



ΕΘΝΙΚΟ ΜΕΤΣΟΒΙΟ ΠΟΛΥΤΕΧΝΕΙΟ
ΣΧΟΛΗ ΜΗΧΑΝΟΛΟΓΩΝ ΜΗΧΑΝΙΚΩΝ

**ΑΝΑΠΤΥΞΗ ΚΑΙ ΑΞΙΟΛΟΓΗΣΗ ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΩΝ ΚΑΙ
ΥΠΟΛΟΓΙΣΤΙΚΩΝ ΕΡΓΑΛΕΙΩΝ ΓΙΑ ΤΟ ΧΑΡΑΚΤΗΡΙΣΜΟ
ΦΛΟΓΩΝ ΕΞΕΡΧΟΜΕΝΩΝ ΑΠΟ ΑΝΟΙΓΜΑ ΚΑΙ ΕΚΤΙΜΗΣΗ
ΤΩΝ ΕΠΙΠΤΩΣΕΩΝ ΤΟΥΣ ΣΕ ΠΡΟΣΟΨΕΙΣ ΚΤΙΡΙΩΝ**

ΔΙΔΑΚΤΟΡΙΚΗ ΔΙΑΤΡΙΒΗ

ΕΛΕΝΗΣ ΜΑΡΙΝΑΣ Κ. ΑΣΗΜΑΚΟΠΟΥΛΟΥ

Διπλωματούχου Μηχανολόγου Μηχανικού, Μ.Δ.Ε., Ε.Μ.Π.

ΕΠΙΒΛΕΠΟΥΣΑ

Μ. Α. ΦΟΥΝΤΗ

Καθηγήτρια Ε.Μ.Π.

ΑΘΗΝΑ, ΙΟΥΛΙΟΣ 2016



**NATIONAL TECHNICAL UNIVERSITY
OF ATHENS
SCHOOL OF MECHANICAL ENGINEERING**

**DEVELOPMENT AND ASSESSMENT OF EXPERIMENTAL
AND NUMERICAL TOOLS FOR CHARACTERIZATION OF
EXTERNALLY VENTING FLAMES AND EVALUATION OF
THEIR EFFECT ON BUILDING FACADES**

DOCTORAL DISSERTATION

ELENI MARINA K. ASIMAKOPOULOU

Mechanical Engineer, M.Sc., NTUA

SUPERVISOR

M. A. FOUNTI

Professor NTUA

ATHENS, JULY 2016



ΕΘΝΙΚΟ ΜΕΤΣΟΒΙΟ ΠΟΛΥΤΕΧΝΕΙΟ

ΣΧΟΛΗ ΜΗΧΑΝΟΛΟΓΩΝ ΜΗΧΑΝΙΚΩΝ

ΑΝΑΠΤΥΞΗ ΚΑΙ ΑΞΙΟΛΟΓΗΣΗ ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΩΝ ΚΑΙ ΥΠΟΛΟΓΙΣΤΙΚΩΝ ΕΡΓΑΛΕΙΩΝ ΓΙΑ ΤΟ ΧΑΡΑΚΤΗΡΙΣΜΟ ΦΛΟΓΩΝ ΕΞΕΡΧΟΜΕΝΩΝ ΑΠΟ ΑΝΟΙΓΜΑ ΚΑΙ ΕΚΤΙΜΗΣΗ ΤΩΝ ΕΠΙΠΤΩΣΕΩΝ ΤΟΥΣ ΣΕ ΠΡΟΣΟΨΕΙΣ ΚΤΙΡΙΩΝ

ΔΙΔΑΚΤΟΡΙΚΗ ΔΙΑΤΡΙΒΗ

ΕΛΕΝΗΣ ΜΑΡΙΝΑΣ Κ. ΑΣΗΜΑΚΟΠΟΥΛΟΥ

Διπλωματούχου Μηχανολόγου Μηχανικού, Μ.Δ.Ε., Ε.Μ.Π.

ΤΡΙΜΕΛΗΣ ΣΥΜΒΟΥΛΕΥΤΙΚΗ ΕΠΙΤΡΟΠΗ:

1. Μ. ΦΟΥΝΤΗ, Καθ. ΕΜΠ (Επιβλέπουσα)
2. Ε. ΡΟΓΔΑΚΗΣ, Καθ. ΕΜΠ
3. Κ. ΑΝΤΩΝΟΠΟΥΛΟΣ, Καθ. ΕΜΠ

ΕΠΤΑΜΕΛΗΣ ΕΞΕΤΑΣΤΙΚΗ ΕΠΙΤΡΟΠΗ:

1. Μ. ΦΟΥΝΤΗ, Καθ. ΕΜΠ (Επιβλέπουσα)
2. Ε. ΡΟΓΔΑΚΗΣ, Καθ. ΕΜΠ
3. Κ. ΑΝΤΩΝΟΠΟΥΛΟΣ, Καθ. ΕΜΠ
4. Α. ΜΠΟΥΝΤΟΥΒΗΣ, Καθ. ΕΜΠ
5. Κ. ΣΠΥΡΟΥ, Καθ. ΕΜΠ
6. Π. ΤΟΥΛΙΑΤΟΣ, Ομοτ. Καθ. ΕΜΠ
7. Θ. ΠΑΝΙΔΗΣ, Αναπλ. Καθ. ΠΠ

ΑΘΗΝΑ, ΙΟΥΛΙΟΣ 2016

Η έγκριση της Διδακτορικής Διατριβής από την Σχολή Μηχανολόγων Μηχανικών του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου δεν υποδηλώνει αποδοχή των γνώμών του συγγραφέα (Ν.5343/1932, Άρθρο 202).



**NATIONAL TECHNICAL UNIVERSITY
OF ATHENS**
SCHOOL OF MECHANICAL ENGINEERING

**DEVELOPMENT AND ASSESSMENT OF EXPERIMENTAL
AND NUMERICAL TOOLS FOR CHARACTERIZATION OF
EXTERNALLY VENTING FLAMES AND EVALUATION OF
THEIR EFFECT ON BUILDING FACADES**

DOCTORAL DISSERTATION

ELENI MARINA K. ASIMAKOPOULOU

Mechanical Engineer, M.Sc., NTUA

ADVISORY COMMITTEE:

1. M. FOUNTI, Prof. NTUA (Supervisor)
2. E. ROGDAKIS, Prof. NTUA
3. K. ANTONOPOULOS, Prof. NTUA

EXAMINATION COMMITTEE:

1. M. FOUNTI, Prof. NTUA (Supervisor)
2. E. ROGDAKIS, Prof. NTUA
3. K. ANTONOPOULOS, Prof. NTUA
4. A. BOUDOUVIS, Prof. NTUA
5. K. SPYROU, Prof. NTUA
6. P. TOULIATOS, Emer. Prof. NTUA
7. T. PANIDIS, As. Prof. UP

ATHENS, JULY 2016

Approval of the doctoral dissertation from the School of Mechanical Engineering of the National Technical University of Athens does not imply acceptance of the opinions of the authors (Law.5343/1932, Article 202).

Η παρούσα διδακτορική διατριβή έχει καταρχήν συγγραφεί στην Αγγλική γλώσσα και συνοδεύεται από εκτεταμένη περίληψη στα Ελληνικά. Η εκτεταμένη ελληνική περίληψη αποτελεί αυτόνομο κείμενο και περιέχει όλα τα ερευνητικά αποτελέσματα της διδακτορικής διατριβής, στην παρούσα έντυπη έκδοση παρατίθεται αρχικά η πλήρης διδακτορική διατριβή στην Αγγλική γλώσσα και ακολουθεί η εκτεταμένη ελληνική περίληψη. Η βιβλιογραφία και τα παραρτήματα που συνοδεύουν την διατριβή παρατίθενται μόνο στο αγγλικό κείμενο.

ΤΙΤΛΟΣ ΔΙΔΑΚΤΟΡΙΚΗΣ ΔΙΑΤΡΙΒΗΣ:

“Ανάπτυξη και αξιολόγηση πειραματικών και υπολογιστικών εργαλείων για το χαρακτηρισμό φλογών εξερχόμενων από άνοιγμα και εκτίμηση των επιπτώσεων τους σε προσόψεις κτιρίων”

The present PhD thesis has been originally written in English and is accompanied by an extended Greek summary. The Greek summary can be considered as a stand-alone text and presents all research achievements. In this printed version, the whole thesis in English comes first, and then follows the Greek extended summary. The references and appendices sections are only presented in English at the end of the thesis.

