισμού των απωλειών συγκέντρωσης:

$$V_{conc} = V_{conc,an} + V_{conc,ca} \quad [V] \quad (3.77)$$

όπου

$$V_{conc,an} = -\frac{\tilde{R} \cdot T_s}{n_e \cdot F} \cdot \ln \left[ \frac{1 - \left( \frac{\tilde{R} \cdot T_s}{n_e \cdot F} \right) \cdot \left( \frac{\delta_{an}}{D_{an(eff)} \cdot y_{H_2} \cdot P_{an}} \right) \cdot i}{1 + \left( \frac{\tilde{R} \cdot T_s}{n_e \cdot F} \right) \cdot \left( \frac{\delta_{an}}{D_{an(eff)} \cdot y_{H_2O} \cdot P_{an}} \right) \cdot i} \right] \quad (3.78)$$

και

$$V_{conc,ca} = -\frac{\tilde{R} \cdot T_s}{2 \cdot n_e \cdot F} \cdot \ln \left[ \frac{1}{y_{O_2} \cdot k_{O_2}} - \left( \frac{1}{y_{O_2} \cdot k_{O_2}} - 1 \right) \cdot \exp \left[ \left( \frac{\tilde{R} \cdot T_s}{2 \cdot n_e \cdot F} \right) \cdot \left( \frac{k_{O_2} \cdot \delta_{ca}}{D_{ca(eff)} \cdot P_{ca}} \right) \cdot i \right] \right] \quad (3.79)$$

όπου

- $y_i$  οι γραμμομοριακές περιεκτικότητες των αερίων που αναφέρονται στους δείκτες,  
 $\delta_{an}, \delta_{ca}$  τα πάχη των ηλεκτροδίων της ανόδου και της καθόδου [ m ],  
 $P_{an}, P_{ca}$  η πίεση λειτουργίας στην άνοδο και κάθοδο [ Pa ],  
 $i$  η πυκνότητα του ρεύματος λειτουργίας [ A / m<sup>2</sup> ],  
 $T_s$  η θερμοκρασία λειτουργίας της κυψέλης,

και

$$D_{an(eff)} = y_{H_2O} \cdot D_{H_2(eff)} + y_{H_2} \cdot D_{H_2O(eff)} \quad (3.80)$$

με

$$\frac{1}{D_{H_2(eff)}} = \frac{\zeta_{an}}{\varepsilon_{an}} \cdot \left( \frac{1}{D_{H_2,k}} + \frac{1}{D_{H_2-H_2O}} \right) \quad (3.81)$$

$$\frac{1}{D_{H_2O(eff)}} = \frac{\zeta_{an}}{\varepsilon_{an}} \cdot \left( \frac{1}{D_{H_2O,k}} + \frac{1}{D_{H_2-H_2O}} \right) \quad (3.82)$$

$$D_{H_2,k} = 97.0 \cdot \bar{r}_{an} \cdot \sqrt{\frac{T_s}{M_{H_2}}} \quad (3.83)$$

$$D_{H_2O,k} = 97.0 \cdot \bar{r}_{an} \cdot \sqrt{\frac{T_s}{M_{H_2O}}} \quad (3.84)$$

$$D_{H_2-H_2O} = 1.8583 \times 10^{-27} \cdot \left( \frac{1}{M_{H_2}} + \frac{1}{M_{H_2O}} \right)^{0.5} \cdot \frac{T_s^{1.5}}{\rho_{an} \cdot \sigma_{H_2-H_2O}^2 \cdot \Omega_{D,H_2-H_2O}}$$

Επίσης

$$k_{O_2} = \frac{D_{O_2,k(eff)}}{D_{O_2,k(eff)} + D_{O_2-N_2(eff)}} \quad (3.85)$$

$$\frac{1}{D_{ca(eff)}} = \frac{1}{D_{O_2(eff)}} = \frac{\zeta_{ca}}{\varepsilon_{ca}} \cdot \left( \frac{1}{D_{O_2,k}} + \frac{1}{D_{O_2-N_2}} \right) \quad (3.86)$$

με

$$D_{O_2,k} = 97.0 \cdot \bar{r}_{ca} \cdot \sqrt{\frac{T_s}{M_{O_2}}} \quad (3.87)$$

$$D_{O_2-N_2} = 1.8583 \times 10^{-27} \cdot \left( \frac{1}{M_{O_2}} + \frac{1}{M_{N_2}} \right)^{0.5} \cdot \frac{T_s^{1.5}}{\rho_{ca} \cdot \sigma_{O_2-N_2}^2 \cdot \Omega_{D,O_2-N_2}} \quad (3.88)$$

**Πίνακας 3.4** Μοριακό βάρος, απόσταση σύγκρουσης και πηλίκo ενέργειας, που απαιτούνται για τον υπολογισμό των συντελεστών διάχυσης των αερίων στα ηλεκτρόδια [123].

Μόριο	Μοριακό Βάρος $kg / kmol$	Απόσταση Σύγκρουσης $\sigma \times 10^{10}, m$	Πηλίκo Ενέργειας $\varepsilon / k_B, K$
H <sub>2</sub>	2.016	2.827	59.7
O <sub>2</sub>	31.999	3.467	106.7
N <sub>2</sub>	28.013	3.798	71.4
H <sub>2</sub> O	18.015	2.641	809.1

Μια σημαντική παράμετρος είναι η συνολική ένταση του ρεύματος λειτουργίας της ΚΚ, η οποία με γνωστή την κατανάλωση του υδρογόνου στην άνοδο ή/και την πυκνότητα του ρεύματος λειτουργίας της κάθε κυψέλης στη συστοιχία μπορεί να υπολογιστεί από την εξίσωση:

$$I_{tot} = n_e \cdot F \cdot z = i \cdot A_{SOFC} \quad [A] \quad (3.89)$$

όπου

$I_{tot}$  η ένταση του ρεύματος της ΚΚ [A],

$F$  η σταθερά του Faraday [ $96485.3365 \cdot 10^3 \text{ s} \cdot A / kmol$ ],

$z$  η γραμμομοριακή παροχή του υδρογόνου που συμμετέχει στις ηλεκτροχημικές αντιδράσεις οξειδωσης [ $kmol/s$ ],

$A_{SOFC}$  η συνολική επιφάνεια της ΚΚ [ $m^2$ ].

Η θερμότητα (ή ενθαλπία), ανά μονάδα χρόνου, των Αντ. (3.13) – (3.15) υπολογίζεται ως η διαφορά μεταξύ ενθαλπίας αντιδρώντων και προϊόντων, στη θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ, για τις αντίστοιχες αντιδράσεις:

$$\dot{Q}_R = x \cdot (\tilde{h}_{CO} + 3 \cdot \tilde{h}_{H_2} - \tilde{h}_{H_2O} - \tilde{h}_{CH_4}) \quad [kW] \quad (3.90)$$

$$\dot{Q}_S = y \cdot (\tilde{h}_{CO_2} + \tilde{h}_{H_2} - \tilde{h}_{CO} - \tilde{h}_{H_2O}) \quad [kW] \quad (3.91)$$

$$\dot{Q}_E = z \cdot (\tilde{h}_{H_2O} - \tilde{h}_{H_2} - \frac{1}{2} \tilde{h}_{O_2}) \quad [kW] \quad (3.92)$$

όπου  $\tilde{h}_j$  η γραμμομοριακή ενθαλπία των αντίστοιχων αερίων, η οποία υπολογίζεται μέσω της Εξ. (3.27) ή (3.28).

Σύμφωνα με τον πρώτο νόμο της θερμοδυναμικής, το ενεργειακό ισοζύγιο για ολόκληρη τη συστοιχία των ΚΚ λαμβάνει την ακόλουθη μορφή [125]:

$$\dot{Q}_{in} + \dot{Q}_{react} = \dot{W}_{SOFC,DC} + \dot{Q}_{out} + \dot{Q}_{loss} \quad (3.93)$$

με

$$\dot{Q}_{in} = \left( \sum_i \dot{n}_{i,in} \cdot \int_{T_0}^{T_6} \tilde{c}_{p,i}^o \cdot dT \right)_{an} + \left( \sum_j \dot{n}_{j,3} \cdot \int_{T_0}^{T_3} \tilde{c}_{p,j}^o \cdot dT \right)_{ca} \quad [\text{kW}] \quad (3.94)$$

$$\dot{Q}_{out} = \left( \sum_i \dot{n}_{i,out} \cdot \int_{T_0}^{T_8} \tilde{c}_{p,i}^o \cdot dT \right)_{an} + \left( \sum_j \dot{n}_{j,7} \cdot \int_{T_0}^{T_7} \tilde{c}_{p,j}^o \cdot dT \right)_{ca} \quad [\text{kW}] \quad (3.95)$$

$$\dot{Q}_{react} = -(\dot{Q}_E + \dot{Q}_R + \dot{Q}_S) \quad [\text{kW}] \quad (3.96)$$

όπου

$\dot{Q}_{in}$  η θερμότητα, ανά μονάδα χρόνου, των αέριων ρευμάτων που εισέρχονται στην άνοδο και κάθοδο της ΚΚ,

$\dot{Q}_{out}$  η θερμότητα, ανά μονάδα χρόνου, των αέριων ρευμάτων που εξέρχονται από την άνοδο και την κάθοδο της ΚΚ,

$\dot{Q}_{react}$  η θερμότητα, ανά μονάδα χρόνου, που παράγεται τις εσωτερικές αντιδράσεις,

$\dot{Q}_{loss}$  οι απώλειες θερμότητας προς το περιβάλλον ( $5\% \dot{Q}_{react}$ ),

$\dot{W}_{SOFC,DC}$  η ηλεκτρική ισχύς της ΚΚ.

Ως γνωστόν, η ισχύς συνεχούς ρεύματος (DC) της κάθε κυψέλης που απαρτίζει τη συστοιχία των ΚΚ υπολογίζεται με βάση την εξίσωση:

$$W_{cell} = i \cdot A_{cell} \cdot V_{cell} \cdot 10^{-3} \quad [\text{kW}] \quad (3.97)$$

όπου  $A_{cell}$  η επιφάνεια της κάθε κυψέλης [ $\text{cm}^2$ ].

Ενώ, η συνολική ισχύς συνεχούς ρεύματος της συστοιχίας των ΚΚ είναι:

$$\dot{W}_{SOFC,DC} = W_{cell} \cdot N_{cell} \quad [\text{kW}] \quad (3.98)$$

όπου  $N_{cell}$  ο αριθμός των επιμέρους κυψελών που απαρτίζουν τη συστοιχία.

Έτσι, ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης της συστοιχίας των ΚΚ θα είναι:

$$\eta_{SOFC} = \frac{\dot{W}_{SOFC,DC}}{\dot{m}_f \cdot LHV_f} = \frac{\dot{W}_{SOFC,DC}}{\dot{n}_f \cdot M_f \cdot LHV_f} \quad (3.99)$$

όπου

$\dot{m}_f$  η παροχή μάζας του καυσίμου [ $\frac{kg}{s}$ ],

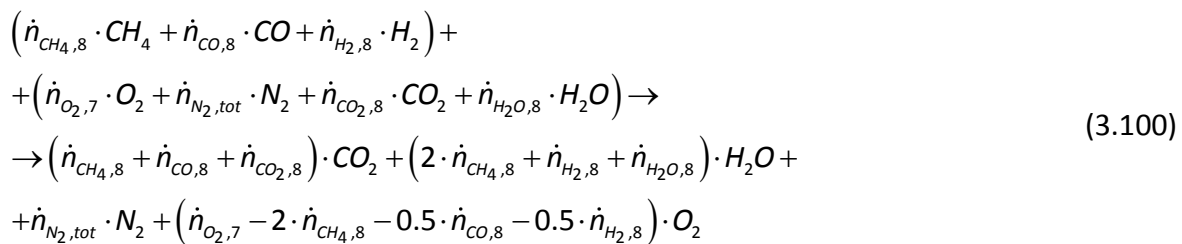
$\dot{n}_f$  η γραμμομοριακή παροχή του καυσίμου [ $\frac{kmol}{s}$ ],

$M_f$  η σχετική μοριακή μάζα του καυσίμου [ $\frac{kg}{kmol}$ ],

$LHV_f$  η κατώτερη θερμογόνος ικανότητα του καυσίμου [ $kJ/kg$ ].

### 3.2.3.4 Θάλαμος καύσης (CC)

Η μαθηματική μοντελοποίηση της ΚΚ μας επιτρέπει τον υπολογισμό των γραμμομοριακών παροχών των αερίων, που εξέρχονται από την άνοδο και την κάθοδο της ΚΚ, αντίστοιχα, όπως και της θερμοκρασίας εξόδου των αερίων αυτών ρευμάτων. Στη συνέχεια, τα δύο αυτά ρεύματα αερίων εισέρχονται στον θάλαμο καύσης, όπου και οξειδώνονται πλήρως. Η συνολική πραγματική αντίδραση της καύσης μπορεί να γραφτεί ως εξής:



όπου

$\dot{n}_{i,8}$  οι γραμμομοριακές παροχές των αερίων που εξέρχονται της ανόδου,

$\dot{n}_{i,7}$  οι γραμμομοριακές παροχές των αερίων που εξέρχονται της καθόδου,

$\dot{n}_{N_2,tot}$  η συνολική γραμμομοριακή παροχή του αζώτου που εισέρχεται στο θάλαμο καύσης, η οποία δίνεται από την εξίσωση:

$$\dot{n}_{N_2,tot} = \dot{n}_{N_2,7} + \dot{n}_{N_2,8} \quad (3.101)$$

Από την Αντ. (3.100) μπορεί να υπολογιστούν οι γραμμομοριακές παροχές των αερίων που εξέρχονται από το θάλαμο καύσης:

$$\dot{n}_{CO_2,9} = \dot{n}_{CH_4,8} + \dot{n}_{CO,8} + \dot{n}_{CO_2,8} \quad (3.102)$$

$$\dot{n}_{H_2O,9} = 2 \cdot \dot{n}_{CH_4,8} + \dot{n}_{H_2,8} + \dot{n}_{H_2O,8} \quad (3.103)$$

$$\dot{n}_{N_2,9} = \dot{n}_{N_2,tot} \quad (3.104)$$

$$\dot{n}_{O_2,9} = \dot{n}_{O_2,7} - 2 \cdot \dot{n}_{CH_4,8} - 0.5 \cdot \dot{n}_{CO,8} - 0.5 \cdot \dot{n}_{H_2,8} \quad (3.105)$$

Στη συνέχεια γίνεται η παραδοχή ότι η θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων από το θάλαμο καύσης,  $T_9$ , είναι ίση με τη θερμοκρασία αδιαβατικής φλόγας, η οποία υπολογίζεται από τον ισολογισμό ενέργειας στον θάλαμο καύσης [125]:

$$\begin{aligned} \dot{H}_{prod} &= \dot{H}_{react} \cdot \eta_{CC} \Rightarrow \sum_{prod} \dot{n}_i \tilde{h}_i(T_9) = \eta_{CC} \cdot \sum_{react} \dot{n}_i \tilde{h}_i(T_S) \Rightarrow \\ &\Rightarrow \sum_{prod} \dot{n}_i \cdot \left[ \tilde{h}_{f,i}^o + (\tilde{h}_i(T_9) - \tilde{h}_i(298.15K)) \right] = \eta_{CC} \cdot \sum_{react} \dot{n}_i \cdot \left[ \tilde{h}_{f,i}^o + (\tilde{h}_i(T_S) - \tilde{h}_i(298.15K)) \right] \\ &\Rightarrow \sum_{prod} \dot{n}_i \cdot \tilde{h}_i(T_9) = \eta_{CC} \cdot \sum_{react} \dot{n}_i \cdot (\tilde{h}_i(T_S) - \tilde{h}_i(298.15K)) - \\ &- \left[ \sum_{prod} \dot{n}_i \cdot \tilde{h}_{f,i}^o - \eta_{CC} \cdot \sum_{react} \dot{n}_i \cdot \tilde{h}_{f,i}^o \right] - \sum_{prod} \dot{n}_i \cdot \tilde{h}_i(298.15K) \end{aligned} \quad (3.106)$$

όπου

- $\eta_{CC}$  ο βαθμός απόδοσης του θαλάμου καύσης,
- $T_S$  η θερμοκρασία εισόδου των αερίων στο θάλαμο καύση, για την οποία γίνεται η παραδοχή ότι ισούται με τη θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ.

Στην Εξ. (3.106) ο μόνος άγνωστος είναι η θερμοκρασία αδιαβατικής φλόγας στον θάλαμο καύσης, η οποία προσδιορίζεται εφαρμόζοντας κάποια επαναληπτική διαδικασία δοκιμής-σφάλματος.

### 3.2.3.5 Αεριοστρόβιλος (GT)

Η θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων από τον αεριοστρόβιλο ( $T_{10}$ ) μπορεί να υπολογιστεί από τον ισολογισμό ενέργειας της αεριογόνου μονάδος:

$$\begin{aligned} \eta_m \cdot \dot{W}_{GT} &= \dot{W}_{AC} + \dot{W}_{FC} \Rightarrow \dot{W}_{GT} = \frac{1}{\eta_m} \cdot (\dot{W}_{AC} + \dot{W}_{FC}) \Rightarrow \\ &\Rightarrow \dot{n}_g \cdot \int_{T_{10}}^{T_9} \tilde{c}_{p,g}^o \cdot dT = \frac{1}{\eta_m} \cdot (\dot{W}_{AC} + \dot{W}_{FC}) \end{aligned} \quad (3.107)$$

όπου

- $\dot{W}_{GT}$  η ισχύς του αεριοστροβίλου,
- $\eta_m$  ο μηχανικός βαθμός απόδοσης,
- $\dot{n}_g$  η γραμμομοριακή παροχή του καυσαερίου,
- $\tilde{c}_{p,g}^o$  η γραμμομοριακή θερμοχωρητικότητα του καυσαερίου.



Η γραμμομοριακή παροχή του καυσαερίου μπορεί να υπολογιστεί εύκολα από το άθροισμα των γραμμομοριακών παροχών των αερίων που εξέρχονται από τον θάλαμο καύσης, αθροίζοντας τις Εξ. (3.102) – (3.105):

$$\dot{n}_g = \dot{n}_{CO_2,9} + \dot{n}_{H_2O,9} + \dot{n}_{N_2,9} + \dot{n}_{O_2,9} \quad (3.108)$$

Με γνωστή τη σύνθεση του καυσαερίου που εξέρχεται από το θάλαμο καύσης, η γραμμομοριακή θερμοχωρητικότητα του καυσαερίου θα δίνεται από τη σχέση:

$$\begin{aligned} \tilde{c}_{p,g}^o(T) &= \sum_i y_i \cdot \tilde{c}_{p,i}^o(T) \Rightarrow \\ \tilde{c}_{p,g}^o(T) &= y_{CO_2,9} \cdot \tilde{c}_{p,CO_2}^o(T) + y_{H_2O,9} \cdot \tilde{c}_{p,H_2O}^o(T) + y_{N_2,9} \cdot \tilde{c}_{p,N_2}^o(T) + y_{O_2,9} \cdot \tilde{c}_{p,O_2}^o(T) = \\ &= \frac{\dot{n}_{CO_2,9}}{\dot{n}_g} \cdot \tilde{c}_{p,CO_2}^o(T) + \frac{\dot{n}_{H_2O,9}}{\dot{n}_g} \cdot \tilde{c}_{p,H_2O}^o(T) + \frac{\dot{n}_{N_2,9}}{\dot{n}_g} \cdot \tilde{c}_{p,N_2}^o(T) + \frac{\dot{n}_{O_2,9}}{\dot{n}_g} \cdot \tilde{c}_{p,O_2}^o(T) \end{aligned} \quad (3.109)$$

Ο λόγος εκτόνωσης στον αεριοστρόβιλο υπολογίζεται από τη σχέση [85,125]:

$$\int_{T_9}^{T_{10}} \tilde{c}_{p,g}^o \frac{dT}{T} = -\tilde{R} \cdot \eta_{\infty GT} \cdot \ln(r_{GT}) \quad (3.110)$$

όπου

- $\tilde{R}$  η γενική σταθερά των ιδανικών αερίων,
- $\eta_{\infty GT}$  ο πολυτροπικός βαθμός απόδοσης του αεριοστρόβιλου,
- $r_{GT}$  ο λόγος εκτόνωσης στον αεριοστρόβιλο.

### 3.2.3.6 Στρόβιλος ισχύος (PT)

Η θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων από τον στρόβιλο ισχύος ( $T_{11}$ ) υπολογίζεται από τη σχέση [85]:

$$\int_{T_{10}}^{T_{11}} \tilde{c}_{p,g}^o \frac{dT}{T} = -\tilde{R} \cdot \eta_{\infty PT} \cdot \ln(r_{PT}) \quad (3.111)$$

όπου

- $\eta_{\infty PT}$  ο πολυτροπικός βαθμός απόδοσης του στρόβιλου ισχύος,
- $r_{PT}$  ο λόγος εκτόνωσης στο στρόβιλο ισχύος,
- $\tilde{c}_{p,g}^o$  η γραμμομοριακή θερμοχωρητικότητα των καυσαερίων.

Η μηχανική ισχύς του στρόβιλου ισχύος υπολογίζεται με βάση τον ισολογισμό ενέργειας σε αυτόν:

$$\dot{W}_{PT} = \eta_m \cdot \dot{n}_g \cdot (\tilde{h}_{10} - \tilde{h}_{11}) = \eta_m \cdot \dot{n}_g \cdot \int_{T_{11}}^{T_{10}} \tilde{c}_{p,g}^o dT \quad (3.112)$$

όπου

- $\tilde{h}_i$  οι γραμμομοριακές ενθαλπίες των καυσαερίων στην είσοδο και έξοδο του στροβίλου ισχύος,  
 $\eta_m$  ο μηχανικός βαθμός απόδοσης του στροβίλου ισχύος,  
 $\dot{n}_g$  η γραμμομοριακή παροχή των καυσαερίων.

### 3.2.3.7 Ανακομιστές Θερμότητας (REC 1 και REC 2)

Για τη μαθηματική μοντελοποίηση των ανακομιστών θερμότητας επιλέγεται η μέθοδος της αποτελεσματικότητας της μεταφοράς θερμότητας ( $\epsilon$ -NTU method). Οι εναλλάκτες θερμότητας, που επιλέγονται για την προθέρμανση των αερίων εισόδου στη συστοιχία των ΚΚ, είναι εναλλάκτες αντιρροής (counter flow). Η μέθοδος  $\epsilon$ -NTU επιτρέπει τον υπολογισμό της θερμοκρασίας των αερίων εξόδου από τους ανακομιστές θερμότητας, για γνωστές τιμές των θερμοκρασιών εισόδου, των παροχών μάζας και των χαρακτηριστικών των ανακομιστών.

Αρχικά, υπολογίζεται ο ρυθμός θερμοχωρητικότητας ( $C_c$  και  $C_h$ ) για το ψυχρό και το θερμό ρεύμα αερίων [35,126]:

$$C_c = \dot{n}_c \cdot \tilde{c}_{p,c}^o \quad (3.113)$$

$$C_h = \dot{n}_h \cdot \tilde{c}_{p,h}^o \quad (3.115)$$

όπου

- $c$  υποδηλώνει το ψυχρό ρεύμα αερίων, που στην περίπτωση της παρούσας μελέτης θα είναι το ρεύμα του αέρα και του καυσίμου, στους δύο εναλλάκτες θερμότητας, αντίστοιχα,  
 $h$  υποδηλώνει το θερμό ρεύμα αερίων, το οποίο στην παρούσα μελέτη θα είναι το ρεύμα των καυσαερίων στους δύο εναλλάκτες θερμότητας.

Ο λόγος των ρυθμών θερμοχωρητικότητας ( $C_r$ ) υπολογίζεται με βάση της σχέση:

$$C_r = \frac{C_{\min}}{C_{\max}} \quad (3.114)$$

όπου

- $C_{\min}$  ο ρυθμός θερμοχωρητικότητας με τη μικρότερη τιμή,  
 $C_{\max}$  ο ρυθμός θερμοχωρητικότητας με τη μεγαλύτερη τιμή.

Ο βαθμός εκμετάλλευσης για εναλλάκτες θερμότητας αντιρροής δίνεται από τις σχέσεις:

$$\varepsilon = \frac{1 - e^{[-NTU \cdot (1 - C_r)]}}{1 - C_r \cdot e^{[-NTU \cdot (1 - C_r)]}}, \text{ για } C_r < 1 \quad (3.116)$$

και

$$\varepsilon = \frac{NTU}{1 + NTU}, \text{ για } C_r = 1 \quad (3.117)$$

όπου NTU ο αριθμός μονάδων μεταφοράς, που δίνεται από την εξίσωση:

$$NTU = \frac{U \cdot A}{C_{\min}} \quad (3.118)$$

όπου

$U$  ο ολικός συντελεστής μεταφοράς θερμότητας  $[\frac{W}{m^2 \cdot K}]$ ,

$A$  η επιφάνεια μεταφοράς θερμότητας στον εναλλάκτη  $[m^2]$ .

Η πραγματική θερμορροή από το ένα ρευστό στο άλλο μέσω του εναλλάκτη θερμότητας είναι:

$$\dot{Q} = \varepsilon \cdot \dot{Q}_{\max} = \varepsilon \cdot C_{\min} \cdot (T_{h,in} - T_{c,in}) \quad (3.119)$$

Τέλος, οι θερμοκρασίες εξόδου των αερίων από τον εναλλάκτη θερμότητας θα υπολογίζονται με βάση τις σχέσεις:

$$T_{h,out} = T_{h,in} - \frac{\dot{Q}}{C_h} \quad [K] \quad (3.120)$$

και

$$T_{c,out} = T_{c,in} + \frac{\dot{Q}}{C_c} \quad [K] \quad (3.121)$$

όπου

$T_{h,in}, T_{h,out}$  οι θερμοκρασίες εισόδου και εξόδου του θερμού ρεύματος αερίων,

$T_{c,in}, T_{c,out}$  οι θερμοκρασίες εισόδου και εξόδου του ψυχρού ρεύματος αερίων.

Έτσι λοιπόν, μετασχηματίζοντας τις Εξ. (3.120) και (3.121) για την περίπτωση των ανακομιστών θερμότητας του ΥΣ του Σχ. 3.1, οι θερμοκρασίες εξόδου του αέρα, του καυσίμου και των καυσαερίων από τους ανακομιστές θερμότητας REC 1 και REC 2, θα είναι:

$$T_{12} = T_{11} - \frac{\dot{Q}_{REC1}}{C_{h,REC1}} \quad (3.122)$$

$$T_3 = T_2 + \frac{\dot{Q}_{REC1}}{C_{c,REC1}} \quad (3.123)$$

$$T_{13} = T_{12} - \frac{\dot{Q}_{REC2}}{C_{h,REC2}} \quad (3.124)$$

$$T_6 = T_5 + \frac{\dot{Q}_{REC2}}{C_{c,REC2}} \quad (3.125)$$

### 3.2.3.8 Ηλεκτρογεννήτρια (G)

Η ηλεκτρική ισχύς, εναλλασσόμενου ρεύματος, που παράγεται από την ηλεκτρογεννήτρια που είναι συνδεδεμένη σε κοινό άξονα με τον στρόβιλο ισχύος υπολογίζεται από τη σχέση:

$$\dot{W}_{GEN} = \eta_{GEN} \cdot \dot{W}_{PT} \quad (3.126)$$

όπου  $\eta_{GEN}$  ο βαθμός απόδοσης της ηλεκτρογεννήτριας.

### 3.2.3.9 Υβριδικό σύστημα (SOFC-GT)

Η ισχύς εναλλασσόμενου ρεύματος της ΚΚ θα δίνεται από την σχέση:

$$\dot{W}_{SOFC,AC} = \eta_{inv} \cdot \dot{W}_{SOFC,DC} \quad (3.127)$$

όπου  $\eta_{inv}$  ο βαθμός απόδοσης του αντιστροφέα (inverter) του ρεύματος συνεχούς τάσης σε εναλλασσόμενη.

Είναι προφανές πως η **συνολική ηλεκτρική ισχύς** ( $\dot{W}_{net}$ ) που παράγεται από το υβριδικό σύστημα θα είναι:

$$\dot{W}_{net} = \dot{W}_{SOFC,AC} + \dot{W}_{GEN} \quad (3.128)$$

Τέλος, ο συνολικός **ηλεκτρικός** βαθμός απόδοσης του υβριδικού συστήματος θα είναι:

$$\eta_{el} = \frac{\dot{W}_{net}}{\dot{m}_f \cdot LHV_f} = \frac{\dot{W}_{net}}{\dot{n}_f \cdot M_f \cdot LHV_f} \quad (3.129)$$

### 3.3 Ανάπτυξη του Αλγόριθμου Προσομοίωσης του ΥΣ

Στην προηγούμενη ενότητα αναπτύχθηκε το μαθηματικό μοντέλο προσομοίωσης του προταθέντος ΥΣ, με βάση τη θερμοδυναμική ανάλυση των επιμέρους στοιχείων του. Στην ενότητα αυτή περιγράφονται με λεπτομέρεια τα αρχικά αλγοριθμικά βήματα που απαιτούνται στόχο των υπολογισμών των παραμέτρων λειτουργίας ολόκληρου του ΥΣ.

Αρχικά, με δεδομένη την πυκνότητα του ρεύματος λειτουργίας ( $i$ ) και την επιφάνεια της κάθε κυψέλης ( $A_{cell}$ ) στη συστοιχία μπορούμε να υπολογίσουμε την ένταση του ρεύματος σε κάθε κυψέλη ξεχωριστά από την εξίσωση:

$$I_{cell} = i \cdot A_{cell} \quad (3.130)$$

Η κατανάλωση υδρογόνου από κάθε κυψέλη ξεχωριστά, λαμβάνοντας υπόψη την Εξ. 3.89, θα δίνεται από την εξίσωση:

$$z_{cell} = \frac{I_{cell}}{n_e \cdot F} \quad (3.131)$$

Ως γνωστόν οι γραμμομοριακές παροχές των συστατικών του καυσίμου στην είσοδο της ανόδου, για κάθε κυψέλη θα δίνονται από τις σχέσεις:

$$\dot{n}_{CH_4,6,cell} = y_{CH_4} \cdot \dot{n}_{f,cell} \quad (3.132)$$

και

$$\dot{n}_{N_2,6,cell} = y_{N_2} \cdot \dot{n}_{f,cell} \quad (3.133)$$

όπου  $\dot{n}_{f,cell}$  η γραμμομοριακή παροχή του καυσίμου σε κάθε κυψέλη ξεχωριστά.

Χρησιμοποιώντας έναν συντελεστή χρησιμοποίησης για τον αέρα ( $U_a$ ), από την στοιχειομετρία της ηλεκτροχημικής αντίδρασης (Αντ. 3.15) μπορούμε να υπολογίσουμε και την απαιτούμενη παροχή του αέρα ( $\dot{n}_{a,cell}$ ) και των συστατικών του στη είσοδο της κάθε κυψέλης:

$$\dot{n}_{O_2,3,cell} = \frac{z_{cell}}{2 \cdot U_a} \quad (3.134)$$

$$\dot{n}_{a,cell} = \frac{\dot{n}_{O_2,3,cell}}{y_{O_2}} \quad (3.135)$$

και

$$\dot{n}_{N_2,3,cell} = y_{N_2} \cdot \dot{n}_{a,cell} \quad (3.136)$$

όπου  $\dot{n}_{a,cell}$  γραμμομοριακή παροχή του αέρα στην κάθε κυψέλη ξεχωριστά.

Για τις υπόλοιπες γραμ. παροχές των αερίων που ανακυκλοφορούν και εξέρχονται της κάθε κυψέλης ξεχωριστά ισχύουν οι Εξισώσεις 3.31 – 3.58, με ιδιαίτερη προσοχή βέβαια έτσι ώστε οι επιμέρους παράμετροι να αναφέρονται στην κάθε κυψέλη ξεχωριστά. Οι Εξισώσεις 3.51 και 3.54 – 3.56 αποτελούν ένα σύστημα με τέσσερις εξισώσεις και τέσσερις αγνώστους, το οποίο με γνωστή τη θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ μπορεί να επιλυθεί υπολογίζοντας τα  $x_{cell}$ ,  $y_{cell}$ ,  $\dot{n}_{f,cell}$  και  $RR$ . Στη συνέχεια με γνωστές όλες τις παραπάνω παραμέτρους μπορούν να υπολογιστούν τα ηλεκτροχημικά στοιχεία της κάθε κυψέλης ( $E_{rev}$ ,  $\Delta V_{loss}$  και  $V_{cell}$ ).

Έτσι λοιπόν, η πυκνότητα ισχύος ( $w_{cell}$ ) και η καθαρή ισχύς ( $W_{cell}$ ) της κάθε κυψέλης ξεχωριστά στη συστοιχία θα δίνονται από τις σχέσεις:

$$w_{cell} = V_{cell} \cdot i \quad [W / m^2] \quad (3.137)$$

και

$$W_{cell} = w_{cell} \cdot A_{cell} \cdot 10^{-3} \quad [kW] \quad (3.138)$$

Στη συνέχεια με γνωστή την συνολική παραγόμενη ισχύ από την ΚΚ μπορούμε να υπολογίσουμε τον απαιτούμενο αριθμό των κυψελών που συνθέτουν την συστοιχία:

$$N_{cell} = \frac{W_{SOFC,DC}}{W_{cell}} \quad (3.139)$$

Ως εκ τούτου με γνωστό τον συνολικό αριθμό των κυψελών στη συστοιχία και τη γραμ. παροχή του καυσίμου και του αέρα σε κάθε κυψέλη, οι συνολικές παροχές του καυσίμου και του αέρα στη συστοιχία και κατά συνέπεια στο ΥΣ υπολογίζονται ως εξής:

$$\dot{n}_f = N_{cell} \cdot \dot{n}_{f,cell} \quad (3.140)$$

και

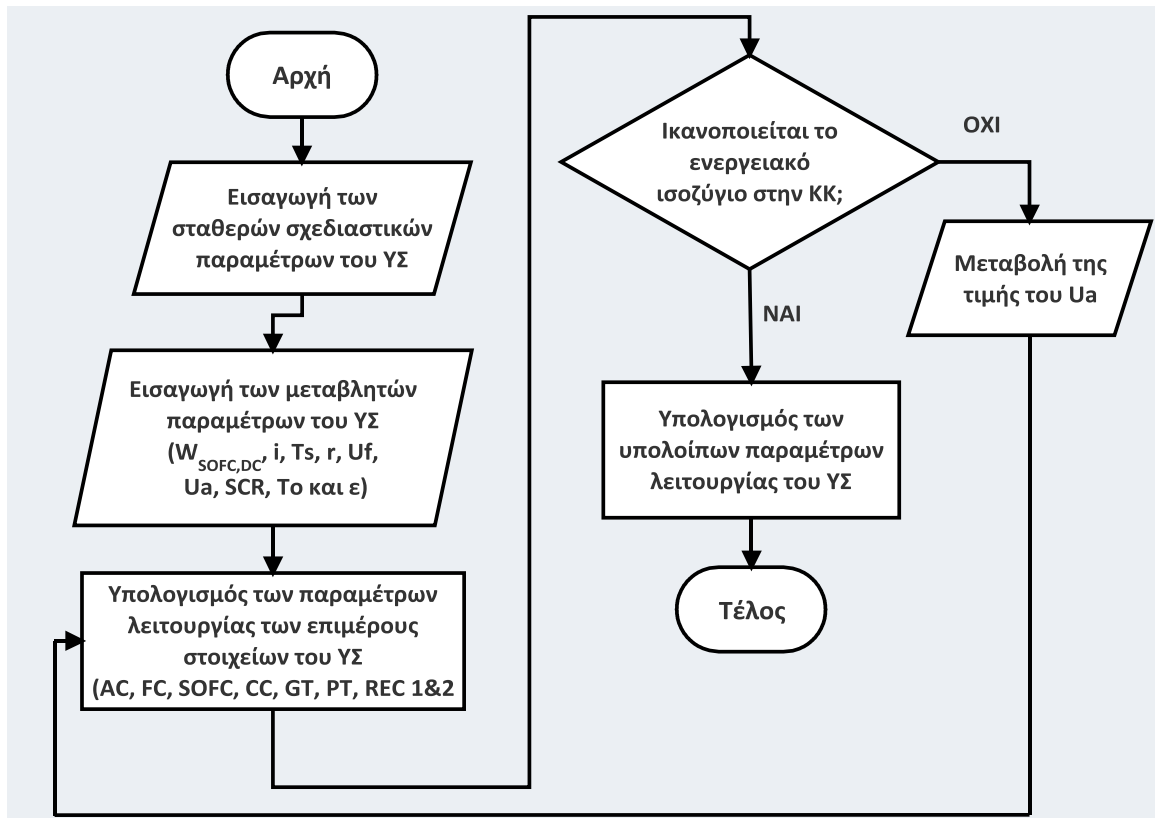
$$\dot{n}_a = N_{cell} \cdot \dot{n}_{a,cell} \quad (3.141)$$

Τέλος, με γνωστές τις συνολικές γραμ. παροχές του αέρα και του καυσίμου είναι δυνατόν να υπολογιστεί ο λόγος καυσίμου-αέρα στο ΥΣ:

$$f = \frac{\dot{n}_f}{\dot{n}_a} \quad (3.142)$$

Έχοντας πλέον υπολογίσει τις συνολικές παροχές του αέρα και του καυσίμου μπορούμε να προχωρήσουμε στον υπολογισμό όλων των υπολοίπων παραμέτρων του συστήματος. Το διάγραμμα ροής της προσομοίωσης του υπό μελέτη ΥΣ δίνεται στο Σχήμα 3.5. Κομβικό σημείο στην προσομοίωση του ΥΣ είναι η υπόθεση μιας αρχικής τιμής για τον συντελεστή χρησιμοποίησης του αέρα στην κάθοδο της ΚΚ. Με την

υπόθεση της τιμής του  $U_a$ , υπολογίζεται η παροχή του αέρα στην κάθοδο, και κατά συνέπεια και σε όλο το ΥΣ. Έτσι είμαστε σε θέση να υπολογίσουμε τον λόγο καυσίμου αέρα, από την Εξίσωση 3.142. Προφανώς, η παροχή του αέρα στην ΚΚ θα πρέπει να είναι τέτοια ώστε η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ να παραμένει σταθερή και ίση με την τιμή σχεδιασμού. Ο περιορισμός αυτός ελέγχεται από την ικανοποίηση ή όχι του ισοζυγίου ενέργειας στην ΚΚ (Εξ. 3.93). Όταν το ισοζύγιο ενέργειας ικανοποιηθεί, η προσομοίωση των παραμέτρων του ΥΣ ολοκληρώνεται, οδηγώντας στα τελικά αποτελέσματα.

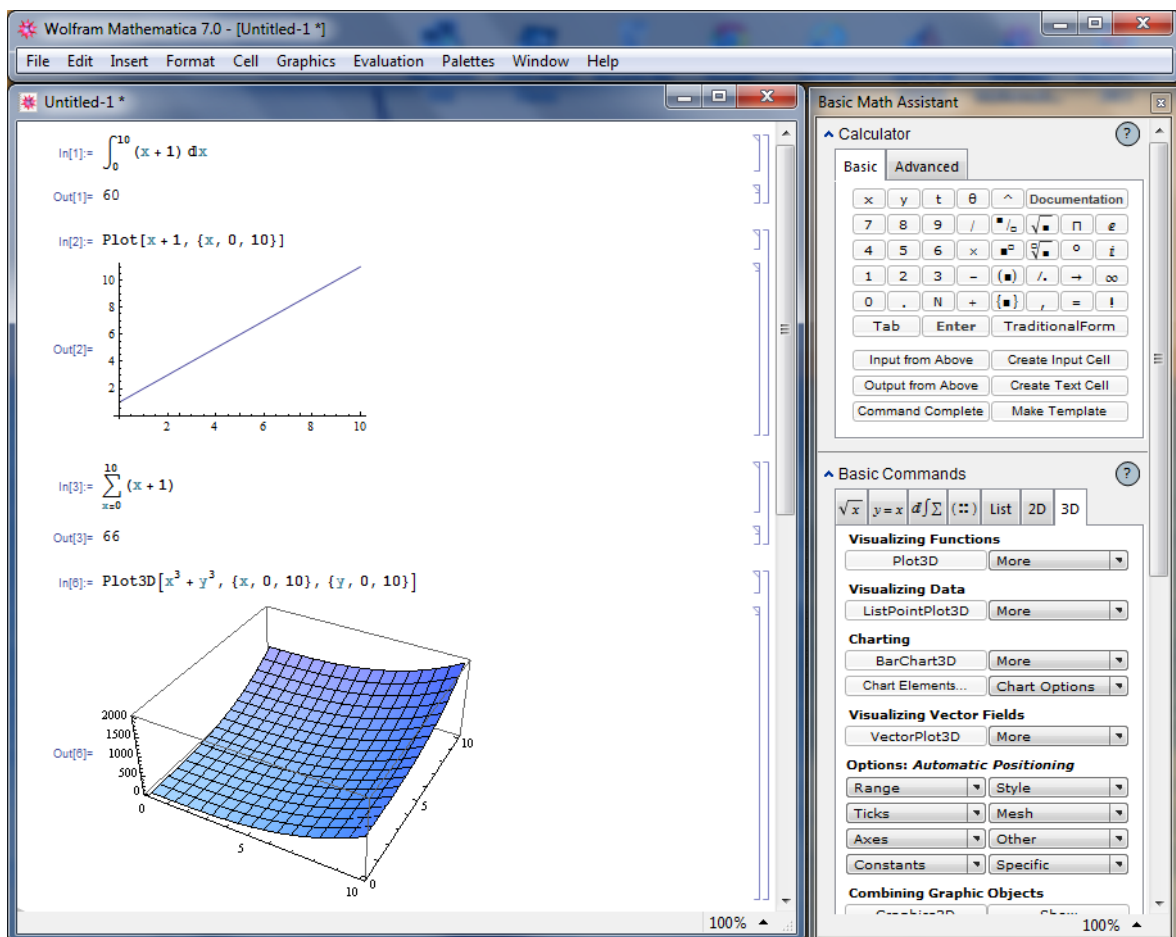


Σχήμα 3.5 Διάγραμμα ροής της προσομοίωσης του ΥΣ.

### 3.4 Περιγραφή του Προγράμματος του Η/Υ

Στην παρούσα εργασία επιλέχθηκε να χρησιμοποιηθεί το υπολογιστικό πακέτο *MATHEMATICA*<sup>®</sup> 7, για τη διεξαγωγή των απαιτούμενων υπολογισμών και τη λήψη των σχετικών αποτελεσμάτων. Το *MATHEMATICA*<sup>®</sup> είναι περισσότερο ένα πακέτο συμβολικής άλγεβρας, παρά μια τυπική γλώσσα προγραμματισμού (Fortran, C++, κ.τ.λ.), που πας επιτρέπει να κάνουμε αλγεβρικές πράξεις, χωρίς το αποτέλεσμα να είναι κατ' ανάγκη αριθμός. Το χαρακτηριστικό αυτό του συγκεκριμένου πακέτου το καθιστά ιδιαίτερα πρακτικό, αφού μας βοηθά στον ακριβή και γρήγορο υπολογισμό μαθηματικών εκφράσεων (παραγώγους, ολοκληρώματα κ.τ.λ.), που ο υπολογισμός τους με την εφαρμογή κάποιας συμβατικής γλώσσας προγραμματισμού θα ήταν ιδιαίτερα περίπλοκος, ενώ θα αύξανε τον υπολογιστικό χρόνο και την πολυπλοκότητα του κώδικα.

Στο περιβάλλον του *MATHEMATICA*<sup>®</sup> η είσοδος και η έξοδος των αποτελεσμάτων έχει τη μορφή που φαίνεται στο Σχήμα 3.6. Με τα έντονα γράμματα-αριθμούς έχουμε μια εντολή που δίνουμε στο περιβάλλον (φύλλο εργασίας) του *MATHEMATICA*<sup>®</sup> (γραμμή *In*), ενώ με τα κανονικά γράμματα-αριθμούς είναι το αποτέλεσμα που παίρνουμε (γραμμή *Out*). Τα σύμβολα “*In*: [1]= “ και “*Out* [1]= “ βγαίνουν αυτόματα από το περιβάλλον και δεν δίνονται ποτέ από το χρήστη. Κάθε “*In*: [1]= “ αποτελεί ένα πυρήνα, μία ομάδα εντολών για το *MATHEMATICA*<sup>®</sup>, με τον συνολικό υπολογιστικό κώδικα να αποτελείται από αλληλουχία ομάδων εντολών και αποτελεσμάτων. Για να βρούμε το αποτέλεσμα της κάθε πράξης, γράφουμε την εντολή και στη συνέχεια πατάμε το πλήκτρο Shift και το πλήκτρο Enter. Εναλλακτικά μπορούμε να έχουμε το ίδιο αποτέλεσμα πατώντας μόνο το πλήκτρο Enter του «αριθμητικού» μέρους του πληκτρολογίου του Η/Υ. Η αναλυτική περιγραφή της λειτουργίας του *MATHEMATICA*<sup>®</sup> ξεπερνά τις απαιτήσεις-στόχους της παρούσας ενότητας. Για την περεταίρω περιγραφή και μελέτη του υπολογιστικού αυτού πακέτου συνίσταται η χρήση εξειδικευμένων εγχειριδίων της βιβλιογραφίας και ηλεκτρονικού διαδικτυακού υλικού [137-140].



Σχήμα 3.6 Περιβάλλον εκτελέσεων εντολών του *MATHEMATICA*<sup>®</sup>.