PHD TITLE:

“Development and assessment of experimental and numerical tools for characterization of Externally Venting Flames and evaluation of their effect on building façades”

Σύμφωνα με απόφαση της ΓΣΕΣ της Σχολής Μηχανολόγων Μηχανικών του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου στις 13/02/2012 η παρούσα Διατριβή γίνεται αποδεκτή στην Αγγλική γλώσσα. Έχει επιπλέον προστεθεί ελληνική περίληψη με έκταση ίση περίπου με το ένα τρίτο της έκτασης του αγγλικού κειμένου.

IV

The dove descending breaks the air
with flame of incandescent terror
of which the tongues declare
the one discharge from sin and error.

The only hope, or else despair
lies in the choice of pyre of pyre-
To be redeemed from fire by fire.

Who then devised the torment? Love.

Love is the unfamiliar Name
behind the hands that wove
the intolerable shirt of flame
which human power cannot remove.

We only live, only suspire
consumed by either fire or fire.

T.S. ELIOT

Four Quartets

“Little Gidding”

Acknowledgments

First and foremost I'd like to thank my Professor Maria Founti for her expert guidance, continual support and for all the amazing opportunities she gave me during this research. She trusted me and every time we discuss she shows me a different unexpected perspective that I could have never imagined. Her innovating way of thinking, her fresh ideas and advices give me a fresh perspective in everything. Thank you for being a great teacher that inspires me in the premises of HMCS Laboratory and beyond. I would like to thank the members of the advisory committee for their useful comments. I also express my gratitude to the members of the examination committee for reading the thesis and making constructive comments on the presented work.

I would like to thank Dr. Dionysios Kolaitis for the substantial cooperation we had all these years. Had it not being for you I would have never come in contact with this fascinating scientific area of fire engineering, I feel most grateful for this chance I was given. Your everyday guidance, patience and passion give me a vision and make me want to become a better scientist. Being not for Prof. Founti and you, I wouldn't participated in such interesting experiments (sometimes working through day and night!), traveled to such wonderful places, meeting interesting people and learning new things every single time we meet. I am most grateful also for proof reading this thesis and making important remarks on the context.

I would like to thank all the members of the Laboratory of Heterogeneous Mixtures and Combustion Systems Laboratory not just for being there sharing their knowledge with me, but also for all the happy moments we lived together. First of all I would like to thank Mpampis Mavrakis because without his numerous skills none of the experimental work conducted would be possible. He always elevates our work to a different (never expected and imagined) level. I spent the last four years in the same office with my beloved Manolis Malliotakis and Tasia Gkika and I must admit it was such an experience! Thank you my friends for making every day such a joyful journey. Many thanks to the youngest group of the HMCS laboratory for all the support and help during the large scale experiments (and some more that are not included in the current thesis). Magda Al Fantel, Ioannis Atsonios, Georgos Semitelos, Lina Klousakou and Zisis Malliotakis, a big thank you for your availability, fresh ideas and commitment, I wish you all the best for your future carrier. A big thank you to Ioannis Mandilaras, that was the person who introduce me some years ago to the wonderful and challenging world of experimental investigation, he was always there answering all my questions. This has also been the case for the rest of the wonderful colleagues in HMCS laboratory, Christos Keramiotis, Giorgos Zannis, Dimitris Giannopoulos, Dimitris Katsouniris, Marianna Stamatiadou, Dhimos Kontogeorgos, George Skevis, Lina Klousakou and Nikos Vasilas, each and every one of you contributed to this work, thank you so much! And of course thank you Rena Founti for all your support, you always made all the paperwork seem like a piece of cake. This work wouldn't be as complete if I didn't receive the help of the undergraduate students Konstantinos Chotzoglou, Georgios Spetzos, Manos Syggelakis, Sophia Kordouli, Giannis Kalargaris and Petros Tsilimigkakis. The assistance of Prof. M. Stamatakis and S. Kavouri (Faculty of Geology and Geo-Environment, National and Kapodistrian University of Athens), of Ass. Prof. T. Panidis and Dipl. Ing. V. Papadogianni (Department of Mechanical Engineering and Aeronautics, University of Patras) and of Prof I. Paspaliaris, A. Peppas and N. Athanasakou (School of Mining and Metallurgical Engineering, National Technical University of Athens) in performing the SEM, CC and TGA measurements, respectively, is gratefully acknowledged.

I would like to thank all my special and crazy friends that supported me throughout this path in a numerous ways each one of them: Nina, Popi, Effi, Natasa, Sofianna, Tasia, Xe, Xristaras, Spa, Manolis

Acknowledgments

Klats, Vicky, Gourgouletis, Kanakaris, Iakovos, Momoko, Konstantina, Thenia, Aggeloudi, Grigoris, Sofakis, Ioanna, Giouli, Stefanos, Baggelis, Ariadni, Flora, Spyros, Katerina Megali, Vafistiria and Sakis. A big thank you for you all, I will always have you in my heart!

Last but not least I would like to thank my family, Konstantinos, Erasmia, Mikri and Beau, for their continuous support and encouragement. I wouldn't be who I am without them.

Table of contents

Acknowledgments.....	i
Table of contents.....	iii
List of tables.....	ix
List of figures.....	xi
Abstract.....	17
Nomenclature.....	19
1. CHAPTER 1: Introduction.....	25
1.1. Compartment fires.....	25
1.1.1. Phenomenology aspects.....	25
1.1.2. Compartment fire phases and Externally Venting Flames.....	27
1.1.3. Review on large-scale fire testing.....	29
1.2. Fire safety regulations.....	32
1.2.1. Prescriptive regulations.....	34
1.2.2. Performance-based regulations.....	34
1.2.3. Construction products fire behavior.....	38
1.3. Fire safety engineering design.....	41
1.3.1. Eurocodes.....	42
1.3.2. Deterministic criteria.....	44
1.4. Externally Venting Flames in compartment fires.....	46
1.4.1. Externally façade systems and façade construction techniques.....	49
1.5. Scope of the research.....	53
1.6. Structure of the Thesis.....	56
1.7. Publications.....	59
1.7.1. Journal papers.....	59
1.7.2. Conference papers.....	59
2. CHAPTER 2: Characteristics of Externally Venting Flames.....	63
2.1. Introduction.....	63
2.2. Physical description.....	63
2.3. Dynamic characteristics of EVF.....	64
2.4. Review on large scale compartment-façade fire experiments.....	66
2.5. Effect of ventilation.....	71
3. CHAPTER 3: Fire engineering design correlations related to EVF.....	77
3.1. Introduction.....	77
3.2. Main dimensions of the EVF envelope.....	77

Table of contents

3.2.1.	Flame height	78
3.2.2.	Flame projection	80
3.2.3.	Flame width	81
3.3.	EVF centerline temperature	81
3.4.	EVF-induced heat flux on the façade	84
3.4.1.	Main parameters influencing heat flux	86
3.4.2.	Estimation methodologies of EVF-induced heat flux	86
3.4.3.	Effect of EVF shape assumption	86
3.4.4.	Effect of Extinction Coefficient	87
3.4.5.	Effect of Heat Transfer Coefficient	88
3.4.6.	Concluding remarks	89
4.	CHAPTER 4: Experimental investigation of EVF and their impact on the façade	91
4.1.	Introduction.....	91
4.2.	Medium scale experimental setup	91
4.2.1.	Geometry	91
4.2.2.	Expendable fuel source.....	92
4.2.3.	Sensors and data acquisition system	93
4.2.4.	Fire detection image processing analysis	95
4.3.	Parametric study	95
4.4.	Repeatability study	97
4.5.	Estimation of experimental errors	99
4.6.	Results.....	101
4.6.1.	Fuel consumption rate and GER	101
4.6.2.	Indoor thermal field	103
4.6.3.	Outdoor thermal field	106
4.6.4.	EVF envelope dimensions	107
4.6.5.	Thermal effects on the exposed facade.....	113
4.7.	Concluding remarks	119
5.	CHAPTER 5: Numerical investigation of EVF developing in under-ventilated fire compartments	121
5.1.	Introduction.....	121
5.2.	Description of the FDS code	122
5.3.	Numerical simulation of medium-scale compartment-façade fire tests	126
5.3.1.	Simulation details.....	128
5.3.2.	Fire compartment gas temperatures	138
5.3.3.	EVF centerline temperatures	139
5.3.4.	Thermal effects on the facade	141