Το υπολογιστικό αυτό πακέτο συγκεντρώνει ένα αρκετά μεγάλο αριθμό πλεονεκτημάτων, που το καθιστούν κατάλληλο για οποιοδήποτε χρήστη, αφού παρέχει τη δυνατότητα:



- της συμβολικής αναπαράστασης και της εύκολης εποπτείας των εξισώσεων και των αντίστοιχων αποτελεσμάτων,
- της εισαγωγής μη εκτελέσιμου κειμένου, το οποίο διευκολύνει εξαιρετικά την εποπτεία και παρουσίαση των εξισώσεων και του συνολικού κώδικα,
- της εύκολης εισαγωγής και εξαγωγής δεδομένων από και προς τα αντίστοιχα αρχεία,
- της γραφικής αναπαράστασης πολύπλοκων εκφράσεων και της σύνθετης μορφοποίησης των αντίστοιχων γραφημάτων (τρισεδιάστατες απεικονίσεις κ.α.) και
- της αναλυτικής και αριθμητικής επίλυσης σύνθετων εξισώσεων σε ελάχιστο υπολογιστικό χρόνο.

Φυσικά, οι δυνατότητες του υπολογιστικού αυτού πακέτου είναι πολύ περισσότερες από αυτές που παραθέσαμε παραπάνω και κάποιος θα πρέπει να εντρυφήσει αρκετά στο συγκεκριμένο πακέτο, έτσι ώστε να κατανοήσει πλήρως τις δυνατότητές του. Βασικό μειονέκτημα του *MATHEMATICA*<sup>®</sup> είναι πως γίνεται αρκετά δύσκολο όταν ο χρήστης προσπαθήσει να το χρησιμοποιήσει σαν μια συμβατική γλώσσα προγραμματισμού. Η ανάπτυξη βρόχων ελέγχου, επαναληπτικών βρόχων κ.α., δεν είναι μεν αδύνατη στο συγκεκριμένο πακέτο, αλλά είναι αρκετά πιο σύνθετη από την ανάπτυξη των βρόχων αυτών με τη χρήση των συμβατικών γλωσσών προγραμματισμού (Fortran, C++ κ.τ.λ.).

Στην παρούσα λοιπόν εργασία επιλέχθηκε η εισαγωγή των σταθερών και μεταβλητών παραμέτρων σχεδιασμού του υπό μελέτη ΥΣ να πραγματοποιείται στο ίδιο υπολογιστικό φύλλο. Στο ίδιο επίσης φύλλο εισάγονται και οι συντελεστές των πολυωνύμων Janaf καθώς και τα ίδια τα πολυώνυμα Janaf, που χρησιμοποιούνται για των υπολογισμό των θερμοδυναμικών ιδιοτήτων των υπό μελέτη ρευστών. Τέλος, στο ίδιο φύλλο επιλέχθηκε να γίνει και η ανάπτυξη του υπολογιστικού κώδικα. Με αυτόν τον τρόπο ο χρήστης, με ένα και μόνο αρχείο (που περιέχει τον εκτελέσιμο κώδικα), έχει την δυνατότητα να προσομοιώσει τη συνολική λειτουργία του ΥΣ, και να εξαγάγει πολύτιμα συμπεράσματα, που θα τον βοηθήσουν στην περεταίρω κατανόηση της λειτουργίας του συστήματος αυτού.

### 3.5 Επίλογος

Στο παρόν κεφάλαιο περιγράφηκε με λεπτομέρεια το υπό μελέτη ΥΣ, το οποίο κρίθηκε αρχικά κατάλληλο για εφαρμογή σε πλοία. Αναπτύχθηκε με τη μέγιστη δυνατή ακρίβεια το μαθηματικό μοντέλο προσομοίωσης του υβριδικού αυτού συστήματος, καθώς και παρατέθηκαν οι κύριες παραδοχές και υποθέσεις που ήταν απαραίτητες για τη θερμοδυναμική μοντελοποίηση των επιμέρους στοιχείων του. Στο κεφάλαιο που ακολουθεί, θα παρουσιαστούν τα αποτελέσματα της προσομοίωσης του υπό μελέτη ΥΣ, με σκοπό τη μελέτη της συμπεριφοράς του σε διάφορες καταστάσεις λειτουργίας, αλλά και της μελέτης της επίδρασης των κύριων σχεδιαστικών παραμέτρων στην απόδοση του.

## ΚΕΦΑΛΑΙΟ 4

### ΠΑΡΟΥΣΙΑΣΗ ΑΠΟΤΕΛΕΣΜΑΤΩΝ ΚΑΙ ΕΞΑΓΩΓΗ ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΩΝ

---

#### 4.1 Εισαγωγή

Στο παρόν κεφάλαιο πραγματοποιείται η προσομοίωση του ΥΣ (SOFC-GT), το οποίο κρίθηκε καταρχήν κατάλληλο για εφαρμογή σε πλοία, με στόχο τη μελέτη της συμπεριφοράς του σε διάφορες καταστάσεις λειτουργίας και της επίδρασης των κύριων σχεδιαστικών παραμέτρων στην απόδοσή του και τα λοιπά τεχνικά του χαρακτηριστικά.

Έπειτα από την επικύρωση του μαθηματικού μοντέλου που αναπτύχθηκε στο προηγούμενο κεφάλαιο, με βάση συναφή πειραματικά αποτελέσματα της βιβλιογραφίας, πραγματοποιείται η λεπτομερής μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ. Η παραμετρική αυτή μελέτη συνεισφέρει στη λεπτομερή περιγραφή της λειτουργίας της ΚΚ με στόχο την εύρεση των βέλτιστων συνθηκών λειτουργίας για την επιτυχή ενσωμάτωσή της στο ΥΣ.

Στη συνέχεια, αφού παρατεθούν οι κύριες παράμετροι σχεδιασμού του ΥΣ, παρουσιάζονται τα αποτελέσματα της προσομοίωσης αυτού, μελετώντας την επίδραση της μεταβολής των κύριων σχεδιαστικών παραμέτρων στα τεχνικά του χαρακτηριστικά και προσδιορίζοντας τις τιμές των παραμέτρων που προσδίδουν ικανοποιητική συμπεριφορά στο σύστημα τόσο από ενεργειακής όσο και από οικονομικής πλευράς. Ταυτόχρονα, εξάγονται τα αντίστοιχα συμπεράσματα.

Τέλος, συγκρίνονται τα τεχνικά και λειτουργικά χαρακτηριστικά του προτεινόμενου υβριδικού συστήματος με αυτά του συμβατικού κύκλου Brayton, ο οποίος λειτουργεί σε παρόμοιες συνθήκες με αυτές του υπό μελέτη υβριδικού συστήματος.

#### 4.2 Προσομοίωση της Αυτόνομης Λειτουργίας της ΚΚ

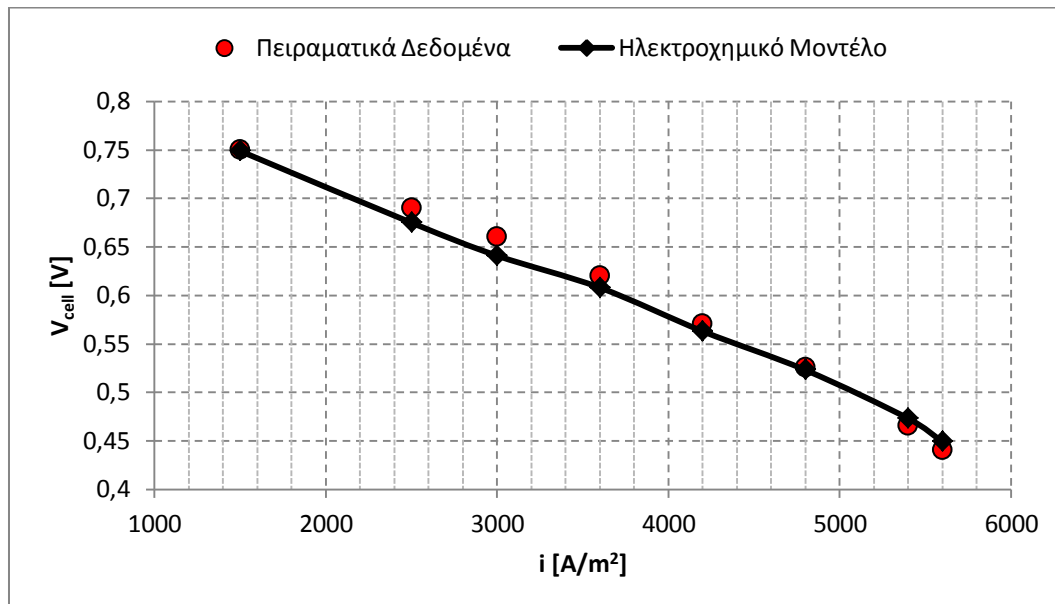
##### 4.2.1 Επικύρωση του ηλεκτροχημικού μοντέλου προσομοίωσης

Η επικύρωση του ηλεκτροχημικού μοντέλου προσομοίωσης της λειτουργίας της ΚΚ έγινε με βάση τα δημοσιευμένα πειραματικά αποτελέσματα που προέρχονται από τη λειτουργία της εμπορικής ΚΚ της εταιρείας Siemens – Westinghouse [5, 16, 131]. Δυστυχώς, πειραματικά δεδομένα από τη λειτουργία της ΚΚ με τροφοδοσία φυσικού αερίου δεν είναι ακόμα διαθέσιμα στην ανοιχτή βιβλιογραφία, γι' αυτό αρκούμαστε σε δεδομένα που προέρχονται από τη λειτουργία της ΚΚ με τροφοδοσία υδρογόνου.

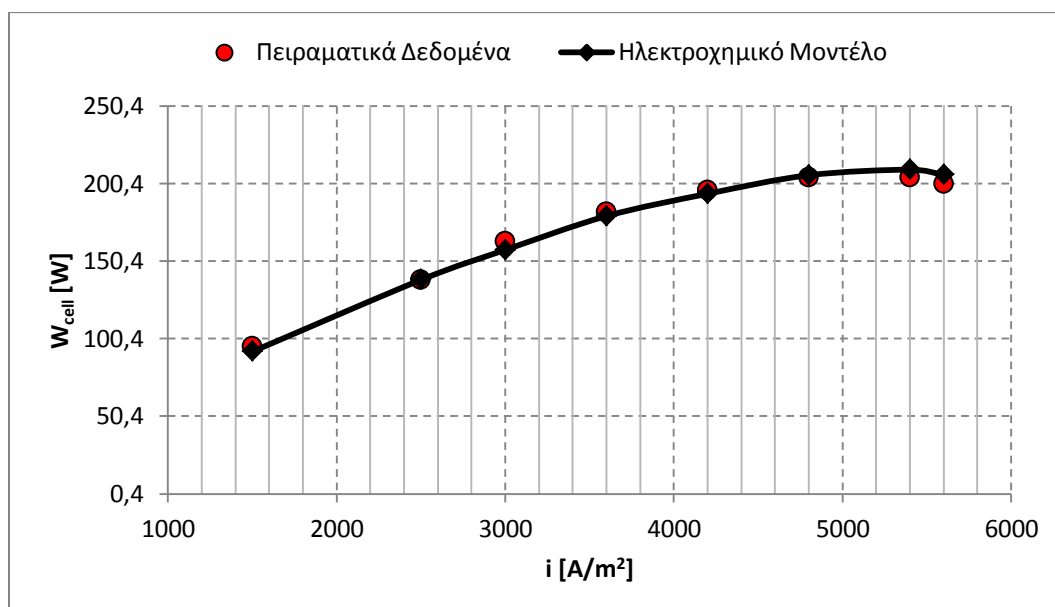
Οι συνθήκες λειτουργίας των πειραματικών δοκιμών της ΚΚ δίνονται στον Πίνακα 4.1. Οι συγκεκριμένες συνθήκες λειτουργίας χρησιμοποιήθηκαν και στο μοντέλο προσομοίωσης με στόχο την επικύρωση του μαθηματικού μοντέλου. Οι υπόλοιπες παράμετροι σχεδιασμού του ηλεκτροχημικού μοντέλου δίνονται στον Πίνακα 4.2.

Μετά τη διεξαγωγή της προσομοίωσης της λειτουργίας της ΚΚ, οι καμπύλες τάσεως λειτουργίας και ισχύος σε σχέση με την πυκνότητα ρεύματος συγκρίθηκαν με τα αντίστοιχα δεδομένα των πειραματικών μετρήσεων, όπως φαίνεται στα Διαγράμματα 4.1 και 4.2. Το μέγιστο σφάλμα και στις δύο περιπτώσεις δεν ξεπερνά το 3%,

συμπεραίνοντας ότι το ηλεκτροχημικό μοντέλο που αναπτύχθηκε στο προηγούμενο κεφάλαιο μπορεί να προσομοιώσει με αρκετά μεγάλη ακρίβεια τη λειτουργία της ΚΚ.



**Διάγραμμα 4.1** Σύγκριση των αποτελεσμάτων προσομοίωσης της ΚΚ με τα αντίστοιχα πειραματικά δεδομένα για την τάση λειτουργίας της ΚΚ.



**Διάγραμμα 4.2** Σύγκριση των αποτελεσμάτων προσομοίωσης της ΚΚ με τα αντίστοιχα πειραματικά δεδομένα για την ισχύ της ΚΚ.

**Πίνακας 4.1** Συνθήκες λειτουργίας της εμπορικής ΚΚ της Siemens – Westinghouse [131].

Παράμετρος	Σύμβολο	Μονάδες	Τιμή
Πίεση Λειτουργίας της ΚΚ	$P_{cell}$	atm	1
Θερμοκρασία Λειτουργίας της ΚΚ	$T_{cell}$	K	1273
Συντελεστής Χρησιμοποίησης του Καυσίμου	$U_f$	-	0.85
Συντελεστής Χρησιμοποίησης του Αέρα	$U_a$	-	0.167
Σύσταση του Καυσίμου	$y_{H_2}$	-	0.89
	$y_{H_2O}$	-	0.11
Σύσταση του Αέρα	$y_{O_2}$	-	0.21
	$y_{N_2}$	-	0.79

**Πίνακας 4.2** Παράμετροι υπολογισμού των απωλειών τάσεως κατά τη λειτουργία της ΚΚ [32, 41, 42, 121].

Παράμετρος	Σύμβολο	Μονάδες	Τιμή
<b>Απώλειες Ενεργοποίησης</b>			
Ενέργεια ενεργοποίησης για τις αντιδράσεις οξείδωσης	$E_{act,an}$	$kJ \cdot kmol^{-1}$	$1.1 \times 10^5$
Ενέργεια ενεργοποίησης για τις αντιδράσεις αναγωγής	$E_{act,ca}$	$kJ \cdot kmol^{-1}$	$1.1 \times 10^5$
Προεκθετικός παράγοντας για την άνοδο	$\gamma_{an}$	$A \cdot m^{-2}$	$2.13 \times 10^8$
Προεκθετικός παράγοντας για την κάθοδο	$\gamma_{ca}$	$A \cdot m^{-2}$	$1.49 \times 10^8$
<b>Ωμικές Απώλειες</b>			
Πάχος της ανόδου	$\delta_{an}$	m	0.0001
Πάχος της καθόδου	$\delta_{ca}$	m	0.0019
Πάχος του ηλεκτρολύτη	$\delta_{el}$	m	0.00004
Πάχος των υλικών διασύνδεσης	$\delta_{int}$	m	0.000085
Συντελεστές ειδικής αντίστασης των επιμέρους δομικών στοιχείων της ΚΚ	$A_{an}$	$\Omega \cdot m$	0.0000298
	$A_{ca}$	$\Omega \cdot m$	0.0000814
	$A_{el}$	$\Omega \cdot m$	0.0000294
	$A_{int}$	$\Omega \cdot m$	0.001256
	$B_{an}$	K	-1392
	$B_{ca}$	K	600
	$B_{el}$	K	10350
	$B_{int}$	K	4690
<b>Απώλειες Συγκέντρωσης</b>			
Μέση διάμετρος πόρου στην άνοδο	$\bar{r}_{an}$	m	$0.5 \times 10^{-6}$
Μέση διάμετρος πόρου στην κάθοδο	$\bar{r}_{ca}$	m	$0.5 \times 10^{-6}$
Πορώδες του ηλεκτροδίου της ανόδου	$\varepsilon_{an}$	%	30
Πορώδες του ηλεκτροδίου της καθόδου	$\varepsilon_{ca}$	%	30
Συντελεστής δαιδαλώδους για το υλικό της ανόδου	$\zeta_{an}$	-	3
Συντελεστής δαιδαλώδους για το υλικό της καθόδου	$\zeta_{ca}$	-	3

#### 4.2.2 Παραμετρική μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ

Η λειτουργία μιας κυψέλης καυσίμου συνήθως αξιολογείται μέσω της καμπύλης πόλωσης (polarization curve), η οποία συσχετίζει την τάση λειτουργίας με την αντίστοιχη πυκνότητα ρεύματος. Ο προσδιορισμός της καμπύλης πόλωσης αποτελεί ίσως το κομβικότερο σημείο στην προσομοίωση της λειτουργίας μιας κυψέλης καυσίμου, και γι' αυτό κρίνεται αναγκαίος πριν από οποιαδήποτε άλλη εξαγωγή αποτελεσμάτων. Στην εργασία αυτή, η καμπύλη πόλωσης προσδιορίζεται με βάση το ηλεκτροχημικό μαθηματικό μοντέλο που αναπτύχθηκε στο προηγούμενο κεφάλαιο.

Η καμπύλη αυτή εξαρτάται πρωτίστως από τα ηλεκτροχημικά χαρακτηριστικά της κυψέλης καυσίμου, και σε σημαντικό βαθμό από τις συνθήκες λειτουργίας αυτής. Οι σημαντικότερες παράμετροι που επηρεάζουν τη λειτουργία μιας συγκεκριμένης κυψέλης καυσίμου, όπως αυτή που περιγράφεται μέσω των ηλεκτροχημικών της δεδομένων στον Πίνακα 4.2, είναι η θερμοκρασία και η πίεση λειτουργίας. Η μεταβολή των παραμέτρων αυτών επηρεάζει σημαντικά τόσο την τάση ανοιχτού κυκλώματος της κυψέλης καυσίμου, όσο και τις διάφορες απώλειες τάσεως κατά τη λειτουργία της υπό την επιβολή εξωτερικού φορτίου.

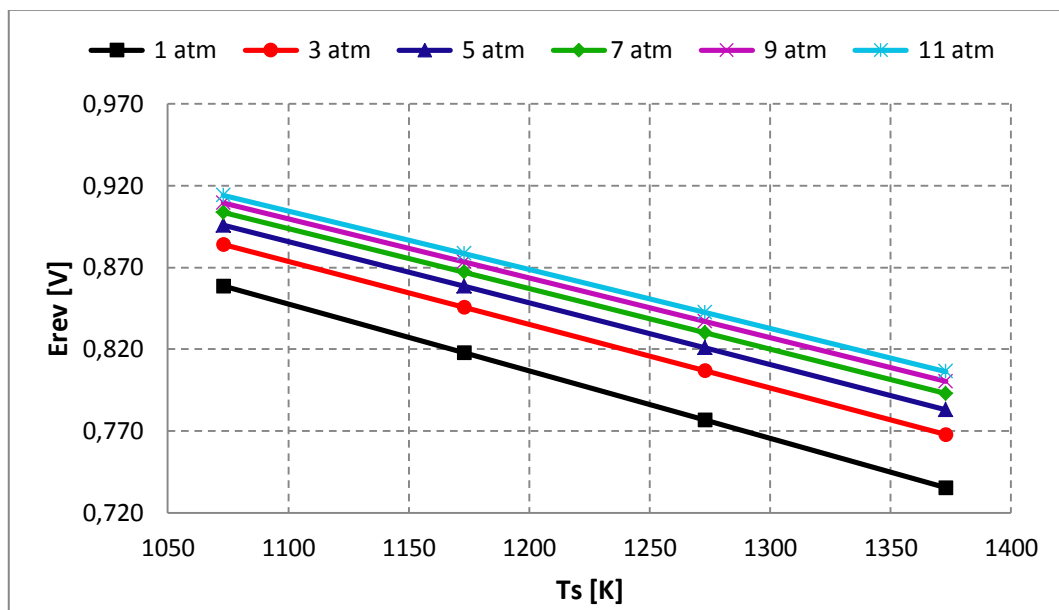
Στην ενότητα αυτή πραγματοποιείται η προσομοίωση της αυτόνομης λειτουργίας μιας σωληνοειδούς κυψέλης καυσίμου στερεού οξειδίου, με τροφοδοσία φυσικού αερίου, το οποίο αναμορφώνεται απευθείας στο εσωτερικό της ανόδου (Direct Internal Reforming). Εκτός των μεταβλητών παραμέτρων σχεδιασμού (θερμοκρασία και πίεση), οι σταθερές παράμετροι σχεδιασμού, οι οποίες χρησιμοποιούνται στην ανάλυση αυτή, δίνονται στον Πίνακα 4.3.

**Πίνακας 4.3** Σταθερές παράμετροι σχεδιασμού της ΚΚ.

Παράμετρος	Σύμβολο	Μονάδες	Τιμή
Συντελεστής Χρησιμοποίησης του Καυσίμου	$U_f$	-	0.8
Συντελεστής Χρησιμοποίησης του αέρα	$U_a$	-	0.2
Λόγος ατμού - άνθρακα	$SCR$	-	2
Θερμοκρασία Περιβάλλοντος	$T_o$	$K$	298
Πίεση Περιβάλλοντος	$P_o$	$atm$	1
Σύσταση του καυσίμου	$y_{CH_4}$	-	0.968
	$y_{N_2}$	-	0.032
Σύσταση του αέρα	$y_{O_2}$	-	0.21
	$y_{N_2}$	-	0.79
Ενεργός επιφάνεια της ΚΚ	$A_{cell}$	$m^2$	0.0834

Στο Διάγραμμα 4.3 φαίνεται η επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας και της πίεσης λειτουργίας στην τάση ανοιχτού κυκλώματος της ΚΚ ( $i=0$ ). Από το διάγραμμα αυτό συμπεραίνουμε πως η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας οδηγεί σε μείωση της τάσης ανοιχτού κυκλώματος, ενώ ακριβώς το αντίθετο συμβαίνει με την αύξηση της πίεσης λειτουργίας. Η επίδραση αυτή της θερμοκρασίας και της πίεσης λειτουργίας στην τάση ανοιχτού κυκλώματος μπορεί να εξηγηθεί εύκολα με βάση της εξίσωση του Nernst

(Εξ. 3.59). Για σταθερή συγκέντρωση στο μίγμα των αντιδρώντων και των προϊόντων, αλλά και σταθερή πίεση λειτουργίας, η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας οδηγεί σε μείωση του ιδανικού αντιστρεπτού δυναμικού της ΚΚ και επομένως σε μείωση και της τάσης ανοιχτού κυκλώματος. Στο Διάγραμμα 4.3 παρατηρούμε επίσης πως η επίδραση της αύξησης της πίεσης λειτουργίας στην τάση ανοιχτού κυκλώματος είναι ασθενέστερη στις υψηλές πιέσεις λειτουργίας, κάτι που οφείλεται στην ασθενέστερη μεταβολή της συγκέντρωσης του μίγματος των αντιδρώντων και των προϊόντων στις πιέσεις αυτές.



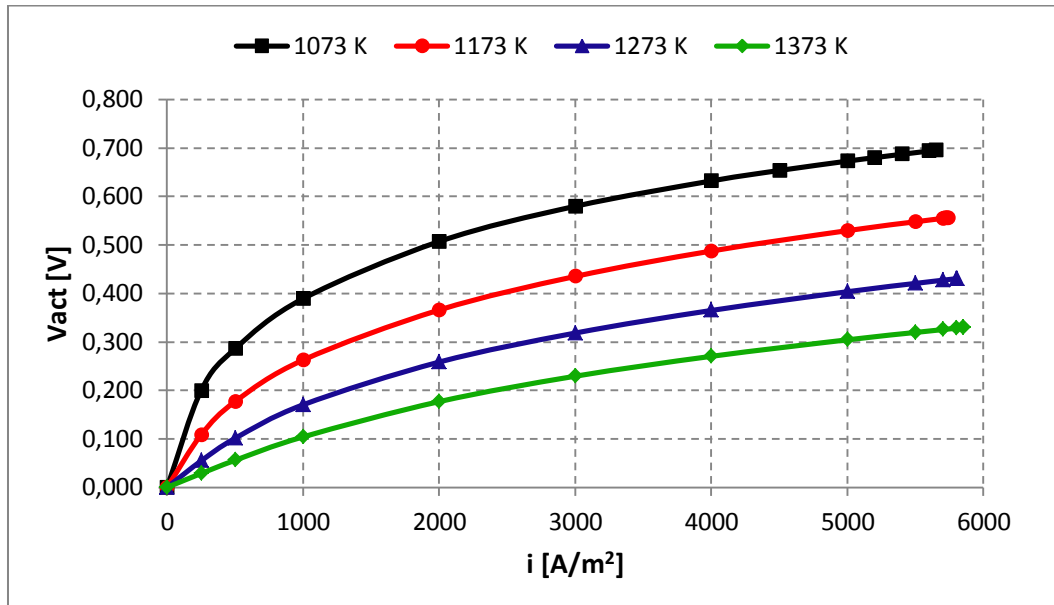
**Διάγραμμα 4.3** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας και της πίεσης λειτουργίας στην τάση ανοιχτού κυκλώματος της ΚΚ.

Η μορφή της καμπύλης πόλωσης εξαρτάται επίσης σημαντικά από τις απώλειες τάσεως ενεργοποίησης και συγκέντρωσης και ωμικές απώλειες τάσεως. Η μαθηματική μοντελοποίηση, που πραγματοποιήθηκε στο προηγούμενο κεφάλαιο, επιτρέπει τον ακριβή υπολογισμό των απωλειών αυτών σε ένα μεγάλο εύρος θερμοκρασιών και πιέσεων λειτουργίας της ΚΚ.

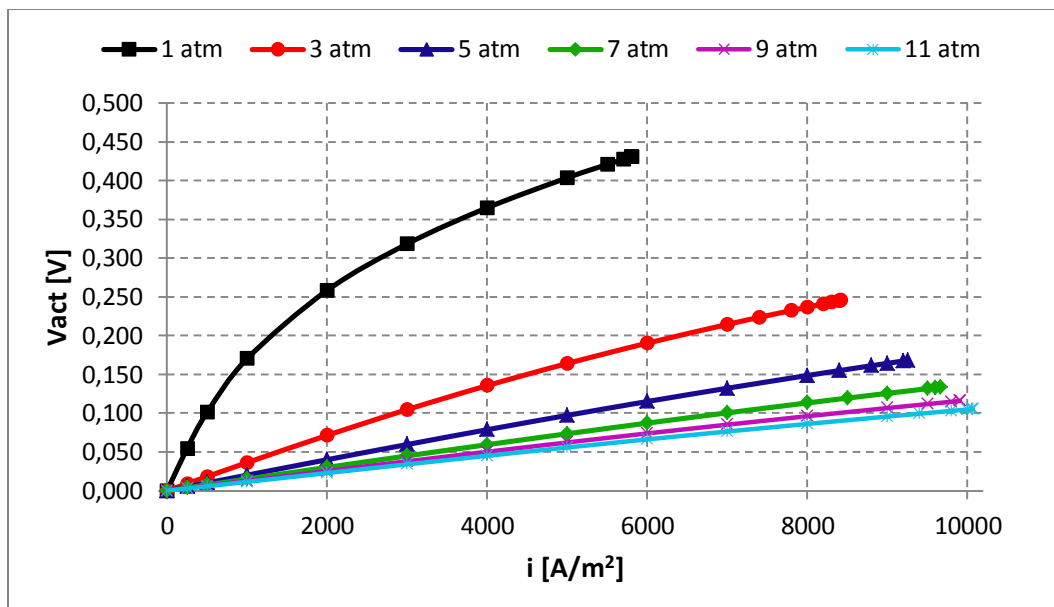
Η επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στις απώλειες ενεργοποίησης φαίνεται στο Διάγραμμα 4.4. Στο διάγραμμα αυτό αρχικά παρατηρούμε πως οι απώλειες ενεργοποίησης αυξάνονται με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος, για κάθε θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ. Όμως, η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας οδηγεί σε μείωση των απωλειών αυτών, με την ελάχιστη τιμή να λαμβάνεται στην ακραία τιμή των 1373 K\*. Παρόμοια είναι και η επίδραση της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας, όπως φαίνεται στο Διάγραμμα 4.5, με τη διαφορά ότι η αύξηση της πίεσης οδηγεί σε ραγδαία μείωση των απωλειών ενεργοποίησης. Παρατηρούμε πως η αύξηση της πίεσης λειτουργίας της ΚΚ πάνω από τις 7 atm έχει αρκετά ασθενή επίδραση στις

\* Η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ, όπως είδαμε στο Κεφάλαιο 1, δεν μπορεί να υπερβεί τους 1323 K, για λόγους αντοχής και κόστους των υλικών της ΚΚ. Παρόλα αυτά στην παρούσα ανάλυση χρησιμοποιείται η ακραία τιμή των 1373 K, περισσότερο για θεωρητικούς λόγους, αφού μας οδηγεί στην εξαγωγή πολύτιμων συμπερασμάτων.

απώλειες ενεργοποίησης. Η παρατήρηση αυτή μας οδηγεί στο συμπέρασμα πως από πλευράς απωλειών ενεργοποίησης η αύξηση της πίεσης λειτουργίας της ΚΚ πάνω από τις 7 atm, δεν οδηγεί σε κάποιο λειτουργικό πλεονέκτημα.



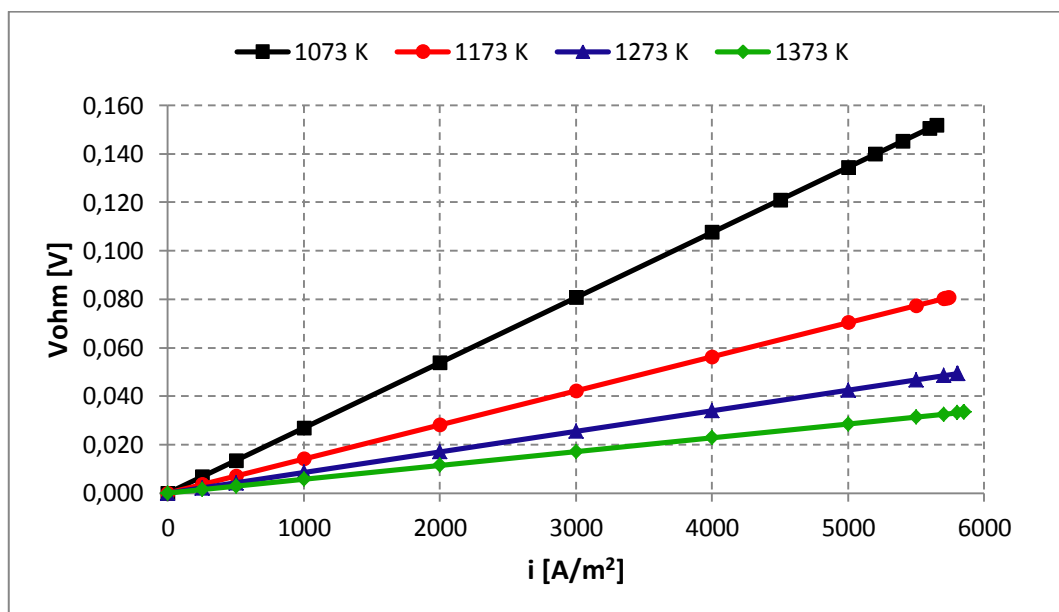
**Διάγραμμα 4.4** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της θερμοκρασίας λειτουργίας στις απώλειες ενεργοποίησης της ΚΚ ( $P_{cell} = 1 atm$ ).



**Διάγραμμα 4.5** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της πίεσης λειτουργίας στις απώλειες ενεργοποίησης της ΚΚ ( $T_s = 1273 K$ ).

Η επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της θερμοκρασίας λειτουργίας στις ωμικές απώλειες τάσεως φαίνεται στο Διάγραμμα 4.6. Όπως και με τις απώλειες ενεργοποίησης, έτσι και οι ωμικές απώλειες τάσεως αυξάνονται με την αύξηση

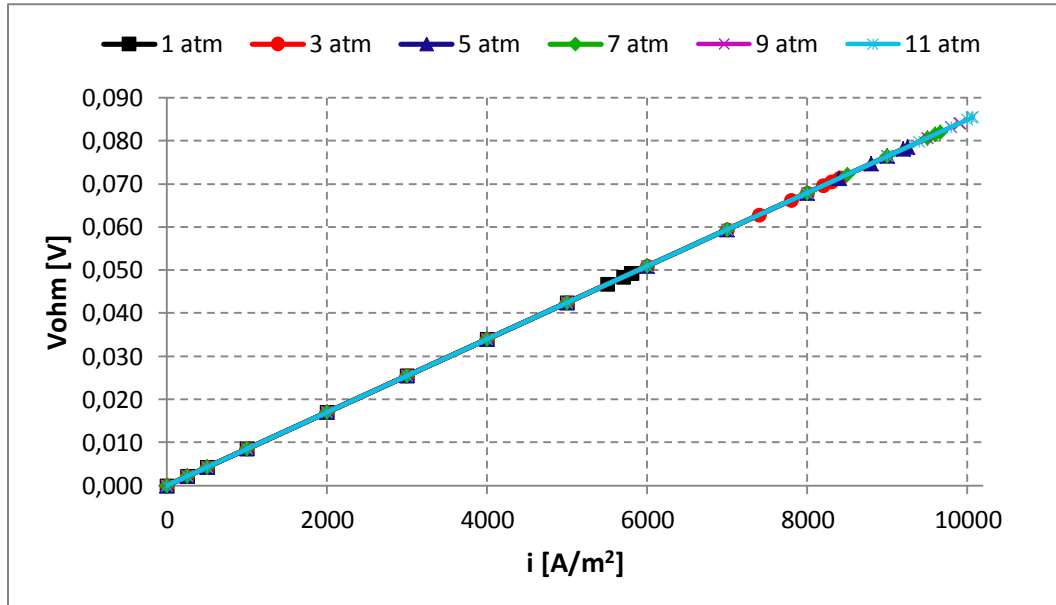
της πυκνότητας ρεύματος και μειώνονται με την αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ. Οι ωμικές απώλειες τάσεως εξαρτώνται από την αντίσταση και το πάχος των επιμέρους υλικών της ΚΚ. Η επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας στην αντίσταση των επιμέρους υλικών έχει μελετηθεί διεξοδικά από τους Chan et al. [35] και γι' αυτό δεν κρίνεται αναγκαίο να γίνει και εδώ. Η διερεύνηση αυτή έχει δείξει ότι η αντίσταση του ηλεκτροδίου της καθόδου, του ηλεκτρολύτη και του υλικού διασύνδεσης μειώνεται ραγδαία με την αύξηση της θερμοκρασίας πάνω από τους 800 K, ενώ το αντίθετο συμβαίνει με την αντίσταση του ηλεκτροδίου της ανόδου. Παρόλα αυτά, η αντίσταση και των δύο ηλεκτροδίων (άνοδος και κάθοδος) είναι αμελητέα συγκριτικά με τις αντιστάσεις των υλικών του ηλεκτρολύτη και των υλικών διασύνδεσης, παρά το αυξημένο πάχος του υλικού των ηλεκτροδίων της καθόδου. Στο Διάγραμμα 4.7 παρατηρούμε πως η αύξηση της πίεσης λειτουργίας έχει μηδενική επίδραση στις ωμικές απώλειες της ΚΚ. Αυτό οφείλεται στο γεγονός πως η επίδραση της πίεσης στην αντίσταση των επιμέρους υλικών είναι αμελητέα, και έτσι το μαθηματικό μοντέλο που περιγράφει τις ωμικές απώλειες δεν προβλέπει την επίδραση της πίεσης σε αυτές. Για ακόμα μια φορά βέβαια παρατηρούμε, όπως άλλωστε ήταν αναμενόμενο, πως οι ωμικές απώλειες αυξάνονται με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος.



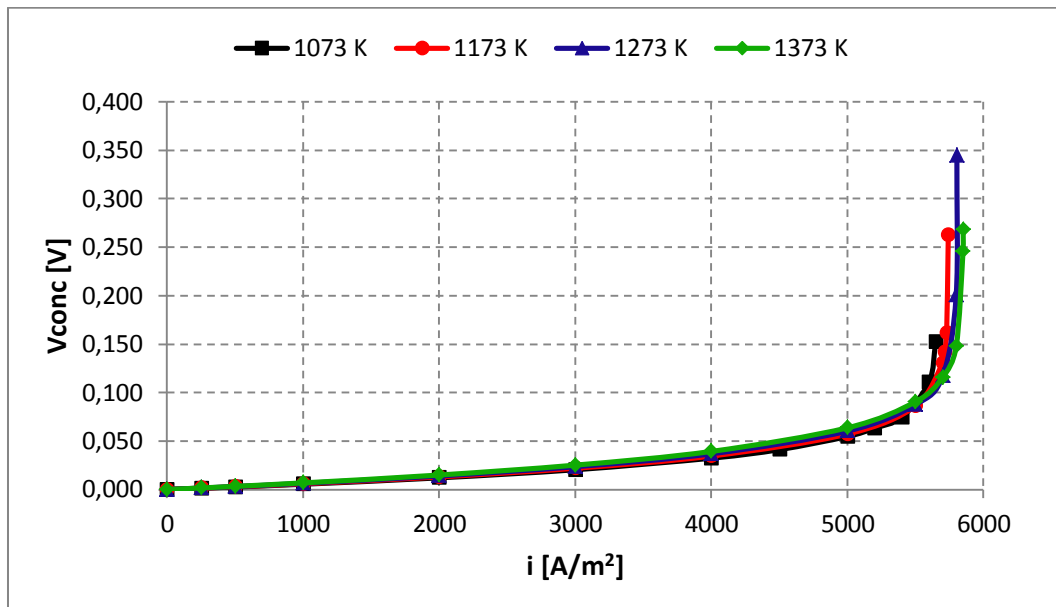
**Διάγραμμα 4.6** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της θερμοκρασίας λειτουργίας στις ωμικές απώλειες τάσεως της ΚΚ ( $P_{cell} = 1 atm$ ).

Η επίδραση της θερμοκρασίας λειτουργίας στις απώλειες συγκέντρωσης φαίνεται στο Διάγραμμα 4.8. Παρατηρούμε πως, όταν η ΚΚ λειτουργεί μακριά από την πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού (limiting current density), η επίδραση της θερμοκρασίας στις απώλειες συγκέντρωσης είναι αρκετά ασθενής. Και εδώ παρατηρείται μια αύξηση των απωλειών συγκέντρωσης με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος, μέχρις ότου η πυκνότητα ρεύματος φτάσει στην περιοχή κοντά στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού, όπου σε αυτή την περιοχή μια μικρή και μόνο αύξηση της πυκνότητας ρεύματος οδηγεί σε ραγδαία αύξηση των απωλειών συγκέντρωσης.





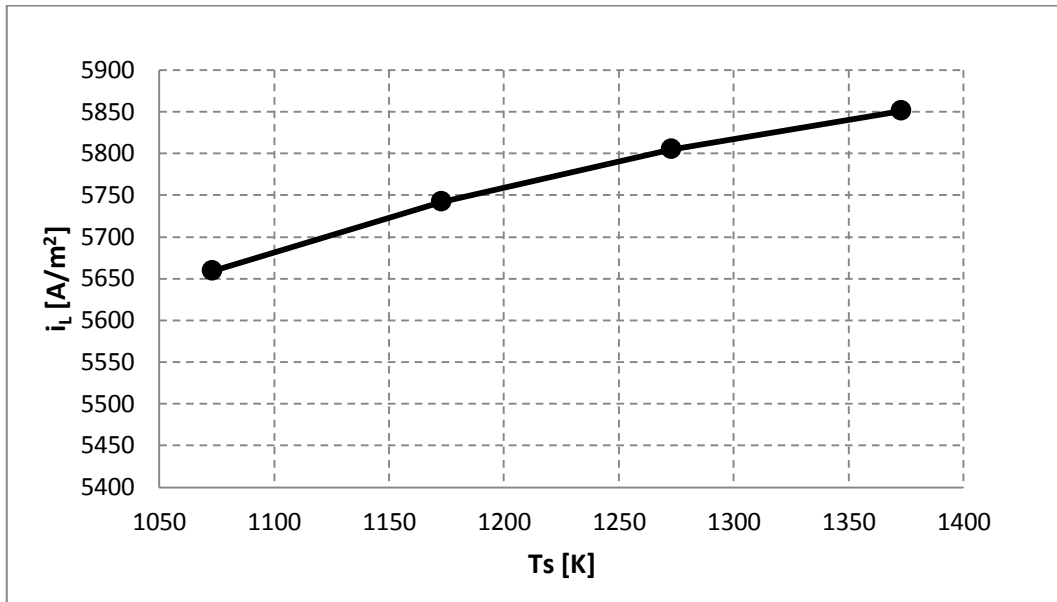
**Διάγραμμα 4.7** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της πίεσης λειτουργίας στις ωμικές απώλειες τάσεως της ΚΚ ( $T_s = 1273\text{ K}$ ).



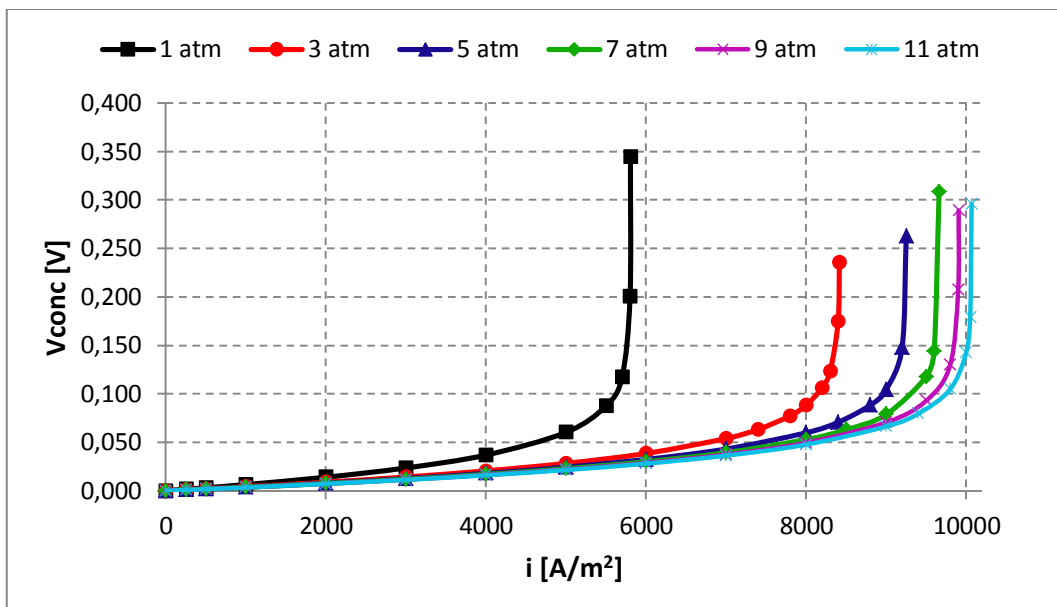
**Διάγραμμα 4.8** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της θερμοκρασίας λειτουργίας στις απώλειες συγκέντρωσης της ΚΚ ( $P_{cell} = 1\text{ atm}$ ).

Από το Διάγραμμα 4.8 συμπεραίνουμε επίσης πως η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ αυξάνει σε μικρό βαθμό και την πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού. Το αποτέλεσμα αυτό συνοψίζεται στο Διάγραμμα 4.9, όπου απεικονίζεται η επίδραση της αύξησης της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού. Σε αυτό παρατηρούμε, πως καθώς η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ αυξάνεται από τους 1073 K στους 1373 K, η πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού

αυξάνεται από τα  $5659 \text{ A/m}^2$  στα  $5851 \text{ A/m}^2$ . Αυτή η αρκετά ασθενής επίδραση της θερμοκρασίας στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού επιβεβαιώνεται και από τα αποτελέσματα της εργασίας του Akkaya [132].



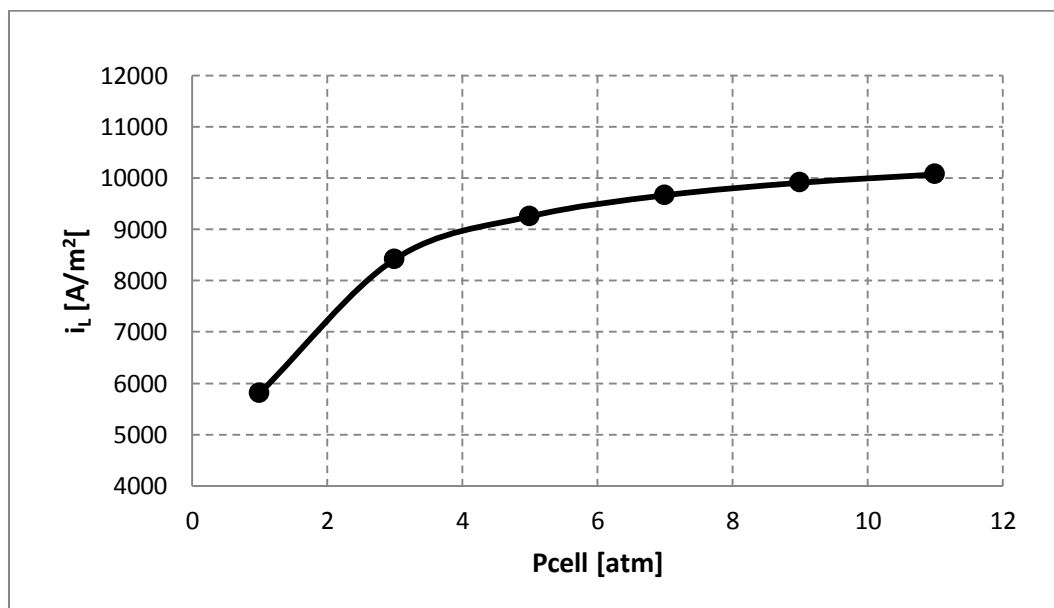
**Διάγραμμα 4.9** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού ( $P_{cell} = 1 \text{ atm}$ ).