5.3.5.	EVF envelope dimensions	146
5.3.6.	EVF gas velocity	150
5.3.7.	Pool fire scenario investigation	154
5.4.	Numerical simulation of large-scale compartment-façade fire tests	159
5.4.1.	Simulation details	159
5.4.2.	Fire compartment gas temperatures	160
5.4.3.	Fire compartment gas velocity	161
5.4.4.	EVF centreline temperatures	162
5.4.5.	Thermal effects on the facade	163
5.4.6.	EVF envelope dimensions	163
5.5.	Concluding remarks	165
6.	CHAPTER 6: Experimental investigation of the fire behavior of the "ventilated façade" system ...	167
6.1.	Introduction	167
6.2.	Large scale experimental setup	169
6.3.	Sensors and data acquisition system	171
6.4.	Data processing	175
6.4.1.	Fuel consumption rate	175
6.4.2.	Gas temperature	176
6.4.3.	Opening flow velocity	176
6.4.4.	Flame shape and dimensions	177
6.5.	Results	177
6.5.1.	EVF envelope dimensions	177
6.5.2.	Centreline temperature	179
6.5.3.	Façade temperature profiles	182
6.6.	Concluding remarks	183
7.	CHAPTER 7: Evaluation of fire engineering design correlations related to EVF	185
7.1.	Introduction	185
7.2.	Medium-scale fire tests	185
7.2.1.	EVF dimensions	185
7.2.2.	EVF Centerline temperature	186
7.2.3.	Heat flux on the exposed facade surface	188
7.3.	Large-scale fire tests	190
7.3.1.	EVF dimensions	190
7.3.2.	Centerline temperature	191
7.3.3.	Heat flux to the exposed facade surface	193
7.1.	Concluding remarks	201

Table of contents

8. CHAPTER 8: Conclusions and Outlook	203
8.1. General comments and elements of originality	203
8.2. Theoretical assessment of fire engineering design correlations and methodologies related to EVF 205	
8.3. Experimental investigation of EVF and their impact on facades	206
8.4. Numerical investigation of EVF.....	207
8.5. Experimental investigation of the fire behavior of the VF system	208
8.6. Evaluation of fire engineering design correlations related to EVF	209
8.7. Outlook for future research.....	212
References	213
APPENDIX A: Correction methodology for gas temperature measurement uncertainties	229
Appendix A: References	232
APPENDIX B: Fire detection image processing analysis.....	233
B1. Introduction.....	233
B2. Image processing algorithm	233
B3. Video Camera used and file storage	237
Appendix B: References	239
APPENDIX C: Fire Protection of Light and Massive Timber Elements using Gypsum Plasterboards and Wood Based Panels: A Large-Scale Compartment Fire Test	241
C1. Introduction.....	241
C1.1 Light and Massive Timber Element Construction	242
C1.2 Large-Scale Compartment Fire Tests of Protected Timber Structures	242
C2. Experimental Methodology	243
C2.1 General Layout of the Test Compartment	243
C2.2 Detailed Construction of the Wall Assemblies	244
C2.3 Fire Load	244
C2.4 Instrumentation	245
C3. Results and Discussion.....	246
C3.1 Fire Development	246
C3.2 Gas Temperatures	247
C3.3 Thermal Behaviour of Wall Assemblies	249
C3.4 Characteristic Failure Times	250
C4. Conclusions.....	251
Appendix C: References	253
APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building: investigation of fundamental phenomena related to EVF	257
D1. Introduction	257

D1.1 Simulation details	257
D1.2 Parametric study	258
D2. Results and Discussion	260
D2.1 Effect of fuel load [Test Cases 1-1 and 1-2]	260
D2.2 Effect of ventilation conditions [Test cases 1-1, 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4]	273
D3. Conclusions	279
Appendix D: References	281
ΠΕΡΙΛΗΨΗ	284
ΕΚΤΕΝΗΣ ΠΕΡΙΛΗΨΗ	286

List of tables

Table 1-1. Research areas involved in enclosure fires.	26
Table 1-2. Zone models used in performance based design.	36
Table 1-3. CFD (field) models used in performance based design.	38
Table 1-4. Indicative performance description and fire scenarios for Euroclasses.	40
Table 1-5. Harmonized European standards for fire resistance.	41
Table 1-6. Presentation and descriptions of Eurocode actions and parts	43
Table 1-7. Description of actions of Eurocode 1, Part 1-2.	44
Table 1-8. Upper and lower limits of deterministic criteria for pre-flashover fires.	45
Table 1-9. Review on fundamental experimental (exp.), numerical (num.) and theoretical (th.) studies on EVF and its effects on façade.	48
Table 1-10. Recent high-rise building fires involving EVF.	52
Table 2-1 Available experimental data and data collected from each case.	67
Table 2-2. Main characteristics of the large-scale fire tests used in this study.	71
Table 3-1. Semi-empirical correlations for EVF height (L_L) estimation.	79
Table 3-2. Semi-empirical correlations for EVF projection (L_H) estimation.	81
Table 3-3. Semi-empirical correlations for EVF centerline temperature estimation.	83
Table 3-4 Methodologies for estimation of heat flux to the façade.	86
Table 3-5. Extinction coefficient or monochromatic absorption coefficient for various fuels.	88
Table 3-6. Key parameters analysis of the employed methodologies for the estimation of EVF geometric and thermal characteristics.	90
Table 4-1. Summary of main operational parameters for the examined test cases.	96
Table 4-2. Summary of the main operational parameters used in the repeatability tests.	98
Table 4-3. Summary of measurement uncertainty components.	100
Table 4-4. Duration of the characteristic fire phases for all test cases.	101
Table 4-5. Summary of experimentally determined values of EVF height, width and projection.	108
Table 5-1. FDS numerical studies on medium scale enclosure (with a single opening) fires.	127
Table 5-2. Summary of quality grid resolution criteria for test case D-2.35L for 0.020m, 0.025m and 0.050m cell size computational grid.	130
Table 5-3. Quality grid resolution criteria for test cases D-1.00L, D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L for 0.025m cell size computational grid.	130
Table 5-4. Average relative error (ϵ_3) of interior compartment temperature for test case D-2.35L for 0.020m, 0.025m and 0.050m cell size computational grid.	132
Table 5-5. Errors ϵ_1 , ϵ_2 and ϵ_3 for test case D-2.35L for 0.020m, 0.025m and 0.050m cell size computational grid.	133
Table 5-6. FDS running times for test case D-2.35L for 0.020m, 0.025m and 0.050m cell size computational grid.	134
Table 5-7. Kinetic parameters used in the SRK gypsum dehydration and wood combustion models.	138

List of tables

Table 5-8. Duration of the characteristic fire phases for all test cases simulated with FDS.	138
Table 5-9. Summary of determined values of EVF height, width and projection.	147
Table 6-1 Summary of the differential pressure transducer settings.	174
Table 7-1. Summary of EVF dimensions, also labelled Exp., (c.f. Chapter 4) and predictions using semi-empirical correlations (c.f. Chapter 3); numbers in parentheses indicate the relative error.	186
Table 7-2. Experimentally measured and predicted heat flux data at 0.11 m height above the opening soffit; numbers in parentheses indicate the relative error compared to the average experimental value.	189
Table 7-3. Measured and estimated values for EVF length, L_L (m); numbers in parentheses indicate the relative error.	190
Table 7-4. Measured and estimated values for EVF projection, $2*L_H$ (m); numbers in parentheses indicate the relative error.	191
Table 7-5. Overall error evaluation matrix for the investigated heat flux correlations.	200
Table 7-6. Qualitative assessment of the employed methodologies for the estimation of EVF geometric and thermal characteristics.	202
Table 8-1. Overall qualitative assessment of the numerical methodologies (Num.) and employed correlations and fire engineering methodologies (CM) for the estimation of fire compartment and EVF geometric and thermal characteristics in medium- and large-scale configurations.	211