**Διάγραμμα 4.10** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος και της πίεσης λειτουργίας στις απώλειες συγκέντρωσης της ΚΚ ( $T_s = 1273 \text{ K}$ ).

Η μεταβολή της πίεσης λειτουργίας της ΚΚ έχει όμως αρκετά μεγαλύτερη επίδραση στις απώλειες συγκέντρωσης. Στο Διάγραμμα 4.10 παρατηρούμε πως η αύξηση της

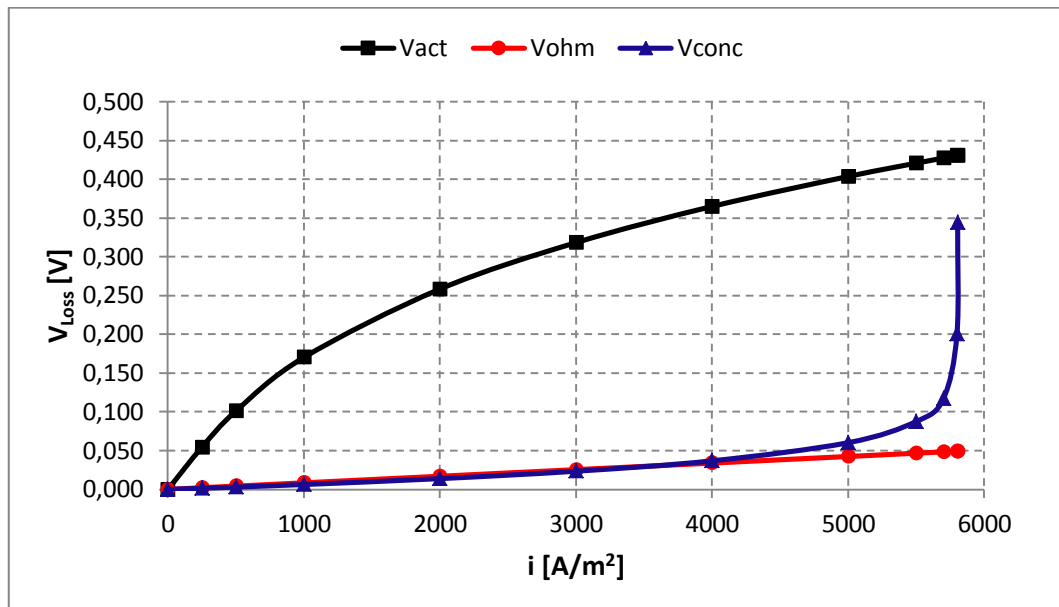
πίεσης λειτουργίας μειώνει σημαντικά τις απώλειες συγκέντρωσης, ενώ μετατοπίζει προς μεγαλύτερες πυκνότητες ρεύματος, την πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού. Η επίδραση αυτή της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού συνοψίζεται για ακόμα μια φορά στο Διάγραμμα 4.11. Σε αυτό παρατηρούμε πως, καθώς η πίεση λειτουργίας της ΚΚ αυξάνεται από τη 1 atm στις 5 atm, η πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού αυξάνεται από τα 5805 A/m<sup>2</sup> στα 9251 A/m<sup>2</sup>, στην θερμοκρασία λειτουργίας των 1273 K. Σημειώνεται δηλαδή μια αύξηση της τάξης του 60%. Περεταίρω αύξηση της πίεσης λειτουργίας της ΚΚ οδηγεί σε αρκετά μικρότερη αύξηση της πυκνότητας του ρεύματος περιορισμού. Για παράδειγμα, καθώς η πίεση αυξάνεται από τις 5 atm στις 11 atm, η πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού αυξάνεται από τα 9251 A/m<sup>2</sup> στα 10068 A/m<sup>2</sup>, σημειώνοντας δηλαδή αύξηση της τάξης του 9%. Το αποτέλεσμα της επίδρασης της μεταβολής της πίεσης στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού επιβεβαιώνεται για ακόμη μία φορά από τα αποτελέσματα της εργασίας του Akkaya [132]. Η συγκεκριμένη μαθηματική μοντελοποίηση των απωλειών συγκέντρωσης οδηγεί σε έναν αρκετά ακριβή υπολογισμό αυτών σε όλο το εύρος λειτουργίας της ΚΚ, γεγονός που αποτελεί πλεονέκτημα έναντι των μαθηματικών μοντέλων που λαμβάνουν μια σταθερή τιμή για την πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού, σε όλο το εύρος των συνθηκών λειτουργίας [34, 41].



**Διάγραμμα 4.11** Επίδραση της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας της ΚΚ στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού ( $T_s = 1273 K$ ).

Συνοψίζοντας για τις απώλειες τάσεως κατά τη λειτουργία της ΚΚ υπό την επιβολή εξωτερικού φορτίου ( $i \neq 0$ ), στα Διαγράμματα 4.12 και 4.13 παρουσιάζονται συγκεντρωτικά οι τρεις τύποι απωλειών σε όλο το εύρος λειτουργίας της ΚΚ από πλευράς πυκνότητας ρεύματος. Καί στα δύο διαγράμματα φαίνεται πως καί οι τρεις τύποι απωλειών τάσεως αυξάνονται με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος. Σε ατμοσφαιρική πίεση και σε θερμοκρασία λειτουργίας τους 1273 K, η σημαντικότερη απώλεια τάσεως οφείλεται στις απώλειες ενεργοποίησης. Από την άλλη πλευρά, καθώς

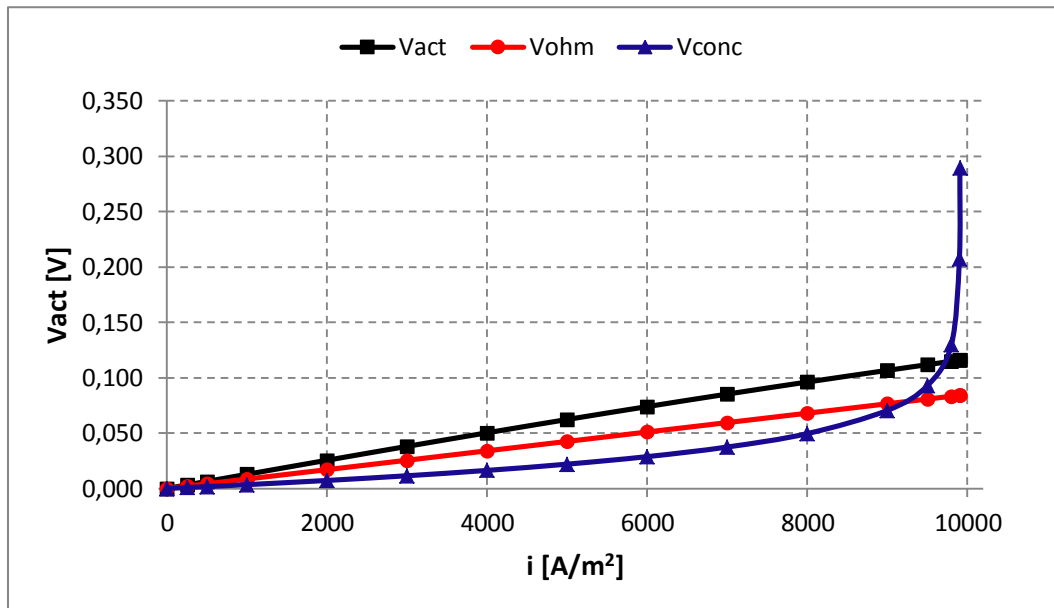
η πυκνότητα ρεύματος πλησιάζει την πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού, οι απώλειες συγκέντρωσης αυξάνονται ραγδαία, πλησιάζοντας τις απώλειες ενεργοποίησης για την ίδια τιμή της πυκνότητας ρεύματος. Αν και οι ωμικές απώλειες αυξάνονται γραμμικά με την πυκνότητα ρεύματος, εντούτοις η τιμή τους δεν υπερβαίνει τα 0,05 V, ακόμα και στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού.



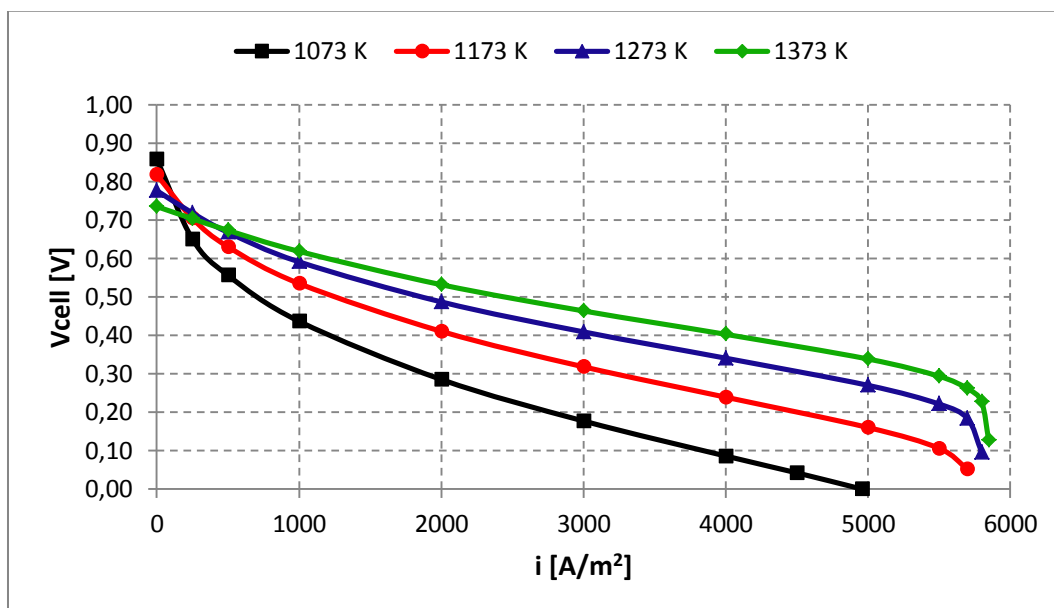
**Διάγραμμα 4.12** Σύνοψη των απωλειών τάσεως για θερμοκρασία και πίεση λειτουργίας 1273 K και 1 atm, αντίστοιχα.

Καθώς όμως η πίεση λειτουργίας αυξάνεται από την ατμοσφαιρική στην πίεση των 9 atm (Διάγραμμα 4.13), παρατηρούμε πως οι απώλειες ενεργοποίησης μειώνονται αισθητά, αλλά και πάλι ξεπερνούν τις απώλειες συγκέντρωσης και ωμικές απώλειες. Οι απώλειες συγκέντρωσης είναι πλέον μικρότερες από τις ωμικές και αυξάνονται ραγδαία, ξεπερνώντας τους άλλους δύο τύπους στην περιοχή κοντά στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού. Τέλος, όπως αναδείξαμε και σε προηγούμενα διαγράμματα, καθώς η πίεση λειτουργίας αυξάνεται, το εύρος λειτουργίας της ΚΚ από πλευράς πυκνότητας ρεύματος αυξάνεται σημαντικά. Συμπέρασμα όλων των προηγούμενων είναι ότι, για την επίτευξη όσο το δυνατόν μικρότερων απωλειών τάσεως κατά τη λειτουργία της ΚΚ, η πυκνότητα του ρεύματος λειτουργίας θα πρέπει να είναι η ελάχιστη δυνατή.

Έχοντας πλέον υπολογίσει με ακρίβεια την τάση ανοιχτού κυκλώματος και τις απώλειες τάσεως σε ένα μεγάλο εύρος θερμοκρασιών, πιέσεων και πυκνοτήτων ρεύματος λειτουργίας, είμαστε σε θέση να υπολογίσουμε τις καμπύλες πόλωσης σε όλο αυτό το εύρος των συνθηκών λειτουργίας. Στο Διάγραμμα 4.14 παρουσιάζεται η επίδραση της θερμοκρασίας λειτουργίας στην καμπύλη πόλωσης της ΚΚ. Παρατηρούμε πως η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ έχει θετική επίδραση στην καμπύλη πόλωσης. Καθώς η πυκνότητα του ρεύματος λειτουργίας αυξάνεται, η τάση λειτουργίας της ΚΚ είναι υψηλότερη από αυτή σε μικρότερες θερμοκρασίες λειτουργίας. Το συμπέρασμα αυτό είναι αναμενόμενο αφού όπως είδαμε προηγουμένως οι απώλειες τάσεως μειώνονται με την αύξηση της θερμοκρασίας.



**Διάγραμμα 4.13** Σύνοψη των απωλειών τάσεως για θερμοκρασία και πίεση λειτουργίας 1273 K και 9 atm, αντίστοιχα.

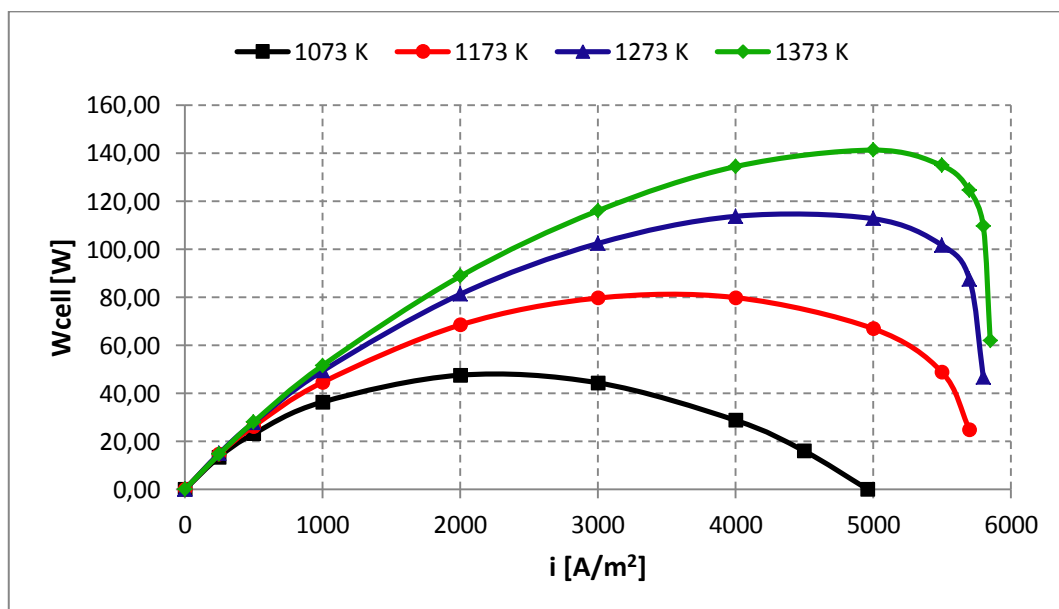


**Διάγραμμα 4.14** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας στην καμπύλη πόλωσης της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $P_{cell} = 1 atm$ ).

Με γνωστή την τάση και την πυκνότητα ρεύματος λειτουργίας της ΚΚ μπορούμε να υπολογίσουμε τις καμπύλες ισχύος με την πυκνότητα ρεύματος, αφού γνωρίζουμε την ενεργό επιφάνεια της ΚΚ. Η καμπύλη ισχύος – πυκνότητας ρεύματος και η επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ σε αυτή παρουσιάζεται στο Διάγραμμα 4.15. Στο διάγραμμα αυτό παρατηρούμε πως το σημείο μέγιστης ισχύος της ΚΚ δίνεται για πυκνότητες ρεύματος κοντά στην πυκνότητα ρεύματος περιορισμού, καθώς η

θερμοκρασία λειτουργίας της αυξάνεται. Επίσης, η μέγιστη ισχύς της ΚΚ αυξάνεται με την αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας.

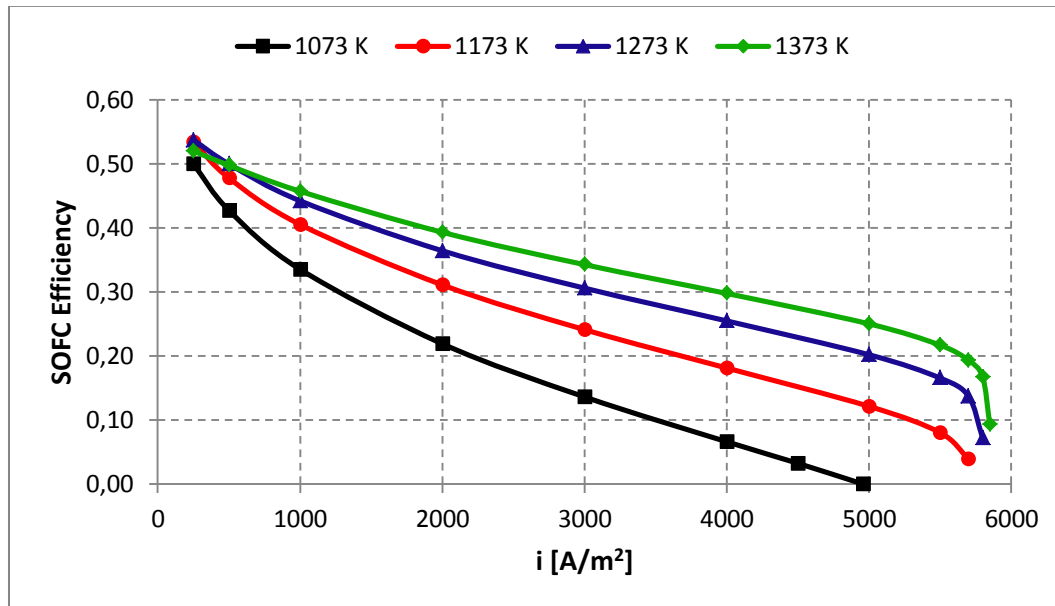
Με γνωστή την ισχύ και την κατανάλωση καυσίμου (αφού γνωρίζουμε την πυκνότητα ρεύματος) μπορούμε να υπολογίσουμε τον βαθμό απόδοσης της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος. Στο Διάγραμμα 4.16 παρουσιάζεται η επίδραση της αύξησης της θερμοκρασίας λειτουργίας στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ. Από το διάγραμμα αυτό συμπεραίνουμε πως ο υψηλότερος βαθμός απόδοσης δίνεται όταν η πυκνότητα ρεύματος λαμβάνει θεωρητικά την ελάχιστη τιμή. Καθώς η πυκνότητα ρεύματος αυξάνεται, ο βαθμός απόδοσης μειώνεται, έως ότου η πυκνότητα ρεύματος φτάσει την πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού. Η αύξηση της θερμοκρασίας παρατηρούμε πως έχει θετική επίδραση στον βαθμό απόδοσης, καθώς αυτός για σταθερή πυκνότητα ρεύματος αυξάνεται με την αύξηση της θερμοκρασίας. Όπως είναι αναμενόμενο, η μορφή των καμπυλών βαθμού απόδοσης με την πυκνότητα ρεύματος είναι ίδια με αυτή των καμπυλών πόλωσης.



**Διάγραμμα 4.15** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας στην ισχύ της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $P_{cell} = 1 atm$ ).

Με όμοιο τρόπο μπορούμε να μελετήσουμε και την επίδραση της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας στην καμπύλη πόλωσης της ΚΚ. Στα Διαγράμματα 4.17 έως 4.19 παρουσιάζεται η επίδραση της αύξησης της πίεσης λειτουργίας στην τάση, την ισχύ και τον βαθμό απόδοσης της ΚΚ. Όμοια με την επίδραση της θερμοκρασίας στα αντίστοιχα μεγέθη, και η αύξηση της πίεσης έχει θετική επίδραση σε αυτά. Η διαφορά έγκειται στο γεγονός πως η επίδραση αυτή είναι πιο ραγδαία καθώς η πίεση λειτουργίας ξεπερνά την ατμοσφαιρική. Όπως είχαμε τη δυνατότητα να παρατηρήσουμε και σε προηγούμενα διαγράμματα, η αύξηση της πίεσης της ΚΚ πάνω από τις 5 atm έχει ασθενέστερη επίδραση στα αντίστοιχα μεγέθη της ΚΚ, κάτι που μπορεί να εξηγηθεί εύκολα με βάση τις απώλειες τάσεως καθώς η πίεση αυξάνεται πάνω από τις 5 atm. Από το Διάγραμμα 4.18 παρατηρούμε ότι η μέγιστη ισχύς της ΚΚ δίνεται για πυκνότητες ρεύματος πολύ

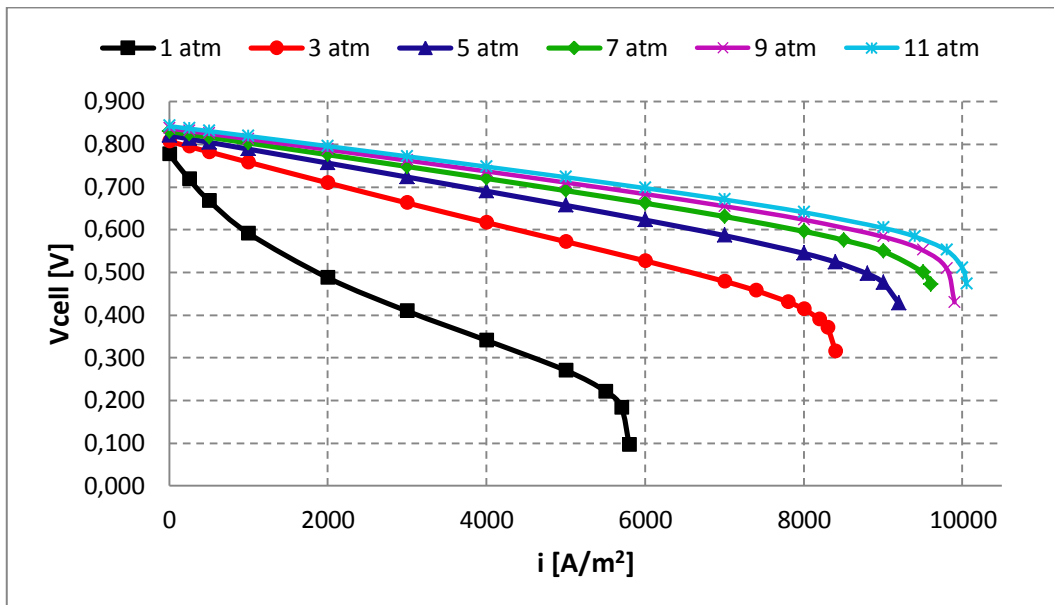
κοντά στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού, κάτι που παρατηρείται όλο και πιο έντονα καθώς η πίεση λειτουργίας ξεπερνά τις 3 atm. Τέλος, και στην περίπτωση του βαθμού απόδοσης (Διάγραμμα 4.19) η επίδραση της αύξησης της πίεσης λειτουργίας είναι καταλυτική ως προς την αύξηση του βαθμού απόδοσης, σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος. Για ακόμα μία φορά παρατηρούμε πως ο μέγιστος βαθμός απόδοσης δίνεται για τη θεωρητικά ελάχιστη πυκνότητα ρεύματος, ενώ ο ελάχιστος για τη μέγιστη πυκνότητα ρεύματος, η οποία ταυτίζεται με την πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού.



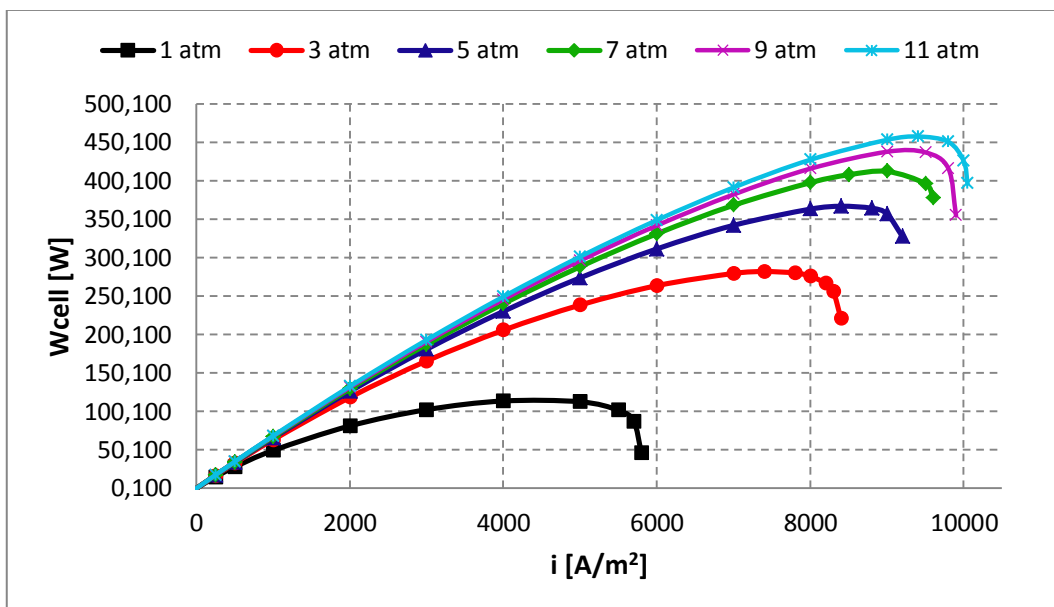
**Διάγραμμα 4.16** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $P_{cell} = 1 atm$ ).

Το σημαντικότερο συμπέρασμα από τη μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ είναι ότι ο μέγιστος βαθμός απόδοσης δίνεται για τη θεωρητικά ελάχιστη πυκνότητα ρεύματος, ενώ η μέγιστη ισχύς για πυκνότητες ρεύματος κοντά στην πυκνότητα του ρεύματος περιορισμού. Το συμπέρασμα αυτό δυσχεραίνει σημαντικά την επιλογή του βέλτιστου σημείου λειτουργίας της ΚΚ, από πλευράς πυκνότητας ρεύματος. Αν σαν στόχος τεθεί η επίτευξη του μέγιστου βαθμού απόδοσης, δηλαδή της ελάχιστης κατανάλωσης καυσίμου, η ΚΚ θα πρέπει να σχεδιαστεί έτσι ώστε να λειτουργεί στην κατά το δυνατόν ελάχιστη πυκνότητα ρεύματος. Κάτι τέτοιο όμως θα αύξανε σημαντικά την απαιτούμενη επιφάνεια της ΚΚ (ή τον αριθμό των κυψελών στη συστοιχία) και επομένως και το κόστος κεφαλαίου αυτής. Από την άλλη πλευρά αν σαν στόχος τεθεί η επίτευξη της μέγιστης πυκνότητας ισχύος, η ΚΚ θα πρέπει να σχεδιαστεί έτσι ώστε να λειτουργεί σε αρκετά αυξημένες πυκνότητες ρεύματος. Αυτό συνεπάγεται πως ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ θα αρκετά μειωμένος, με αποτέλεσμα η κατανάλωση καυσίμου να είναι αυξημένη. Το γενικότερο λοιπόν συμπέρασμα στο οποίο οδηγούμαστε είναι πως δεν υπάρχει χρυσός κανόνας στην επιλογή του σημείου σχεδιασμού της ΚΚ από πλευράς πυκνότητας ρεύματος. Η επιλογή αυτή θα πρέπει να γίνει με τεchnικοοικονομικά κριτήρια έτσι ώστε να διασφαλιστεί ότι η πυκνότητα του ρεύματος σχεδιασμού θα είναι αυτή που

θα δίνει την ελάχιστη κατανάλωση καυσίμου σε συνδυασμό με ένα οικονομικά αποδεκτό κόστος κεφαλαίου.



**Διάγραμμα 4.17** Επίδραση της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας στην καμπύλη πόλωσης της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $T_s = 1273 K$ ).

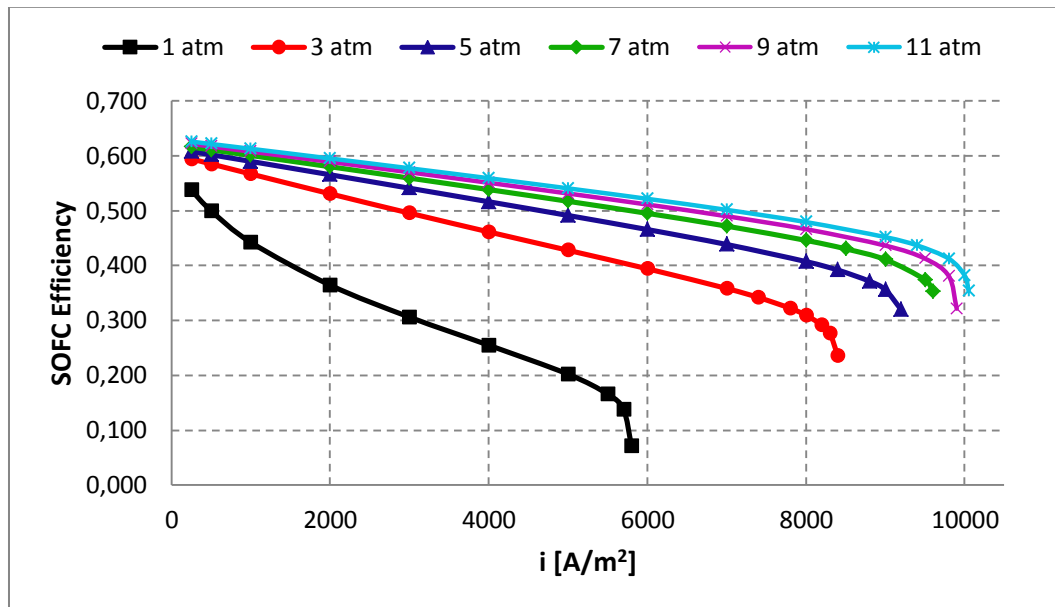


**Διάγραμμα 4.18** Επίδραση της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας στην ισχύ της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $T_s = 1273 K$ ).

Όσον αφορά στην επιλογή της βέλτιστης θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ, έγινε κατανοητό ότι αυτή θα πρέπει να λαμβάνει τη μέγιστη δυνατή τιμή, αφού, όπως είδαμε, σε αυτή τόσο ο βαθμός απόδοσης όσο και η ισχύς λαμβάνουν τις μέγιστες τιμές τους.



Βέβαια μια αρκετά αυξημένη θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ οδηγεί και σε μεγαλύτερο κόστος κεφαλαίου. Το γεγονός αυτό οφείλεται στο αυξημένο κόστος των υλικών που απαιτούνται έτσι ώστε να αντέχουν σε αυτές τις υψηλές θερμοκρασίες λειτουργίας, αλλά και στο μεγαλύτερο κόστος των μηχανημάτων και συσκευών (BoP) που απαιτούνται από το ολοκληρωμένο σύστημα της ΚΚ. Επομένως, για ακόμη μια φορά η επιλογή της βέλτιστης θερμοκρασίας λειτουργίας είναι και πάλι αντικείμενο τεχνικοοικονομικής βελτιστοποίησης.



**Διάγραμμα 4.19** Επίδραση της μεταβολής της πίεσης λειτουργίας στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ σε όλο το εύρος της πυκνότητας ρεύματος ( $T_s = 1273 K$ ).

Τέλος, από την ανάλυση των Διαγραμμάτων 4.17 έως 4.19 συμπεραίνουμε πως η αύξηση της πίεσης λειτουργίας της ΚΚ μετά τις 7 atm δεν προσφέρει ουσιαστική βελτίωση της λειτουργίας της ΚΚ. Φυσικά αυτό είναι ένα συμπέρασμα που προκύπτει από την αυτόνομη λειτουργία της συγκεκριμένης ΚΚ και σε καμία περίπτωση δεν θα πρέπει να γενικεύεται για κάθε ΚΚ, οποιονδήποτε ηλεκτροχημικών χαρακτηριστικών. Επίσης, όπως θα δούμε στην συνέχεια αν και η αύξηση της πίεσης πάνω από τις 7 atm δεν προσφέρει λειτουργικά πλεονεκτήματα στην αυτόνομη λειτουργία της ΚΚ, εντούτοις κάτι τέτοιο παύει να ισχύει όταν η ΚΚ ενσωματώνεται σε υβριδικούς κύκλους. Παρόλα αυτά, στην αυτόνομη λειτουργία μια αύξηση της πίεσης πάνω από τις 7 atm, θα αύξανε σημαντικά το κόστος κεφαλαίου, χωρίς ουσιαστικά να μεταβάλλει αισθητά την κατανάλωση καυσίμου ή τη συγκέντρωση ισχύος.

### 4.3 Προσομοίωση του Υβριδικού Κύκλου

#### 4.3.1 Επικύρωση του συνολικού μαθηματικού μοντέλου

Στην προηγούμενη ενότητα είδαμε πως η επικύρωση του ηλεκτροχημικού μοντέλου έγινε με βάση πειραματικά δεδομένα που υπάρχουν διαθέσιμα στην ανοιχτή βιβλιογραφία. Η απουσία αντίστοιχων πειραματικών δεδομένων από τη λειτουργία των υβριδικών συστημάτων ΚΚ – Αεριοστροβίλου δυσχεραίνει σημαντικά την επικύρωση του συνολικού μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης του υβριδικού κύκλου. Έτσι, στην παρούσα ενότητα επιλέγεται η επικύρωση να πραγματοποιηθεί με βάση δημοσιευμένα αποτελέσματα που έχουν προκύψει από την προσομοίωση παρόμοιων ΥΣ.

Τις παραμέτρους σχεδιασμού των υβριδικών συστημάτων, με βάση τα οποία πραγματοποιήθηκε η επικύρωση του παρόντος μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης μπορεί εύκολα κανείς να βρει στις αντίστοιχες δημοσιεύσεις [29, 34, 41]. Η σύγκριση των αποτελεσμάτων της προσομοίωσης του υπό μελέτη ΥΣ με τις κύριες παραμέτρους λειτουργίας των ΥΣ της βιβλιογραφίας δίνεται στους Πίνακες 4.4 έως 4.6. Από τη σύγκριση αυτή παρατηρούμε πως οι διαφορές στις τιμές των παραμέτρων δεν ξεπερνά κατά μέσο όρο το 2-3 %.

Το συμπέρασμα που εξάγεται από τη σύγκριση αυτή είναι πως το μαθηματικό μοντέλο που αναπτύχθηκε στο προηγούμενο κεφάλαιο μπορεί να προσομοιώσει με αρκετά μεγάλη ακρίβεια τη λειτουργία του υπό μελέτη ΥΣ.

**Πίνακας 4.4** Σύγκριση των αποτελεσμάτων του μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης του παρόντος ΥΣ με τα αποτελέσματα που παρατίθενται στην εργασία των Chan et al. [34].

Παράμετρος	Μονάδες	Chan et al. [34]	Παρόν Μοντέλο	Διαφορά [%]
$T_s$	K	1166	1166	0
$T_9$	K	1466	1525,6	3.9
$\dot{W}_{GEN}$	kW	381	379,5	0.4
$\dot{W}_{SOFC,net}$	kW	1724,25	1692,2	1.9
$\dot{W}_{net}$	kW	2105,25	2071,7	1.6
$\eta_{el}$	-	62,2	62,5	0.5
$T_{13}$	K	773,4	761,3	1.6

**Πίνακας 4.5** Σύγκριση των αποτελεσμάτων του μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης του παρόντος ΥΣ με τα αποτελέσματα που παρατίθενται στην εργασία των Calise et al. [41].

Παράμετρος	Μονάδες	Calise et al. [41]	Παρόν Μοντέλο	Διαφορά [%]
$T_s$	K	1293	1293	0
$\dot{W}_{net}$	kW	1470	1475.1	0.35
$\eta_{el}$	-	0.654	0.665	1.7

**Πίνακας 4.6** Σύγκριση των αποτελεσμάτων του μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης του παρόντος ΥΣ με τα αποτελέσματα που παρατίθενται στην εργασία των Shirazi et al. [29].

Παράμετρος	Μονάδες	Shirazi et al. [29]	Παρόν Μοντέλο	Διαφορά [%]
$T_s$	$K$	1175	1175	0
$T_g$	$K$	1457.2	1542,08	5.8
$\dot{W}_{GEN}$	$kW$	376.8	382.44	1.5
$\dot{W}_{SOFC,net}$	$kW$	1738.04	1690.92	2.8
$\dot{W}_{net}$	$kW$	2114.84	2073.76	1.9
$\eta_{el}$	-	61.3	62.6	2.1

#### 4.3.2 Παραμετρική μελέτη της λειτουργίας του υβριδικού Συστήματος

Στην ενότητα αυτή πραγματοποιείται η παραμετρική μελέτη της λειτουργίας του ΥΣ, με στόχο τη μελέτη της επίδρασης των κύριων σχεδιαστικών παραμέτρων στα λειτουργικά χαρακτηριστικά και την απόδοση του συνολικού ΥΣ. Οι σταθερές παράμετροι σχεδιασμού του συστήματος αυτού δίνονται στον Πίνακα 4.7. Οι μεταβλητές παράμετροι των οποίων η επίδραση στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ θα αποτελέσει το αντικείμενο μελέτης σε αυτή την ενότητα είναι:

- η πυκνότητα του ρεύματος της ΚΚ,
- η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ,
- ο λόγος πίεσης στο σύστημα,
- ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου,
- ο λόγος ατμού-άνθρακα,
- η θερμοκρασία του περιβάλλοντος, και
- ο βαθμός εκμετάλλευσης των ανακομιστών θερμότητας.

Στο σημείο αυτό υπενθυμίζεται πως η βασική απαίτηση του ΥΣ είναι η συνολική του ισχύς του να είναι της τάξης του 1 MW, σύμφωνα με τις απαιτήσεις που τέθηκαν στο τέλος του 2<sup>ου</sup> Κεφαλαίου. Έτσι, η ηλεκτρική ισχύς της ΚΚ επιλέγεται να είναι 1000 kW (DC) και διερευνάται η επίδραση της ενσωμάτωσής της στο υβριδικό σχήμα.

##### 4.3.2.1 Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος της ΚΚ

Η παραμετρική μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ έδειξε πως η πυκνότητα του ρεύματος λειτουργίας της είναι η πιο κρίσιμη παράμετρος σχεδιασμού της ΚΚ, αφού η μεταβολή της επηρεάζει σημαντικά τον βαθμό απόδοσης και τη συγκέντρωση ισχύος. Κρίνεται λοιπόν απαραίτητο να μελετηθεί η επίδραση της μεταβολής της στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ. Στη μελέτη αυτή, η πυκνότητα ρεύματος κυμαίνεται στο εύρος 1000 – 9000 A/m<sup>2</sup>, ενώ οι υπόλοιπες μεταβλητές παράμετροι σχεδιασμού συνοψίζονται στον Πίνακα 4.8.

**Πίνακας 4.7** Σταθερές παράμετροι σχεδιασμού του υβριδικού συστήματος.

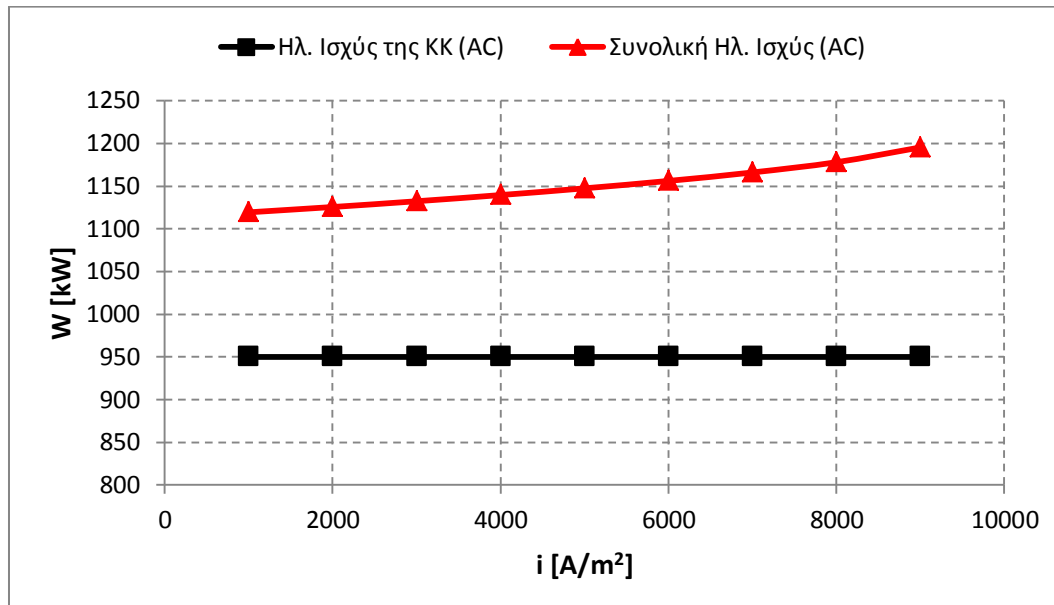
Παράμετρος	Σύμβολο	Μονάδες	Τιμή
Πίεση Αναφοράς (= Πίεση Περιβάλλοντος)	$P_o$	atm	1
Πολυτροπικός β.α. του συμπιεστή του αέρα	$\eta_{\infty AC}$	-	0.8
Πολυτροπικός β.α. του συμπιεστή του καυσίμου	$\eta_{\infty FC}$	-	0.8
Κατώτερη Θερμογόνος ικανότητα του μεθανίου	$LHV_{CH_4}$	$kJ \cdot kg^{-1}$	50000
Πτώση πίεσης στους ανακομιστές θερμότητας	$\Delta P_{REC}$	%	4
Πτώση πίεσης στην ΚΚ	$\Delta P_{SOFC}$	%	4
Βαθμός απόδοσης του θαλάμου καύσης	$\eta_{CC}$	-	0.95
Πτώση πίεσης στον θάλαμο καύσης	$\Delta P_{CC}$	%	5
Πολυτροπικός β. α. του αεριοστροβίλου	$\eta_{\infty GT}$	-	0.82
Πολυτροπικός β. α. του στροβίλου ισχύος	$\eta_{\infty PT}$	-	0.82
Πίεση εξόδου του καυσαερίου από τον στρόβιλο ισχύος	$P_{11}$	atm	1.2
Μηχανικός βαθμός απόδοσης	$\eta_m$	-	0.99
Βαθμός απόδοσης του αντιστροφέα τάσης	$\eta_{inv}$	-	0.95
Βαθμός απόδοσης της ηλεκτρογεννήτριας	$\eta_{GEN}$	-	0.95

**Πίνακας 4.8** Μεταβλητές παράμετροι σχεδιασμού για τη συγκεκριμένη παραμετρική μελέτη.

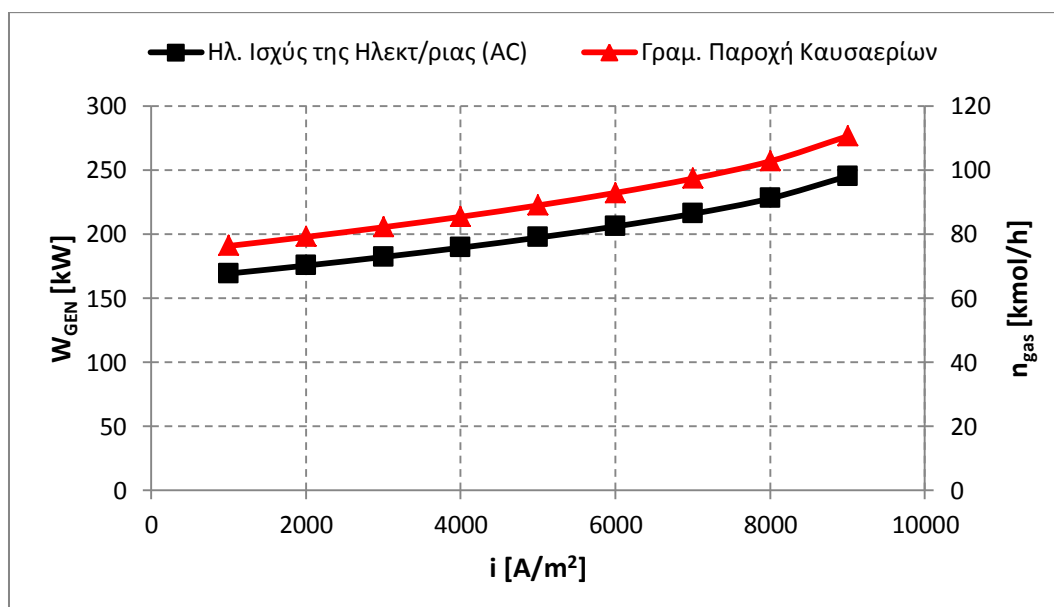
Παράμετρος	Σύμβολο	Μονάδες	Τιμή
Θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ	$T_s$	K	1273
Λόγος πίεσης στο ΥΣ	$r$	-	9
Συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου	$U_f$	-	0.8
Λόγος ατμού-άνθρακα	SCR	-	2
Θερμοκρασία περιβάλλοντος	$T_o$	K	298
Βαθμός εκμετάλλευσης των ανακομιστών θερμότητας	$\varepsilon$	-	0.8

Αρχικά μελετάται η επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στην παραγωγή ηλεκτρικής ισχύος εναλλασσομένου ρεύματος από το ΥΣ. Στο Διάγραμμα 4.20 παρατηρούμε πως η συνολική ηλεκτρική ισχύς του ΥΣ αυξάνεται με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος. Η αύξηση της πυκνότητας ρεύματος από τα 1000 A/m<sup>2</sup> στα 9000 A/m<sup>2</sup> αυξάνει τη συνολική παραγόμενη ισχύ του ΥΣ κατά 6.8%. Για λόγους σύγκρισης στο ίδιο διάγραμμα φαίνεται και η παραγόμενη ισχύς εναλλασσόμενου ρεύματος από την ΚΚ. Η ισχύς της ΚΚ αποτελεί όπως είπαμε παράμετρο σχεδιασμού και είναι σταθερή στα 1000 kW (DC) ή 950 kW (AC). Επομένως, η αύξηση της συνολικής ηλεκτρικής ισχύος του ΥΣ οφείλεται αποκλειστικά στην αύξηση της παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια. Από το Διάγραμμα 4.20 επίσης συμπεραίνουμε πως το ενεργειακό «κέρδος» της ενσωμάτωσης της ΚΚ στο ΥΣ είναι η αύξηση της συνολικής παραγόμενης ισχύος από τα 950 kW στα 1119.31 kW στην περίπτωση που η πυκνότητα ρεύματος είναι

$1000 \text{ A/m}^2$ , ή από τα  $950 \text{ kW}$  στα  $1195.31 \text{ kW}$  στην περίπτωση που η πυκνότητα ρεύματος είναι  $9000 \text{ A/m}^2$ . Δηλαδή, η προσθήκη της ΚΚ στο υβριδικό σχήμα οδηγεί σε αύξηση της συνολικής παραγόμενης ισχύος από 17.8 έως 25.8%, στο εύρος λειτουργίας από πλευράς πυκνότητας ρεύματος.

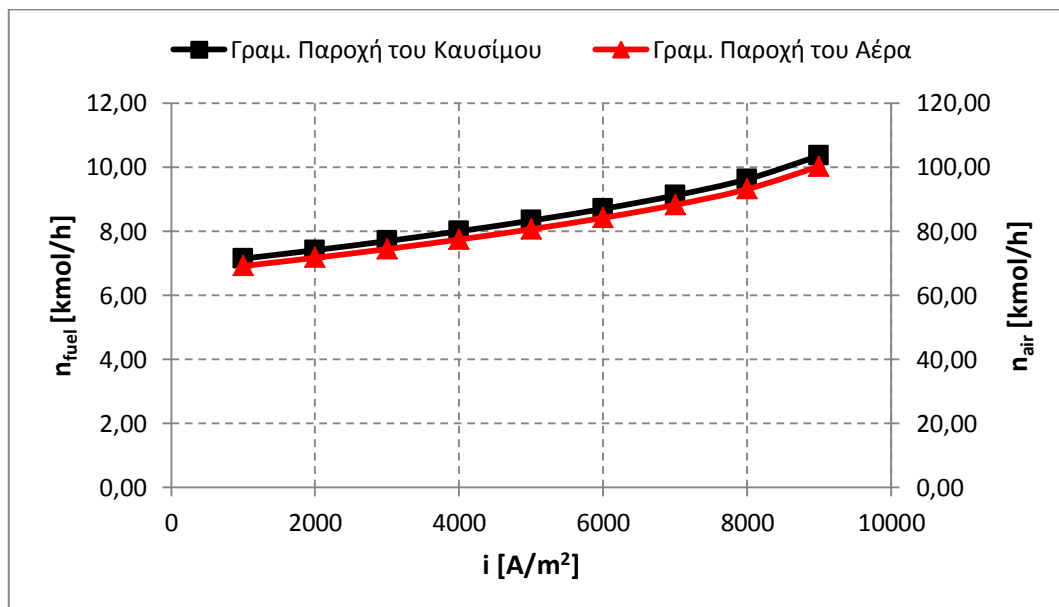


**Διάγραμμα 4.20** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στην συνολική ηλεκτρική ισχύ του ΥΣ.



**Διάγραμμα 4.21** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ της ηλεκτρογεννήτριας και στην παροχή των καυσαερίων.

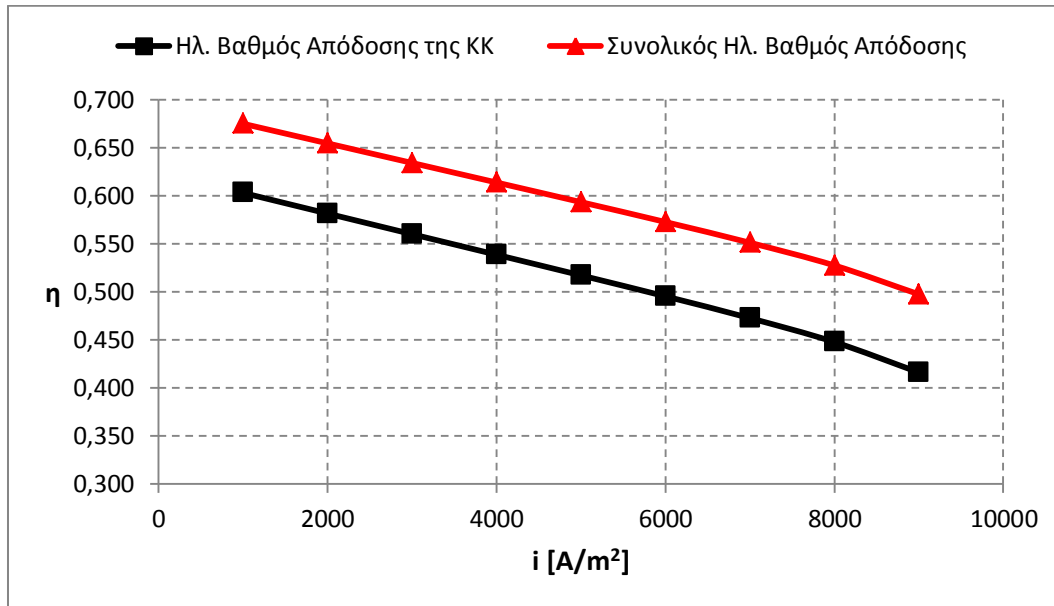
Όπως είπαμε η αύξηση της παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος από το ΥΣ οφείλεται στην αύξηση της παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια. Η επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος της ΚΚ στην παραγόμενη ισχύ της ηλεκτρογεννήτριας φαίνεται στο Διάγραμμα 4.21. Στο διάγραμμα αυτό παρατηρούμε πως η ισχύς της ηλεκτρογεννήτριας αυξάνεται κατά 45%, καθώς η πυκνότητα ρεύματος αυξάνεται από τα  $1000 \text{ A/m}^2$  στα  $9000 \text{ A/m}^2$ . Το αποτέλεσμα αυτό οφείλεται, όπως παρατηρούμε στο ίδιο διάγραμμα, αποκλειστικά στην αύξηση της παροχής των καυσαερίων. Κάτι που θα πρέπει να τονιστεί στο σημείο αυτό, είναι πως η μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου ( $T_g$ ) παραμένει σταθερή στους  $1712,19 \text{ K}$ , σε όλο το εύρος λειτουργίας της ΚΚ από πλευράς πυκνότητας ρεύματος. Αυτό οφείλεται στο γεγονός πως παρά την αύξηση της κατανάλωσης καυσίμου (αφού αυξάνεται η πυκνότητα ρεύματος), κατά το ίδιο ποσοστό αυξάνεται και η παροχή του αέρα (Διάγραμμα 4.22), κάτι που οδηγεί σε σταθερό λόγο καυσίμου αέρα, σε όλο το εύρος λειτουργίας από πλευράς πυκνότητας ρεύματος. Ο λόγος καυσίμου αέρα για συγκεκριμένες συνθήκες λειτουργίας βρέθηκε ότι ήταν  $0,103$ .



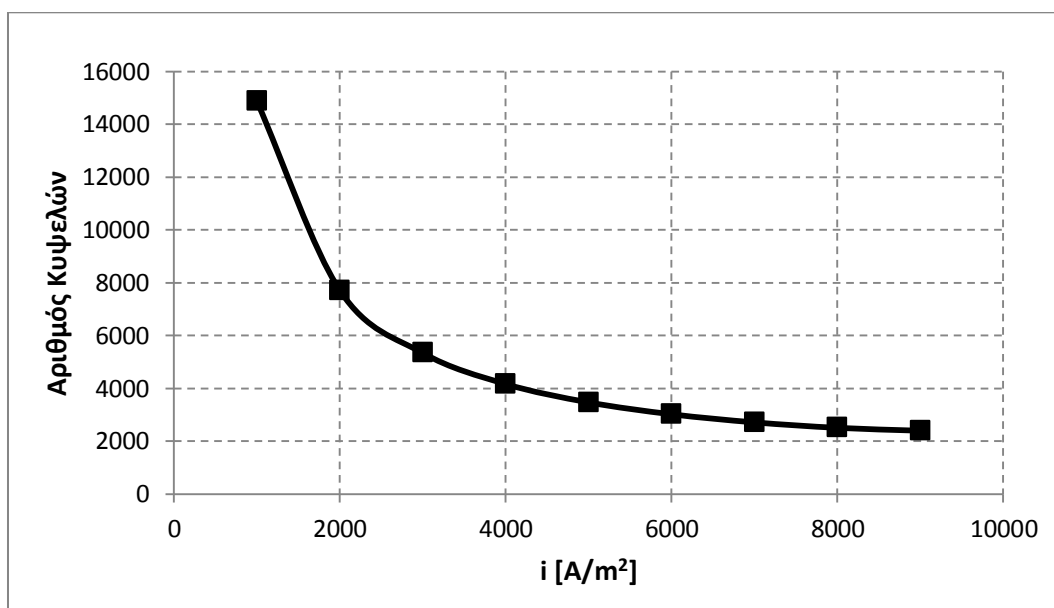
**Διάγραμμα 4.22** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στις παροχές του καυσίμου και του αέρα.

Στη συνέχεια διερευνάται η επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας του ρεύματος της ΚΚ στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης του ΥΣ. Όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.23, ο ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του ΥΣ μειώνεται με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος της ΚΚ. Το αποτέλεσμα αυτό οφείλεται στο γεγονός πως ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ μειώνεται με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος, σαν αποτέλεσμα της αύξησης των απωλειών τάσεως. Η επίδραση αυτή της αύξησης της πυκνότητας ρεύματος στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ είναι πλέον κάτι αναμενόμενο σύμφωνα με την ανάλυση της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ. Επιπλέον, στο ίδιο διάγραμμα παρατηρούμε πως η διαφορά μεταξύ των δύο βαθμών απόδοσης αυξάνεται ελάχιστα, κάτι που οφείλεται όπως είδαμε στην αύξηση της παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος από το ΥΣ με

την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος. Συμπεραίνουμε λοιπόν, πως η αύξηση της παραγόμενης ισχύος από το ΥΣ συνοδεύεται από πτώση του βαθμού απόδοσής του, κάτι που όπως βλέπουμε και στο Διάγραμμα 4.22 ακολουθείται από την ταυτόχρονη αύξηση της κατανάλωσης καυσίμου. Η μεγάλη αύξηση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια έχει μικρή επίδραση στο βαθμό απόδοσης του ΥΣ, αφού περίπου το 80 με 85% της παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος προέρχεται από την ΚΚ.



**Διάγραμμα 4.23** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ.

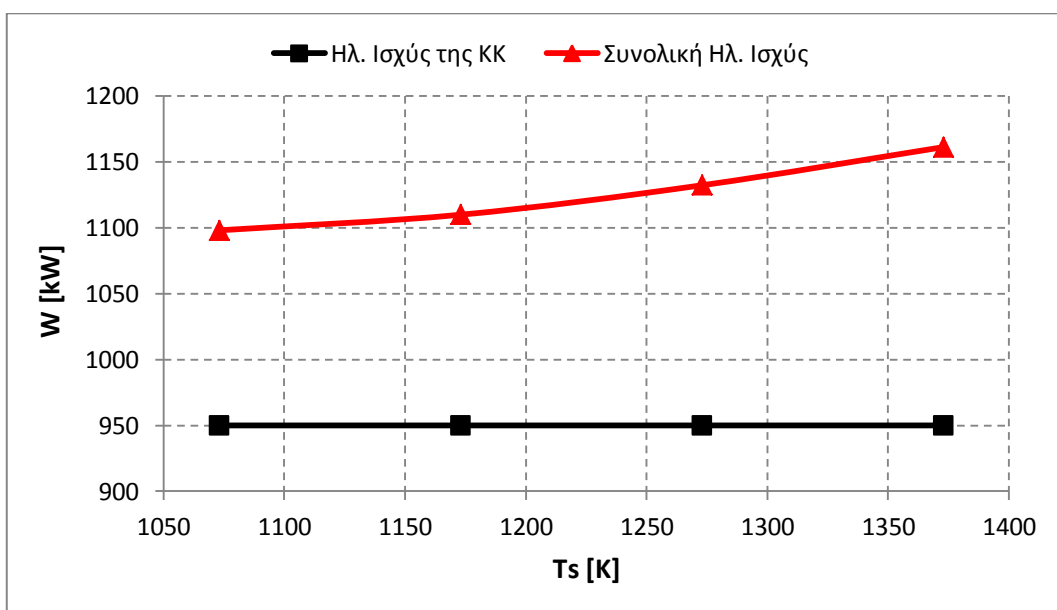


**Διάγραμμα 4.24** Επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στον απαιτούμενο αριθμό κυψελών καυσίμου στη συνολική συστοιχία της ΚΚ.

Τέλος, διερευνάται η επίδραση της μεταβολής της πυκνότητας ρεύματος στον αριθμό των κυψελών καυσίμου, από το άθροισμα των οποίων συντίθεται η συνολική συστοιχία της ΚΚ. Ο αριθμός αυτός, όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.24, μειώνεται ραγδαία καθώς η πυκνότητα ρεύματος αυξάνεται. Συγκεκριμένα μια αύξηση της πυκνότητας ρεύματος από τα  $1000 \text{ A/m}^2$  στα  $4000 \text{ A/m}^2$  συνεπάγεται μείωση του αριθμού των κυψελών από τις 14869 κυψέλες καυσίμου στις 4161 κυψέλες καυσίμου. Σημειώνεται δηλαδή μια μείωση της τάξης του 72%. Περεταίρω αύξηση της πυκνότητας του ρεύματος συνεπάγεται μικρότερη μείωση του αριθμού των κυψελών καυσίμου. Η αύξηση της πυκνότητας ρεύματος από τα  $4000 \text{ A/m}^2$  στα  $9000 \text{ A/m}^2$  οδηγεί σε μείωση του αριθμού των κυψελών καυσίμου κατά 42.5%. Το συμπέρασμα αυτό οφείλεται στην αύξηση της πυκνότητας ισχύος της ΚΚ με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος. Συμπεραίνουμε λοιπόν πως παρά τη μείωση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος, η συγκέντρωση ισχύος της μονάδας αυξάνεται αισθητά. Όπως εξηγήσαμε και στη μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ, η εύρεση του βέλτιστου σημείου λειτουργίας από πλευράς πυκνότητας ρεύματος είναι αντικείμενο της τεχνικοοικονομικής βελτιστοποίησης του ΥΣ.

#### 4.3.2.2 Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ

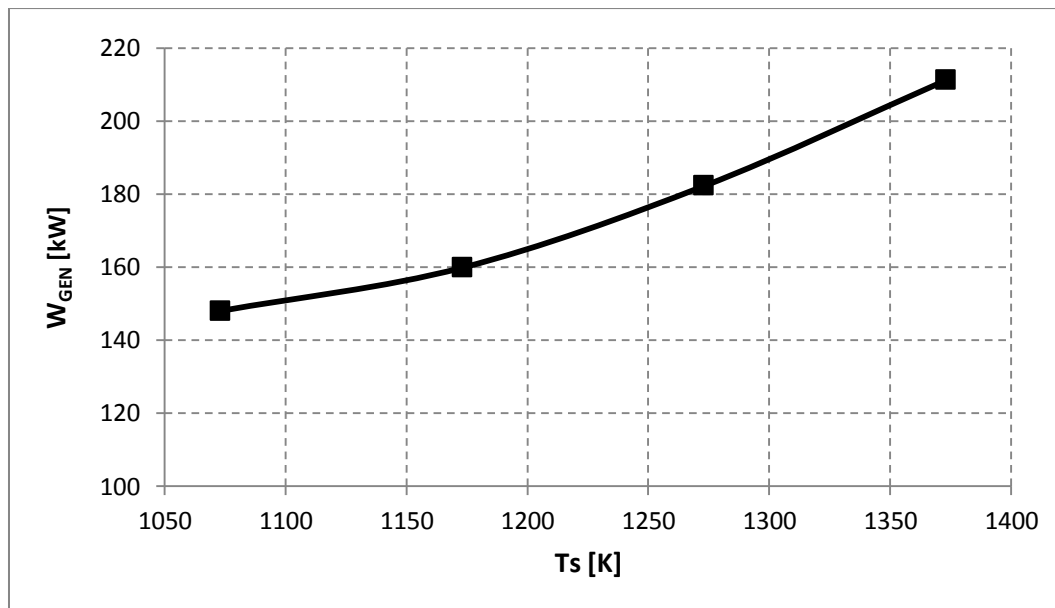
Στη συνέχεια της παραμετρικής ανάλυσης διερευνάται η επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ. Η πυκνότητα ρεύματος διατηρείται πλέον σταθερή στα  $3000 \text{ A/m}^2$ , έτσι ώστε, όπως είδαμε στην προηγούμενη ανάλυση, ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ να παραμένει σε υψηλά επίπεδα, ενώ ταυτόχρονα ο απαιτούμενος αριθμός των κυψελών στη συστοιχία να είναι ο ελάχιστος δυνατός.



**Διάγραμμα 4.25** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στην συνολική ηλεκτρική ισχύ του ΥΣ.



Αρχικά στο Διάγραμμα 4.25 παρατηρούμε πως η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ οδηγεί σε αύξηση της συνολικής ηλεκτρικής ισχύος του ΥΣ. Με σταθερή την παραγόμενη ισχύ από την ΚΚ και σε αυτή την περίπτωση, η αύξηση της συνολικής ισχύος του ΥΣ οφείλεται αποκλειστικά στην αύξηση της ηλεκτρικής ισχύος της ηλεκτρογεννήτριας, όπως φαίνεται στο Διάγραμμα 4.26. Η αύξηση της θερμοκρασίας από τους 1073 Κ στους 1373 Κ οδηγεί σε αύξηση της ηλεκτρικής ισχύος της ηλεκτρογεννήτριας κατά 42.7% και της συνολικής ηλεκτρικής ισχύος του ΥΣ κατά 5,76%. Από το Διάγραμμα 4.25 παρατηρούμε πως το ενεργειακό «κέρδος» από την ενσωμάτωση της ΚΚ στο υβριδικό σχήμα κυμαίνεται μεταξύ 15.6 και 22.2%, στο εύρος της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ.

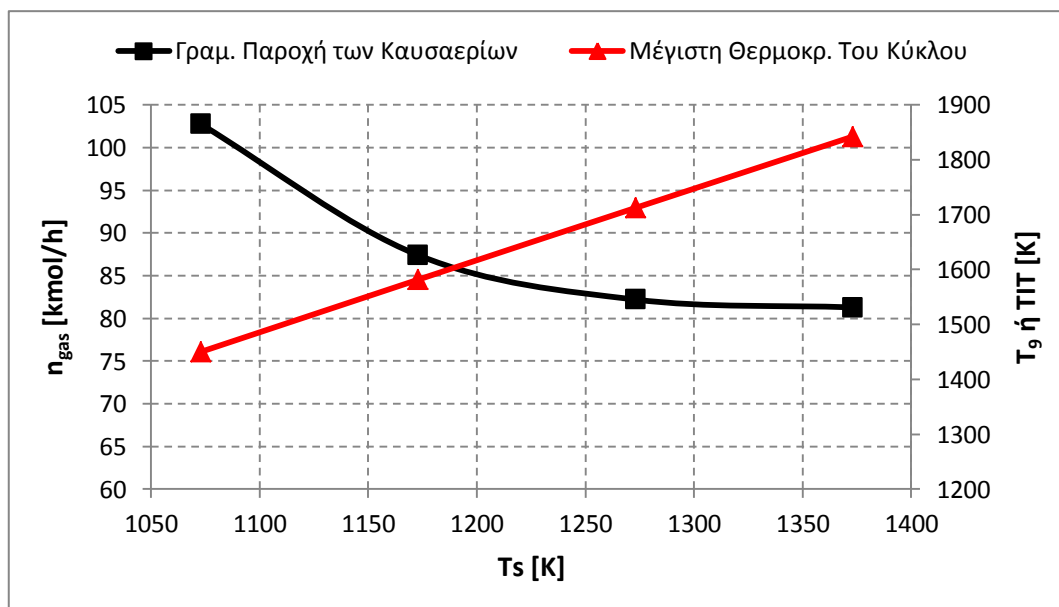


**Διάγραμμα 4.26** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια.

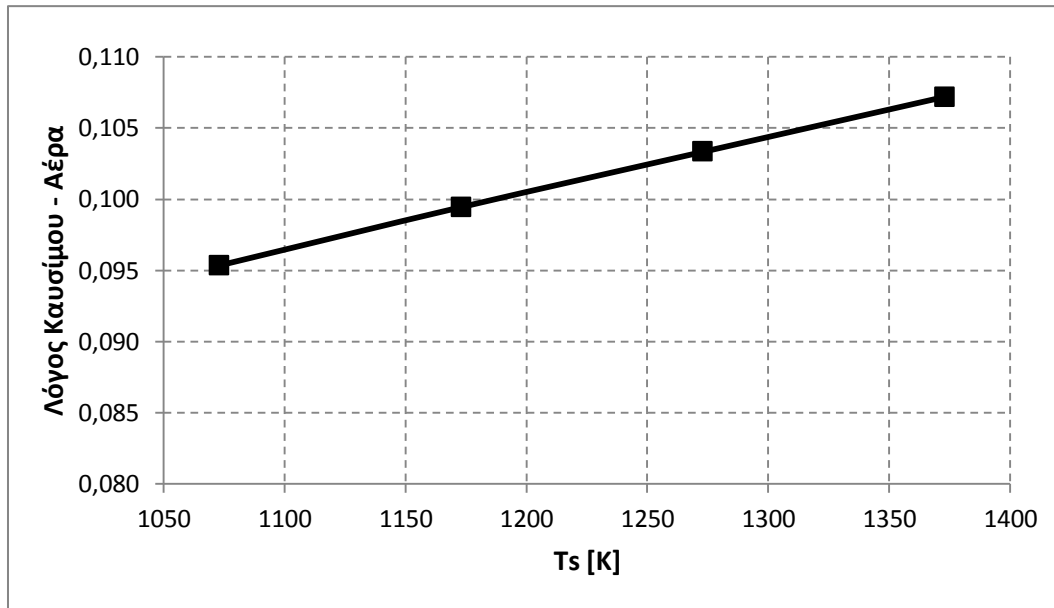
Η αύξηση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια οφείλεται κυρίως στην αύξηση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου ( $T_g$ ), παρά την ταυτόχρονη μείωση της παροχής των καυσαερίων, όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.27. Από το διάγραμμα αυτό βλέπουμε πως καθώς η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ αυξάνεται από τους 1073 στους 1373 Κ, η μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου αυξάνεται από τους 1453.13 Κ στους 1842.02 Κ. Βέβαια, η θερμοκρασία των 1842.02 Κ είναι αρκετά υψηλή και υπερβαίνει τους 1773 Κ, που είναι και το μέγιστο επιτρεπτό όριο λειτουργίας του αεριοστροβίλου. Παρόλα αυτά, χάρη διερεύνησης στο στάδιο αυτό δεν προβαίνουμε σε διορθωτικές κινήσεις μείωσης της θερμοκρασίας αυτής αλλά περιμένουμε να σχηματιστεί μια περισσότερο συγκεκριμένη εικόνα της λειτουργίας του ΥΣ σε αυτή τη μέγιστη θερμοκρασία. Επιπλέον, αξίζει να αναφέρουμε ξανά πως και η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ στους 1373 Κ ξεπερνά το μέγιστο επιτρεπτό όριο λειτουργίας της ΚΚ, το οποίο είναι στους 1323 Κ.

Η αύξηση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου οφείλεται στην αύξηση του λόγου καυσίμου-αέρα, η μεταβολή του οποίου με την αύξηση της θερμοκρασίας

λειτουργίας της ΚΚ δίνεται στο Διάγραμμα 4.28. Η επεξήγηση της μεταβολής των παροχών του αέρα και του καυσίμου, οι οποίες απεικονίζονται στο Διάγραμμα 4.29, χρίζει αρκετά μεγάλης προσοχής. Όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.30, η αύξηση της θερμοκρασίας οδηγεί σε αύξηση της ισχύος της κάθε κυψέλης καυσίμου, μέχρι την θερμοκρασία των 1273 K και έπειτα μείωσή της, καθώς η θερμοκρασία λαμβάνει την τιμή των 1373 K. Η αρχική αύξηση της ισχύος οφείλεται στη μείωση των απωλειών τάσεως, καθώς η θερμοκρασία αυξάνεται από τους 1073 στους 1273 K. Η περεταίρω αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας, για τον συγκεκριμένο λόγο πίεσης στο ΥΣ, οδηγεί σε αύξηση των απωλειών τάσεως και ως εκ τούτου μείωση της ισχύος της κάθε κυψέλης. Έτσι λοιπόν εξηγείται γιατί στο Διάγραμμα 4.29 παρατηρούμε αρχικά την παροχή του καυσίμου να μειώνεται μέχρι τη θερμοκρασία των 1273 K και στη συνέχεια να αυξάνεται καθώς η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ φτάνει τους 1373 K. Επιπρόσθετα, στο Διάγραμμα 4.29 παρατηρούμε πως και η παροχή του αέρα μειώνεται με την αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ. Η μείωση αυτή πηγάζει από τον ισολογισμό ενέργειας στην ΚΚ, αφού η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της και η διατήρηση αυτής επιβάλλει στην ΚΚ να λειτουργεί με μικρότερες παροχές αέρα και μεγαλύτερο συντελεστή χρησιμοποίησής του. Συνοψίζοντας, όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.29, τόσο η παροχή του καυσίμου (με εξαίρεση στη θερμοκρασία των 1373 K), όσο και η παροχή του αέρα μειώνονται με την αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ, κάτι που οδηγεί, όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.27, στη μείωση της συνολικής παροχής των καυσαερίων. Ο συνδυασμός των δύο παροχών (καυσίμου και αέρα) ευνοεί την αύξηση του λόγου καυσίμου-αέρα και αυτός με τη σειρά του την αύξηση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου.



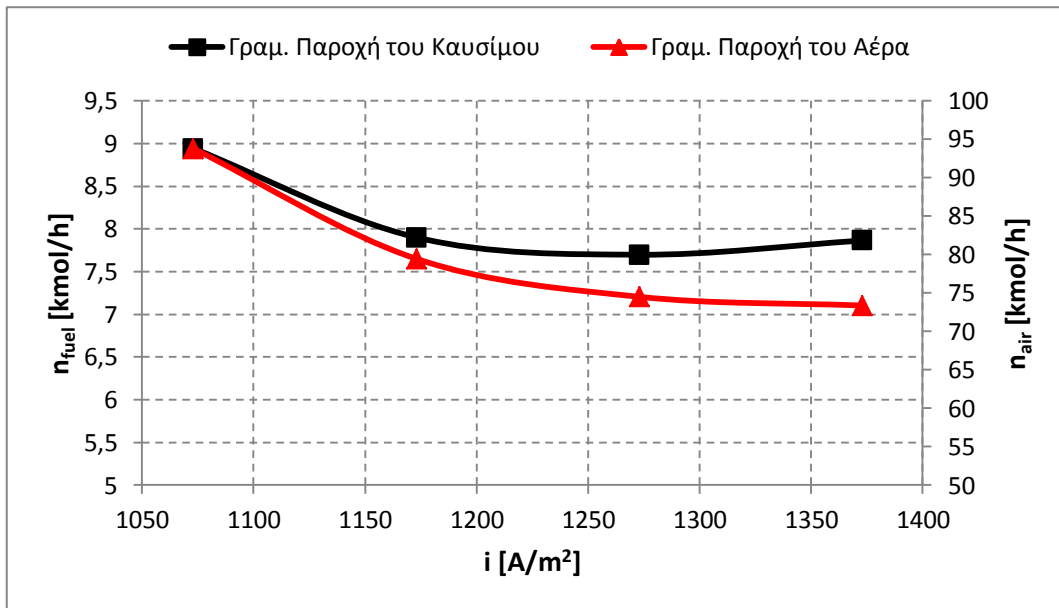
**Διάγραμμα 4.27** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στην παροχή των καυσαερίων και την μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου.



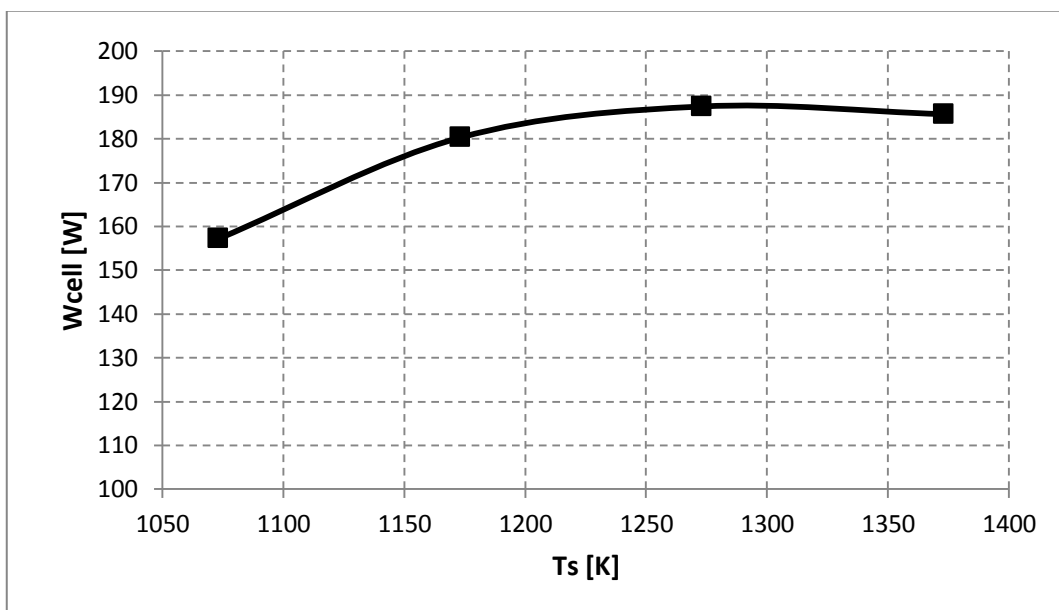
**Διάγραμμα 4.28** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στο λόγο καυσίμου-αέρα.

Στο Διάγραμμα 4.31 παρουσιάζεται η μεταβολή των ηλεκτρικών βαθμών απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ με την αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ. Αρχικά παρατηρούμε πως η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ οδηγεί σε αύξηση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ μέχρι τη θερμοκρασία των 1273 K και στη συνέχεια μειώσή του με την περαιτέρω αύξηση της θερμοκρασίας. Η επίδραση αυτή έχει γίνει πλέον κατανοητή και οφείλεται για ακόμα μια φορά στην επίδραση των απωλειών τάσεως στην ισχύ της κάθε κυψέλης καυσίμου (Διάγραμμα 4.30) καθώς η θερμοκρασία λειτουργίας αυξάνεται. Επιπλέον παρατηρούμε πως και ο συνολικός βαθμός απόδοσης του ΥΣ αυξάνεται με την αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ. Για αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ πάνω από τους 1273 K, ο βαθμός απόδοσης δείχνει να σταθεροποιείται, κάτι που οφείλεται στη θετική επίδραση της αύξησης της παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια. Στο διάγραμμα αυτό παρατηρούμε δηλαδή πως η διαφορά μεταξύ των δύο βαθμών απόδοσης αυξάνεται με την αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ. Στην περίπτωση των 1073 K, η διαφορά μεταξύ των δύο βαθμών απόδοσης είναι 4.7%, ενώ στην περίπτωση των 1373 K η διαφορά είναι 8.8%.

Τέλος, στο Διάγραμμα 4.32 παρατηρούμε πως η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ επιδρά θετικά στη μείωση του αριθμού των κυψελών που συνθέτουν συνολικά τη συστοιχία. Για ακόμα μια φορά η μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ μας βοηθά αρκετά στην εξήγηση αυτού του αποτελέσματος, αφού όπως περιμέναμε η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ αυξάνει την πυκνότητα ισχύος της κάθε κυψέλης, και έτσι απαιτείται μικρότερος αριθμός κυψελών για την επίτευξη της ίδιας συνολικής ηλεκτρικής ισχύος από τη συστοιχία. Φυσικά, είναι πλέον αναμενόμενο πως στην θερμοκρασία των 1373 K, ο αριθμός των κυψελών αυξάνεται, για τους ίδιους λόγους που εξηγήσαμε και πριν (Διάγραμμα 4.30). Η μείωση του αριθμού των κυψελών που επιτυγχάνεται με την αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας από τους 1073 στους 1273 είναι της τάξης του 15%.



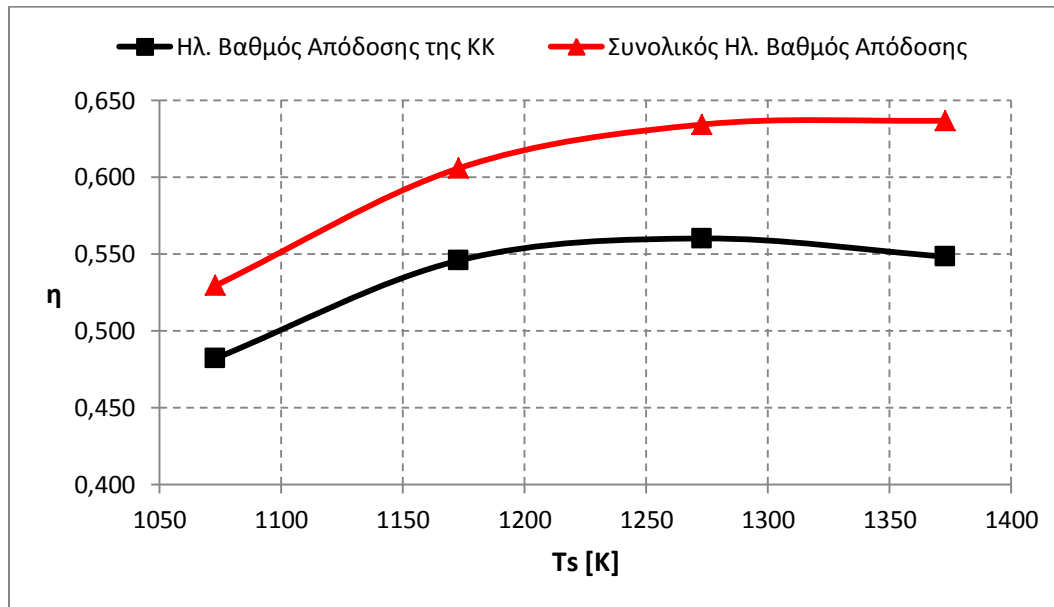
**Διάγραμμα 4.29** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στις παροχές του καυσίμου και του αέρα.



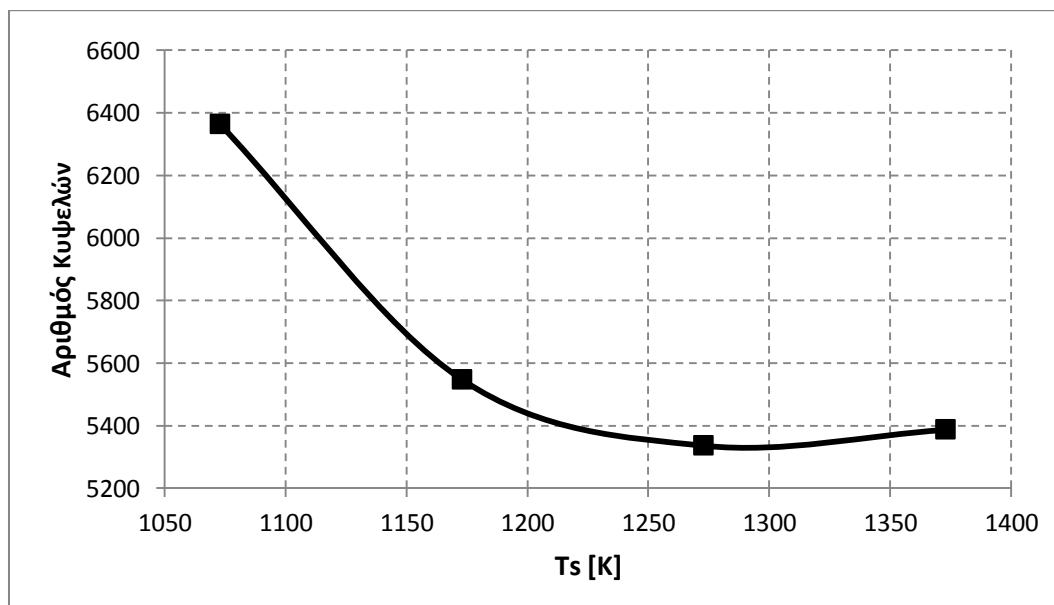
**Διάγραμμα 4.30** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στην ισχύ της κάθε κυψέλης καυσίμου στη συστοιχία.

Ένα πολύ σημαντικό συμπέρασμα που εξάγεται από την προηγούμενη ανάλυση είναι πως η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ πάνω από τους 1273 K ουσιαστικά δεν προσφέρει κανένα λειτουργικό πλεονέκτημα στο ΥΣ. Αφενός, η θερμοκρασία των 1373 K είναι απαγορευτική για την ΚΚ, τόσο από πλευράς αντοχής όσο και κόστους, και αφετέρου οδηγεί σε μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου πάνω από τη μέγιστη επιτρεπτή από τον αεριοστρόβιλο. Παράλληλα, η αύξηση της θερμοκρασίας

λειτουργίας της ΚΚ από τους 1273 στους 1373 Κ δεν βελτιώνει τον συνολικό βαθμό απόδοσης του ΥΣ, ενώ ταυτόχρονα μειώνει τον βαθμό απόδοσης της ΚΚ, αυξάνοντας τον αριθμό των κυψελών που απαιτούνται από τη συστοιχία για τη διατήρηση της ηλεκτρικής της ισχύος, μειώνοντας με αυτόν τον τρόπο τη συγκέντρωση ισχύος της ΚΚ και ως εκ τούτου και του συνολικού ΥΣ.



**Διάγραμμα 4.31** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στον ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ.

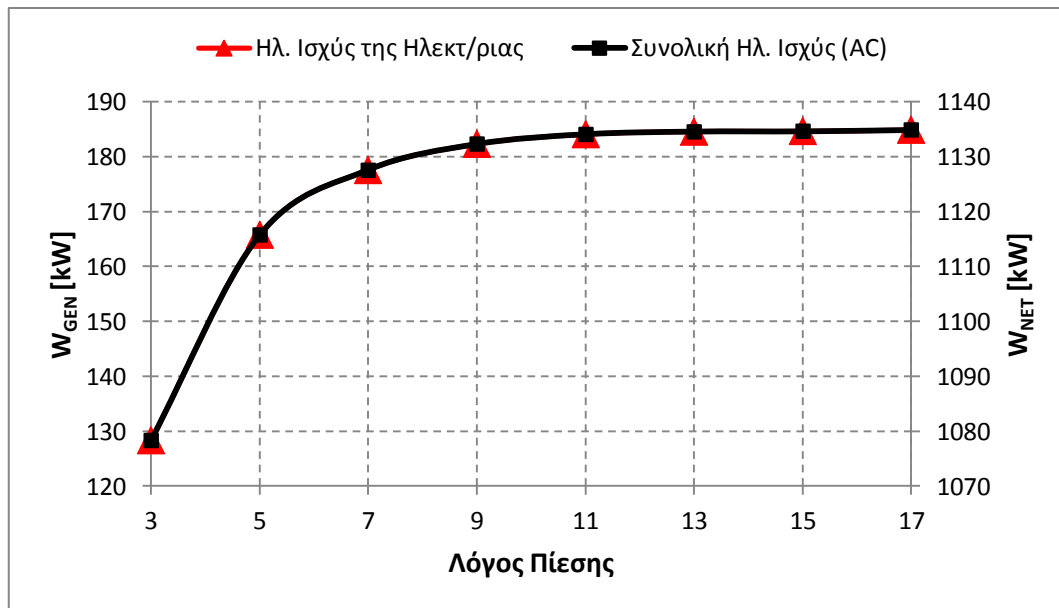


**Διάγραμμα 4.32** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στον απαιτούμενο αριθμό κυψελών καυσίμου στη συνολική συστοιχία της ΚΚ.

#### 4.3.2.3 Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στο ΥΣ

Η παραμετρική μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ έδειξε πως η αύξηση της πίεσης λειτουργίας αυξάνει σημαντικά τόσο τον βαθμό απόδοσης, όσο και την πυκνότητα ισχύος. Ως εκ τούτου κρίνεται αναγκαίο να μελετηθεί η επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ. Για τον σκοπό αυτόν, η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ διατηρείται πλέον σταθερή και ίση με 1273 K, για τους λόγους που εξηγήσαμε προηγουμένως, ενώ οι υπόλοιπες παράμετροι παραμένουν όπως και πριν.

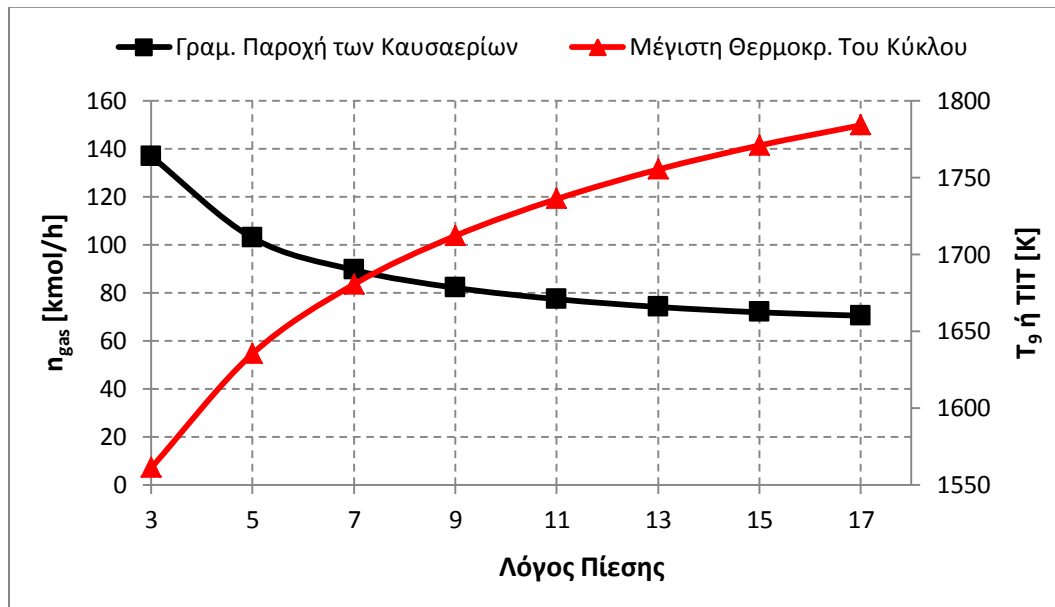
Όπως και με τη μελέτη των προηγούμενων παραμέτρων, η διερεύνηση της μεταβολής του λόγου πίεσης στο ΥΣ ξεκινά με την επίδρασή του στη συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ. Στο Διάγραμμα 4.32 παρατηρούμε πως η αύξηση του λόγου πίεσης από το 3 στο 9 αυξάνει ραγδαία τη συνολική παραγόμενη ισχύ, ενώ περαιτέρω αύξησή του οδηγεί σε πάρα πολύ μικρή αύξηση αυτής. Με σταθερή την παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ΚΚ, η αύξηση της συνολικής ισχύος οφείλεται στην αύξηση της ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια, κάτι που φαίνεται ξεκάθαρα στο ίδιο διάγραμμα. Το ενεργειακό «κέρδος» από τη σύζευξη της ΚΚ με την αεριοστροβιλική μονάδα είναι η αύξηση της παραγόμενης ισχύος κατά 13.5% για λόγο πίεσης 3 και 19.5% για λόγο πίεσης 11, ενώ, όπως είπαμε και πριν, περαιτέρω αύξηση του λόγου πίεσης δεν προσφέρει ουσιαστική αύξηση της παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος. Αξίζει να σημειωθεί πως η επίδραση αυτή της αύξησης του λόγου πίεσης στη συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ επιβεβαιώνεται από πληθώρα εργασιών στη βιβλιογραφία [133-136].



**Διάγραμμα 4.33** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στην ηλεκτρική ισχύ της ηλεκτρογεννήτριας και του συνολικού ΥΣ.