List of figures

Figure 1-1. Idealized description of the temporal variation of the temperature in the interior of a fire compartment.....	28
Figure 1-2. Graphical representation of fuel (left) and ventilation (right) controlled fire event in a compartment with a single opening (DiNenno, 2002).....	28
Figure 1-3. BRE Cardington full-scale fire test (Welch et al., 2007).....	30
Figure 1-4. NIST Large Fire Laboratory fire test series (Hamins et al., 2005).	32
Figure 1-5. Prescriptive versus performance based design.	35
Figure 1-6. Basic mechanisms of EVF formation and parameters affecting its development.....	47
Figure 1-7. Various wind deflections illustrated by isothermic curves (Betchtold, 1978).	48
Figure 1-8. EVF fire spreading mechanism (O'Connor, 2008).....	50
Figure 1-9. Beijin Blaze (Glancey, 2009) (left) and Residential Building (Peng et al., 2013) (right) fire events.....	53
Figure 1-10. Interlinked research axis of the current thesis.	54
Figure 1-11. Structure of the present thesis.....	58
Figure 2-1. IF, IFE and CEF phases of a typical compartment fire (front and side view).	65
Figure 2-2. Front (left) and side (right) view of the external grid and burn room window (Klopovic and Turan, 2001a; Klopovic and Turan, 2001b).....	68
Figure 2-3. Dalmarnock fire test in Glasgow (Empis, 2010).	69
Figure 2-4. Flame emerging out of the opening during the experiment in the ISO13785-2 configuration (Yoshioka et al., 2012).	70
Figure 2-5. General schematic illustrating the main characteristics of EVF.	75
Figure 3-1. Three main regions of the fire plume above the fuel source; namely continuous flame, intermittent flame and far-field plume.	80
Figure 4-1. Schematic drawing of the experimental facility and sensor locations; side view (W-2.35L, left) and (D-2.35L, right).	92
Figure 4-2. Schematic drawing of the experimental facility and sensor locations; top view.	92
Figure 4-3. Attachment of the thermocouple to the façade's surface.	93
Figure 4-4. Positioning of the thermocouples at the exterior of the fire compartment.	94
Figure 4-5. Methodologies widely used for the determination of non-dimensional functionality (Quintiere, 2006).	96
Figure 4-6. Average gas temperature inside the fire compartment (left) and heat flux at the façade (right) measurements obtained in the repeatability tests.....	98
Figure 4-7. Time-averaged temperature contours at the centreline plane perpendicular to the façade, obtained in test cases D.1-2.35L and D.2-2.35L.	99
Figure 4-8. Time evolution of calculated experimental error in average gas temperature inside the fire compartment (left) and heat flux at the façade (right) measurements (obtained in test case D-2.35L).	101
Figure 4-9. Measurements of instantaneous fuel mass consumption rate (top) and calculated GER (bottom); effect of fire load (left) and opening factor (right).	102

List of figures

Figure 4-10. Time-averaged gas temperature at the interior of the compartment; effect of fire load (left) and opening factor (right).....104

Figure 4-11. Temporal evolution of upper layer gas temperature at the interior of the compartment; effect of fire load (left) and opening factor (right).....104

Figure 4-12. Temporal evolution of incoming flow to the fire compartment; effect of fire load (left) and opening factor (right).....105

Figure 4-13. Temporal evolution of O₂, CO₂ and CO volume concentrations measured at a height of 1.65 m, at the centreline of the façade, for test cases D-4.70L (left) and D-2.35L (right).....106

Figure 4-14. Averaged values of fuel consumption rate (top left), heat flux to the façade (top right), relative time duration (bottom left) and GER (bottom right) for each EVF phase107

Figure 4-15. Front view of flame intermittency contours.109

Figure 4-16. Side view of flame intermittency contours.110

Figure 4-17. Determination of mean flame height using experimental data.111

Figure 4-18. Temporal evolution of instantaneous flame height.....111

Figure 4-19. Determination of mean flame projection ($2*L_H$), at a height of 0.9 m, using experimental data.112

Figure 4-20. Vertical distribution of the time averaged flame width (left) and projection (right)112

Figure 4-21. Time-averaged temperatures at the centre-line plane perpendicular to the façade during the IF phase.....113

Figure 4-22. Time-averaged temperatures at the centre-line plane perpendicular to the façade during the CEF phase.....114

Figure 4-23. Time-averaged temperatures at the quarter-width plane perpendicular to the façade during the IF phase.....114

Figure 4-24. Time-averaged temperatures at the quarter-width plane perpendicular to the façade during the CEF phase.115

Figure 4-25. Temporal evolution of heat flux on the façade (left) and EVF temperatures at a distance of 0.246 m from the façade (right).....116

Figure 4-26. Façade surface temperature at the end of the fire test; data obtained by thermal camera and thermocouples for test cases D-2.35L (left) and W-2.35L (right).117

Figure 4-27. Time-averaged façade surface temperatures during the IF phase (thermocouple data).....118

Figure 4-28. Time-averaged façade surface temperatures during the CEF phase (thermocouple data).....118

Figure 5-1. Computational meshes for test case D2-35L: 0.020m (left), 0.025m (middle) and 0.050m (right) cell size computational grids.130

Figure 5-2. Grid sensitivity results of temperatures at the interior of the fire compartment for test case D-2.35L.132

Figure 5-3. Grid sensitivity results of EVF temperatures at the quarter-width plane at a distance of 0.123 from the façade, at 0.71m (left) and 1.50m (right) height, for test case D-2.35L.133

Figure 5-4. Grid sensitivity results through comparison of EVF temperatures at the centreline plane at a distance of 0.246 m from the façade, at 0.71m (left) and 1.50m (right) height, for test case D-2.35L.134

Figure 5-5. Grid sensitivity results through comparison of façade temperatures at the centreline plane at 0.71m (top, left), 1.00m (top, right) and 1.50m (bottom, middle) height for test case D-2.35L.135

Figure 5-6. Grid sensitivity results through comparison of heat flux at the facade for test case D-2.35L.135

Figure 5-7. Physical domain and utilized computational mesh using 0.025m cell size.	136
Figure 5-8. Temporal evolution gas temperature at the interior of the fire compartment for test cases D-1.00L (left) and D-4.70L (right).	139
Figure 5-9. Temporal evolution gas temperature at the interior of the fire compartment for test cases D-2.35L (left) and W-2.35L (right).	139
Figure 5-10. Temperature histories at a height of 0.71 m and 1.50m, 0.246 m away from the façade for test cases D-1.00L (left) and D-4.35L (right).	140
Figure 5-11. Temperature histories at heights of 0.71 m and 1.50m, 0.246 m away from the façade for test cases D-2.35L (left) and W-2.35L (right).....	141
Figure 5-12. Façade temperatures at the centreline for test cases D-1.00L (left) and D-4.35L (right).	142
Figure 5-13. Façade temperatures at the centreline for test cases D-2.35L (left) and W-2.35L (right).....	142
Figure 5-14. Experimental values of temperature profiles of the exposed façade surface at the end of test cases D-100L, D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L.....	144
Figure 5-15. Prediction values of temperature profiles of the exposed façade surface at the end of test cases D-100L, D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L.....	145
Figure 5-16. Temporal evolution of heat flux to the façade wall, at a height of 710 mm, for test cases D-2.35L (left) and W-2.35L (right).	146
Figure 5-17. Temporal evolution of heat flux to the façade wall, at a height of 710 mm, for test cases D-1.00L (left) and D-4.70L (right).	146
Figure 5-18. Front view of flame intermittency contours.	148
Figure 5-19. Side view of flame intermittency contours.	149
Figure 5-20. Determination of EVF flame height.	150
Figure 5-21. Predictions of velocity vectors and flame envelope 5 s after fire initiation during IF, for test cases D-1.00L (top left), D-2.35L (top right), D-4.70L (bottom left) and W-2.35L (bottom right).	151
Figure 5-22. Predictions of velocity vectors and flame envelope 30 s after fire initiation during IFE, for test cases D-1.00L (top left), D-2.35L (top right), D-4.70L (bottom left) and W-2.35L (bottom right).	152
Figure 5-23. Predictions of velocity vectors and flame envelope 300 s after fire initiation during CEF, for test cases D-1.00L (top left), D-2.35L (top right), D-4.70L (bottom left) and W-2.35L (bottom right).	153
Figure 5-24. Predictions of velocity vectors and flame envelope 560 s after fire initiation for D-1.00L test case D-4.70L.	154
Figure 5-25. Predictions of pool fire scenario and comparison with experimental data of fuel mass consumption rate for test case D-2.35L.....	156
Figure 5-26. Temporal evolution gas temperature at the interior of the fire compartment for test case D-2.35L.	157
Figure 5-27. Façade temperatures at the centreline (left) and EVF temperature histories at heights of 0.70 m and 1.50m, 0.246 m away from the façade (right) for test case D-2.35L.	157
Figure 5-28. Temporal evolution of heat flux to the façade wall, at a height of 710 mm, for test case D-2.35L.	158
Figure 5-29. General configuration and fuel distribution in the fire compartment for the NoFD (left) and FD (right) test cases.....	159
Figure 6-1. Ventilated façade system; “chimney effect” (left) and flames and hot gases pathway during a fire event (right).	168
Figure 6-2. Photographs of the large scale compartment façade configuration: front and side view.	169