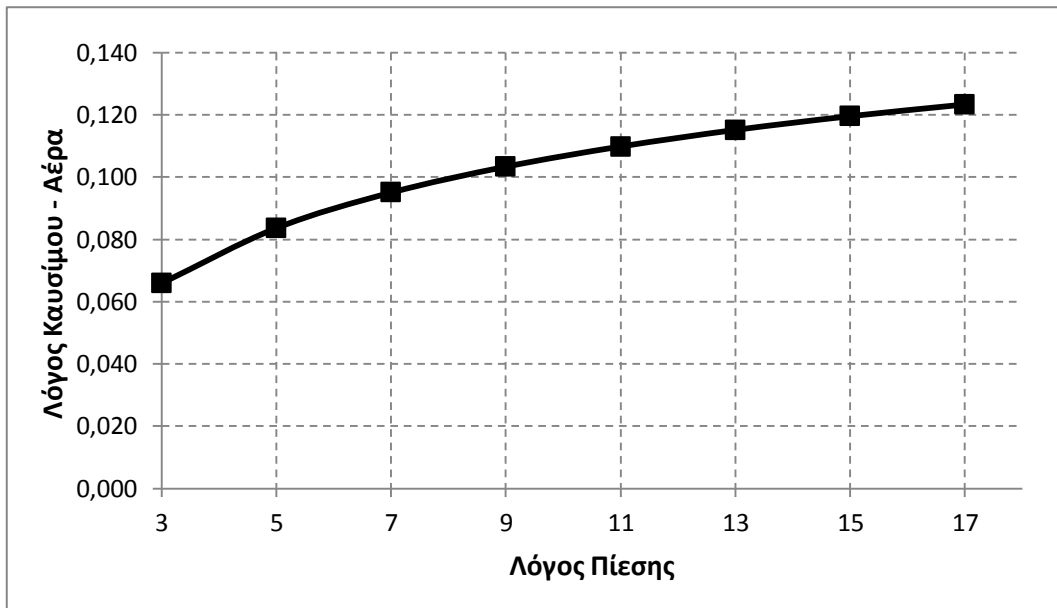
Όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.34, η αύξηση του λόγου πίεσης οδηγεί σε αύξηση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου, κάτι που εξηγεί την αύξηση της παραγόμενης ισχύος από τον στρόβιλο ισχύος, και ως εκ τούτου και από την

ηλεκτρογεννήτρια. Δεν θα πρέπει να ξεχνάμε όμως, ότι αύξηση του λόγου πίεσης συνεπάγεται και αύξηση της καταναλισκόμενης ισχύος από τους συμπιεστές του αέρα και του καυσίμου. Έτσι, η αύξηση του λόγου πίεσης από ένα σημείο και έπειτα δεν επιδρά σημαντικά στην παραγόμενη ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια και η συνολική παραγόμενη ισχύς του ΥΣ μεγιστοποιείται. Ένας ακόμα παράγοντας που συνεισφέρει στο αποτέλεσμα αυτό είναι η μείωση της παροχής των καυσαερίων με την αύξηση του λόγου πίεσης, όπως παρατηρούμε και πάλι στο Διάγραμμα 4.34.

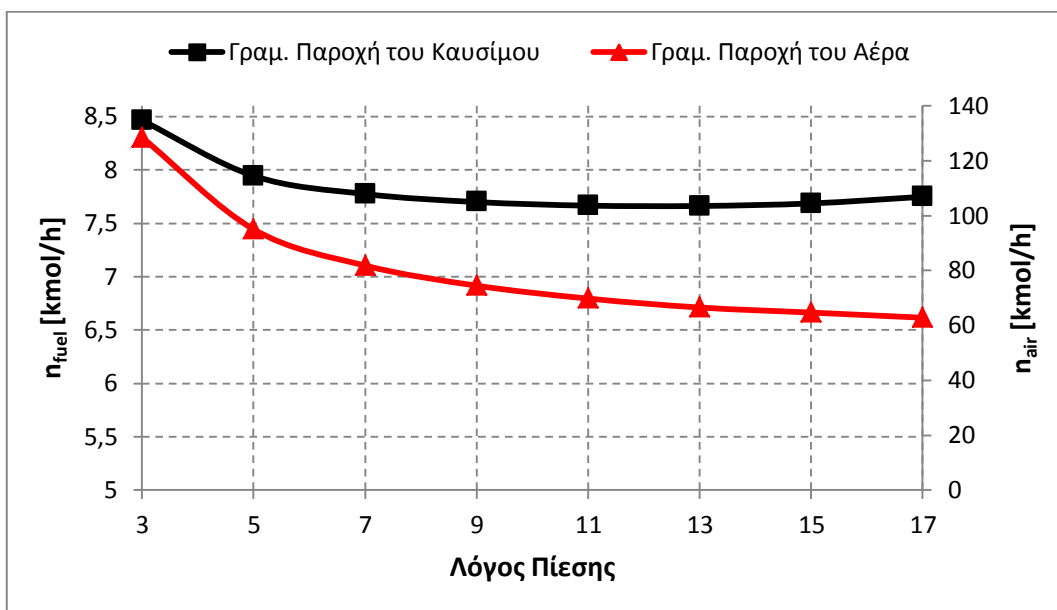


**Διάγραμμα 4.34** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στην παροχή των καυσαερίων και στη μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου.

Η επίδραση της αύξησης του λόγου πίεσης στον λόγο καυσίμου-αέρα είναι παρόμοια με αυτή της αύξησης της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ. Με την αύξηση του λόγου πίεσης, η πίεση λειτουργίας της ΚΚ αυξάνεται. Αύξηση της πίεσης λειτουργίας όμως της ΚΚ οδηγεί και σε αύξηση της πυκνότητας ισχύος, ή της ισχύος της κάθε κυψέλης. Η επίδραση αυτή δίνεται στο Διάγραμμα 4.37. Στο διάγραμμα αυτό παρατηρούμε πως η ισχύς της κάθε κυψέλης αυξάνεται μέχρις ότου η τιμή του λόγου πίεσης λάβει την τιμή 13, ενώ περαιτέρω αύξηση του λόγου πίεσης οδηγεί σε μείωσή της. Η ισχύς δηλαδή της κάθε κυψέλης εμφανίζει μέγιστο για λόγο πίεσης 13. Έτσι μέχρι αυτή την τιμή, η παροχή του καυσίμου εμφανίζει μια μικρή μείωση, ενώ περαιτέρω αύξηση του λόγου πίεσης τείνει να αυξήσει ελάχιστα την παροχή του καυσίμου (Διάγραμμα 4.36). Παράλληλα, η αύξηση του λόγου πίεσης του ΥΣ οδηγεί σε αρκετά μεγαλύτερη μείωση της παροχής του αέρα, όπως φαίνεται στο Διάγραμμα 4.36. Η επίδραση αυτή πηγάζει για ακόμα μια φορά από τον ισολογισμό ενέργειας στην ΚΚ, αφού η αύξηση της πίεσης λειτουργίας της ΚΚ απαιτεί τη μείωση της παροχής του αέρα και την αύξηση του συντελεστή χρησιμοποίησής του, με σκοπό τη διατήρηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της. Το αποτέλεσμα της επίδρασης της αύξησης του λόγου πίεσης στις παροχές του καυσίμου και του αέρα είναι η αύξηση του λόγου καυσίμου αέρα, και ως εκ τούτου και η αύξηση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου.



**Διάγραμμα 4.35** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στον λόγο καυσίμου-αέρα.

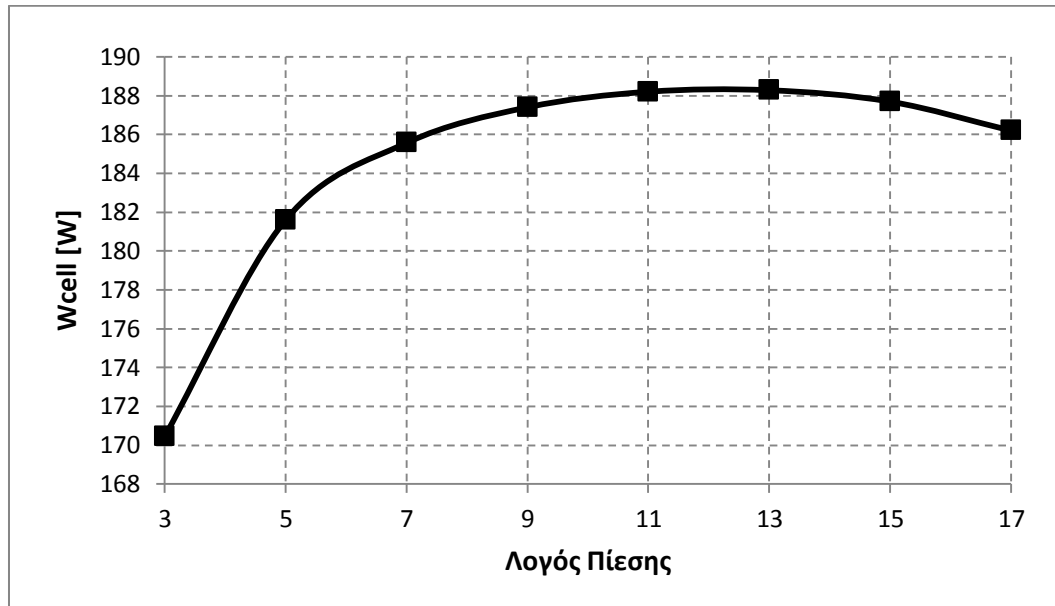


**Διάγραμμα 4.36** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στις παροχές του καυσίμου και του αέρα.

Στη συνέχεια μελετάται η επίδραση της αύξησης του λόγου πίεσης στους βαθμούς απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ. Τα αποτελέσματα της μελέτης αυτής δίνονται στο Διάγραμμα 4.38. Από το διάγραμμα αυτό παρατηρούμε πως και οι δύο βαθμοί απόδοσης παρουσιάζουν μέγιστο για λόγο πίεσης 13, ενώ ουσιαστικά η αύξηση του λόγου πίεσης μετά το 13 τείνει να μειώσει ελάχιστα την τιμή και των δύο βαθμών απόδοσης. Το αποτέλεσμα αυτό οφείλεται για ακόμα μία φορά στην αύξηση της ισχύος της κάθε κυψέλης με την αύξηση του λόγου πίεσης μέχρι το 13 και έπειτα τη μείωσή της



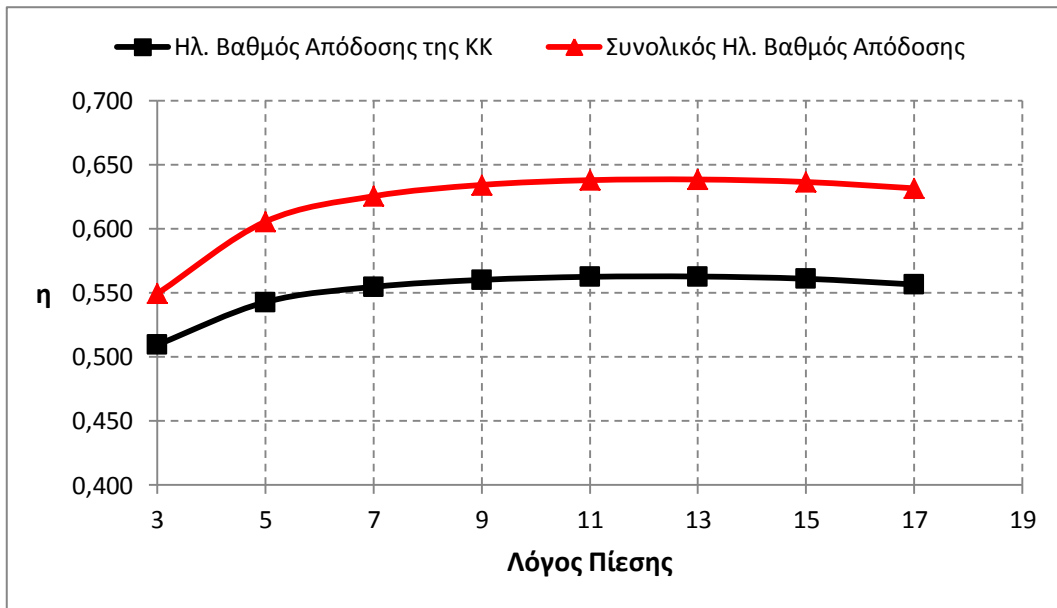
για περεταίρω αύξηση του λόγου πίεσης. Επιπρόσθετα παρατηρούμε πως η διαφορά των δύο βαθμών απόδοσης στην αρχή αυξάνεται ενώ στη συνέχεια παραμένει περίπου σταθερή για αύξηση του λόγου πίεσης πάνω από το 9. Το αποτέλεσμα αυτό οφείλεται στο γεγονός πως τόσο η ισχύς της ΚΚ (η οποία αποτελεί παράμετρο σχεδιασμού και είναι σταθερή), όσο και η συνολική παραγόμενη ισχύς από το ΥΣ παραμένουν ουσιαστικά σταθερές με την αύξηση του λόγου πίεσης πάνω από το 9.



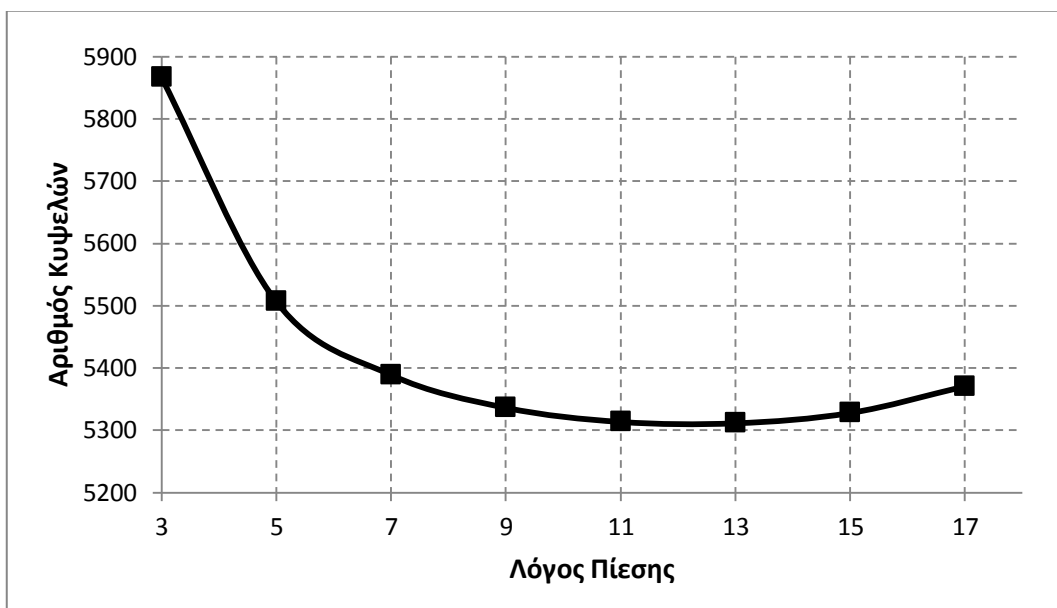
**Διάγραμμα 4.37** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στην ισχύ της κάθε κυψέλης καυσίμου στην συστοιχία.

Τέλος, διερευνάται η επίδραση της αύξησης του λόγου πίεσης στον συνολικό αριθμό των κυψελών καυσίμου που απαρτίζουν τη συστοιχία. Λαμβάνοντας και πάλι υπόψιν το Διάγραμμα 4.37 αναμένουμε ο αριθμός των κυψελών να μειώνεται μέχρι την τιμή του λόγου πίεσης 13 και έπειτα να αυξάνεται ελάχιστα με την περεταίρω αύξηση του λόγου αυτού, σαν αποτέλεσμα της μεταβολής της πυκνότητας ισχύος ή διαφορετικά της καθαρής ισχύος της κάθε κυψέλης. Πράγματι, παρατηρώντας το Διάγραμμα 4.39 η υπόθεση αυτή επιβεβαιώνεται. Η αύξηση του λόγου πίεσης από το 3 στο 13 οδηγεί σε μείωση του αριθμού των ΚΚ της τάξης του 9.5%, ενώ η περεταίρω αύξηση του λόγου πίεσης μέχρι την τιμή 17 οδηγεί σε αύξηση του αριθμού των κυψελών της τάξης του 1%.

Συμπερασματικά, από την προηγούμενη ανάλυση το σημαντικότερο συμπέρασμα είναι πως η αύξηση του λόγου πίεσης μέχρι την τιμή 9 έχει αρκετά θετική επίδραση στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ. Περαιτέρω αύξηση του μέχρι την τιμή 13 μπορεί να αυξάνει σε μικρό βαθμό την παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ και τον βαθμό απόδοσης, ενώ ταυτόχρονα να μειώνει ελάχιστα τον συνολικό αριθμό των κυψελών καυσίμου στη συστοιχία, αλλά οι μεταβολές αυτές είναι αρκετά μικρές για να δικαιολογήσουν το μεγαλύτερο κόστος κεφαλαίου που συνεπάγεται η αύξηση του λόγου πίεσης στην αεριογόνο μονάδα. Επιπρόσθετα, αύξηση του λόγου πίεσης πάνω από το 13 έχει μικρή μεν, αλλά αρνητική επίδραση στο βαθμό απόδοσης και τον συνολικό αριθμό των κυψελών καυσίμου στη συστοιχία και γι' αυτό δεν προτείνεται.



**Διάγραμμα 4.38** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στους ηλεκτρικούς βαθμούς απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ.

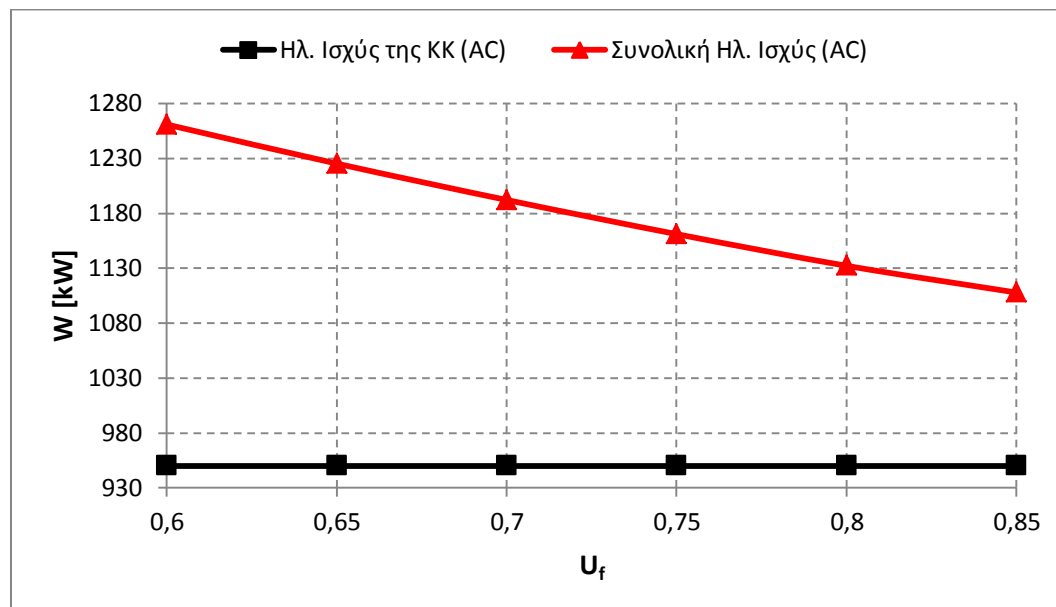


**Διάγραμμα 4.39** Επίδραση της μεταβολής του λόγου πίεσης στον απαιτούμενο αριθμό κυψελών καυσίμου στη συνολική συστοιχία της ΚΚ.

#### 4.3.2.4 Επίδραση της μεταβολής του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου

Ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου ( $U_f$ ) είναι μια από τις σημαντικότερες παραμέτρους σχεδιασμού της ΚΚ. Ο στόχος γενικά είναι η διατήρηση της τιμής του στο υψηλότερο επίπεδο, κάτι που δεν είναι πάντα εφικτό λόγω τεχνολογικών

και οικονομικών περιορισμών [42]. Η επίδραση λοιπόν της μεταβολής της τιμής του  $U_f$  στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ χρίζει ιδιαίτερης προσοχής.



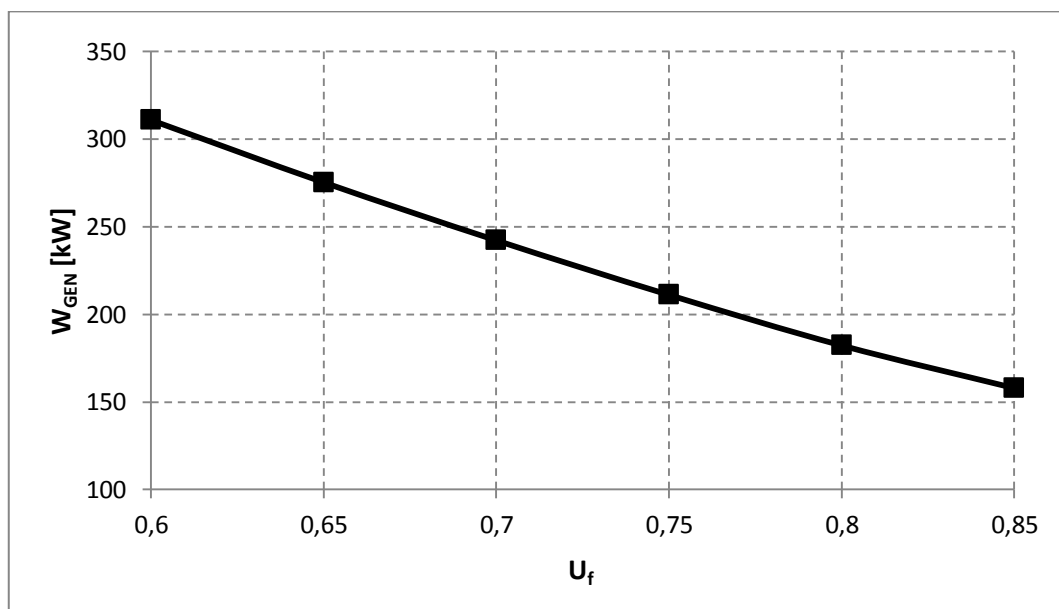
**Διάγραμμα 4.40** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στην συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από το ΥΣ.

Αρχικά, διερευνάται η επίδραση της μεταβολής του  $U_f$  στη συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από το ΥΣ. Στο Διάγραμμα 4.40 παρατηρούμε πως η αύξηση του  $U_f$  έχει σαν αποτέλεσμα τη μείωση της συνολικής παραγόμενης ισχύος. Με την ισχύ της ΚΚ σταθερή, η μείωση της συνολικής ισχύος του ΥΣ οφείλεται στη μείωση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια, όπως φαίνεται στο Διάγραμμα 4.41. Η αύξηση του  $U_f$  από το 0.6 στο 0.85 οδηγεί σε μείωση της συνολικής ισχύος κατά 12%. Ενώ παράλληλα για την ίδια αύξηση του  $U_f$ , η παραγόμενη ηλεκτρική ισχύς της ηλεκτρογεννήτριας μειώνεται κατά 49.2%. Συμπεραίνουμε λοιπόν πως η αύξηση του  $U_f$  έχει αρνητική επίδραση στη συνολική παραγόμενη ισχύ, παρά το γεγονός ότι αυξάνει μέχρι κάποια τιμή της αύξησής του τον βαθμό απόδοσης της ΚΚ, όπως θα δούμε στη συνέχεια.

Η μείωση της παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια οφείλεται αφενός στη μείωση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου και αφετέρου στη μείωση της παροχής των καυσαερίων. Η επίδραση αυτή φαίνεται στο Διάγραμμα 4.42. Η αύξηση του  $U_f$  στην ΚΚ συνεπάγεται αύξηση της κατανάλωσης του παραγόμενου από τη διεργασία της αναμόρφωσης υδρογόνου, κάτι που οδηγεί σε υψηλότερη έκκλιση θερμότητας μέσω των ηλεκτροχημικών αντιδράσεων, μείωση της μερικής πίεσης του υδρογόνου στην άνοδο και μείωση του εναπομείναντος καυσίμου που εισέρχεται στον θάλαμο καύσης.

Αρχικά, η αύξηση της κατανάλωσης του υδρογόνου στην άνοδο συνεπάγεται μείωση της απαιτούμενης ποσότητας καυσίμου (μεθανίου), αφού η ένταση του ρεύματος της κάθε κυψέλης παραμένει σταθερή. Η επίδραση αυτή στην παροχή του καυσίμου σε κάθε κυψέλη δίνεται στο Διάγραμμα 4.45, από το οποίο παρατηρούμε ότι η αύξηση του  $U_f$  από το 0.6 στο 0.85 συνεπάγεται μείωση της παροχής του καυσίμου σε

κάθε κυψέλη κατά 20.2%. Παράλληλα, η αύξηση του  $U_f$  συνεπάγεται όπως είπαμε τη μείωση του καυσίμου που εξέρχεται της άνοδου και εισέρχεται στον θάλαμο καύσης. Αυτό οδηγεί σε μείωση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου και ως εκ τούτου και σε μείωση της παραγόμενης ισχύος από τον στρόβιλο ισχύος. Η μείωση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου όμως οδηγεί και σε μείωση της θερμοκρασίας των καυσαερίων που εισέρχονται στους ανακομιστές θερμότητας. Αυτό οδηγεί και σε μείωση της θερμοκρασίας των αερίων που εισέρχονται στην άνοδο και την κάθοδο. Έτσι για να διατηρηθεί η θερμοκρασία της ΚΚ σταθερή, παρά την αύξηση της εκλυόμενης θερμότητας από τις ηλεκτροχημικές αντιδράσεις, η παροχή του αέρα μειώνεται. Επομένως τόσο η μείωση της παροχής του αέρα, όσο και η μείωση της παροχής του καυσίμου συνεπάγονται μείωση της παροχής των καυσαερίων, κάτι που ενισχύει την αρνητική επίδραση της αύξησης του  $U_f$  στην παραγόμενη ισχύ από τον στρόβιλο ισχύος. Αξίζει να σημειωθεί ότι η επίδραση αυτή της αύξησης του  $U_f$  στην παραγόμενη ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια επιβεβαιώνεται και από τη βιβλιογραφία [42, 135].

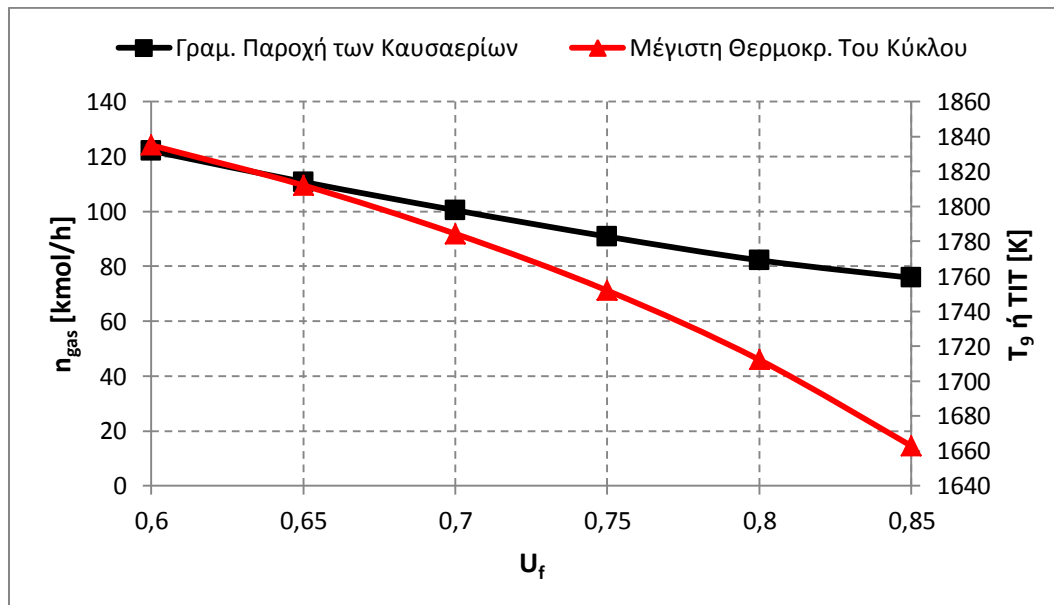


**Διάγραμμα 4.41** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια.

Με βάση την εξίσωση του Nernst, η μείωση της μερικής πίεσης του υδρογόνου στην άνοδο συνεπάγεται τη μείωση της τάσης ανοικτού κυκλώματος της ΚΚ. Παράλληλα, η μείωση της μερικής πίεσης του υδρογόνου οδηγεί και σε αύξηση των απωλειών τάσεως ενεργοποίησης και συγκέντρωσης. Καί οι δύο παραπάνω λόγοι συνηγορούν στη μείωση της τάσης λειτουργίας της ΚΚ, καθώς το  $U_f$  αυξάνεται. Η επίδραση αυτή της αύξησης του  $U_f$ , τόσο στην τάση λειτουργίας, όσο και στην ισχύ της κάθε κυψέλης καυσίμου φαίνεται ξεκάθαρα στο Διάγραμμα 4.43. Για ακόμα μια φορά η επίδραση αυτή επιβεβαιώνεται και από αντίστοιχα αποτελέσματα της βιβλιογραφίας [42, 133].

Στη συνέχεια διερευνάται η επίδραση της αύξησης του  $U_f$  στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ. Στο Διάγραμμα 4.44 παρατηρούμε πως, καθώς το  $U_f$  αυξάνεται από το 0.6 στο 0.8, ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ αυξάνεται, ενώ περεταίρω αύξηση του  $U_f$  οδηγεί

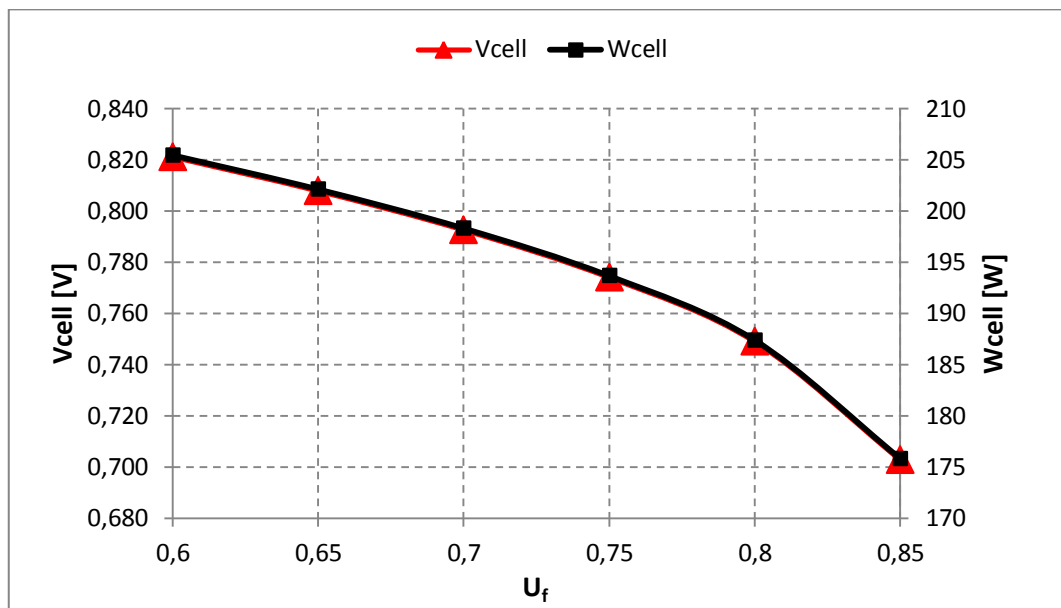
σε μείωση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ. Η εμφάνιση αυτού του μεγίστου στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ είναι ένα αρκετά ενδιαφέρον αποτέλεσμα που χρίζει περαιτέρω διερεύνησης. Όπως εξηγήσαμε προηγουμένως, η αύξηση του  $U_f$  οδηγεί σε μείωση της παροχής του καυσίμου στην κάθε κυψέλη ξεχωριστά, κάτι που ισχύει σε όλο το εύρος αύξησης του  $U_f$ , όπως φαίνεται στο Διάγραμμα 4.45. Αυτό συνεπάγεται και μείωση της συνολικής παροχής του καυσίμου στη συστοιχία της ΚΚ. Όμως, όπως είδαμε στο Διάγραμμα 4.43, η αύξηση του  $U_f$  οδηγεί σε μείωση της ισχύος της κάθε κυψέλης, μια μείωση που είναι πιο έντονη καθώς το  $U_f$  αυξάνεται πάνω από το 0.8. Έτσι, ενώ θα περιμέναμε ότι, καθώς η παροχή του καυσίμου μειώνεται στην κάθε κυψέλη, το ίδιο να ισχύει και για την συνολική παροχή του καυσίμου, εντούτοις, η μείωση της ισχύος της κάθε κυψέλης με την αύξηση του  $U_f$  έχει σαν αποτέλεσμα την αύξηση της συνολικής παροχής του καυσίμου στις υψηλές τιμές του  $U_f$ . Το συμπέρασμα αυτό φαίνεται στο Διάγραμμα 4.45, στο οποίο παρατηρούμε πως η αύξηση του  $U_f$  πάνω από το 0.8 συνεπάγεται την αύξηση της συνολικής παροχής του καυσίμου στη συστοιχία. Η αύξηση αυτή οδηγεί και στη μείωση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ. Έτσι λοιπόν, όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.44, η αύξηση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ σε συνδυασμό με την ταυτόχρονη μείωση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια οδηγεί τον συνολικό βαθμό απόδοσης του ΥΣ να παραμένει σχεδόν σταθερός και να μειώνεται στις υψηλές τιμές του  $U_f$ , εκεί δηλαδή που ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ αρχίζει να μειώνεται.



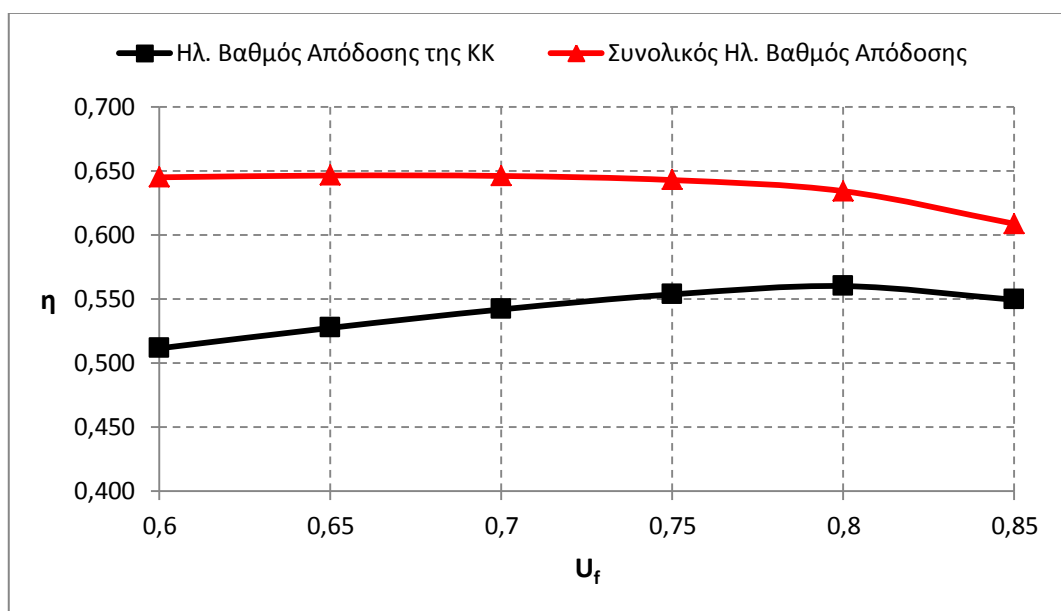
**Διάγραμμα 4.42** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στην παροχή των καυσαερίων και στη μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου.

Τέλος, ένα αναμενόμενο πλέον αποτέλεσμα είναι πως καθώς η ισχύς της κάθε κυψέλης μειώνεται με την αύξηση του  $U_f$ , ο αριθμός των κυψελών που απαιτούνται για την επίτευξη της σταθερής ισχύος της ΚΚ θα αυξάνεται. Πράγματι, η υπόθεση αυτή επιβεβαιώνεται στο Διάγραμμα 4.46, στο οποίο παρατηρούμε πως καθώς το  $U_f$  αυξάνεται από το 0.6 στο 0.85, ο αριθμός των κυψελών σημειώνει αύξηση της τάξης του

17%. Το συμπέρασμα αυτό επιβεβαιώνεται για ακόμα μια φορά από τη βιβλιογραφία [42].



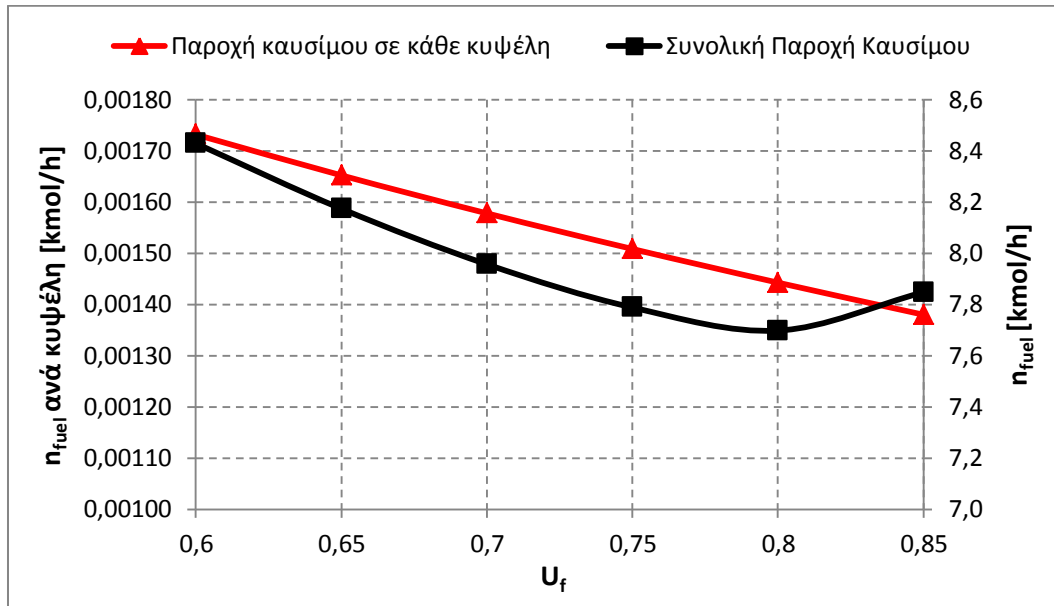
**Διάγραμμα 4.43** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στην τάση λειτουργίας και την ισχύ της κάθε κυψέλης καυσίμου στην συστοιχία.



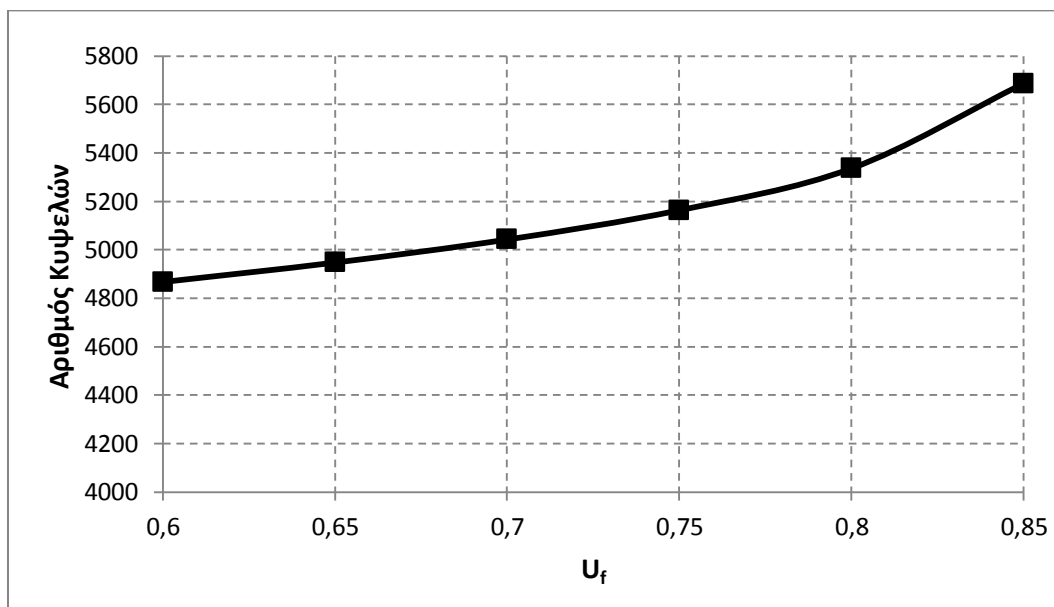
**Διάγραμμα 4.44** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στους ηλεκτρικούς βαθμούς απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ.

Συνοψίζοντας, από την παραπάνω διερεύνηση συμπεραίνουμε πως η μεταβολή του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου έχει αρκετά σύνθετη επίδραση στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ. Αρχικά, παρατηρούμε πως ενώ στην αυτόνομη λειτουργία της ΚΚ επιθυμούμε το  $U_f$  να λαμβάνει την υψηλότερη εφικτή τιμή, κάτι τέτοιο

δεν φαίνεται να ισχύει όταν η ΚΚ ενσωματώνεται στο υβριδικό σχήμα. Η αύξηση του  $U_f$  μέχρι το 0.8 φαίνεται να έχει πάρα πολύ μικρή επίδραση στον βαθμό απόδοσης του ΥΣ, ενώ περεταίρω αύξηση του δεν προτείνεται, αφού, όπως δείξαμε, κάτι τέτοιο θα μείωνε τον συνολικό βαθμό απόδοσης. Τέλος, ως προς τη συγκέντρωση ισχύος της ΚΚ παρατηρούμε πως η αύξηση του  $U_f$  αυξάνει τον αριθμό των κυψελών στη συστοιχία, κάτι που φυσικά επιδρά αρνητικά και στη συγκέντρωση ισχύος του ΥΣ.



**Διάγραμμα 4.45** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στην παροχή του καυσίμου σε κάθε κυψέλη και στην συνολική παροχή καυσίμου στο σύστημα.

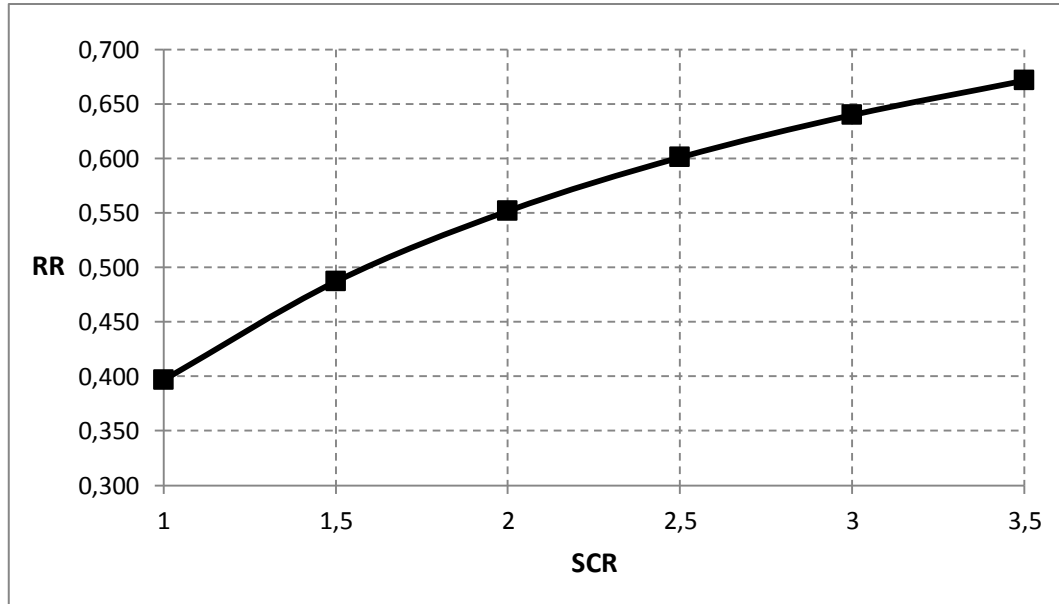


**Διάγραμμα 4.46** Επίδραση της μεταβολής του συντελ. χρησιμοποίησης του καυσίμου στον απαιτούμενο αριθμό κυψελών καυσίμου στη συνολική συστοιχία της ΚΚ.

#### 4.3.2.5 Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα

Η παρουσία του ατμού στην άνοδο της ΚΚ είναι επιβεβλημένη έτσι ώστε να πραγματοποιούνται επιτυχώς οι αντιδράσεις της αναμόρφωσης του φυσικού αερίου και της μετατροπής του μονοξειδίου του άνθρακα σε υδρογόνο. Στο συγκεκριμένο ΥΣ επιλέχθηκε η τροφοδοσία της ανόδου με ατμό να πραγματοποιείται μέσω της εσωτερικής ανακυκλοφορίας μέρους των προϊόντων της ανόδου. Ο λόγος ατμού-άνθρακα (SCR), ο οποίος ορίστηκε στην Εξίσωση 3.53, θα πρέπει να λαμβάνει τιμές πάνω από 2, έτσι ώστε να αποφεύγεται η σταδιακή εναπόθεση στοιχειακού άνθρακα πάνω στην ενεργό επιφάνεια του ηλεκτροκαταλυτικού στρώματος των ηλεκτροδίων. Κάτι τέτοιο θα είχε δυσμενή επίδραση στην ηλεκτροκαταλυτική ενεργότητα των ηλεκτροδίων της ανόδου, και θα οδηγούσε σταδιακά στην υποβάθμιση της λειτουργίας της ΚΚ. Έτσι λοιπόν συμπεραίνουμε πως ο λόγος ατμού-άνθρακα είναι ακόμα μία σημαντική παράμετρος σχεδιασμού για την ΚΚ, καθιστώντας αναγκαία τη μελέτη της επίδρασης της μεταβολής του στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ.

Η διερεύνηση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα ξεκινά από το ποσοστό ανακυκλοφορίας των προϊόντων της ανόδου (RR). Στο Διάγραμμα 4.47 παρατηρούμε πως η αύξηση του λόγου ατμού-άνθρακα συνεπάγεται την αύξηση του ποσοστού ανακυκλοφορίας. Το αποτέλεσμα αυτό είναι απόλυτα αναμενόμενο αφού, αυξάνοντας τον λόγο ατμού-άνθρακα αυξάνονται και οι απαιτήσεις της ανόδου σε ατμό. Αυτό οδηγεί στο να αυξάνεται και το ποσοστό των προϊόντων της ανόδου που ανακυκλοφορούν έτσι ώστε να παρέχεται η απαιτούμενη ποσότητα σε ατμό.