List of figures

Figure 6-3. Indicative photos of the fire test configuration and the experimental setup.	169
Figure 6-4. Schematic drawing of the large scale compartment façade configuration.....	170
Figure 6-5. Schematic drawing of the façade wall assembly configuration (left) and stud geometry (right).	170
Figure 6-6. Schematic drawing of the façade wall assembly configuration (left) and stud geometry (right).	170
Figure 6-7. Construction details of the upper side of the window opening before (left) and after (right) the positioning of the cement board.	171
Figure 6-8. Layout of the large-scale compartment façade configuration, giving measurement equipment positioning.....	171
Figure 6-9. Positioning of the thermocouples at each different layer along the VF system (left) and representative photography of the non-exposed surface of the VF system (right).	172
Figure 6-10. Construction details of the thermocouple positioning at the exterior of the fire compartment... ..	172
Figure 6-11. Positioning of the thermocouples at the interior of the fire compartment, indicative picture of the non-exposed side of the south compartment wall (left) and their positioning at the geometrical center of the room (right).....	174
Figure 6-12. Positioning of the bidirectional probes at the centreline of the window (left) and their connection with the differential pressure transducers placed in the west compartment wall (right).	174
Figure 6-13. Measurements of fuel mass and instantaneous fuel mass consumption rate.	175
Figure 6-14. Temporal evolution of temperatures at the interior of the compartment at various heights.	176
Figure 6-15. Velocity histories at the centreline of the opening at indicated heights below the window lintel.	177
Figure 6-16. EVF development at 2.5 min intervals (front view).	178
Figure 6-17. EVF development at 2.5 min intervals (side view).	178
Figure 6-18. Thermal camera images of the front side of the façade at 2.5 min intervals.	178
Figure 6-19. Front and side views of flame intermittency contours.....	179
Figure 6-20. Determination of mean flame height using experimental data (left) and temporal evolution of instantaneous flame height (right).	180
Figure 6-21. Determination of mean flame width (left) and projection (right) using experimental data.	180
Figure 6-22. Temperature contours at the centreline plane perpendicular to the façade at various time instances and time-averaged throughout the duration of the experiment.	181
Figure 6-23. Temperature measurements at the various interfaces of the VF system (c.f. Figure 6-8), at a height of 50 cm (top left), 100 cm (top right), 150 cm (bottom left) and 200 cm (bottom right) above the window lintel.....	183
Figure 7-1. Vertical distribution of measured and predicted time-averaged centreline EVF temperatures; effect of fire load (left) and opening factor (right).	187
Figure 7-2. Temporal evolution of measured and predicted heat flux values on the exposed façade surface.	188
Figure 7-3. Vertical distribution of measured and predicted centreline EVF temperatures under NoFD (test case 8, left) and FD (test case 28, right) conditions.....	192
Figure 7-4. Experimental and predicted heat flux values (HF5) for NoFD (left) and FD (right) ventilation conditions (grouped with respect to HRR).	198
Figure 7-5. Relative errors of predicted heat flux values, under NoFD (left) and FD (right) conditions.	199

Abstract

The current thesis presents a computational, experimental and theoretical investigation of fire spreading in buildings and façade systems due to Externally Venting Flames (EVF). When a building fire is fully developed, flames may spill out of external openings; it is well established that EVF may significantly increase the risk of fire spreading to higher floors or adjacent buildings. Nowadays, due to the ever-stricter requirements for building energy performance, there is a growing trend of installing combustible thermal insulation materials on building façades. This energy saving practice may adversely affect the building's fire safety characteristics related to EVF. However, the majority of fire safety codes currently available lack specific methodologies to evaluate the risks associated with EVF, since new façade design requirements and construction materials challenge the established fire safety solutions. There is an alarming occurrence of recent EVF events in high rise buildings, resulting in a large number of casualties, structural damage and property loss, a fact that renders the need to improve design guidelines for EVF an urgent priority.

This necessity motivated the development of a holistic fire safety design methodology in the frame of performance-based design, presented in the current thesis, challenging traditional concepts of fire safety that can be applied in real life structures and fire safety engineering problems. In the present thesis, attention is given on the fundamental physical phenomena governing EVF in medium- and large-scale configurations, aiming to advance the frontiers of scientific knowledge and improve the relevant design guidelines. This multi-disciplinary research encompasses the diverse fields of fire science, fire safety, materials performance and building codes and standards. Fire engineers, product manufacturers, building owners, fire and public services, construction sector stand to benefit from the understanding of the physical phenomena governing the fundamental flow and thermal characteristics of EVF. The main phenomenology and fire safety aspects of façade fires due to EVF are reviewed emphasizing on the impact of heat fluxes and EVF plume geometric characteristics on the fire resistance and spread on façade assemblies. A complete dataset on the current state-of-the art medium- and large-scale fire experiments and numerical studies related to EVF fire events, performed for the first time, provide the opportunity to identify the important parameters influencing EVF development. A key parameters sensitivity analysis is performed towards identifying the origins, applicability and limitations of widely applied fire engineering design correlations and methodologies. Correlations and methodologies for the estimation of EVF geometric characteristics have been evaluated in terms of applicability, accuracy and ease of implementation. A range of methodologies for the estimation of the heat flux on the exposed façade surface is presented, and the best methodology for the accurate estimation of the heat flux on exposed façade surface is identified. A dedicated series of medium-scale compartment-façade experiments has been designed and performed in order to investigate the fundamental physical phenomena and factors influencing the dynamic development of EVF. A parametric study has been further performed to investigate the effect of fire load and opening factor to the EVF

geometric and thermal characteristics; EVF plume effect on the façade wall was also thoroughly investigated in terms of heat flux and temperature temporal measurements. In addition, a large-scale compartment façade experiment has been designed and performed for the first time in order to investigate the EVF related phenomena associated with an innovative energy efficient Ventilated Façade (VF) system. The relevant phenomena influencing EVF development and its impact on VF systems have been analyzed and assessed. A dedicated numerical methodology for the accurate description of the EVF characteristics in medium- and large-scale compartment façade configurations has been developed in the context of performance-based design guidelines currently implemented in many countries. A methodology has been developed accounting for the fire behavior of gypsum plasterboards. Numerical predictions were thoroughly compared to the obtained experimental measurements from medium-scale configurations and available data for large-scale configurations in order to evaluate the accuracy of the numerical methodology. Correlations and methodologies for EVF description have been extensively validated against available and in-house performed medium- and large-scale compartment-façade experiments. It is widely accepted that the suitability of a holistic fire safety engineering design methodology, as the one developed in the current thesis, is determined by its intended application and by verification through detailed experimental measurements; only a method that is both versatile and practical, yielding sufficiently accurate results, may prove suitable for practical applications. Taking into account that simplified methodologies should produce conservative design values, there is an urgent need for design guidelines that provide explicit recommendations on how to use them. Even when more sophisticated models are available, a compromise is often necessary between accuracy, cost and time during fire safety design. Knowledge of the errors and limitations of fire engineering correlations is necessary if an analytical approach is intended to be used as an alternative to the more advanced performance-based methodologies. Implementation of the current thesis research results can be proven beneficial for society, as it may contribute to the reduction of fire losses and improve fire protection by providing tangible fire safety engineering techniques, relating advantages in innovative design and construction techniques to everyday life safety.

The novelty of the current thesis is that the extensive theoretical, experimental and computational investigation of the fire spreading in buildings and facades systems due to EVF are incorporated for the first time into a holistic fire safety engineering methodology for the design of facades systems. In addition, a large-scale compartment-façade fire test database focusing on EVF has been created. This extended database and the results from medium- and large-scale fire tests conducted in the frame of the current thesis have been used for the assessment of the developed methodology. In addition, an EVF detection image processing tool and a post process correction methodology for radiation correction of the thermocouples at the interior of fire compartments have been developed.