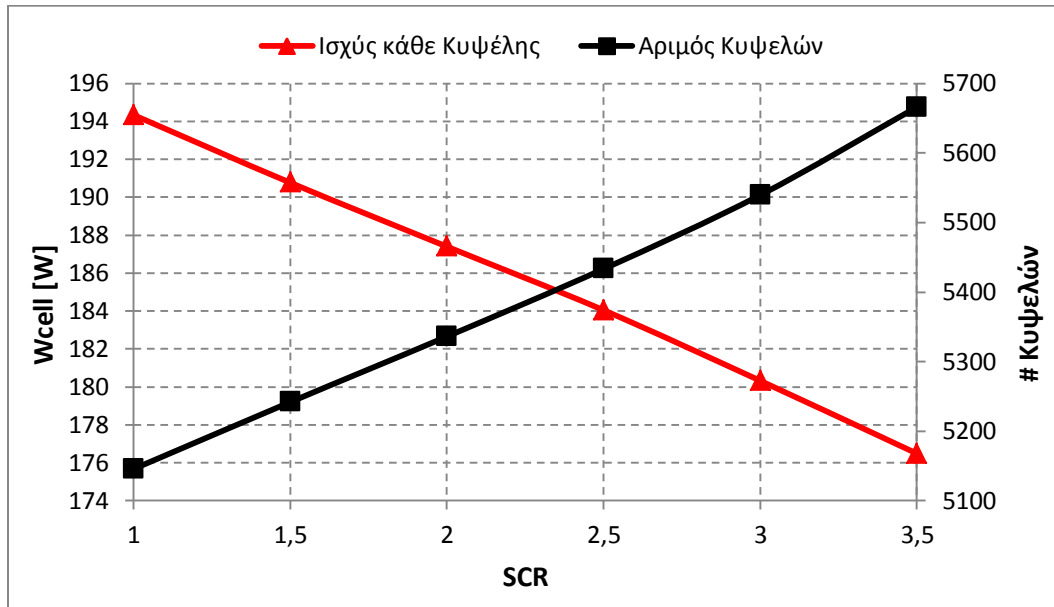


**Διάγραμμα 4.47** Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα στο ποσοστό ανακυκλοφορίας των προϊόντων της ανόδου.

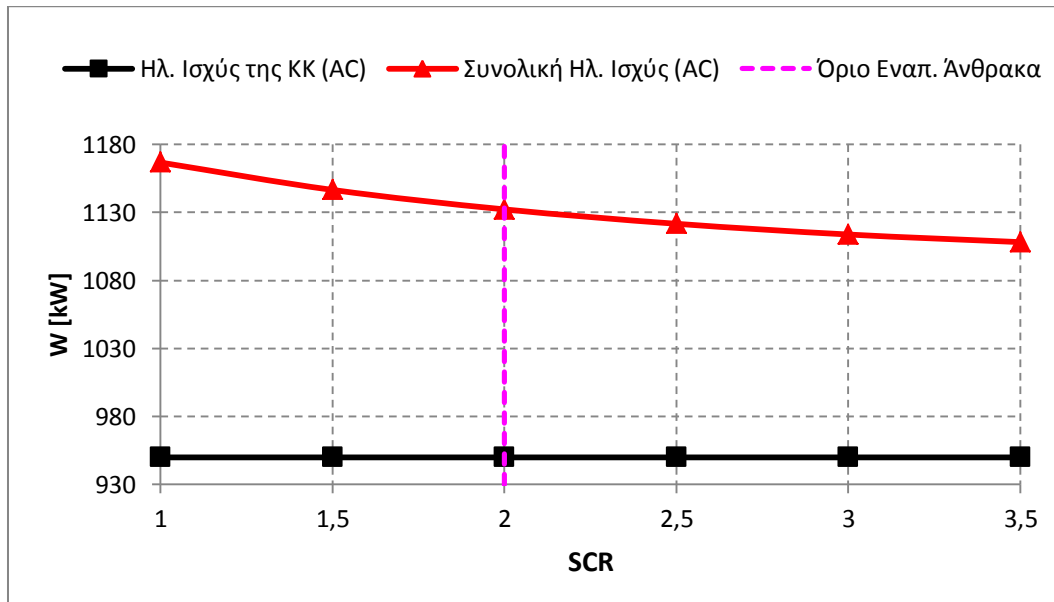
Στη συνέχεια μελετάται η επίδραση της αύξησης του λόγου ατμού άνθρακα στην ισχύ της κάθε κυψέλης. Η αύξηση του λόγου ατμού-άνθρακα αυξάνει τη συγκέντρωση του ατμού στην άνοδο, κάτι που οδηγεί αφενός στη μείωση της τάσης του ανοιχτού



κυκλώματος και αφετέρου στην αύξηση των απωλειών ενεργοποίησης. Έτσι, συνολικά η αύξηση του λόγου ατμού-άνθρακα μειώνει την τάση λειτουργίας και ως εκ τούτου και την ισχύ της κάθε κυψέλης. Έτσι για να επιτυγχάνεται σταθερή παραγωγή ισχύος από την ΚΚ, ο συνολικός αριθμός των κυψελών αυξάνεται. Τα συμπεράσματα αυτά συνοψίζονται στο Διάγραμμα 4.48.

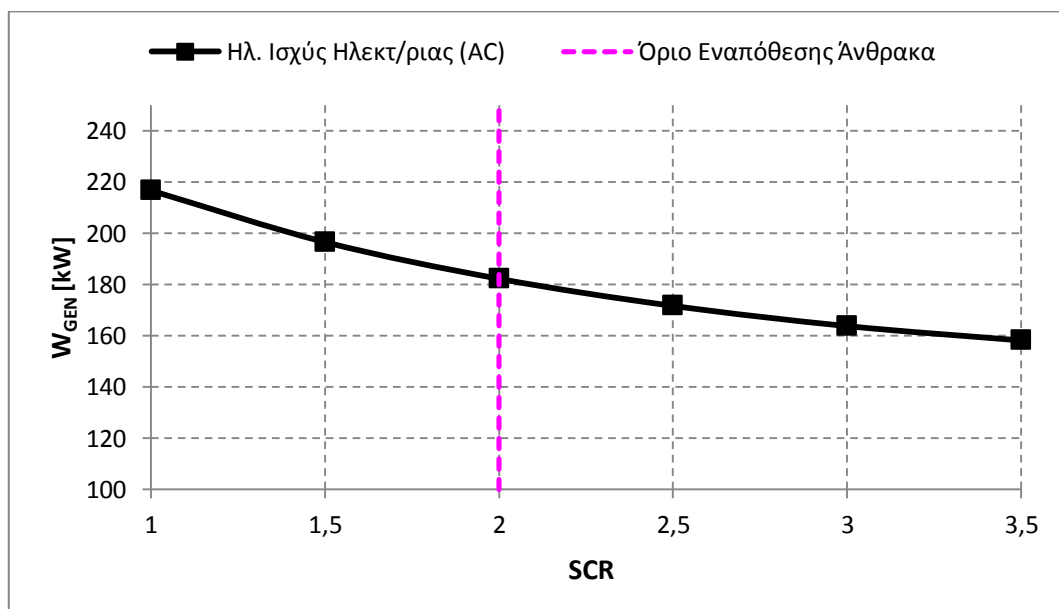


**Διάγραμμα 4.48** Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα στην ισχύ της κάθε κυψέλης και στον συνολικό αριθμό των κυψελών που απαρτίζουν τη συστοιχία.



**Διάγραμμα 4.49** Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα στην συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ του ΥΣ.

Η επίδραση της αύξησης του λόγου ατμού-άνθρακα στην ισχύ του ΥΣ φαίνεται στο Διάγραμμα 4.49. Σε αυτό παρατηρούμε ότι η αύξηση του λόγου ατμού-άνθρακα έχει αρνητική επίδραση στη συνολική παραγόμενη ισχύ. Και πάλι, με σταθερή την ισχύ της ΚΚ, η μείωση της παραγόμενης ισχύος από το ΥΣ οφείλεται στη μείωση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια, όπως φαίνεται καθαρά στο Διάγραμμα 4.50. Η μείωση αυτή οφείλεται στη μείωση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου, αφού με την αύξηση της ανακυκλοφορίας μειώνεται η ποσότητα του καυσίμου που οδηγείται στον θάλαμο καύσης. Καί στα δύο αυτά διαγράμματα δίνεται και το όριο κάτω από το οποίο ξεκινά η εναπόθεση του άνθρακα στο καταλυτικό στρώμα, σαν υπενθύμιση του επιθυμητού εύρους λειτουργίας της ΚΚ από πλευράς λόγου ατμού-άνθρακα. Από τα διαγράμματα αυτά συμπεραίνουμε πως η αύξηση του λόγου ατμού-άνθρακα από 1 σε 3.5 οδηγεί σε μείωση της ηλεκτρικής ισχύος της ηλεκτρογεννήτριας κατά 27%, ενώ του ΥΣ κατά 5%. Σημειώνεται εδώ πως η επίδραση αυτή επιβεβαιώνεται από αντίστοιχα αποτελέσματα της βιβλιογραφίας [42].

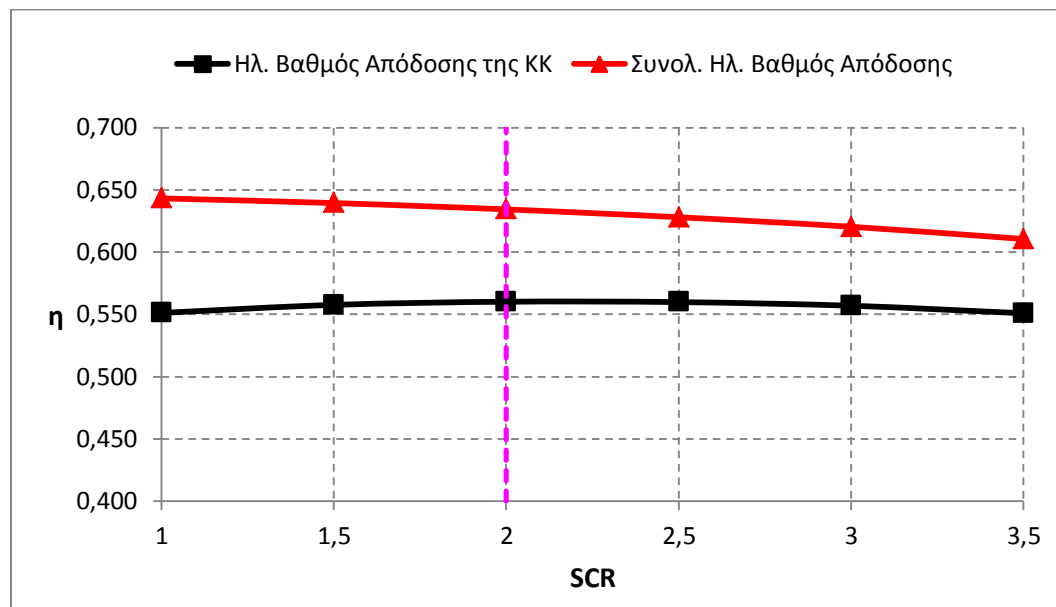


**Διάγραμμα 4.50** Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια.

Τέλος, η επίδραση της αύξησης του λόγου ατμού-άνθρακα στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ φαίνεται στο Διάγραμμα 4.51. Παρατηρούμε πως η αύξηση του λόγου ατμού-άνθρακα ουσιαστικά δεν επηρεάζει σημαντικά τον βαθμό απόδοσης της ΚΚ. Στην πραγματικότητα η πολύ μικρή μεταβολή που παρατηρούμε σε αυτόν οφείλεται κυρίως στις μεταβολές των συγκεντρώσεων των αερίων στην άνοδο, κάτι που επηρεάζει την τάση λειτουργίας της κυψέλης και ως εκ τούτου και τον βαθμό απόδοσής της. Ο συνολικός ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης όμως του ΥΣ παρατηρούμε πως μειώνεται καθώς ο λόγος ατμού-άνθρακα αυξάνεται. Αυτό οφείλεται στη μείωση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια.

Το συμπέρασμα που βγαίνει από την προηγούμενη διερεύνηση είναι ότι θα πρέπει ο λόγος ατμού άνθρακα να διατηρείται στη μικρότερη τιμή που υπαγορεύουν οι τεχνικοί

περιορισμοί, έτσι ώστε να μεγιστοποιείται τόσο ο βαθμός απόδοσης του ΥΣ, όσο και η παραγόμενη ηλεκτρική ισχύς από αυτό.



**Διάγραμμα 4.51** Επίδραση της μεταβολής του λόγου ατμού-άνθρακα στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ.

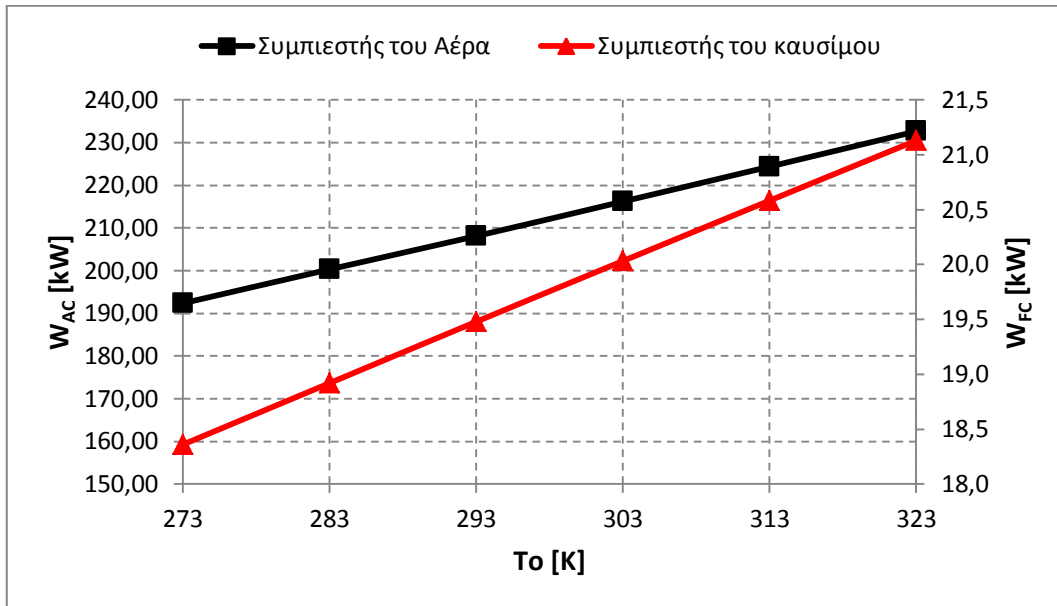
#### 4.3.2.6 Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος

Το εύρος διακύμανσης της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος στις ναυτικές εφαρμογές είναι αρκετά αυξημένο (από τον Ισημερινό στους πόλους και από χειμώνα σε καλοκαίρι). Από τη θεωρία των αεριοστροβίλων είναι γνωστό πως η μεταβολή της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος έχει αισθητή επίδραση στην ισχύ αλλά και στον βαθμό απόδοσης της μονάδας του αεριοστροβίλου [120]. Έτσι κρίνεται απαραίτητο να διερευνηθεί η επίδραση της αύξησης της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος από τους 273 K στους 323 K, στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ.

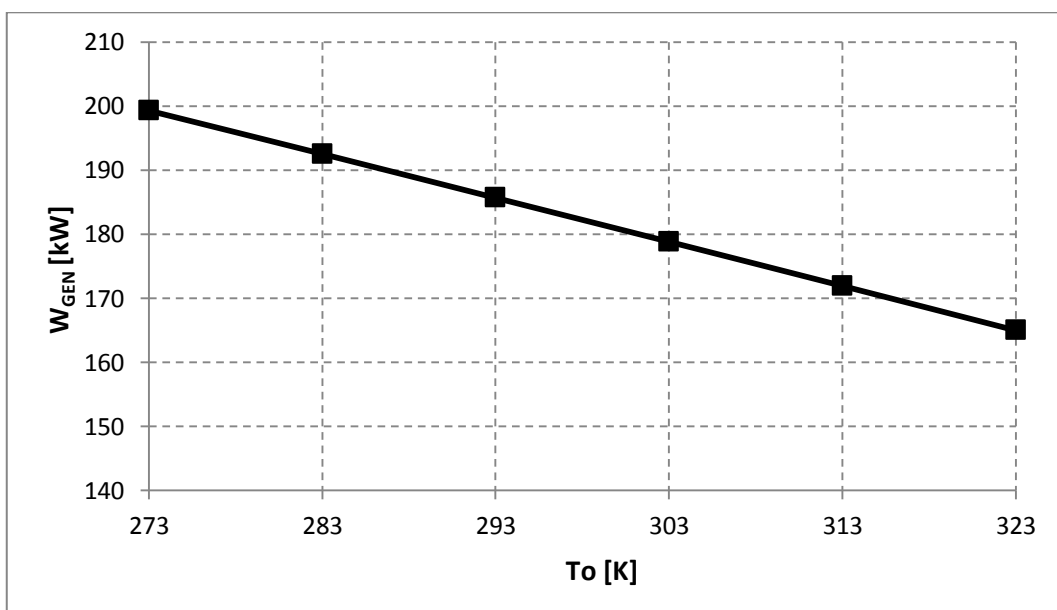
Αρχικά, όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.52, τόσο η ισχύς που απαιτείται για τη συμπίεση του αέρα όσο και η ισχύς που απαιτείται για τη συμπίεση του καυσίμου αυξάνονται με την αύξηση της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος. Για αύξηση της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος από τους 273 K στους 323 K, η αύξηση της καταναλισκόμενης ισχύος από τους συμπιεστές του αέρα και του καυσίμου είναι της τάξης του 20 και 15%, αντίστοιχα. Αυτό οδηγεί σε μείωση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια, όπως φαίνεται στο Διάγραμμα 4.53. Η αύξηση της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος από τους 273 K στους 323 K οδηγεί σε μείωση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια της τάξης του 17.2%.

Η αύξηση της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος έχει επίσης μικρή επίδραση στην παροχή του αέρα. Αυτό οφείλεται στο γεγονός πως, καθώς η θερμοκρασία του περιβάλλοντος αυξάνεται, οι θερμοκρασίες εξόδου των αερίων από τους δύο συμπιεστές αυξάνονται, με αποτέλεσμα να αυξάνονται και οι θερμοκρασίες εισόδου των αερίων στην άνοδο και την κάθοδο της ΚΚ. Για να παραμείνει η θερμοκρασία της ΚΚ

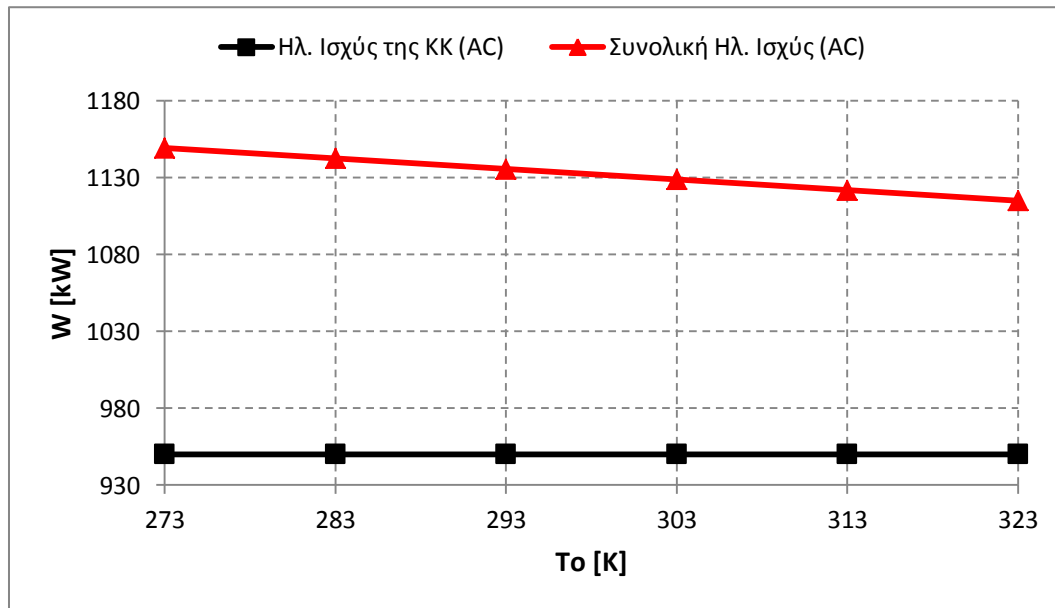
σταθερή, ο ισολογισμός ενέργειας σε αυτή οδηγεί στην πολύ μικρή αύξηση της παροχής του αέρα. Η αύξηση αυτή με τη σειρά της οδηγεί σε αύξηση της παροχής των καυσαερίων και μείωση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου. Σαφώς, οι παραπάνω μεταβολές είναι πάρα πολύ μικρές. Για αύξηση της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος από τους 273 K στους 323 K, η παροχή των καυσαερίων αυξάνεται κατά 2.5% και η μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου μειώνεται κατά 0,7%.



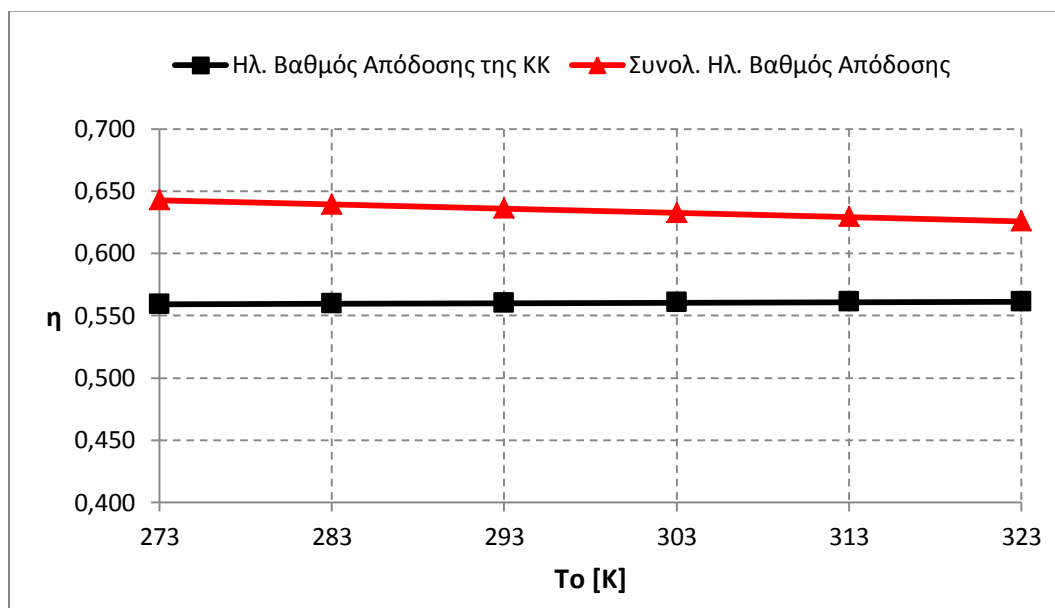
**Διάγραμμα 4.52** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος στην καταναλισκόμενη ισχύ από του συμπιεστές του αέρα και του καυσίμου.



**Διάγραμμα 4.53** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια.



**Διάγραμμα 4.54** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από το ΥΣ.



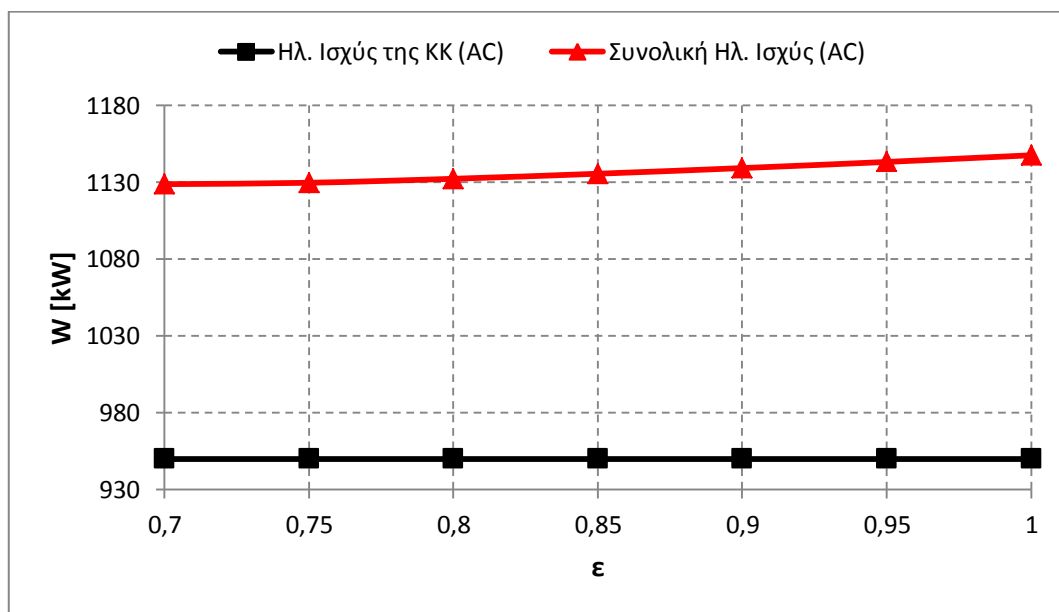
**Διάγραμμα 4.55** Επίδραση της μεταβολής της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος στους βαθμούς απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ.

Συνολικά, η αύξηση της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος οδηγεί σε μείωση της παραγόμενης ισχύος από το ΥΣ, αφού η ισχύς της ΚΚ είναι σταθερή. Η επίδραση αυτή φαίνεται στο Διάγραμμα 4.54. Από αυτό παρατηρούμε πως η αύξηση της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος από τους 273 K στους 323 K οδηγεί σε μείωση της συνολικής παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος της τάξης του 3%. Το συμπέρασμα αυτό είναι αρκετά σημαντικό, αφού παρατηρούμε πως ο συνδυασμός της λειτουργίας της ΚΚ με την

αεριοστροβιλική μονάδα αποσβένει σημαντικά την αρνητική επίδραση της αύξησης της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος στην αεριογόνο μονάδα. Τέλος, όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.55, η αύξηση της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος ουσιαστικά δεν μεταβάλλει τον βαθμό απόδοσης της ΚΚ, ενώ μειώνει το βαθμό απόδοσης του ΥΣ. Η μείωση του συνολικού βαθμού απόδοσης είναι απόρροια της μείωσης της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια.

#### 4.3.2.7 Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης των ανακομιστών θερμότητας

Η τελευταία παράμετρος σχεδιασμού που θα μελετηθεί στην ενότητα αυτή είναι ο βαθμός εκμετάλλευσης των ανακομιστών θερμότητας. Ο βαθμός εκμετάλλευσης είναι μια αρκετά κρίσιμη παράμετρος για οποιοδήποτε θερμικό σύστημα, αφού μια μικρή και μόνο αύξησή του μπορεί να οδηγήσει σε σημαντική αύξηση της επιφάνειας συναλλαγής. Κάτι τέτοιο θα επηρέαζε σημαντικά τόσο το κόστος κεφαλαίου όσο και την συγκέντρωση ισχύος της μονάδας αυτής.

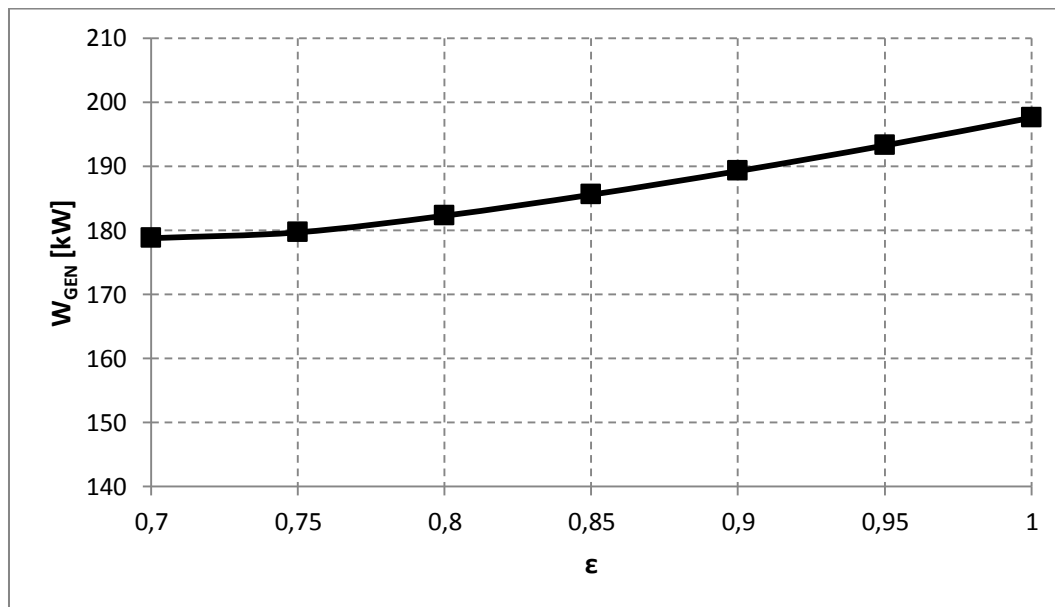


**Διάγραμμα 4.56** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στην συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από το ΥΣ.

Όπως και με την μελέτη των προηγούμενων παραμέτρων, η διερεύνηση της επίδρασης του βαθμού εκμετάλλευσης των ανακομιστών θερμότητας ξεκινά με τη συνολική ισχύ του ΥΣ. Από το Διάγραμμα 4.56 παρατηρούμε πως η αύξηση του βαθμού εκμετάλλευσης από το 70% στο 100% αυξάνει την συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ κατά 1.6%. Το αποτέλεσμα αυτό οφείλεται στην αύξηση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια κατά 10%, για την ίδια αύξηση του βαθμού εκμετάλλευσης (Διάγραμμα 4.57).

Η αύξηση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια οφείλεται στην αύξηση της παροχής των καυσαερίων, παρά την ταυτόχρονη μείωση της μέγιστης

θερμοκρασίας του κύκλου, όπως φαίνεται στο Διάγραμμα 4.58. Η αύξηση της παροχής των καυσαερίων είναι αποτέλεσμα της αύξησης της παροχής του αέρα, παρά την ταυτόχρονη μείωση της παροχής του καυσίμου, όπως φαίνεται στο Διάγραμμα 4.59. Η αύξηση της παροχής του αέρα έρχεται σαν αποτέλεσμα του ισολογισμού ενέργειας στην ΚΚ, αφού με την αύξηση του βαθμού εκμετάλλευσης η θερμοκρασία εισόδου του αέρα στην κάθοδο της ΚΚ αυξάνεται αισθητά (Διάγραμμα 4.60). Έτσι λοιπόν για να διατηρείται η θερμοκρασία της ΚΚ σταθερή, θα πρέπει η παροχή του αέρα να αυξηθεί. Επιπλέον, όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.61, η αύξηση του βαθμού εκμετάλλευσης των ανακομιστών αυξάνει την ισχύ της κάθε κυψέλης, κάτι που οφείλεται στη βελτίωση των συνθηκών λειτουργίας της ΚΚ από πλευράς παροχής του αέρα. Η αύξηση, όμως, αυτή της ισχύος της κάθε κυψέλης οδηγεί στη μείωση της παροχής του καυσίμου συνολικά και κατά συνέπεια και στη μείωση της θερμοκρασίας εισόδου του καυσίμου στην άνοδο (Διαγράμματα 4.59 και 4.60). Τελικά, η αντίθετη μεταβολή της παροχής του αέρα και του καυσίμου ευνοεί τη μείωση του λόγου καυσίμου-αέρα, όπως φαίνεται στο Διάγραμμα 4.62. Η μείωση αυτή έχει σαν αποτέλεσμα και τη μείωση της μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου, όπως είδαμε στο Διάγραμμα 4.58.

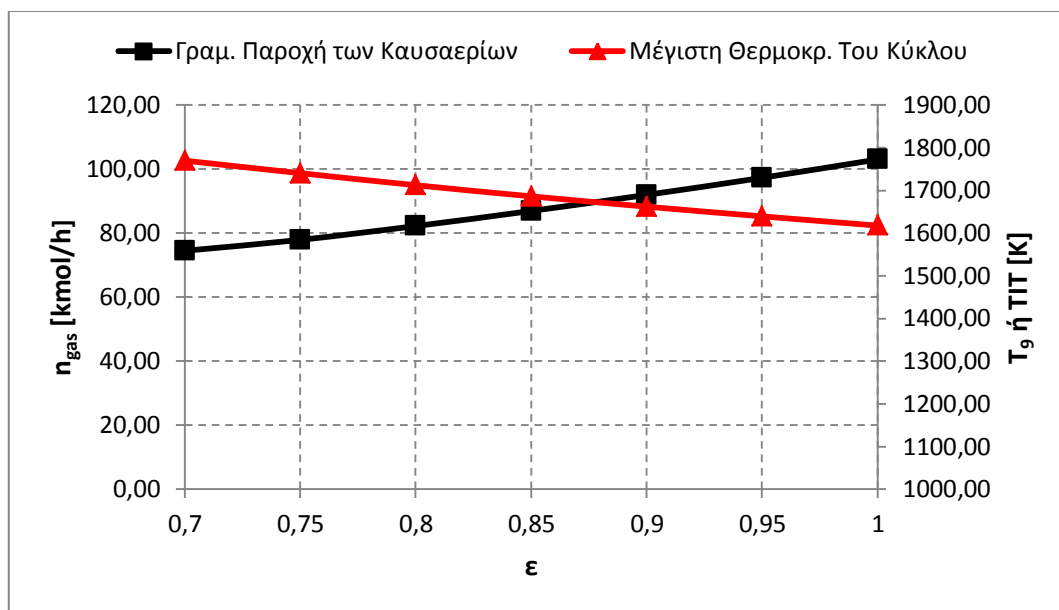


**Διάγραμμα 4.57** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στην παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ από την ηλεκτρογεννήτρια.

Όπως είναι αναμενόμενο, η αύξηση της ισχύος της κάθε κυψέλης οδηγεί και στη μείωση του συνολικού αριθμού των κυψελών που συνθέτουν τη συστοιχία. Από το Διάγραμμα 4.61 παρατηρούμε πως η αύξηση του βαθμού εκμετάλλευσης από το 70% στο 100% συνεπάγεται μείωση του αριθμού των κυψελών κατά 5%. Ταυτόχρονα, η μικρή μείωση της παροχής του καυσίμου οδηγεί και σε μικρή αύξηση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ, όπως παρατηρούμε στο Διάγραμμα 4.63. Από το ίδιο διάγραμμα παρατηρούμε πως και ο συνολικός βαθμός απόδοσης του ΥΣ αυξάνεται με την αύξηση του βαθμού εκμετάλλευσης των ανακομιστών. Η αύξηση αυτή είναι της τάξης του 7%, καθώς ο βαθμός εκμετάλλευσης αυξάνεται από το 70% στο 100% και οφείλεται στην αύξηση του

βαθμού απόδοσης της ΚΚ, σε συνδυασμό με την αύξηση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια.

Στη συνέχεια διερευνάται η επίδραση της αύξησης του βαθμού εκμετάλλευσης των ανακομιστών στη θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων στο περιβάλλον. Καθώς ο βαθμός εκμετάλλευσης αυξάνεται, η θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων στο περιβάλλον μειώνεται. Το αποτέλεσμα αυτό φαίνεται ξεκάθαρα στο Διάγραμμα 4.64. Σε αυτό παρατηρούμε πως η αύξηση του βαθμού εκμετάλλευσης από το 70% στο 100% οδηγεί σε μείωση της θερμοκρασίας εξόδου των καυσαερίων στο περιβάλλον κατά 20.8%.



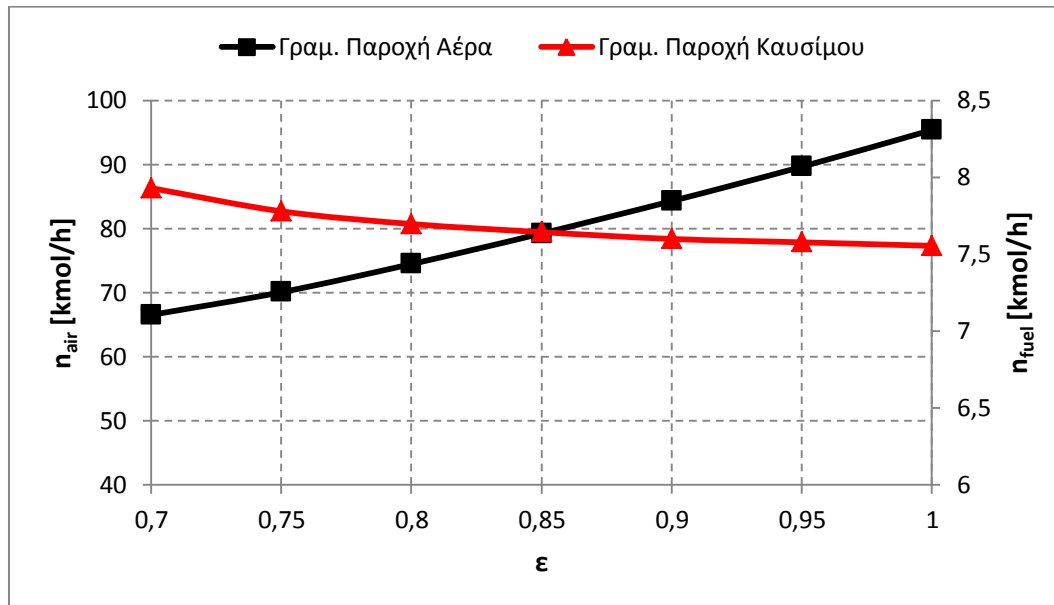
**Διάγραμμα 4.58** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στην γραμμομοριακή παροχή των καυσαερίων και στη μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου.

Από την προηγούμενη διερεύνηση συμπεραίνουμε πως το πολύ μικρό ποσοστό αύξησης της συνολικής παραγόμενης ισχύος δεν δικαιολογεί την αύξηση του βαθμού εκμετάλλευσης από το 70% στο 100%, αφού κάτι τέτοιο θα σήμαινε τεράστια (και μη εφικτή) αύξηση της επιφάνειας συναλλαγής στους ανακομιστές, μείωση της συγκέντρωσης ισχύος της μονάδας και πάρα πολύ μεγάλη αύξηση του κόστους κεφαλαίου αυτής. Από την άλλη πλευρά, τόσο η αύξηση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ, όσο και η μείωση του συνολικού αριθμού των κυψελών στη συστοιχία είναι αρκετά μικρή για να δικαιολογήσει αυτή την τεράστια αύξηση του βαθμού εκμετάλλευσης. Από την ανάλυση αυτή συμπεραίνουμε πως η τιμή του θα πρέπει να διατηρείται κάτω από το 80%, έτσι ώστε τόσο το κόστος κεφαλαίου, όσο και η συγκέντρωση ισχύος να παραμένουν σε αποδεκτά επίπεδα, ενώ τα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ να είναι τα καλύτερα δυνατά.

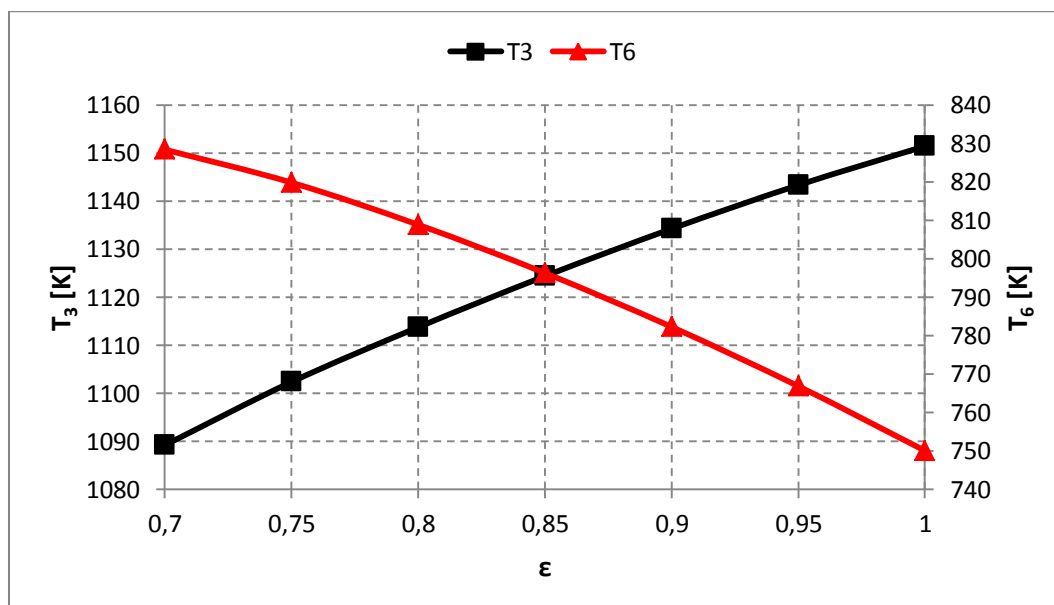
Τέλος, λαμβάνοντας υπόψιν τη θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων στο περιβάλλον, συμπεραίνουμε πως η τιμή της είναι αρκετά υψηλή σε όλο το εύρος λειτουργίας από πλευράς βαθμού εκμετάλλευσης. Η παρατήρηση αυτή μας οδηγεί σε ένα πάρα πολύ σημαντικό συμπέρασμα. Αυτό είναι πως το συγκεκριμένο ΥΣ είναι



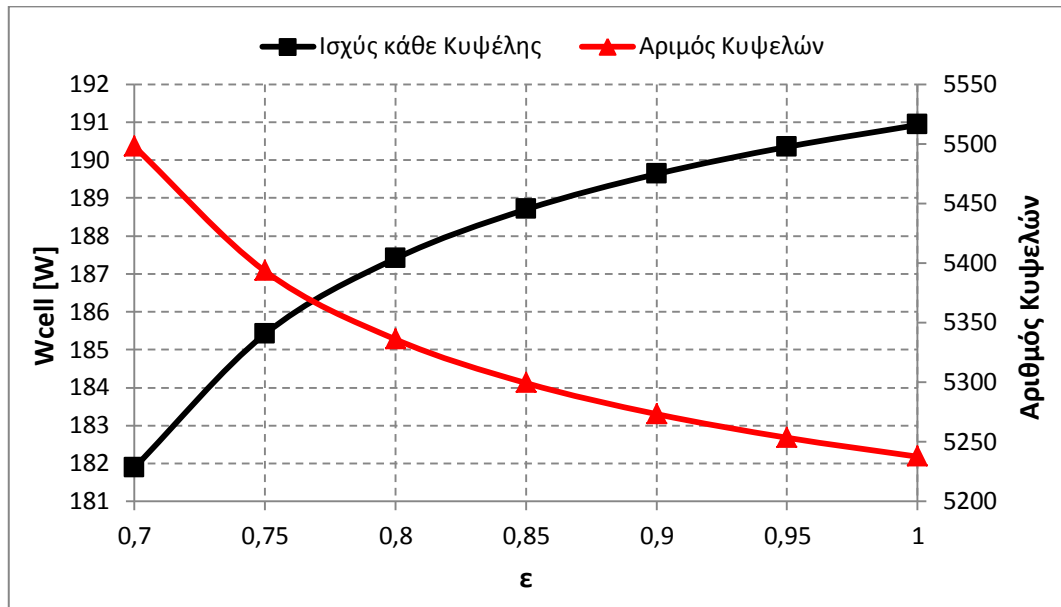
ιδανικός υποψήφιος για την εφαρμογή σε αυτό κάποιου συστήματος ανάκτησης αυτής της απορριπτόμενης ενέργειας προς το περιβάλλον, κάτι που θα αύξανε σημαντικά τον συνολικό θερμικό βαθμό απόδοσης του συστήματος.



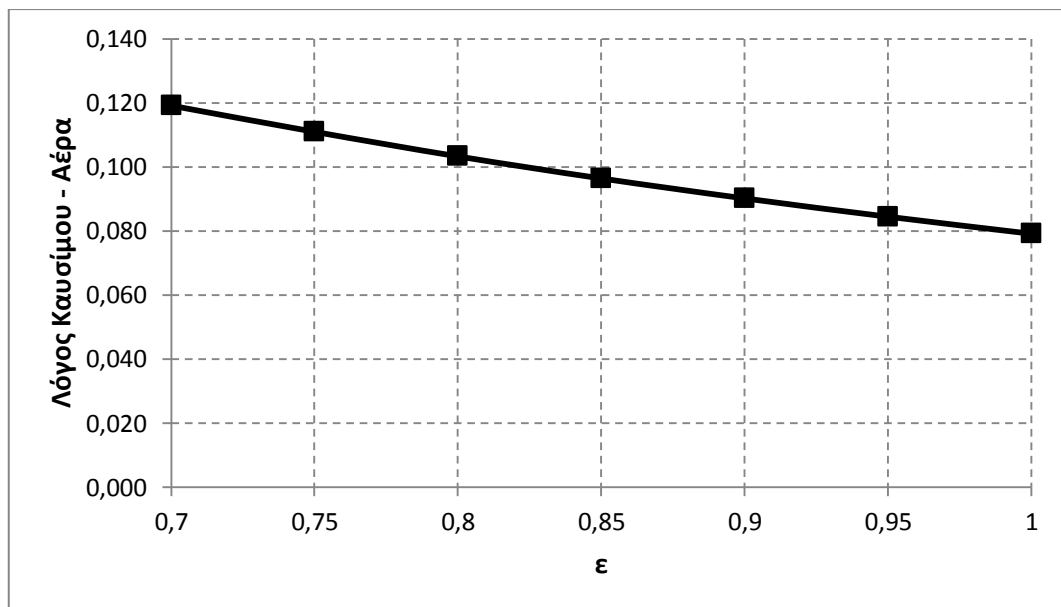
**Διάγραμμα 4.59** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στις γραμμομοριακές παροχές του αέρα και του καυσίμου.



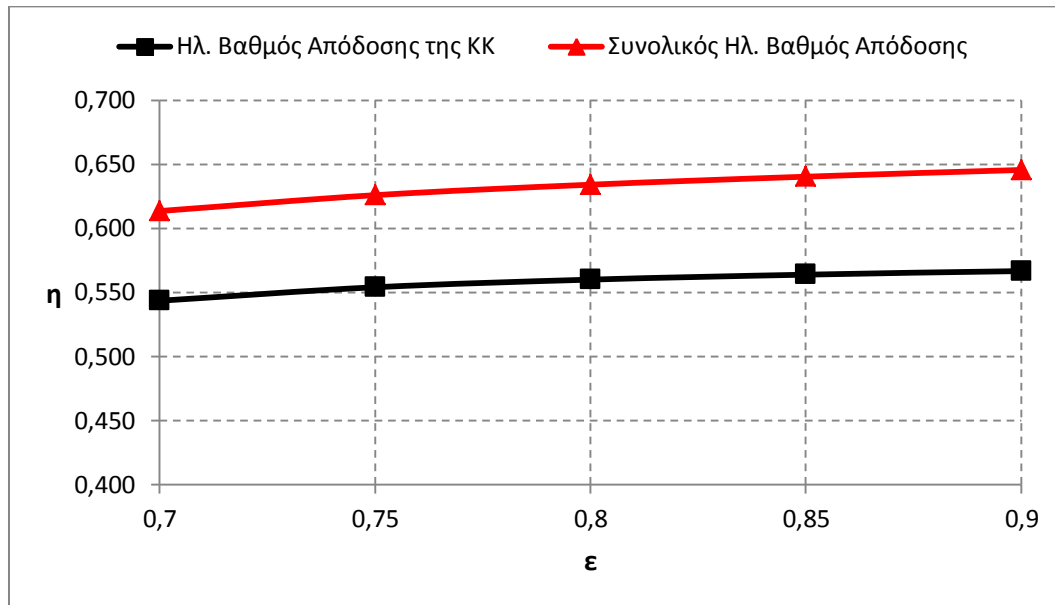
**Διάγραμμα 4.60** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στις θερμοκρασίες εισόδου του αέρα και του καυσίμου στην ΚΚ.



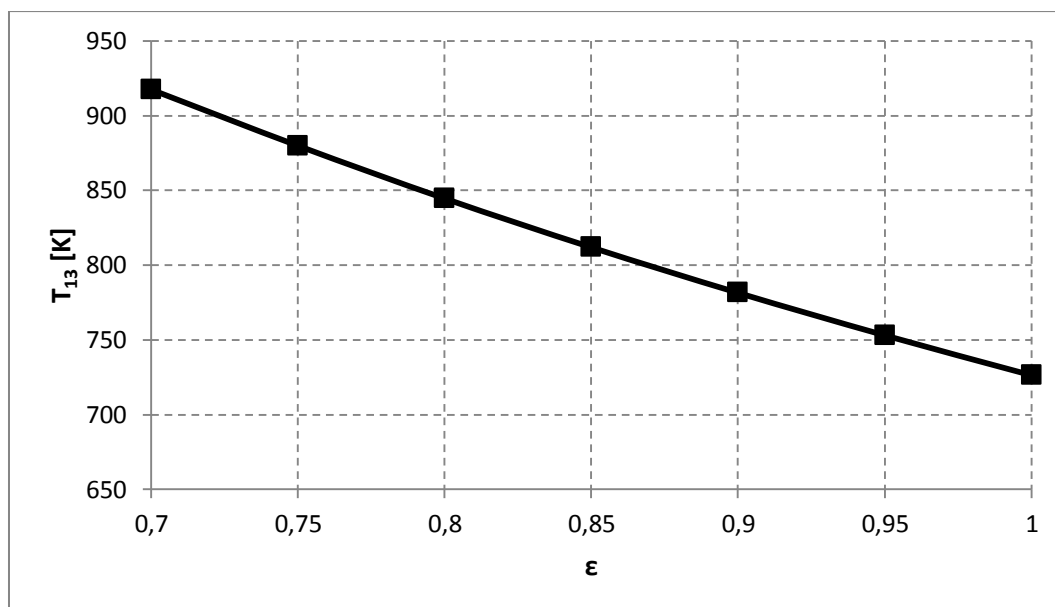
**Διάγραμμα 4.61** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στην ισχύ της κάθε κυψέλης και στον συνολικό αριθμό των κυψελών που συνθέτουν την συστοιχία.



**Διάγραμμα 4.62** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στον λόγο καυσίμου-αέρα.



**Διάγραμμα 4.63** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στους βαθμούς απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ.



**Διάγραμμα 4.64** Επίδραση της μεταβολής του βαθμού εκμετάλλευσης στην θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων στο περιβάλλον.

### 4.3.3 Αποτελέσματα της προσομοίωσης του υβριδικού συστήματος στο σημείο σχεδιασμού

Έπειτα από τη διεξοδική μελέτη της επίδρασης των κύριων σχεδιαστικών παραμέτρων στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ είμαστε σε θέση να επιλέξουμε μια αρχική τιμή για αυτές, έτσι ώστε να μελετήσουμε τα επιμέρους στοιχεία του ΥΣ στο σημείο σχεδιασμού και να εξάγουμε τα αντίστοιχα συμπεράσματα. Η επιλογή της τιμής των παραμέτρων αυτών έγινε με κυριότερο γνώμονα τη μεγιστοποίηση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ και του ΥΣ, σε συνδυασμό με την ελαχιστοποίηση του αριθμού των κυψελών που συνθέτουν τη συστοιχία. Η μεγιστοποίηση του βαθμού απόδοσης εγγυάται την ελαχιστοποίηση της κατανάλωσης καυσίμου, ενώ η ελαχιστοποίηση του συνολικού αριθμού των κυψελών εγγυάται τη μεγιστοποίηση της συγκέντρωσης ισχύος του ΥΣ, και κατά συνέπεια το χαμηλότερο κόστος κεφαλαίου. Οι τιμές των παραμέτρων του υπό μελέτη ΥΣ στο σημείο σχεδιασμού δίνονται στον Πίνακα 4.9.

**Πίνακας 4.9** Τιμές των κύριων παραμέτρων του ΥΣ στο σημείο σχεδιασμού.

Παράμετρος	Σύμβολο	Μονάδες	Τιμή
Πυκνότητα ρεύματος της ΚΚ	$i$	$A \cdot m^{-2}$	3000
Θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ	$T_s$	$K$	1273
Λόγος πίεσης στο ΥΣ	$r$	-	9
Συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου	$U_f$	-	0.8
Λόγος ατμού-άνθρακα	$SCR$	-	2
Θερμοκρασία περιβάλλοντος	$T_o$	$K$	300
Βαθμός εκμετάλλευσης των ανακομιστών θερμότητας	$\varepsilon$	-	0.8

**Πίνακας 4.10** Ιδιότητες των αερίων ανά κόμβο στο σημείο σχεδιασμού.

Κόμβος	Θερμοκρασία ( $K$ )	Πίεση ( $atm$ )	Γραμμομοριακή Παροχή Αερίων ( $kmol \cdot h^{-1}$ )
1	300	1	74.583
2	644.07	9	74.583
3	1114.27	8.64	74.583
4	300	1	7.697
5	523.57	9	7.697
6	810.93	8.64	7.697
7	1273	8.29	62.131
8	1273	8.29	22.598
9	1711.71	7.88	82.279
10	1450.79	3.02	82.279
11	1231.81	1.2	82.279
12	882.77	1.15	82.279
13	846.47	1.1	82.279

Τα αποτελέσματα τη προσομοίωσης του ΥΣ στο σημείο σχεδιασμού συνοψίζονται στους Πίνακες 4.10 έως 4.12. Αρχικά, στον Πίνακα 4.10 δίνεται η θερμοκρασία, η πίεση και η συνολική γραμμομοριακή παροχή των αερίων ανά κόμβο στο ΥΣ (Σχήμα 3.1). Στη συνέχεια, η σύσταση των αερίων ανά κόμβο δίνεται στον Πίνακα 4.11. Τέλος, στον Πίνακα 4.12 δίνεται η τιμή των παραμέτρων λειτουργίας του ΥΣ στο σημείο σχεδιασμού.

Στον Πίνακα 4.11 παρατηρούμε πως η ποσότητα του μεθανίου που εξέρχεται από την άνοδο της ΚΚ είναι πάρα πολύ μικρή. Η περιεκτικότητα σε μεθάνιο των αερίων στον Κόμβο 8 είναι 0.0003%, δηλαδή ουσιαστικά μηδέν. Έτσι καταλήγουμε στο συμπέρασμα ότι όλο το μεθάνιο που εισέρχεται στην άνοδο ουσιαστικά αναμορφώνεται προς παραγωγή μονοξειδίου του άνθρακα και υδρογόνου. Επίσης, παρατηρούμε ότι το μεγαλύτερο ποσοστό των αερίων που εξέρχονται της ανόδου αποτελείται από ατμό. Ο ατμός αυτός είναι το αποτέλεσμα των αντιδράσεων οξείδωσης στην άνοδο μειωμένος κατά την ποσότητα του ατμού που απαιτείται για τη διεργασία της αναμόρφωσης του μεθανίου και της μετατροπής του μονοξειδίου του άνθρακα. Η περισσεύουσα καύσιμος ύλη που εισέρχεται στον θάλαμο καύσης ουσιαστικά αποτελείται από το υδρογόνο που δεν οξειδώθηκε και το μονοξείδιο του άνθρακα που δεν μετατράπηκε σε υδρογόνο. Τέλος, η παραδοχή τέλει καύσης συνεπάγεται ότι τα καυσαέρια αποτελούνται μόνο από  $CO_2$ ,  $H_2O$ ,  $N_2$  και  $O_2$ , με τη σύσταση που φαίνεται στους Κόμβους 9-13.

**Πίνακας 4.11** Σύσταση των αερίων ανά κόμβο στο σημείο σχεδιασμού.

Κόμβος	Σύσταση Αερίων (%)						
	$CH_4$	$CO$	$CO_2$	$H_2$	$H_2O$	$O_2$	$N_2$
1	0	0	0	0	0	21	79
2	0	0	0	0	0	21	79
3	0	0	0	0	0	21	79
4	96,8	0	0	0	0	0	3,2
5	96,8	0	0	0	0	0	3,2
6	96,8	0	0	0	0	0	3,2
7	0	0	0	0	0	5.168	94.832
8	0.0003	9.3268	23.6431	12.3516	53.5883	0	1.0899
9	0	0	9.055	0	18.11	0.926	71.909
10	0	0	9.055	0	18.11	0.926	71.909
11	0	0	9.055	0	18.11	0.926	71.909
12	0	0	9.055	0	18.11	0.926	71.909
13	0	0	9.055	0	18.11	0.926	71.909

Στο σημείο σχεδιασμού, η συνολική παραγόμενη ηλεκτρική ισχύς εναλλασσομένου ρεύματος του ΥΣ βρέθηκε ότι είναι 1130.92 kW. Τα 950 kW προέρχονται από την ΚΚ, ενώ τα υπόλοιπα από την ηλεκτρογεννήτρια. Έτσι, συνολικά το 16% της συνολικής παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος προέρχεται από την ηλεκτρογεννήτρια, ενώ το υπόλοιπο 84% από την ΚΚ. Ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ είναι 56%, ενώ ο συνολικός ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του ΥΣ είναι 63.4%. Συμπεραίνουμε λοιπόν, πως η εφαρμογή της μονάδας του αεριοστροβίλου σαν κύκλος βάσης για το σύστημα της ΚΚ,

οδηγεί τόσο στην αύξηση της παραγόμενης ισχύος από το ΥΣ κατά 19%, όσο και στην αύξηση του βαθμού απόδοσης κατά 13%.

Ο συνολικός αριθμός κυψελών στη συστοιχία είναι 5335 κυψέλες. Ο αριθμός αυτός είναι λογικός αν αναλογιστούμε ότι το ΥΣ της Siemens – Westinghouse παρήγαγε συνολική ηλεκτρική ισχύ 220 kW και αποτελούνταν από 1152 κυψέλες.

**Πίνακας 4.12** Αποτελέσματα προσομοίωσης του ΥΣ στο σημείο σχεδιασμού.

Παράμετρος	Σύμβολο	Μονάδες	Τιμή
Γραμμομοριακή παροχή καυσίμου	$\dot{n}_f$	$kmol \cdot h^{-1}$	7.697
Γραμμομοριακή παροχή αέρα	$\dot{n}_a$	$kmol \cdot h^{-1}$	74.583
Λόγος καυσίμου-αέρα	$f$	-	0.103
Απαιτούμενη ισχύς από τον συμπιεστή του αέρα	$\dot{W}_{AC}$	$kW$	213.85
Απαιτούμενη ισχύς από τον συμπιεστή του καυσίμου	$\dot{W}_{FC}$	$kW$	19.86
Τάση ανοιχτού κυκλώματος (OCV) της ΚΚ	$E_{rev}$	$V$	0.835
Πίεση λειτουργίας της ΚΚ	$P_{cell}$	$atm$	8.29
Απώλειες ενεργοποίησης	$V_{act}$	$V$	0.0489
Ωμικές απώλειες	$V_{ohm}$	$V$	0.0255
Απώλειες συγκέντρωσης	$V_{conc}$	$V$	0.0116
Ολικές απώλειες τάσης	$\Delta V_{loss}$	$V$	0.0859
Τάση λειτουργίας της κάθε κυψέλης καυσίμου	$V_{cell}$	$V$	0.749
Ισχύς συνεχούς ρεύματος της ΚΚ	$\dot{W}_{SOFC,DC}$	$kW$	1000
Ισχύς εναλλασσόμενου ρεύματος της ΚΚ (ή καθαρή ισχύς της ΚΚ)	$\dot{W}_{SOFC,net}$	$kW$	950
Βαθμός απόδοσης της ΚΚ	$\eta_{SOFC}$	-	0.56
Συνολικός αριθμός κυψελών στη συστοιχία	$N_{cell}$	-	5335
Μέγιστη θερμοκρασία του ΥΣ (ΤΙΤ)	$T_9$	$K$	1711.71
Λόγος εκτόνωσης στον αεριοστρόβιλο	$r_{GT}$	-	2.612
Λόγος εκτόνωσης στον στρόβιλο ισχύος	$r_{PT}$	-	2.514
Αποδιδόμενη Ισχύς από τον στρόβιλο ισχύος	$\dot{W}_{PT}$	$kW$	190.44
Αποδιδόμενη ηλεκτρική ισχύς από την ηλεκτρογεννήτρια	$\dot{W}_{GEN}$	$kW$	180.92
Συνολική καθαρή ισχύς του ΥΣ	$\dot{W}_{net}$	$kW$	1130.92
Ηλεκτρικός β. α. του ΥΣ	$\eta_{el}$	-	0.634
Θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων στο περιβάλλον	$T_{13}$	$K$	846.47

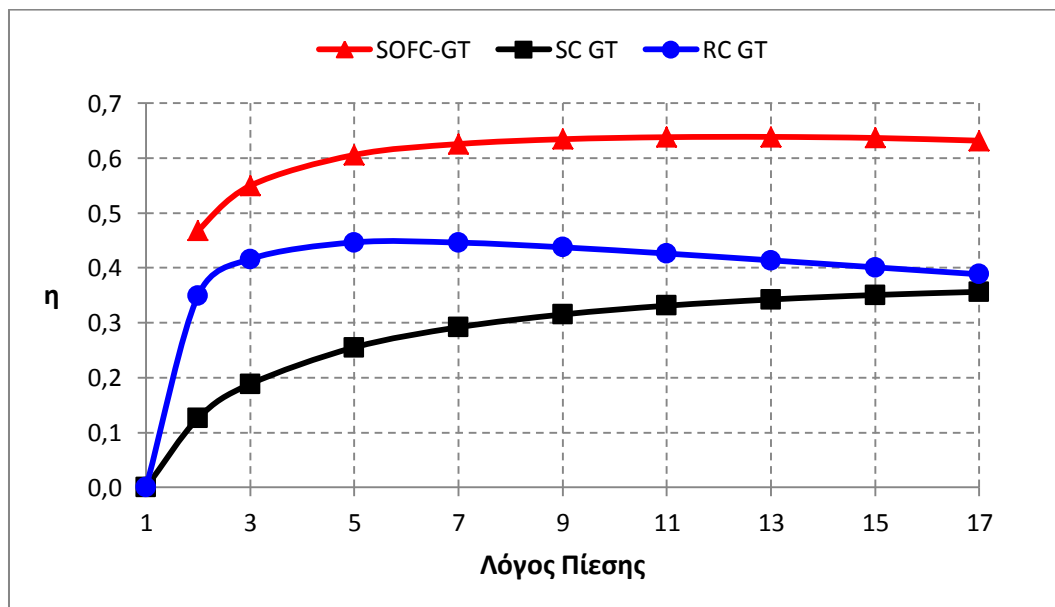
Η μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου είναι αρκετά υψηλή (1711.71 K), αλλά οριακά χαμηλότερη της μέγιστης επιτρεπτής θερμοκρασίας εισόδου στον αεριοστρόβιλο (1773 K), και έτσι στην παρούσα εργασία δεν εφαρμόζεται κάποια μέθοδος μείωσής της. Σε περίπτωση όμως που θα θέλαμε να μειώσουμε τη θερμοκρασία αυτή, θα μπορούσαμε να προσθέσουμε κάποια επιπλέον ποσότητα αέρα στον θάλαμο καύσης, μειώνοντας των λόγο καυσίμου-αέρα σε αυτόν. Ένας τρόπος για να γίνει αυτό είναι υπερδιαστασιολο-

γώντας τον συμπιεστή του αέρα ως προς την παροχή του αέρα και απομαστεύοντας την επιπλέον αυτή ποσότητα οδηγώντας την απευθείας στον θάλαμο καύσης. Ένας άλλος τρόπος είναι με τη χρήση κάποιου πρόσθετου εξωτερικού φυσητήρα, ο οποίος θα επωμιστεί το βάρος της τροφοδοσίας αυτής της επιπρόσθετης ποσότητας του αέρα. Και στις δύο περιπτώσεις βέβαια ο συνολικός βαθμός απόδοσης του ΥΣ θα μειωθεί.

Τέλος, η θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων στο περιβάλλον είναι 846.47 Κ. Παρά λοιπόν τον υψηλό ηλεκτρικό βαθμό απόδοσης του ΥΣ, η απορριπτόμενη θερμότητα προς το περιβάλλον μπορεί να ανακτηθεί σε σημαντικό βαθμό, αυξάνοντας τον ηλεκτρικό ή/και τον θερμικό βαθμό απόδοσης του ΥΣ, κάνοντας χρήση κάποιου συνδυασμένου υβριδικού κύκλου (π.χ. SOFC-GT-Rankine ή SOFC-GT-CHP). Παρόλα αυτά, η μελέτη ενός τέτοιου συνδυασμένου συστήματος ξεπερνά τους στόχους της συγκεκριμένης εργασίας.

#### 4.4 Σύγκριση του ΥΣ με τον Συμβατικό Κύκλο Αεριοστροβίλου

Στην τελευταία αυτή ενότητα πραγματοποιείται η σύγκριση του υπό μελέτη ΥΣ με τη συμβατική τεχνολογία αεριοστροβίλου. Ο βαθμός απόδοσης του ΥΣ συγκρίνεται με τον βαθμό απόδοσης του απλού (SC GT) και του αναγεννητικού κύκλου (RC GT) αεριοστροβίλου. Η σύγκριση πραγματοποιείται για τους ίδιους λόγους πίεσης που μελετήθηκε και το ΥΣ σε προηγούμενη ενότητα, ενώ οι συνθήκες λειτουργίας των δύο κύκλων αεριοστροβίλου είναι παρόμοιες με αυτές του ΥΣ (ίδια μέγιστη θερμοκρασία του κύκλου για κάθε λόγο πίεσης κ.τ.λ.).



**Διάγραμμα 4.65** Σύγκριση του βαθμού απόδοσης του υπό μελέτη ΥΣ με τους βαθμούς απόδοσης του απλού και αναγεννητικού κύκλου αεριοστροβίλου, για διάφορους λόγους πίεσης και σε παρόμοιες συνθήκες λειτουργίας.

Τα αποτελέσματα της σύγκρισης αυτής φαίνονται στο Διάγραμμα 4.65. Από το διάγραμμα αυτό παρατηρούμε πως ο βαθμός απόδοσης του ΥΣ είναι σημαντικά

υψηλότερος από τον βαθμό απόδοσης καί των δύο κύκλων αεριοστροβίλου, για κάθε λόγο πίεσης. Φυσικά, όπως ήταν αναμενόμενο, στους χαμηλούς λόγους πίεσης ο βαθμός απόδοσης του αναγεννητικού κύκλου είναι υψηλότερος από αυτόν του απλού κύκλου, κάτι που παύει να ισχύει στους υψηλότερους λόγους πίεσης. Από το ίδιο διάγραμμα παρατηρούμε πως αν συγκρίνουμε τον βαθμό απόδοσης του ΥΣ με αυτόν του απλού κύκλου, η διαφορά μεταξύ των δύο βαθμών απόδοσης είναι υψηλότερη στους χαμηλούς λόγους πίεσης, ενώ μειώνεται με την αύξηση του λόγου πίεσης. Το αντίθετο συμβαίνει με τον αναγεννητικό κύκλο. Η διαφορά του βαθμού απόδοσης του ΥΣ από τον βαθμό απόδοσης του αναγεννητικού κύκλου είναι χαμηλότερη στους χαμηλούς λόγους πίεσης, ενώ αυξάνεται με την αύξηση του λόγου πίεσης πάνω από 5.

Μία ακόμα παρατήρηση είναι πως, ενώ οι βαθμοί απόδοσης των δύο κύκλων αεριοστροβίλου εξαρτώνται σημαντικά από τον λόγο πίεσης σε όλο το εύρος αύξησης αυτού, εντούτοις κάτι τέτοιο δεν φαίνεται να ισχύει στο ΥΣ. Παρατηρούμε δηλαδή πως η αύξηση του λόγου πίεσης πάνω από 9 έχει πάρα πολύ μικρή επίδραση στον βαθμό απόδοσης του ΥΣ. Τέλος, η παρουσία της ΚΚ στο ΥΣ λειτουργεί σαν αναγεννητής, αφού θερμαίνει ακόμα περισσότερο τα ρεύματα του αέρα και του καυσίμου, οδηγώντας το ΥΣ σε υψηλότερους βαθμούς απόδοσης.

#### 4.5 Σύνοψη Συμπερασμάτων

Στο παρόν κεφάλαιο πραγματοποιήθηκε η προσομοίωση της λειτουργίας του επιλεχθέντος ΥΣ, στο οποίο χρησιμοποιήθηκε το φυσικό αέριο ως καύσιμο. Η βασική απαίτηση για το σύστημα αυτό ήταν η συνολική του ισχύς να είναι της τάξης του 1 MW, σύμφωνα με τις απαιτήσεις της εφαρμογής, όπως αυτές τέθηκαν στο Κεφάλαιο 2. Η συστοιχία των κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου είναι η «καρδιά» του ΥΣ, ενώ αλληλεπιδρά με τα υπόλοιπα στοιχεία του συστήματος, προκαλώντας περίπλοκη αλληλεξάρτηση μεταξύ τους.

Έχοντας ως βάση το μαθηματικό μοντέλο που αναπτύχθηκε στο προηγούμενο κεφάλαιο για την περιγραφή της λειτουργίας του επιλεχθέντος ΥΣ, ο βασικός στόχος του παρόντος κεφαλαίου ήταν η μελέτη της συμπεριφοράς αυτού σε διάφορες καταστάσεις λειτουργίας και η διερεύνηση της επίδρασης των κύριων σχεδιαστικών παραμέτρων στα τεχνικά του χαρακτηριστικά, εξάγοντας ταυτόχρονα πολύτιμα συμπεράσματα.

Ως γνωστόν, η «καρδιά» του μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης του ΥΣ είναι το ηλεκτροχημικό μοντέλο προσομοίωσης της λειτουργίας της ΚΚ. Στην παρούσα ανάλυση επιλέχθηκε και επικυρώθηκε με βάση πειραματικά δεδομένα της βιβλιογραφίας ένα αρκετά λεπτομερές ηλεκτροχημικό μοντέλο, το οποίο όπως δείξαμε είναι σε θέση να προσομοιώσει με αρκετά μεγάλη ακρίβεια τα τεχνικά χαρακτηριστικά της ΚΚ, σε ένα μεγάλο εύρος συνθηκών λειτουργίας. Η παραμετρική μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ είναι αναγκαία έτσι ώστε να αναδειχθούν οι παράμετροι εκείνες, αλλά και ο τρόπος με τον οποίο οι παράμετροι αυτές επηρεάζουν τα λειτουργικά χαρακτηριστικά της ΚΚ.

Από την παραμετρική μελέτη συμπεράναμε πως οι σημαντικότερες παράμετροι σχεδιασμού που επηρεάζουν τη λειτουργία της ΚΚ είναι η θερμοκρασία, η πίεση και η πυκνότητα ρεύματος. Όπως δείξαμε, τόσο η αύξηση της θερμοκρασίας, όσο και η αύξηση της πίεσης λειτουργίας έχουν θετική επίδραση στα επιμέρους λειτουργικά



χαρακτηριστικά της κυψέλης καυσίμου, ενώ η αύξηση της πυκνότητας ρεύματος έχει διττή επίδραση σε αυτά.

Ενώ η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ οδηγεί σε μείωση της τάσεως ανοιχτού κυκλώματος αυτής, εντούτοις, η μείωση των απωλειών τάσεως είναι σημαντικότερη, έτσι ώστε τελικά με την αύξηση της θερμοκρασίας η τάση λειτουργίας να αυξάνεται. Η αύξηση αυτή της τάσεως λειτουργίας συνεπάγεται και αύξηση τόσο του βαθμού απόδοσης, όσο και της παραγόμενης ισχύος της ΚΚ. Σαφέστατα βέβαια, η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας περιορίζεται από τη μέγιστη επιτρεπτή θερμοκρασία λειτουργίας των κυψελών καυσίμου στερεού οξειδίου, η οποία κυμαίνεται μεταξύ των 1273 K και 1323 K.

Η αύξηση της πίεσης λειτουργίας οδηγεί σε αύξηση της τάσεως ανοιχτού κυκλώματος, ενώ ταυτόχρονα οδηγεί και σε ραγδαία μείωση των απωλειών τάσεως. Συνέπεια του αποτελέσματος αυτού είναι η αύξηση της τάσεως λειτουργίας, και ως εκ τούτου και η αύξηση του βαθμού απόδοσης και της ισχύος της ΚΚ. Καθώς η πίεση αυξάνεται από τη 1 atm, στις 7 atm, η επίδραση στα τεχνικά χαρακτηριστικά της ΚΚ είναι ραγδαία. Παρόλα αυτά, η περεταίρω αύξηση της πίεσης λειτουργίας επηρεάζει σε αρκετά μικρότερο βαθμό τα τεχνικά αυτά χαρακτηριστικά, οδηγώντας στο σημαντικό συμπέρασμα πως στην αυτόνομη λειτουργία της συγκεκριμένης ΚΚ η αύξηση της πίεσης πάνω από τις 7 atm, ουσιαστικά προσφέρει ελάχιστα λειτουργικά πλεονεκτήματα.

Τέλος, η παραμετρική μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ έδειξε πως η αύξηση της πυκνότητας του ρεύματος της ΚΚ έχει σαν αποτέλεσμα τη μείωση του βαθμού απόδοσής της και την ταυτόχρονη αύξηση της πυκνότητας ισχύος αυτής. Το συμπέρασμα αυτό είναι αρκετά σημαντικό, αφού δυσχεραίνει αρκετά την επιλογή του βέλτιστου σημείου σχεδιασμού από πλευράς πυκνότητας ρεύματος. Αυτό, όπως εξηγήσαμε λεπτομερώς στην αντίστοιχη ενότητα, οφείλεται στο γεγονός πως στις χαμηλές πυκνότητες ρεύματος ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ είναι υψηλός, με αποτέλεσμα η κατανάλωση του καυσίμου να είναι χαμηλή. Ταυτόχρονα όμως και η πυκνότητα ισχύος είναι χαμηλή, κάτι που συνεπάγεται ότι για την παραγωγή σταθερής ισχύος από την ΚΚ η επιφάνειά της θα πρέπει να είναι αυξημένη. Όμως αυξημένη επιφάνεια της ΚΚ συνεπάγεται χαμηλή συγκέντρωση ισχύος και αυξημένο κόστος κεφαλαίου. Η αύξηση της πυκνότητας ρεύματος συνεπάγεται τα ακριβώς αντίθετα αποτελέσματα. Στις υψηλές πυκνότητες ρεύματος, ο βαθμός απόδοσης της ΚΚ είναι χαμηλός, άρα και η κατανάλωση καυσίμου υψηλή. Όμως η πυκνότητα ισχύος αυξάνεται με την αύξηση της πυκνότητας ρεύματος, μέχρι το σημείο μεγίστου, κάτι που συνεπάγεται ότι για την επίτευξη σταθερής ισχύος από την ΚΚ, η επιφάνειά της θα είναι μειωμένη. Μειωμένη επιφάνεια της ΚΚ συνεπάγεται αυξημένη συγκέντρωση ισχύος από αυτή και κατά συνέπεια και μειωμένο κόστος κεφαλαίου.

Το κόστος κεφαλαίου είναι μια παράμετρος που επηρεάζει σημαντικά την επιλογή των παραμέτρων σχεδιασμού, τόσο της ΚΚ όσο και του ΥΣ. Παρόλα αυτά, στη συγκεκριμένη μελέτη το κόστος κεφαλαίου αποτελεί ένα ποιοτικό μόνο χαρακτηριστικό που επιτρέπει την εξαγωγή πολύτιμων συμπερασμάτων. Η κρισιμότητα όμως της ποσοτικής εκτίμησής του αναδεικνύει την αναγκαιότητα πραγματοποίησης μιας τεχνικοοικονομικής βελτιστοποίησης του συγκεκριμένου ΥΣ.

Με βάση λοιπόν τις παρατηρήσεις αυτές ακολούθησε η παραμετρική μελέτη ολόκληρου του ΥΣ, με στόχο τη διερεύνηση της επίδρασης των κύριων σχεδιαστικών παραμέτρων στα λειτουργικά του χαρακτηριστικά. Για τον σκοπό αυτόν, το συνολικό μαθηματικό μοντέλο προσομοίωσης της λειτουργίας του ΥΣ επικυρώθηκε με βάση

συναφή αποτελέσματα της βιβλιογραφίας, αποδεικνύοντας ότι είναι σε θέση να προσομοιώσει με αρκετά μεγάλη ακρίβεια τη λειτουργία του ΥΣ. Οι παράμετροι που μας απασχόλησαν σε αυτή την παραμετρική μελέτη ήταν η πυκνότητα ρεύματος και η θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ, ο λόγος πίεσης στο ΥΣ, ο συντελεστής χρησιμοποίησης του καυσίμου, ο λόγος ατμού-άνθρακα, η θερμοκρασία του περιβάλλοντος και ο βαθμός εκμετάλλευσης των ανακομιστών θερμότητας.

Ξεκινώντας από την πυκνότητα ρεύματος, η μελέτη της επίδρασής της στα τεχνικά χαρακτηριστικά του ΥΣ έδειξε πως η αύξησή της οδηγεί σε αύξηση της συνολικής παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος. Η αύξηση της πυκνότητας ρεύματος όμως συνεπάγεται αύξηση και της κατανάλωσης καυσίμου, κάτι που οδηγεί σε μείωση του βαθμού απόδοσης τόσο της ΚΚ, όσο και του ΥΣ. Επιπλέον, όπως ήταν αναμενόμενο με βάση τα αποτελέσματα της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ, η αύξηση της πυκνότητας ρεύματος οδηγεί σε μείωση του αριθμού των κυψελών που συνθέτουν τη συστοιχία, κάτι που ευνοεί την αύξηση της συγκέντρωσης ισχύος της ΚΚ, αλλά και ολόκληρου του ΥΣ. Ακόμα, η μείωση του συνολικού αριθμού των κυψελών οδηγεί και σε σημαντική μείωση του κόστους κεφαλαίου της μονάδας.

Από τη μελέτη της επίδρασης της αύξησης της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ στα τεχνικά χαρακτηριστικά του ΥΣ φάνηκε πως η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας της ΚΚ συνεπάγεται τόσο την αύξηση της συνολικής παραγόμενης ηλεκτρικής ισχύος του ΥΣ, όσο και την αύξηση του βαθμού απόδοσής του. Ταυτόχρονα, όπως και πάλι περιμέναμε με βάση τη μελέτη της αυτόνομης λειτουργίας της ΚΚ, η αύξηση αυτή της θερμοκρασίας λειτουργίας συνεπάγεται τη μείωση του συνολικού αριθμού των κυψελών στη συστοιχία, με τα γνωστά πλέον συμπεράσματα. Η σημαντικότερη παρατήρηση από τη μελέτη αυτή είναι πως η αύξηση της θερμοκρασίας λειτουργίας πάνω από τους 1273 Κ ουσιαστικά δεν προτείνεται, αφού αφενός οδηγεί σε θερμοκρασία λειτουργίας της ΚΚ και μέγιστης θερμοκρασίας του κύκλου πάνω από το μέγιστο επιτρεπτό όριο, ενώ ταυτόχρονα δεν συνεισφέρει ουσιαστικά τίποτα στα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ, ενώ μάλιστα έχει αρνητική επίδραση στον βαθμό απόδοσης της ΚΚ, και κατά συνέπεια και στον συνολικό αριθμό των κυψελών που συνθέτουν τη συστοιχία.

Η αύξηση του λόγου πίεσης στο ΥΣ μέχρι την τιμή 9 είδαμε πως συνεπάγεται τόσο τη ραγδαία αύξηση της παραγόμενης ισχύος και του βαθμού απόδοσης του ΥΣ, όσο και τη σημαντική μείωση του αριθμού των κυψελών καυσίμου στη συστοιχία. Η περεταίρω αύξηση του λόγου πίεσης μέχρι την τιμή 13 οδηγεί σε μια αρκετά μικρή αύξηση των παραπάνω μεγεθών, ενώ η περεταίρω αύξηση του λόγου αυτού μέχρι την τιμή 17 έχει τα αντίθετα αποτελέσματα. Η μελέτη έδειξε πως η αύξηση του λόγου πίεσης πάνω από την τιμή 13 συνεπάγεται την πολύ μικρή μείωση του βαθμού απόδοσης τόσο της ΚΚ όσο και του ΥΣ, ενώ ταυτόχρονα και τη μικρή αύξηση του συνολικού αριθμού των κυψελών. Έτσι καταλήγουμε στο σημαντικό συμπέρασμα πως η αύξηση του λόγου πίεσης πάνω από την τιμή 9 ουσιαστικά δεν προτείνεται αφού κάτι τέτοιο θα αύξανε σημαντικά το κόστος κεφαλαίου ολόκληρης της μονάδας, ενώ ταυτόχρονα δεν θα βελτίωνε ουσιαστικά τα λειτουργικά της χαρακτηριστικά.

Η αύξηση του συντελεστή χρησιμοποίησης του καυσίμου οδηγεί σε μείωση της συνολικής παραγόμενης ισχύος από το ΥΣ, ενώ ουσιαστικά αφήνει ανεπηρέαστο τον βαθμό απόδοσής του. Το συμπέρασμα αυτό, όπως είδαμε, οφείλεται στην αύξηση του βαθμού απόδοσης της ΚΚ και στη μείωση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια. Μικρές διαφοροποιήσεις είδαμε πως ισχύουν για αύξηση του συντελεστή χρησιμοποίησης πάνω από το 0.8, κάτι που εξηγήθηκε λεπτομερώς στην

αντίστοιχη ενότητα. Επιπρόσθετα, η αύξηση του συντελεστή χρησιμοποίησης οδηγεί στη μείωση της τάσεως λειτουργίας της ΚΚ, και ως εκ τούτου και της ισχύος της κάθε κυψέλης, κάτι που συνεπάγεται την αύξηση του συνολικού αριθμού των κυψελών στη συστοιχία.

Η μελέτη της επίδρασης της αύξησης του λόγου ατμού-άνθρακα μας οδήγησε στο συμπέρασμα πως αυτός θα πρέπει να λαμβάνει την ελάχιστη δυνατή τιμή που υπαγορεύουν οι τεχνικοί περιορισμοί (όριο εναπόθεσης άνθρακα), έτσι ώστε να μεγιστοποιείται ο βαθμός απόδοσης και η παραγόμενη ηλεκτρική ισχύς του ΥΣ, αλλά και ταυτόχρονα να ελαχιστοποιείται ο απαιτούμενος αριθμός των κυψελών που συνθέτουν τη συστοιχία.

Στη συνέχεια, η μελέτη της επίδρασης της αύξησης της θερμοκρασίας του περιβάλλοντος έδειξε πως μια τέτοια αύξηση έχει αρνητική επίδραση τόσο στη συνολική παραγόμενη ισχύ, όσο και στον βαθμό απόδοσης του ΥΣ. Το αποτέλεσμα αυτό οφείλεται στη μείωση της παραγόμενης ισχύος από την ηλεκτρογεννήτρια. Το σημαντικότερο συμπέρασμα από τη μελέτη αυτή είναι πως η ενσωμάτωση της ΚΚ στο υβριδικό σχήμα ελαχιστοποιεί την αρνητική επίδραση της αύξησης της θερμοκρασίας περιβάλλοντος στη μονάδα του αεριοστροβίλου.

Η τελευταία παράμετρος σχεδιασμού που μελετήθηκε ήταν ο βαθμός εκμετάλλευσης των ανακομιστών θερμότητας. Η αύξησή του έδειξε ότι οδηγεί σε μικρή αύξηση τόσο της συνολικής παραγόμενης ισχύος, όσο και του βαθμού απόδοσης του ΥΣ. Παρόλα αυτά, η αύξηση του βαθμού εκμετάλλευσης συνεπάγεται και τη μικρή αύξηση του συνολικού αριθμού των κυψελών στη συστοιχία. Το τελευταίο αυτό συμπέρασμα, αν συνδυαστεί με τη σημαντική μείωση της συγκέντρωσης ισχύος της μονάδας, λόγω της μεγαλύτερης επιφάνειας συναλλαγής στους ανακομιστές θερμότητας, καταλήγουμε στο συμπέρασμα πως η τιμή του βαθμού εκμετάλλευσης πρέπει να παραμένει η ελάχιστη δυνατή, εξασφαλίζοντας ταυτόχρονα ότι τα λειτουργικά χαρακτηριστικά του ΥΣ θα είναι τα καλύτερα δυνατά.

Με βάση λοιπόν τα αποτελέσματα της παραμετρικής μελέτης του ΥΣ, καταλήξαμε στην επιλογή μιας αρχικής τιμής για τις κύριες παραμέτρους σχεδιασμού, με γνώμονα τη βέλτιστη λειτουργία του ΥΣ, τόσο από πλευράς παραγόμενης ισχύος και βαθμού απόδοσης, όσο και από πλευράς συγκέντρωσης ισχύος και κόστους κεφαλαίου. Η επιλογή αυτή έγινε έτσι ώστε να μελετηθούν τα ιδιαίτερα χαρακτηριστικά του ΥΣ σε αυτό το σημείο σχεδιασμού και να εξαχθούν τα αντίστοιχα συμπεράσματα. Στο σημείο αυτό η προσομοίωση του ΥΣ έδειξε ότι η συνολική παραγόμενη ισχύς είναι 1130.92 kW και ο συνολικός ηλεκτρικός βαθμός απόδοσης του συστήματος 63.4%. Ένα σημαντικό συμπέρασμα που βγήκε από την προσομοίωση του ΥΣ στο σημείο σχεδιασμού είναι πως η θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων στο περιβάλλον είναι αρκετά υψηλή, κάτι που καθιστά το σύστημα κατάλληλο για εφαρμογή κάποιου επιπλέον συστήματος ανάκτησης αυτής της αρκετά αυξημένης απορριπτόμενης θερμότητας, με στόχο την αύξηση του συνολικού θερμικού βαθμού απόδοσης του συστήματος.

Τέλος, ο βαθμός απόδοσης του υπό μελέτη υβριδικού συστήματος συγκρίθηκε με τον βαθμό απόδοσης της «συμβατικής» τεχνολογίας του αεριοστροβίλου. Τα αποτελέσματα της σύγκρισης αυτής έδειξαν ότι ο βαθμός απόδοσης του ΥΣ συστήματος είναι σημαντικά υψηλότερος τόσο από τον βαθμό απόδοσης του απλού κύκλου αεριοστροβίλου, όσο και από τον βαθμό απόδοσης του κύκλου αεριοστροβίλου με αναγεννητική προθέρμανση, σε όλο το εύρος λειτουργίας από πλευράς λόγου πίεσης.

## ΚΕΦΑΛΑΙΟ 5

### ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ & ΠΡΟΤΑΣΕΙΣ ΓΙΑ ΜΕΛΛΟΝΤΙΚΗ ΕΡΕΥΝΑ

---

#### 5.1 Γενικά Συμπεράσματα

Βασικός στόχος της εργασίας αυτής ήταν η επιλογή και η διερεύνηση της λειτουργίας ενός υβριδικού συστήματος με κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου, το οποίο θα πληροί τις βασικές απαιτήσεις της ναυτιλιακής αγοράς, έτσι ώστε να εφαρμοστεί σε πλοία είτε ως κύρια, είτε ως βοηθητική μηχανή. Για τον σκοπό αυτό και με βάση την εκτενή βιβλιογραφική επισκόπηση των υβριδικών συστημάτων που έχουν προταθεί από την επιστημονική κοινότητα ή/και κατασκευαστεί από τη βιομηχανία, επιλέχθηκε η άμεση ροϊκή και θερμική σύζευξη μεταξύ της συστοιχίας των κυψελών καυσίμου με μια συμβατική αεριοστροβιλική μονάδα, με χρήση στροβίλου ισχύος.

Για τη μελέτη της συμπεριφοράς του προτεινόμενου συστήματος σε διάφορες καταστάσεις λειτουργίας αναπτύχθηκε ένα αρκετά λεπτομερές μαθηματικό μοντέλο προσομοίωσης της λειτουργίας των επιμέρους στοιχείων του. Η μαθηματική μοντελοποίηση βασίστηκε σε απλές θερμοδυναμικές εκφράσεις, ενώ για τη λειτουργία της κυψέλης καυσίμου χρησιμοποιήθηκαν οι επικρατέστερες από την επιστημονική κοινότητα ημι-εμπειρικές σχέσεις. Η ανάλυση έδειξε πως το μοντέλο προσομοίωσης μηδενικών διαστάσεων που αναπτύχθηκε για τον σκοπό αυτόν είναι σε θέση να προσομοιώσει με αρκετά μεγάλη ακρίβεια τη λειτουργία του υβριδικού συστήματος, σε ένα μεγάλο εύρος συνθηκών, ενώ ταυτόχρονα οι απαιτήσεις σε υπολογιστική ισχύ και σε χρόνο είναι αμελητέες.

Η προσομοίωση της λειτουργίας του προτεινόμενου υβριδικού συστήματος φανέρωσε ένα αρκετά σημαντικό πλεονέκτημά του. Αυτό της επίτευξης εξαιρετικά υψηλών βαθμών απόδοσης, σημαντικά υψηλότερων σε σχέση με αυτούς των συστημάτων της «συμβατικής» τεχνολογίας, σε ένα μεγάλο εύρος συνθηκών λειτουργίας. Η χαμηλότερη κατανάλωση καυσίμου σε σύγκριση με αυτή των συμβατικών συστημάτων, για την ίδια παραγόμενη ηλεκτρική ισχύ, είναι ένα αρκετά σημαντικό πλεονέκτημα που θα επηρεάσει σε μεγάλο βαθμό την επιτυχή εφαρμογή των προτεινόμενων αυτών υβριδικών συστημάτων στα πλοία και σε άλλες ναυτικές εφαρμογές. Επιπρόσθετα, η χαμηλή εκπομπή ρύπων (στο υπό μελέτη σύστημα μηδενική) και αερίων του θερμοκηπίου είναι ακόμα ένα σημαντικό πλεονέκτημα της τεχνολογίας αυτής, αν κανείς λάβει υπόψιν την αυξανόμενη τάση θέσπισης ολοένα και αυστηρότερων ορίων ως προς την εκπομπή ρύπων από τον παγκόσμιο στόλο. Επίσης, η χαμηλή εκπομπή θορύβου, που οφείλεται στην αθόρυβη λειτουργία της κυψέλης καυσίμου, είναι ακόμα ένα πλεονέκτημα των συγκεκριμένων συστημάτων, που τα καθιστά κατάλληλα για ναυτικές εφαρμογές στις οποίες η εκπομπή θορύβου θα πρέπει να είναι η ελάχιστη δυνατή (π.χ. πολεμικά πλοία και υποβρύχια).

Ένα άλλο σημαντικό συμπέρασμα που εξήχθη από τη συγκεκριμένη μελέτη είναι πως το προτεινόμενο υβριδικό σύστημα αποτελεί ιδανικό υποψήφιο για την ενσωμάτωση σε αυτό κάποιου συστήματος συμπαραγωγής. Η θερμοκρασία εξόδου των καυσαερίων στο περιβάλλον από το συγκεκριμένο σύστημα είναι αρκετά υψηλή, σε όλο το εύρος των συνθηκών λειτουργίας. Η υψηλή αυτή απορριπτόμενη θερμότητα θα μπορούσε να ανακτηθεί έως ένα βαθμό για την παραγωγή ατμού, ή επιπρόσθετης

ηλεκτρικής ισχύος, ενώ ακόμα θα μπορούσε να χρησιμοποιηθεί και για την κάλυψη του συνόλου ή ενός ποσοστού από τα θερμικά ή ψυκτικά φορτία του πλοίου. Αυτό θα οδηγούσε στη σημαντική αύξηση του συνολικού θερμικού βαθμού απόδοσης του συστήματος, ακόμα και πάνω από το 85%.