Keywords: Externally Venting Flames (EVF), EVF Transient Characteristics, Heat Flux on Façade, Fire Engineering Design Correlations, Compartment-Façade Fire Tests, Computational Fluid Dynamics (CFD)

Nomenclature

Symbol	Quantity	Units
A_j	Pre-exponential factor	s^{-1}
A_o	Opening area	m^2
A_v	Total area of vertical openings on all walls of the compartment	m^2
A/P	Area to perimeter ratio of the fire diameter	m
c	Empirical factor	4.67
C_d	Discharge coefficient of the opening (0.68)	-
C_p	Specific heat of air at ambient conditions	1005 J/kgK
D	Compartment depth	m
D_a	Diffusivity of species a	m^2/s
D_h	Hydraulic diameter	m
D_v	Hydraulic diameter of the opening	m
D^*	Characteristic fire diameter	m
d_{eq}	Characteristic length scale of an external structural element	m
E_b	Black body emissive power	kW/m^2
E_j	Activation energy	$kJ/kmol$
g	Gravitational acceleration	$9.81 m/s^2$
h_s	Sensible enthalpy per unit mass	kJ/kg
H_v	Opening height	m
H_u	Heat release of cellulosic fuels for each kilogram of oxygen consumed	$13100 kJ/kg_{O_2}$
h_{eq}	Weighted average of openings heights on all walls	m
h_o	Neutral plane height ($\sim 0.4h$)	m
k	Extinction coefficient	m^{-1}
k_{fuel}	Extinction coefficient for a specific fuel	m^{-1}
$L_{L,0.05}$	Flame height at the “continuous flame” (5% flame intermittency limit)	m
$L_{L,0.50}$	Flame height at the “intermittent flame” (50% flame intermittency	m

Nomenclature

	limit)	
$L_{L,0.95}$	Flame height at the “far-field flame” (95% flame intermittency limit)	m
L_L	Height of EVF	m
L_H	Projection of EVF	m
L_f	Flame length	m
l_x	Length along the EVF centerline, originating at the opening	m
l_o, l_o^*	Length scales	
l	Flame length	m
m_f	Fuel mass	kg
\dot{m}_a	Mass flow rate of incoming air to the	kg/s
\dot{m}_a''	Reaction source term	kg/s
\dot{m}_f	Fuel mass loss rate	kg/s
\dot{m}_{O_2}	Oxygen mass flux	kg/s
m_g	Mass of unburnt gases venting outside the fire compartment	kg
N	Number of species	-
n_j	Reaction order	-
P_r	Prandtl number	-
\bar{p}	Thermodynamic “background” pressure in FDS	Pa
\tilde{p}	Perturbation of pressure	Pa
Q	Heat Release Rate	MW
Q_{ex}	Excess Heat Release Rate	MW
$Q_{ins,m}$	Heat release rate at the interior of the compartment	kW
\dot{q}''	Heat flux	W/m ²
$\dot{\mathbf{q}}'''$	Heat flux vector	
\dot{q}_{conv}''	Convective heat flux	W/m ²
\dot{q}_{rad}''	Radiative heat flux	W/m ²
R	Ideal gas constant	J/molK

RH	Ambient relative humidity	%
r_o	Equivalent radius of the opening	-
r	Fuel-to-oxygen stoichiometric ratio	-
r_j	Reaction rate	1/s
r'	Oxygen-to-fuel stoichiometric ratio	-
S_c	Schmidt number	
T	Temperature	°C
T_g	Upper gas layer temperature	°C
T_z	EVF centerline temperature in relation to height from the opening soffit	K
T_{amb}	Ambient temperature	15.25°C
T_f	“Effective” flame temperature	K
T_o	Temperature at the center of the opening	K
T_{wall}	Facade wall temperature	K
t_{dur}	Total fire duration	s
u	Velocity	m/s
\mathbf{u}	Velocity vector	
V	External wind speed	m/s
\dot{V}	Volume flow of air into the compartment	m ³ /s
\dot{V}_f	Volume flux of fuel gas	m ³ /h
V_f	Fuel volume	lt
\bar{W}	Mixture molecular weight	g/mol
W_{CO}	Molecular weight of carbon monoxide	g/mol
W_F	Molecular weight of fuel	g/mol
W_S	Molecular weight of soot	g/mol
W_v	Opening width	m
w_f	EVF width	m
w_t	Sum of opening widths on all walls of the burning room	m
w_d	Distance to any other window	m
X_H	Volume fraction of hydrogen in soot	-

Nomenclature

Y_a	Mass fraction of species α	$\text{kg}_a/\text{kg}_{\text{mix}}$
$Y_{O_2,air}$	Oxygen mass fraction in ambient air	0.23
Z	Height from the opening spandrel	m
Z_n	Height of the compartment neutral plane	m
a_c	Convective heat transfer coefficient	$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$
$a_{c,distance}$	Convective heat transfer coefficient in relation to distance	$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$
ΔT_m	Plume centerline temperature rise above ambient	K
δx	Nominal size of grid cell	m
ε	Emissivity	-
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Errors	-
ε_z	Local emissivity of the flame	-
λ	Flame thickness	m
v_{CO}	Mass yield of carbon monoxide	-
v_{CO_2}	Mass yield of carbon dioxide	-
v_{gas}	Mass yield of combustible gas residue	-
v_{H_2O}	Mass yield of water residue	-
v_{O_2}	Mass yield of oxygen	-
v_{res}	Mass yield of solid residue	-
v_s	Mass yield of soot	-
ρ	Density of the hot combustion products	kg/m^3
ρ_{amb}	Air density at ambient conditions	$1.204 \text{ kg}/\text{m}^3$
$\rho_{500^\circ C}$	Air density at 500°C	$0.45 \text{ kg}/\text{m}^3$
σ	Stefan Boltzmann constant	$5.67 \times 10^{-8} \text{ kgs}^{-2} \text{K}^{-4}$
τ	Deviatoric stress tensor	Pa
φ_f	Configuration factor (radiation from fire through windows)	
φ_z	Configuration factor (radiation from EVF)	

Abbreviations

CB	Compartment Back
CEF	Consistent External Flaming

CF	Compartment Front
CFL	Courant-Friedrichs-Lewy
DSC	Differential Scanning Calorimetry
EVF	Externally Venting Flames
FD	Forced Draught
FDS	Fire Dynamics Simulator
GER	Global Equivalence Ratio
CFD	Computational Fluid Dynamics
GD	Gypsum Dehydration
GP	Gypsum Plasterboard
HRR	Heat Release Rate
HRRPUV	Heat Release Rate Per Unit Volume
IF	Internal Flaming
IFE	Intermittent Flame Ejection
NoFD	No Forced Draught
OF	Opening Factor
OV	Over-ventilated conditions
RTE	Radiative Transport Equation
UV	Under-ventilated conditions
VF	Ventilation Factor

The units shown here are those most commonly used; some variations with respect to the SI decimal relationships kilo or mega may occur.

Nomenclature

CHAPTER 1: Introduction

1.1. Compartment fires

Fire safety engineering is a relatively new discipline, especially in Greece, that requires the deeper investigation and understanding of the fire phenomena in order to improve life safety by reducing fire losses, enhancing regulatory performance, improving post-fire investigation and increasing environmental protection. Everyday fire events around the world demonstrate the need for the transfer of knowledge gained through research into conventional fire protection engineering practices. To tackle the previously described situation, fire engineers are seeking ways to accomplish this transition through the development of more accurate models that will eventually lead to improved and more cost effective fire protection strategies.

More specifically, recent *high-rise building fires* around the world highlight the importance of understanding the mechanisms of fire spread in buildings due to Externally Venting Flames (EVF). Consequences of these EVF induced fire events include loss of life and injuries, health impact through smoke exposure, property and infrastructure loss, business interruption, ecosystem degradation, soil erosion and huge firefighting costs (SFPE, 2016). Identifying the importance of analyzing such fire events the current chapter focuses on the main phenomenology and fire safety aspects of such façade fires. The currently implemented regulation framework, an essential tool of fire safety engineering design and a basic component of building safety, is thus thoroughly presented. It is identified that though fire safety regulations are intended to reduce the destruction caused by fire, they are lacking specific methodologies to evaluate the risks associated with EVF is highlighted. In the end of the chapter, the scope of the research and the structure of the thesis are thoroughly presented.

1.1.1. Phenomenology aspects

In the pursuit for the “control” of fire, there have always been two main threats: wildland fires and enclosure fires (Empis 2010). Flames from natural fires such as the burning of condensed fuels are considered different from jet flames. Natural flames are dominated by buoyancy and the momentum of the volatiles rising from the surface is generally very low. Most practical fires are naturally diffusion flames and the reaction is so rapid that the fuel and oxidant only co-exist within an infinitely thin flame sheet in the limit of fast chemistry (Yeoh, 2009).

Wildland fires are complex in many levels as they include numerous physical mechanisms and phenomena. The main difference between building fires and wildland fires are the scale of the phenomena and the prevailing conditions. Their understanding involves a wide range of scientific areas that mainly include flaming and smoldering combustion, pyrolysis, drying and thermal degradation of fuels (mainly vegetation), chemical and physical characterization of the flame, flow dynamics, turbulence and radiative heat transfer. During a wildland fire, heat transfer influences fire spread through radiation and convection. The flame front and the smoldering vegetation act as radiant sources. Heat transfer through convection is only feasible if a flow originating from the burning area exists and is in contact with unburnt vegetation. The main parameters that influence wildland fire behavior are the properties of vegetation, environmental conditions (e.g. wind) and topography.

Enclosure fires, also referred in the literature as compartment fires, represent fire events in any confined space that controls the ultimate air supply and thermal environment of the fire (Quintiere, 2006). A confined space includes not only simple room configurations but also tunnels, mines and underground spaces. The study of an enclosure fire primarily involves four scientific areas, namely fluid dynamics, heat transfer, fuel behavior and material behavior. The specific research topics included in the abovementioned areas are illustrated in Table 1-1 in more detail. In the frame of enclosure fire safety engineering research, all these phenomena must be thoroughly investigated.

Table 1-1. Research areas involved in enclosure fires.

Fluid dynamics	Heat transfer	Fuel behavior	Material behavior
Fluid mechanics	Convection	Chemical kinetics	Pyrolysis
Jet flows	Conduction	Combustion	Ignition
Vent flows	Radiation	Thermal effects	Thermal decomposition
	Heat transfer from fires to surfaces	Ventilation effects	Structural mechanics
	Radiation loss from the vent	Heat release rate	
		Thermochemistry	

The effect of structural geometry and material properties on fire development and the fire development effect on the structural geometry and material properties has led scientists and fire engineers to identify several parameters that govern this intricate inter-related behavior. To date, the research effort has made impressive progress in identifying component phenomena for practical application in elementary cases. More specifically, the fundamental research areas in enclosure fire safety engineering are divided in five modules: fire fundamentals, enclosure fire dynamics, active fire protection, passive fire protection and interaction between fire and people (Karlsson, 2000). In more detail:

- **Fire fundamentals:** in this module the fundamental chemistry and physics for the understanding of fire is provided.
- **Enclosure fire dynamics:** in this module the main mechanisms for compartment fire growth and spread mechanisms is provided. The most important phenomena that are analyzed in terms of fluid mechanics include vent flows, heat flow, ceiling flames and jets, smoke filling, evacuation and venting.
- **Active fire protection:** this module deals with the analysis and design of active fire protection measures such as detections systems, automatic and manual suppression systems and smoke management systems.
- **Passive fire protection:** this module deals with traditional practices of approaching the structural aspect of passive fire protection of buildings.
- **Interaction between fire and people:** people may interact with fire in many different ways (e.g. they can cause fire ignition). The movement of people and access of fire fighters are essential concerns for a fire safety engineer.

By the middle of the 20th century, the classical dynamics, quantum chemistry and computing machinery had all progressed to the point that solutions of the simpler fire science problems first became possible (Emmons, 1984). Since then, fire engineering has acquired over the years the necessary scientific and computational tools to make significant advancements in the development of fire safety for materials,

products, buildings and transportation. The objective of fire safety research is to enhance structural performance so that uncontrolled fires result in burnout without partial or total collapse of the building. Two distinctively different trends exist nowadays in fire testing (Lawson, 2009). The first one aims at the maintenance and continuity of the development of traditional prescriptive fire test methods that relate safety of use of materials and consumer products. The second one encourages the development of standard fire test methods strictly focused on providing highly accurate data for use in fire hazard and prediction models. The fact remains, however, that the fire engineering community is only just beginning to truly wrestle with how to define actual response of real fires in real buildings.

1.1.2. Compartment fire phases and Externally Venting Flames

In a typical compartment fire, a two layer system is created. The upper layer consists of hot products of combustion that collect below the ceiling, and the lower layer consists of primarily ambient air that is entrained into the base of the fire (Hurley, 2016). Compartment fires are often discussed in terms of the temperature development in the interior and divided into different stages accordingly (Karlsson and Quintiere, 2000). Figure 1-1 (Hurley, 2016) shows an idealized variation of temperature with time, along with the growth stages, in a case there is no attempt to control the fire. Most usually these stages are listed as: ignition, growth, flashover, fully developed fire and decay. The ventilation conditions established in a fire compartment can be determined by estimating the Global Equivalence Ratio (*GER*), c.f. Section 2 of the current thesis; *GER* values higher than 1.0 signify under-ventilated conditions (ventilation-controlled fire), whereas *GER* values less than 1.0 correspond to an over-ventilated case (fuel-controlled fire).

Initially, after ignition, the fire plume is constrained in the lower layer and fire behavior is similar to the one observed under open burning conditions as fuel-controlled conditions apply; during this period excess air and near-complete combustion result in reduced CO formation. As the fire grows, ventilation paths in the room restrict airflow, creating under-ventilated (ventilation-controlled) burning conditions. It is generally under these conditions that products of incomplete combustion are created. Typically, the fire plume extends into the upper layer, such that layer gases recirculate through the upper part of the plume. During the decay phase the fire will eventually return to being fuel-controlled.

Those stages of fire development are also categorized into two fundamental periods, namely pre-flashover, where the emphasis is on the safety of humans and post-flashover. During the first period, the fire is localized and its growth mainly depends on the flame spread and secondary ignition of the surrounding objects. The pre-flashover period is often associated with the fuel-controlled fire. But since in the second stage, during the post-flashover period, the fire is no longer localized the ventilation conditions play a very important role in the evolution of the phenomena (Jahn, 2008) thus during this period most fire events are characterized as ventilation-controlled. Post-flashover fires are entirely different, as far as fire safety engineering is concerned, as the main objective is to ensure structural stability and safety of firefighters (Karlsson and Quintiere, 2000).

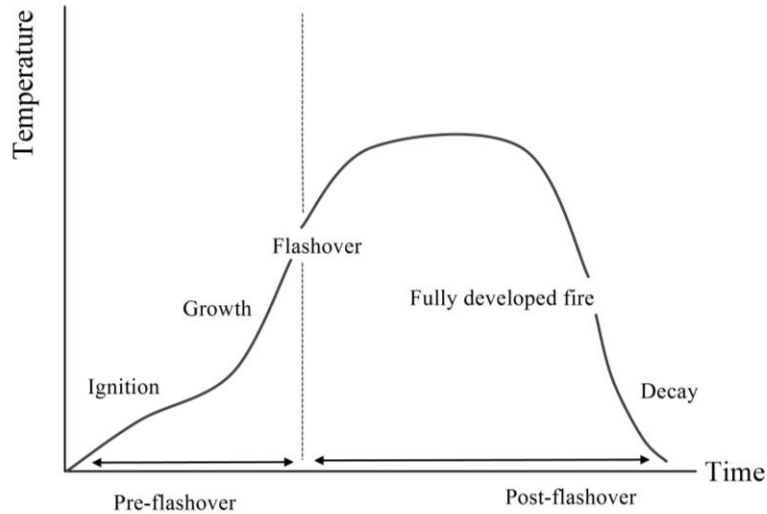


Figure 1-1. Idealized description of the temporal variation of the temperature in the interior of a fire compartment.

Depending on both the size of the compartment and fire, it is possible to have a fire plume that cannot be constrained within the room of fire origin, resulting in EVF) via windows or doors, also described in the literature as façade fires or external fires. EVF can occur when the fire plume impinges on the ceiling and the ceiling jets are longer than the distance from the plume to outside vent openings, Figure 1-2 (left). EVF may also occur during both over- and under- ventilated burning conditions. As the fire progresses and the upper layer descends, the layer will spill below the top of doorways and other openings into adjacent areas. The hot, vitiated, fuel-rich gases flowing into adjacent areas can mix with oxygen-rich air to create secondary burning zones to the exterior of the fire compartment, Figure 1-2 (right). This phenomenon is well known as external burning. External burning is possible to be accompanied by layer burning. Layer burning refers to the ignition of fuel-rich upper-layer gases at the interface between the upper and lower layers. External and layer burning occur due to the buildup of sufficient fuel that is able to mix with available oxygen.