Τέλος, η παραμετρική μελέτη της λειτουργίας του υβριδικού συστήματος φανέρωσε πως η επιλογή των παραμέτρων σχεδιασμού θα πρέπει να γίνει με ιδιαίτερη προσοχή, έτσι ώστε ο συνολικός βαθμός απόδοσης και η συγκέντρωση ισχύος να παραμένει σε υψηλά επίπεδα, ενώ ταυτόχρονα το κόστος κεφαλαίου της μονάδας να είναι το ελάχιστο δυνατό. Επίσης, είδαμε πως ο συνδυασμός της λειτουργίας της ΚΚ με την αεριοστροβιλική μονάδα δημιουργεί περίπλοκες αλληλεπιδράσεις μεταξύ των δύο μονάδων, με συνέπεια οι βέλτιστες συνθήκες λειτουργίας για τη μία, να μην είναι απαραίτητα και βέλτιστες για την άλλη. Το συμπέρασμα αυτό είναι αρκετά σημαντικό, αφού θα πρέπει οι παράμετροι σχεδιασμού να επιλέγονται κατά τρόπο που θα εγγυάται τη βέλτιστη λειτουργία του συνολικού υβριδικού συστήματος.

## 5.2 Προτάσεις για Βελτίωση και Συνέχιση της Εργασίας

Οι όποιες προτάσεις βελτίωσης του μαθηματικού μοντέλου προσομοίωσης του προτεινόμενου υβριδικού συστήματος εξαρτώνται πρωτίστως από τις ανάγκες και τους στόχους της οποιασδήποτε μελλοντικής διερεύνησης. Αρχικά, η αναίρεση των απλουστευτικών παραδοχών αφενός θα βελτίωνε την ακρίβεια των αποτελεσμάτων, αλλά αφετέρου θα αύξανε την πολυπλοκότητα του μοντέλου προσομοίωσης και τις απαιτήσεις σε υπολογιστική ισχύ και σε υπολογιστικό χρόνο. Στη συνέχεια, η μελέτη του υβριδικού συστήματος από διαφορετική οπτική γωνία (εξεργειακή ανάλυση, θερμοοικονομική βελτιστοποίηση κ.τ.λ.) θα βοηθούσε στην περαιτέρω κατανόηση της λειτουργίας του συστήματος με σκοπό τη βελτιστοποίηση των συνθηκών λειτουργίας του, τόσο από πλευράς βαθμού απόδοσης, όσο και από πλευράς κόστους και κατασκευαστικών περιορισμών. Τέλος, η τροποποίηση της προτεινόμενης δομής θα οδηγούσε σε σημαντικά συμπεράσματα σχετικά με την επιλογή και την επίδραση των επιμέρους στοιχείων στα λειτουργικά χαρακτηριστικά της μονάδας.

Με εξαίρεση τη λειτουργία της ΚΚ, η προσομοίωση της λειτουργίας των υπολοίπων στοιχείων του υβριδικού συστήματος στην παρούσα εργασία πραγματοποιείται μέσω απλών θερμοδυναμικών εκφράσεων. Το γεγονός αυτό απλουστεύει σημαντικά την ανάλυση και την εξαγωγή συμπερασμάτων, αλλά ταυτόχρονα εμποδίζει τη μελέτη της λειτουργίας του συστήματος υπό την επιβολή φορτίου εκτός του ονομαστικού, ή σε καταστάσεις έναυσης και παύσης της λειτουργίας του. Η μελέτη της λειτουργίας του συστήματος στις καταστάσεις αυτές επιβάλλει τη χρήση χαρτών επιδόσεων συγκεκριμένων στροβιλομηχανών και τη χρήση μοντέλων σε περισσότερες από μία διαστάσεις, συμπεριλαμβανομένου σε αυτές και του χρόνου. Έτσι λοιπόν σε μελλοντική εργασία θα είχε ενδιαφέρον να μελετηθεί η λειτουργία του συστήματος σε όλο το επιχειρησιακό προφίλ κάποιου συγκεκριμένου τύπου πλοίου, μετασχηματίζοντας κατάλληλα το υπάρχον μαθηματικό μοντέλο προσομοίωσης.

Η λειτουργία της κυψέλης καυσίμου εξαρτάται πρωτίστως από τα ηλεκτροχημικά της δεδομένα, ενώ η προσομοίωση της λειτουργίας της εξαρτάται και από το ηλεκτροχημικό μαθηματικό μοντέλο. Τα ηλεκτροχημικά δεδομένα της κυψέλης καυσίμου στο επιλεχθέν σύστημα προέρχονται από την εμπορική κυψέλη καυσίμου της Siemens-

Westinghouse, τα οποία είναι διαθέσιμα στην ανοιχτή βιβλιογραφία. Όπως είδαμε στην παραμετρική μελέτη που διεξήχθη στο προηγούμενο κεφάλαιο, η λειτουργία της κυψέλης καυσίμου επηρεάζει σημαντικά τα λειτουργικά χαρακτηριστικά του συνολικού υβριδικού συστήματος, οδηγώντας σε συμπεράσματα σχετικά με την επιλογή των κύριων παραμέτρων. Έτσι λοιπόν, θα πρέπει να δοθεί ιδιαίτερη προσοχή στη γενίκευση των όποιων συμπερασμάτων σχετικά με τα λειτουργικά χαρακτηριστικά του υβριδικού συστήματος, όταν μάλιστα αυτό λειτουργεί με κυψέλες καυσίμου διαφορετικών ηλεκτροχημικών δεδομένων. Ως εκ τούτου, στο μέλλον θα μπορούσε, με βάση το παρόν ηλεκτροχημικό μοντέλο, να ελεγχθεί το αν και κατά πόσο κυψέλες καυσίμου στερεού οξειδίου διαφορετικών ηλεκτροχημικών δεδομένων ή/και τύπων (π.χ. επίπεδες κυψέλες καυσίμου στερεών οξειδίων) οδηγούν στα ίδια συμπεράσματα σχετικά με τη λειτουργία του υβριδικού συστήματος. Από την άλλη πλευρά, η βελτίωση του ηλεκτροχημικού μοντέλου δεν είναι μια εύκολη υπόθεση, αφού αυτό απαιτεί την ανάπτυξη ακριβέστερων ημι-εμπειρικών σχέσεων που περιγράφουν τη λειτουργία της κυψέλης καυσίμου.

Το επιλεγθέν ηλεκτροχημικό μοντέλο είναι μηδενικών διαστάσεων, κάτι που εγγυάται τον ακριβή και γρήγορο υπολογισμό των λειτουργικών χαρακτηριστικών της κυψέλης καυσίμου. Στο μοντέλο αυτό η κυψέλη αντιμετωπίζεται σαν αδιάστατο «κουτί» και η μελέτη της εσωτερικής λειτουργίας της είναι αδύνατη. Όμως, όπως περιγράψαμε λεπτομερώς στις αντίστοιχες ενότητες, στο εσωτερικό της κυψέλης καυσίμου λαμβάνουν χώρα ταυτόχρονα η αναμόρφωση του φυσικού αερίου, οι ηλεκτροχημικές αντιδράσεις, η μεταφορά θερμότητας και μάζας και η ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου. Έτσι λοιπόν η ανάπτυξη θερμοκρασιακών κλίσεων και κλίσεων πίεσης εντός της ΚΚ είναι αναπόφευκτη. Επίσης, ο ακριβής προσδιορισμός της θερμοκρασίας και της πίεσης εξόδου των ρευμάτων της ανόδου και της καθόδου δεν είναι δυνατός κάνοντας χρήση μόνο του ισολογισμού ενέργειας στην ΚΚ. Σε κάποια μελλοντική λοιπόν εργασία θα είχε ενδιαφέρον η ενσωμάτωση στο παρόν μαθηματικό μοντέλο, κάποιου ηλεκτροχημικού μοντέλου περισσοτέρων διαστάσεων για τον ακριβή προσδιορισμό των χαρακτηριστικών λειτουργίας της ΚΚ. Επίσης, εξίσου σημαντική είναι και η διερεύνηση της επίδρασης του εγχυτήρα, ο οποίος χρησιμοποιείται για την ανακυκλοφορία των αερίων της ανόδου. Ο εγχυτήρας αυτός στην συγκεκριμένη εργασία δεν υπάρχει, και θεωρείται ότι τα αέρια της ανόδου ανακυκλοφορούν με φυσικό τρόπο. Όμως κάτι τέτοιο δεν είναι ρεαλιστικό, όταν μάλιστα παρόμοιες μελέτες έχουν δείξει ότι η ύπαρξη του εγχυτήρα αυτού επηρεάζει σημαντικά την δυναμική του συστήματος. Παρόλα αυτά η μελέτη της λειτουργίας του απαιτεί την ανάπτυξη ενός λεπτομερούς μοντέλου περισσοτέρων διαστάσεων, κάτι που ξεφεύγει αρκετά από τους στόχους της συγκεκριμένης εργασίας.

Ένα σημαντικό συμπέρασμα που βγήκε από την παραμετρική μελέτη της λειτουργίας του υβριδικού συστήματος είναι πως η επιλογή ορισμένων σημαντικών παραμέτρων σχεδιασμού του δεν μπορεί να γίνει με βάση μόνο τεχνικά κριτήρια, αλλά θα πρέπει ταυτόχρονα να ληφθούν υπόψιν και οικονομικά κριτήρια, αφού το κόστος κεφαλαίου των συστημάτων αυτών μπορεί να ξεπεράσει κατά πολύ το μέγιστο επιτρεπτό για τη συγκεκριμένη εφαρμογή. Έτσι λοιπόν, σε κάποια μελλοντική εργασία είναι απαραίτητη η τεχνικοοικονομική βελτιστοποίηση του προτεινόμενου συστήματος, έτσι ώστε η επιλογή των σχεδιαστικών παραμέτρων αυτού να είναι η βέλτιστη δυνατή, εξασφαλίζοντας το ελάχιστο κόστος κεφαλαίου και λειτουργίας και τον μέγιστο βαθμό απόδοσης (ή την ελάχιστη κατανάλωση καυσίμου).

Στη συνέχεια, λαμβάνοντας υπόψιν τη μοντελοποίηση του θαλάμου καύσης και τα αποτελέσματα που λάβαμε με βάση αυτή, συμπεραίνουμε πως η παραδοχή τέλει καύσης δεν είναι και η πλέον ρεαλιστική, αφού αφενός η θερμοκρασία αδιαβατικής φλόγας ξεπερνά τους 1250 K (θερμοκρασία πάνω από την οποία τα προϊόντα της καύσης διασπώνται σε περισσότερες ενώσεις) και αφετέρου η περίσσεια σε αέρα είναι πάρα πολύ μικρή. Συμπεραίνουμε λοιπόν, πως θα ήταν περισσότερο ρεαλιστικό σε κάποια μελλοντική εργασία να γίνει ο υπολογισμός των προϊόντων της ατελούς καύσης, έτσι ώστε να έχουμε και ένα μέτρο της εκπομπής αερίων ρύπων από τη μονάδα, όπως για παράδειγμα των οξειδίων του αζώτου. Επιπλέον, ιδιαίτερη προσοχή απαιτεί και ο σχεδιασμός του θαλάμου καύσης, αφού η θερμογόνος ικανότητα των αερίων που εισέρχονται σε αυτόν είναι μόλις το 1/10 της θερμογόνου ικανότητας του μεθανίου.

Τέλος, όπως η επικύρωση του ηλεκτροχημικού μοντέλου προσομοίωσης της λειτουργίας της ΚΚ έγινε με βάση διαθέσιμα πειραματικά δεδομένα από τη λειτουργία της εμπορικά διαθέσιμης ΚΚ της Siemens-Westinghouse, έτσι και το συνολικό μαθηματικό μοντέλο θα πρέπει να επικυρωθεί από αντίστοιχα πειραματικά δεδομένα. Στην παρούσα εργασία, υπό την απουσία πειραματικών δεδομένων, η σύγκριση των αποτελεσμάτων έγινε με βάση διαθέσιμα αποτελέσματα της βιβλιογραφίας από την προσομοίωση παρόμοιων υβριδικών συστημάτων. Στο μέλλον όμως είναι αναγκαία η επικύρωση των αποτελεσμάτων που λαμβάνονται από αντίστοιχες προσομοιώσεις με βάση πειραματικά αποτελέσματα κατά την πραγματική λειτουργία τέτοιων συστημάτων, αν βέβαια αυτά υπάρξουν διαθέσιμα στην ανοιχτή βιβλιογραφία.

# ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ

## ΣΥΝΤΕΛΕΣΤΕΣ ΤΩΝ ΠΟΛΥΩΝΥΜΩΝ JANAF

Συστατικό	Συντελεστές των πολυωνύμων JANAF			
	a <sub>1</sub>	a <sub>2</sub>	a <sub>3</sub>	a <sub>4</sub>
	200K<T<1000K			
CH <sub>4</sub>	5.14987613E+00	-1.36709788E-02	4.91800599E-05	-4.84743026E-08
CO <sub>2</sub>	2.35677352E+00	8.98459677E-03	-7.12356269E-06	2.45919022E-09
CO	3.57953347E+00	-6.10353680E-04	1.01681433E-06	9.07005884E-10
H <sub>2</sub>	2.34433112E+00	7.98052075E-03	-1.94781510E-05	2.01572094E-08
H <sub>2</sub> O	4.19864056E+00	-2.03643410E-03	6.52040211E-06	-5.48797062E-09
N <sub>2</sub>	3.53100528E+00	-1.23660987E-04	-5.02999437E-07	2.43530612E-09
O <sub>2</sub>	3.78245636E+00	-2.99673416E-03	9.84730201E-06	-9.68129509E-09
Ar	0.02500000E+02	0.00000000E+00	0.00000000E+00	0.00000000E+00
	1000K<T<6000K			
CH <sub>4</sub>	1.63552643E+00	1.00842795E-02	-3.36916254E-06	5.34958667E-10
CO <sub>2</sub>	4.63659493E+00	2.74131991E-03	-9.95828531E-07	1.60373011E-10
CO	3.04848583E+00	1.35172818E-03	-4.85794075E-07	7.88536486E-11
H <sub>2</sub>	2.93286579E+00	8.26607967E-04	-1.46402335E-07	1.54100359E-11
H <sub>2</sub> O	2.67703787E+00	2.97318329E-03	-7.73769690E-07	9.44336689E-11
N <sub>2</sub>	2.95257626E+00	1.39690057E-03	-4.92631691E-07	7.86010367E-11
O <sub>2</sub>	3.66096083E+00	6.56365523E-04	-1.41149485E-07	2.05797658E-11
Ar	0.02500000E+02	0.00000000E+00	0.00000000E+00	0.00000000E+00

Συστατικό	Συντελεστές των πολυωνύμων JANAF		
	a <sub>5</sub>	a <sub>6</sub>	a <sub>7</sub>
	200K<T<1000K		
CH <sub>4</sub>	1.66693956E-11	-1.02466476E+04	-4.64130376E+00
CO <sub>2</sub>	-1.43699548E-13	-4.83719697E+04	9.90105222E+00
CO	-9.04424499E-13	-1.43440860E+04	3.50840928E+00
H <sub>2</sub>	-7.37611761E-12	-9.17935173E+02	6.83010238E-01
H <sub>2</sub> O	1.77197817E-12	-3.02937267E+04	-8.49032208E-01
N <sub>2</sub>	-1.40881235E-12	-1.04697628E+03	2.96747468E+00
O <sub>2</sub>	3.24372837E-12	-1.06394356E+03	3.65767573E+00
Ar	0.00000000E+00	-7.45375000E+02	4.37967491E+00
	1000K<T<6000K		
CH <sub>4</sub>	-3.15518833E-14	-1.00056455E+04	9.99313326E+00
CO <sub>2</sub>	-9.16103468E-15	-4.90249341E+04	-1.93534855E+00
CO	-4.69807489E-15	-1.42661171E+04	6.01709790E+00
H <sub>2</sub>	-6.88804432E-16	-8.13065597E+02	-1.02432887E+00
H <sub>2</sub> O	-4.26900959E-15	-2.98858938E+04	6.88255571E+00
N <sub>2</sub>	-4.60755321E-15	-9.23948645E+02	5.87189252E+00
O <sub>2</sub>	-1.29913248E-15	-1.21597725E+03	3.41536184E+00
Ar	0.00000000E+00	-7.45375000E+02	4.37967491E+00



Η σελίδα αυτή είναι σκόπιμα λευκή.

## ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

---

1. International Energy Agency (IEA), "World Energy Outlook 2012", OECD/IEA, 2012, 179-210.
2. F. Zabihian and A. Fung, "Modeling of Hybrid Solid Oxide fuel Cell Systems", *Int. J. of Engineering* 3 (2009) 85-119.
3. X. Zhang, S. H. Chan, G. Li, H. K. Ho, J. Li and Z. Feng, "A review of integration strategies for solid oxide fuel cells", *J. Power Sources* 195 (2010) 685–702.
4. A. Choudhury, H. Chandra and A. Arora, "Application of solid oxide fuel cell technology for power generation – A review", *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 20 (2013) 430-442.
5. EG&G Technical Services Incorporated, *Fuel Cell Handbook*, 7th Edition, US Department of Energy, 2004.
6. J. Larminie and A. Dicks, "Fuel Cell System Explained", John Wiley & Sons Inc., 2003.
7. S. C. Singhal and K. Kendall, "High Temperature Solid Oxide Fuel Cells", Elsevier, 2003.
8. M. Ni and T. S. Zhao, "Solid Oxide Fuel Cells: From Materials to System Modeling", Royal Society of Chemistry, 2013.
9. J. I. San Martin, I. Zamora, J. J. San Martin, V. Aperribay and P. Eguia, "Hybrid fuel cells technologies for electrical microgrids", *Electric Power Systems Research* 80 (2010) 993–1005.
10. M. J. Moran and H. N. Shapiro, "Fundamentals of Engineering Thermodynamics", John Wiley & Sons Inc., 2011.
11. N. Sammes, "Fuel Cell Technology: Reaching Towards Commercialization", Springer-Verlag London Limited, 2006.
12. SECA wraps first phase with SOFCs on way to commercial reality, *Fuel Cells Bulletin*, 7, July 2007.
13. K. Krulla, "Assessment of the Distributed Generation Market Potential for Solid Oxide Fuel Cells", US DOE, NETL, September 29, 2013.
14. PNNL reports record efficiency for small SOFC for homes, *Fuel Cells Bulletin*, 7, July 2012.
15. Siemens celebrates one-year anniversary of SOFC generator in Italy, *Fuel Cells Bulletin*, 9, September 2006.
16. M.C. Williams, J.P. Strakey and S.C. Singhal, "U.S. distributed generation fuel cell program", *J. Power Sources* 131 (2004) 79–85.
17. California Energy Commission, 220 kWe Solid Oxide Fuel Cell/ microturbine generator hybrid proof of concept demonstration report, 2001.

18. S. E. Veyo, L. A. Shockling, J. T. Dederer, J. E. Gillett and W. L. Lundberg, "Tubular solid oxide fuel cell/gas turbine hybrid cycle power systems: Status", *J. Eng. Gas Turbines Power* 124 (2002) 845–849.
19. Y. Kobayashi, Y. Ando, T. Kabata, M. Nishiura, K. Tomida and N. Mataka, "Development of 200kW Class SOFC Combined Cycle System and Future View", *Technical Review*, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd. 48 (Sep. 2011).
20. Mitsubishi to develop SOFC-turbine triple combined cycle system, *Fuel Cells Bulletin*, 7, July 2012.
21. Japanese group unveils SOFC Ene-Farm residential cogen unit, *Fuel Cells Bulletin*, 4, April 2012.
22. Ceres power reports significant progress with SOFC CHP tech, *Fuel Cells Bulletin*, 6, June 2012.
23. D. F. Cheddie, "Integration of a Solid Oxide Fuel Cell into a 10 MW Gas Turbine Power Plant", *Energies* 3 (2010) 754-769.
24. D. F. Cheddie and R. Murray, "Thermo-economic modeling of an indirectly coupled solid oxide fuel cell/gas turbine hybrid power plant", *J. Power Sources* 195 (2010) 8134-8140.
25. D. F. Cheddie and R. Murray, "Thermo-economic modeling of a solid oxide fuel cell/gas turbine power plant with semi-direct coupling and anode recycling", *Int. J. Hydrogen Energy* 35 (2010) 11208-11215.
26. W. Burbank Jr., D. Witmer and Frank Holcomb, "Model of a novel pressurized solid oxide fuel cell gas turbine hybrid engine", *J. Power Sources* 193 (2009) 656-664.
27. A. A. Trendewicz and R.J. Braun, "Techno-economic analysis of solid oxide fuel cell-based combined heat and power systems for biogas utilization at wastewater treatment facilities", *J. Power Sources* 233 (2013) 380-393.
28. R. Roberts, J. Brouwer, F. Jabbari, T. Junker and H. Ghezel-Ayagh, "Control design of an atmospheric solid oxide fuel cell/gas turbine hybrid system: Variable versus fixed speed gas turbine operation", *J. Power Sources* 161 (2006) 484-491.
29. A. Shirazi, M. Aminyavari, B. Najafi, F. Rinaldi and M. Razaghi, "Thermo-economic-environmental analysis and multi-objective optimization of an internal-reforming solid oxide fuel cell-gas turbine hybrid system", *Int. J. Hydrogen Energy* 37 (2012) 19111-19124.
30. Y. Haseli, I. Dincer and G. F. Naterer, "Thermodynamic modeling of a gas turbine cycle combined with a solid oxide fuel cell", *Int. J. Hydrogen Energy* 33 (2008) 5811–5822.
31. Y. Haseli, I. Dincer and G.F. Naterer, "Thermodynamic analysis of a combined gas turbine power system with a solid oxide fuel cell through exergy", *Thermochimica Acta* 480 (2008) 1-9.
32. P. Costamagna, L. Magistri and A.F. Massardo, "Design part-load performance of a hybrid system based on a solid oxide fuel cell reactor and a micro gas turbine", *J. Power Sources* 96 (2001) 352-368.

33. S. Kimijima and N. Kasagi, "Performance evaluation of gas turbine fuel cell hybrid micro generation system", ASME TURBO EXPO, Netherlands 2002.
34. S. H. Chan, H. K. Ho and Y. Tian, "Modeling of simple hybrid solid oxide fuel cell and gas turbine power plant", J. Power Sources 109 (2002) 111-120.
35. S. H. Chan, C. F. Low and O. L. Ding, "Energy and exergy analysis of simple solid-oxide fuel – cell power systems", J. Power Sources 103 (2002) 188-200.
36. S. H. Chan, H. K. Ho and Y. Tian, "Multi-level modeling of SOFC-gas turbine hybrid system", Int. J. Hydrogen Energy 28 (2003) 889-900.
37. S. H. Chan, H. K. Ho and Y. Tian, "Modeling for part-load operation of solid oxide fuel cell-gas turbine hybrid power plant", J. Power Sources 114 (2003) 213-227.
38. B. F. Möller, J. Arriagada, M. Assadi and I. Potts, "Optimisation of an SOFC/GT system with CO<sub>2</sub>-capture", J. Power Sources 131 (2004) 320–326.
39. Y. Inui, T. Matsumae, H. Koga and K. Nishiura, "High performance SOFC/GT combined power generation system with CO<sub>2</sub> recovery by oxygen combustion method", Energy Conversion and Management 46 (2005) 1837–1847.
40. F. Mueller, R. Gaynor, A.E. Auld, J. Brower, F. Jabbari and G. S. Samuelsen, "Synergistic integration of a gas turbine and solid oxide fuel cell for improved transient capability", J. Power Sources 176 (2008) 229-239.
41. F. Calise, A. Palombo and L. Vanoli, "Design and partial load exergy analysis of hybrid SOFC – GT power plant", J. Power Sources 158 (2006) 225-244.
42. F. Calise, M. Dentice d' Accadia, A. Palombo and L. Vanoli, "Simulation and exergy analysis of a hybrid Solid Oxide Fuel Cell (SOFC) – Gas Turbine System", Energy 31 (2006) 3278-3299.
43. Y. Li and Y. Weng, "Performance study of a solid oxide fuel cell and gas turbine hybrid system designed for methane operating with non-designed fuels", J. Power Sources 196 (2011) 3824-3835.
44. D. Cocco and V. Tola, "Externally reformed solid oxide fuel cell–micro-gas turbine (SOFC–MGT) hybrid systems fueled by methanol and di-methyl-ether (DME)", Energy 34 (2009) 2124–2130.
45. J. Palsson, A. Selimovic and L. Sjunnesson, "Combined solid oxide fuel cell and gas turbine systems for efficient power and heat generation", J. Power Sources 86 (2000) 442-448.
46. Z. Yan, P. Zhao, J. Wang and Y. Dai, "Thermodynamic analysis of an SOFC-GT-ORC integrated power system with liquefied natural gas as heat sink", Int. J. Hydrogen Energy 38 (2013) 3352-3363.
47. K. Tanaka, C. Wen and K. Yamada, "Design and evaluation cycle system with solid oxide fuel cell and gas turbine", Fuel 79 (2000) 1495-1507.
48. T. Araki, T. Taniuchi, D. Sunakawa, M. Nagahama, K. Onda and T. Kato, "Cycle analysis of low and high H<sub>2</sub> utilization SOFC/gas turbine combined cycle for CO<sub>2</sub> recovery", J. Power Sources 171 (2007) 464–470.

49. J. Wang, Z. Yan, S. Ma and Y. Dai, "Thermodynamic analysis of an integrated power generation system driven by solid oxide fuel cell", *Int. J. hydrogen Energy* 37 (2012) 2535-2545.
50. N. Autissier, F. Palazzi, F. Marechal, J. van Herle and D. Favrat, "Thermo-economic Optimization of Solid Oxide Fuel Cell, Gas Turbine Hybrid System", *J. Fuel Cell Science and Technology*, ASME 2007
51. Y. Yi, A. D. Rao, J. Brouwer and G. S. Samuelsen, "Analysis and optimization of solid oxide fuel cell and intercooled gas turbine (SOFC-GT) hybrid cycle", *J. Power Sources* 132 (2004) 77-85.
52. M. Rokni, "Thermodynamic analysis of an integrated solid oxide fuel cell cycle with a rankine cycle", *Energy Conversion and Management* 51 (2010) 2724–2732.
53. M. Rokni, "Plant characteristics of an integrated solid oxide fuel cell cycle and a steam cycle", *Energy* 35 (2010) 4691–4699.
54. L. Pierobon, M. Rokni, U. Larsen and F. Haglind, "Thermodynamic analysis of an integrated gasification solid oxide fuel cell plant combined with an organic Rankine cycle", *Renewable Energy* 60 (2013) 226–234.
55. M. Rokni, "Thermodynamic analysis of SOFC (solid oxide fuel cell) – Stirling hybrid plants using alternative fuels", *Energy* 61 (2013) 87–97.
56. H. E. Vollmar, C. U. Maier, C. Nolscher, T. Merklein and M. Poppinger, "Innovative concepts for the coproduction of electricity and syngas with solid oxide fuel cells", *J. Power Sources* 86 (2000) 90–97.
57. A. L. Dicks, R. G. Fellows, C. M. Mescal and C. Seymour, "A study of SOFC–PEM hybrid systems", *J. Power Sources* 86 (2000) 501–506.
58. K. Subramanyan, U. M. Diwekar and A. Goyal, "Multi-objective optimization for hybrid fuel cells power system under uncertainty", *J. Power Sources* 132 (2004) 99–112.
59. M. Yokoo and T. Take, "Simulation analysis of a system combining solid oxide and polymer electrolyte fuel cells", *J. Power Sources* 137 (2004) 206–215.
60. M. Yokoo, K. Watanabe, M. Arakawa and Y. Yamazaki, "The effect of fuel feeding method on performance of SOFC–PEFC system", *J. Power Sources* 159 (2006) 836–845.
61. M. Yokoo, K. Watanabe, M. Arakawa and Y. Yamazaki, "Numerical evaluation of a parallel fuel feeding SOFC–PEFC system using seal-less planar SOFC stack", *J. Power Sources* 153 (2006) 18–28.
62. Shin'ya Obara, "Power generation efficiency of an SOFC–PEFC combined system with time shift utilization of SOFC exhaust heat", *Int. J. Hydrogen Energy* 35 (2010) 757 – 767.
63. T. P. Smith, "Hardware Simulation of Fuel Cell/Gas Turbine Hybrids", *Phd Dissertation*, Georgia Institute of Technology, 2007.
64. R. A. George, "Status of tubular SOFC field unit demonstrations", *J. Power Sources* 86 (2000) 134–139.

65. K. Huang and S. C. Singhal, "Cathode-supported tubular solid oxide fuel cell technology: A critical review", *J. Power Sources* 237 (2013) 84-97.
66. S. E. Veyo, L. A. Shockling, J. T. Dederer, J. E. Gillett and W. L. Lundberg, "Tubular solid oxide fuel cell/gas turbine hybrid cycle power systems: Status", *J. Eng. Gas Turbines Power* 124 (2002) 845–849.
67. T. Gengo, Y. Kobayashi, Y. Ando, N. Hisatome, T. Kabata and K. Kosaka, "Development of 200kW Class SOFC Combined Cycle System and Future View", *Technical Review, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.* 45 (Mar. 2008).
68. S. Seidler, M. Henke, J. Kallo, W. G. Bessler, U. Maier and K. A. Friedrich, "Pressurized solid oxide fuel cells: Experimental studies and modeling", *J. Power Sources* 196 (2011) 7195–7202.
69. M. Perna, G. Rush, A. Upadhyayula and G. Saunders, "Durability Testing of an External Fuel Processor for 1 MWe SOFC", Presented at 2010 Fuel Cell Seminar & Exposition in San Antonio, Texas.
70. L. Magistri, M. Bozzolo, O. Tarnowski, G. Agnew and A. F. Massardo, "Design and Off Design Analysis of a MW Hybrid System Based on Rolls-Royce Integrated Planar Solid Oxide Fuel Cells", *International Gas Turbine and Aeroengine Congress and Exhibition, Atlanta, GA, June 16–19, 2003, Paper No. 2003-GT-38220.*
71. W. Burbank Jr., D. Witmer and F. Holcomb, "Model of a novel pressurized solid oxide fuel cell gas turbine hybrid engine", *J. Power Sources* 193 (2009) 656–664.
72. T. H. Lim, R. H. Song, D. R. Shin, J. I. Yang, H. Jung, I. C. Vinke and S. S. Yang, "Operating characteristics of a 5 kW class anode-supported planar SOFC stack for a fuel cell/gas turbine hybrid system", *Int. J. Hydrogen Energy* 33 (2008) 1076–1083.
73. Y. Zhao, J. Sadhukhan, A. Lanzini, N. Brandon and N. Shah, "Optimal integration strategies for a syngas fuelled SOFC and gas turbine hybrid", *J. Power Sources* 196 (2011) 9516– 9527.
74. T. Kaneko, J. Brouwer and G. S. Samuelsen, "Power and temperature control of fluctuating biomass gas fueled solid oxide fuel cell and micro gas turbine hybrid system", *J. Power Sources* 160 (2006) 316–325.
75. X. D. Zhou and S. C. Singhal, "FUEL CELLS SOLID OXIDE FUEL CELLS: Overview", *Encyclopedia of Electrochemical Power Sources*, 2009, 1–16.
76. C. Stiller, B. Thorud, O. Bolland, R. Kandepu and L. Imsland, "Control strategy for a solid oxide fuel cell and gas turbine hybrid system", *J. Power Sources*, 158 (2006) 303–315.
77. F. Calise, M. Dentice d Accadia, L. Vanoli and M. R. von Spakovsky, "Full load synthesis/design optimization of a hybrid SOFC GT power plant", *Energy* 32 (2007) 446–458.
78. F. Calise, M. Dentice d Accadia, L. Vanoli and M. R. von Spakovsky, "Single level optimization of a hybrid SOFC GT power plant", *J. Power Sources* 159 (2006) 1169–1185.

79. T. W. Song, J. L. Sohn, T. S. Kim and S. T. Ro, "Performance characteristics of a MW-class SOFC/GT hybrid system based on a commercially available gas turbine", *J. Power Sources* 158 (2006) 361–367.
80. T. W. Song, J. L. Sohn, J. H. Kim, T. S. Kim, S. T. Ro and K. Suzuki, "Performance analysis of a tubular solid oxide fuel cell/micro gas turbine hybrid power system based on a quasi-two dimensional model", *J. Power Sources* 142 (2005) 30–42.
81. D. McLarty, Y. Kuniba, J. Brouwer and S. Samuelsen, "Experimental and theoretical evidence for control requirements in solid oxide fuel cell gas turbine hybrid systems", *J. Power Sources* 209 (2012) 195–203.
82. C. Bao, Y. Shi, C. Li, N. Cai and Q. Su, "Multi-level simulation platform of SOFC GT hybrid generation system", *Int. J. Hydrogen Energy* 35 (2010) 2894–2899.
83. C. Bao, Y. Shi, E. Croiset, C. Li and N. Cai, "A multi-level simulation platform of natural gas internal reforming solid oxide fuel cell gas turbine hybrid generation system: Part I. Solid oxide fuel cell model library", *J. Power Sources* 195 (2010) 4871–4892.
84. P. Chinda and P. Brault, "The hybrid solid oxide fuel cell (SOFC) and gas turbine (GT) systems steady state modeling", *Int. J. Hydrogen Energy* 37 (2012) 9237–9248.
85. P. G. Bavarsad, "Energy and exergy analysis of internal reforming solid oxide fuel cell gas turbine hybrid system", *Int. J. Hydrogen Energy* 32 (2007) 4591–4599.
86. M. Granovskii, I. Dincer and M. A. Rosen, "Performance comparison of two combined SOFC gas turbine systems", *J. Power Sources* 65 (2007) 307–314.
87. W. J. Yang, S. K. Park, T. S. Kim, J. H. Kim, J. L. Sohn and S. T. Ro, "Design performance analysis of pressurized solid oxide fuel cell/gas turbine hybrid systems considering temperature constraints", *J. Power Sources* 160 (2006) 462–473.
88. S. Motahar and A. A. Alemrajabi, "Exergy based performance analysis of a solid oxide fuel cell and steam injected gas turbine hybrid power system", *Int. J. Hydrogen Energy* 34 (2009) 2396–2407.
89. P. Kuchonthara, S. Bhattacharya and A. Tsutsumi, "Energy recuperation in solid oxide fuel cell (SOFC) and gas turbine (GT) combined system", *J. Power Sources* 117 (2003) 7–13.
90. P. Kuchonthara, S. Bhattacharya and A. Tsutsumi, "Combinations of solid oxide fuel cell and several enhanced gas turbine cycles", *J. Power Sources* 124 (2003) 65–75.
91. A. Musa and M. De Paepe, "Performance of combined internally reformed intermediate/high temperature SOFC cycle compared to internally reformed two-staged intermediate temperature SOFC cycle", *Int. J. Hydrogen Energy* 33 (2008) 4665–4672.
92. A. Arsalis, "Thermoeconomic modeling and parametric study of hybrid SOFC gas turbine steam turbine power plants ranging from 1.5 to 10 MWe", *J. Power Sources* 181 (2008) 313–326.
93. J. Wang, Z. Yan, S. Ma and Y. Dai, "Thermodynamic analysis of an integrated power generation system driven by solid oxide fuel cell", *Int. J. Hydrogen Energy* 37 (2012) 2535–2545.

94. X. Zhang, J. Li, G. Li and Z. Feng, "Cycle analysis of an integrated solid oxide fuel cell and recuperative gas turbine with an air reheating system", *J. Power Sources* 164 (2007) 752–760.
95. Y. Zhao, N. Shah and N. Brandon, "Comparison between two optimization strategies for solid oxide fuel cell gas turbine hybrid cycles", *Int. J. Hydrogen Energy* 36 (2011) 10235–10246.
96. S. K. Park and T. S. Kim, "Comparison between pressurized design and ambient pressure design of hybrid solid oxide fuel cell gas turbine systems", *J. Power Sources* 163 (2006) 490–499.
97. X. Zhang, S. Su, J. Chen, Y. Zhao and N. Brandon, "A new analytical approach to evaluate and optimize the performance of an irreversible solid oxide fuel cell-gas turbine hybrid system", *Int. J. Hydrogen Energy* 36 (2011) 15304–15312.
98. D. F. Cheddie, "Thermo-economic optimization of an indirectly coupled solid oxide fuel cell/gas turbine hybrid power plant", *Int. J. Hydrogen Energy* 36 (2011) 1702–1709.
99. R. Toonssen, S. Sollai, P. V. Aravind, N. Woudstra and A. H. M. Verkooijen, "Alternative system designs of biomass gasification SOFC/GT hybrid systems", *Int. J. Hydrogen Energy* 36 (2011) 10414–10425.
100. C. Bang-Moller, M. Rokni and B. Elmegaard, "Exergy analysis and optimization of a biomass gasification, solid oxide fuel cell and micro gas turbine hybrid system", *Energy* 36 (2011) 4740–4752.
101. C. Bang-Moller and M. Rokni, "Thermodynamic performance study of biomass gasification, solid oxide fuel cell and micro gas turbine hybrid systems", *Energy Convers. Management* 51 (2010) 2330–2339.
102. T. Kaneko, J. Brouwer and G. S. Samuelsen, "Power and temperature control of fluctuating biomass gas fueled solid oxide fuel cell and micro gas turbine hybrid system", *J. Power Sources* 160 (2006) 316–325.
103. F. Ishak, I. Dincer and C. Zamfirescu, "Energy and exergy analyses of direct ammonia solid oxide fuel cell integrated with gas turbine power cycle", *J. Power Sources* 212 (2012) 73–85.
104. M. Santin, A. Traverso, L. Magistri and A. Massardo, "Thermoeconomic analysis of SOFC-GT hybrid systems fed by liquid fuels", *Energy* 35 (2010) 1077–1083.
105. M. Sucipta, S. Kimijima and K. Suzuki, "Performance analysis of the SOFC MGT hybrid system with gasified biomass fuel", *J. Power Sources* 174 (2007) 124–135.
106. L. Fryda, K. D. Panopoulos and E. Kakaras, "Integrated CHP with autothermal biomass gasification and SOFC MGT", *Energy Convers. Management* 49 (2008) 281–290.
107. E. Facchinetti, M. Gassner, M. D. Amelio, F. Marechal and D. Favrat, "Process integration and optimization of a solid oxide fuel cell Gas turbine hybrid cycle fueled with hydrothermally gasified waste biomass", *Energy* 41 (2012) 408–419.
108. S. Chen, Z. Xue, D. Wang and W. Xiang, "An integrated system combining chemical looping hydrogen generation process and solid oxide fuel cell/gas turbine cycle for power production with CO<sub>2</sub> capture", *J. Power Sources* 215 (2012) 89–98.



109. S. Wongchanapai, H. Iwai, M. Saito and H. Yoshida, "Performance evaluation of a direct-biogas solid oxide fuel cell-micro gas turbine (SOFC-MGT) hybrid combined heat and power (CHP) system", *J. Power Sources* 223 (2013) 9–17.
110. S. K. Park, J.H. Ahn and T. S. Kim, "Performance evaluation of integrated gasification solid oxide fuel cell/gas turbine systems including carbon dioxide capture", *Appl. Energy* 88 (2011) 2976–2987.
111. R. S. El Emam, I. Dincer and G. F. Naterer, "Energy and exergy analyses of an integrated SOFC and coal gasification system", *Int. J. Hydrogen Energy* 37 (2012) 1689–1697.
112. M. Li, A. D. Rao, J. Brouwer and G. Scott Samuelsen, "Design of highly efficient coal-based integrated gasification fuel cell power plants", *J. Power Sources* 195 (2010) 5707–5718.
113. E. Grol, "Technical assessment of an integrated gasification fuel cell combined cycle with carbon capture, *Energy Procedia*", 1 (2009) 4307–4313.
114. A. S. Martinez, J. Brouwer and G. S. Samuelsen, "Feasibility study for SOFC-GT hybrid locomotive power: Part I. Development of a dynamic 3.5MW SOFC-GT FORTRAN model", *J. Power Sources* 213 (2012) 203-217.
115. A. S. Martinez, J. Brouwer and G. S. Samuelsen, "Feasibility study for SOFC-GT hybrid locomotive power part II. System packaging and operating route simulation", *J. Power Sources* 213 (2012) 358-374.
116. J. Sun, J. Stebe and C. Kennell, "Feasibility and Implications of Fuel Cell Power for Sealift Ships", *J. Naval Engineers* 122 (2010) 87-102.
117. Y. A. Cengel and M. A. Boles, «Θερμοδυναμική για Μηχανικούς», Τόμος Β, 3<sup>η</sup> Έκδοση, Εκδόσεις Τζίολα, 1998.
118. G. G. Dimopoulos and C. A. Frangopoulos, "A dynamic model for liquefied natural gas evaporation during marine transportation", *Int. J. of Thermodynamics* 11 (2008) 123-131.
119. B. J. McBride, S. Gordon and M. A. Reno, "Coefficients for Calculating Thermodynamic and Transport Properties of Individual Species", NASA, 1993.
120. X. A. Φραγκόπουλος, «Προηγμένα Ναυτικά και Θαλάσσια Ενεργειακά Συστήματα», ΕΜΠ, Αθήνα 2006.
121. S. H. Chan, K. A. Khor and Z. T. Xia, "A complete polarization model of a solid oxide fuel cell and its sensitivity to the change of cell component thickness", *J. Power Sources* 93 (2001) 130-140.
122. W. L. McCabe, J. C. Smith and P. Harriott, «Βασικές Φυσικές Διεργασίες Μηχανικής», 6<sup>η</sup> Έκδοση, Εκδόσεις Τζίολα, 2003.
123. R. S. Brodkey and H. C. Hersey, «Φαινόμενα Μεταφοράς: Μια ενοποιημένη προσέγγιση», Εκδόσεις Τζίολα, 2001.
124. A. Shirazi, M. Aminyavari, B. Najafi, F. Rinaldi and M. Razaghi, "Thermo-economic-environmental analysis and multi-objective optimization of an internal-reforming

- solid oxide fuel cell-gas turbine hybrid system”, *Int. j. Hydrogen Energy* 37 (2012) 19111-19124.
125. S. Sanaye and A. Katebi, “4E analysis and multi objective optimization of a micro gas turbine and solid oxide fuel cell hybrid combined heat and power system”, *J. Power Sources* 247 (2014) 294-306.
126. Y. A. Cengel, «Μεταφορά Θερμότητας: Μια Πρακτική Προσέγγιση», Εκδόσεις Τζιόλα, 2005.
127. K. Haraldsson and K. Wipke, “Evaluating PEM fuel cell system models”, *Journal of Power Sources* 126 (2004) 88-97.
128. Ι. Κ. Χατζηλάου, Ι. Μ. Προυσαλίδης, Γ. Αντωνόπουλος, Ι. Κ. Γυπάρης και Π. Βαλλιανάτος, «Εξελίξεις στην ηλεκτροπρόωση πλοίων και ανασκόπηση ζητημάτων σχεδιασμού στο πλήρως εξηλεκτρισμένο πλοίο», *Ηλεκτροκίνητα μέσα μεταφοράς στην Ελλάδα – Υφιστάμενη κατάσταση και προοπτικές*, ΤΕΕ, Αθήνα 12-13 Ιαν., 2006.
129. MAN B&W, “Installation Aspects of MAN B&W Main and Auxiliary Engines”, 2007.
130. G. Sattler, “Fuel cells going on board”, *J. Power Sources* 86 (2000) 61-67.
131. S. C. Singhal, “Advances in solid oxide fuel cell technology”, *Solid State Ionics* 135 (2000) 305–313.
132. A. V. Akkaya, “Electrochemical model for performance analysis of a tubular SOFC”, *Int. Journal of Energy Research* 31 (2007) 79-98.
133. A. Musa, A. Agina and M. Talbi, “Operating conditions on the performance of SOFC fuelled with methane”, *Int. Conf. Renewable Energies and Power Quality*, Spain, 2012.
134. V. Amati, E. Sciubba, C. Toro and L. Andreassi, “Modelling and Simulation of a Hybrid Solid Oxide Fuel Cell Coupled with a Gas Turbine Power Plant”, *Int. J. of Thermodynamics* 12 (2009) 131-139.
135. S. V. V. Umapathi, K. R. Bhimma and P. M. V. Subbarao, “Performance Analysis of Hybrid Solid Oxide Fuel Cell – Gas Turbine Power Generation System”, *Int. Conf. Sustainable Energy and Environment*, Thailand, 2006.
136. T. K. Gogoi, S. Sarma and S. Borthakur, “Simulation of a Hybrid Solid Oxide Fuel Cell – Gas Turbine System”, *Int. J. of Emerging Technology and Advanced Engineering*.
137. P. Wellin, S. Kamin and R. Gaylord, “An Introduction to Programming with *MATHEMATICA*®”, Cambridge University Press, 2005
138. Κ. Παπαδάκης, «Εισαγωγή στο *MATHEMATICA*®», Εκδόσεις Τζιόλα, 2003.
139. Δ. Ε. Τζανετής, Δ. Χ. Γκιντίδης και Χ. Γ. Τσίτουρας, «Χρήση Συμβολικών Γλωσσών σε Προβλήματα Μαθηματική Φυσικής», ΕΜΠ, Αθήνα 1998.
140. <http://www.wolfram.com/>

Η σελίδα αυτή είναι σκόπιμα λευκή.