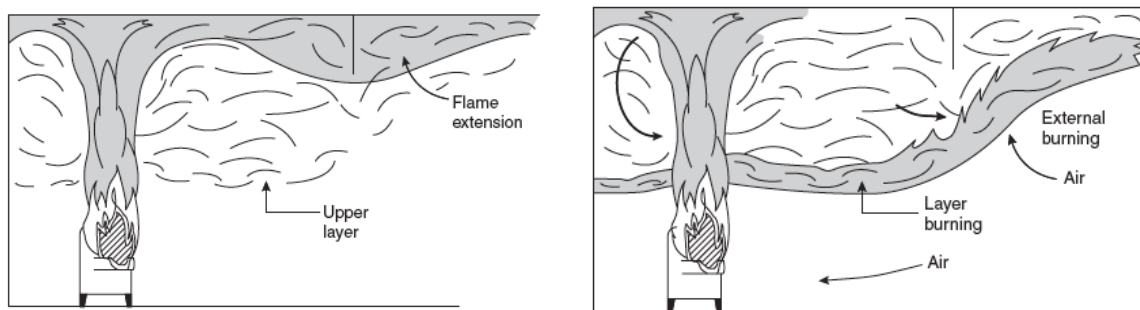


Figure 1-2. Graphical representation of fuel (left) and ventilation (right) controlled fire event in a compartment with a single opening (DiNenno, 2002).

EVF is the primary reason of fire spread from floor to floor and over the façade in buildings. Nevertheless, statistical data relating to fires due to EVF in facades is very limited yet and usually do not capture information regarding the type of exterior wall materials involved, the extend or the mechanism of fire spread. A rough estimation of the appearance of such fire events accounts a percentage between 1.3-3% of the total structure fires (White and Delichatsios, 2014). In a façade fire scenario the truly important task of a fire engineer in order to achieve an acceptable degree of fire protection, as provided by *Fire Safety Regulations*, presented in section 1.2, in the frame of *Fire Engineering Design*, presented in section 1.3, is to prevent vertical fire spread.

In the current thesis, acknowledging the importance of such a task, the physical mechanisms and parameters influencing the development of EVF in compartments with respect to safety are assessed and a versatile and easy to implement methodology for the characterization of EVF is developed.

It has been axiomatic in fire safety engineering that testing is essential for safety promotion and that is because of two reasons. Firstly, fire tests provide data that can be incorporated into quantitative designs or used to demonstrate a passing result in regards to some particular regulations. Secondly, fire testing promotes the improvement of fire safety characteristics of a product, a structural component or the whole structure in general. The state of the art on large scale fire testing is thus presented in section 1.1.3. Though numerous researchers have investigated EVF characteristics over the years the difficulty of attaining a full set of experimental data specifically emphasizing on EVF, motivated the author to design appropriate medium and large scale compartment façade apparatuses for fire testing, Chapters 4 and 6.

1.1.3. Review on large-scale fire testing

The history of research on compartment fires dates back to the 1920s when Ingberg performed his pioneering full-scale fire tests in the USA (Ingberg, 1928), adopting for the first time a method for evaluating the overall severity of a fire event. As a result of his work, fire codes and design approaches started to get truly related to realistic combustible loads, based on the contents and use of each room or building. The first systematic study of the behavior of fully developed compartment fires was carried out in Japan starting in the late 1940s. These first tests in compartments of different sizes and window areas were reported by Kawagoe (Kawagoe, 1958). He concluded that the burning rate of wooden cribs used as a fuel mainly depends on the size and shape of the ventilation opening. In the late 1960s and in the 1970s, several experimental and theoretical studies were carried out in order to develop design methods for structural elements. Usually wooden cribs were used as fire load because this configuration promotes three-dimensional turbulence so that the flow remains turbulent in cribs fires with diameters smaller than gas burners or pool fires. Also, heat confinement within the wood cribs and radiation between the burning surfaces allows a more efficient burn of the fuel (Mackay et al., 2010).

In more recent years, large-scale fire testing has experienced something of a renaissance as there is a predominant trend of shifting towards large-scale non-standard testing philosophy (Bisby et al., 2013). Non-standard fire tests performed during the past decades have identified numerous shortcomings in our understanding of realistic building fires. The pioneer work of Law in the 1980s triggered this transition from standard fire resistance tests to a different testing philosophy that is expressed via large-scale non-standard real fire tests. This renaissance started with tests performed by the American Iron and Steel Institute (AISI) and the National Building Standards (NBS) in order to assess the fire behavior of steel-concrete composite frame structures and validate computer modeling packages used to calculate the

response of a structure to fire (Bisby et al., 2013). It was the first test series that demonstrated the “full structure” response to fire conditions by identifying a number of parameters (e.g. cracking behavior, load paths etc.) that could provide a wealth of information concerning its response under fire conditions. One of the more characteristics real fire tests was conducted later during the early 1990s in Australia. This series of full-scale office fire tests, William Street and Collins Street Fire tests, were conducted aiming at determining whether fire protection was required for the steel beams for a particular high-rise building (Thomas et al., 1992; Bisby et al., 2013). Nevertheless, among those numerous real scale building fire tests conducted, only a small number had the required instrumentation in order to acquire all the important information in order to fully characterize the developing thermal field, gaseous production and the temperature response of the structure.

This changed during the last decade, where a number of custom made non-standard testing facilities such as those used during BRE Cardington Fire Tests (Welch et al., 2007), Figure 1-3, NIST large scale experiments (Hamins et al., 2005) and Dalmarnock series fire tests (Abecassis et al., 2008), provided a complete set of experimental data revealing a wealth of information regarding response of *real* structures in *real* fires. In more detail, the BRE Centre for Fire Safety Engineering at the University of Edinburgh conducted a series of large-scale fire experiments in real steel-framed structures at the village of Cardington, Bedfordshire in U.K. in 2000. The Cardington Fire Tests, within the scope of Natural Fire Safety Concept 2 (NFSC2), sponsored by the former European Coal and Steel Community, had as a main purpose to characterize a range of full-scale post-flashover fires for validation of numerical models. Load cells were used to record mass loss and thermocouples were distributed through a large compartment to monitor gas temperatures; further thermocouples were also placed in order to monitor the thermal response of the structural components. In order to fully characterize the phenomena involved, additional instruments for temperature and velocity measurements were also placed to the compartment openings (Welch et al., 2007). In all tests the fire load density was 40 kg of wood per square meter of floor area and this is in accordance with the 80-90% data generally quoted for multi-storey office accommodation. In 2001, a series of full-scale fire tests in light and heavy timber construction compartments was performed by the fire research group of VTT Technical Research Center of Finland. This study focused on the observation of gas temperature development inside a room, charring rate during a natural fire, contribution of the timber construction to the fire load and gypsum plasterboard capability to protect the timber construction (Hakkarainen, 2002). The experimental data and observations from the test series involving four different timber room structures provided new information on the fire behavior of timber structures.



Figure 1-3. BRE Cardington full-scale fire test (Welch et al., 2007).

A series of large-scale experiments was also conducted in the NIST Large Fire Laboratory from 13 to 26 March 2003. This test series was performed in order to reconstruct the fires and their impact on structural components in the World Trade Center (WTC) (Hamins et al., 2005), Figure 1-4. They also aimed at the determination of procedures and practices that were used in the design, construction, operation and maintenance of the WTC buildings in order to identify areas in national building and fire codes standards and practices that warrant revisions. The experiments were designed to recreate aspects of the WTC fires emphasizing on the effect of limited ventilation, fire spread and growth on real furniture and the effects of debris and jet fuel on the heat release rate.

Within a steel-frame compartment (3 m x 7 m x 4 m) lined with calcium silicate boards were placed three computer workstations (office modules or workstations) composed of tables, desks, fabric-lined partitions, carpeting, a task chair, paper-filled filing cabinets and bookshelves, as well as a personal computer, keyboard, and monitor. The same configuration of furnishings was used in all experiments except one in which the workstation components were rearranged into component pieces to represent a disrupted non-standard configuration, which may have occurred as aircraft entered the WTC structure. In some of the experiments, several liters of jet fuel were distributed at the workstation components or ceiling tiles within the compartment until a large percentage of the horizontal surfaces of the furnishings were covered. A 2 MW hydrocarbon fire generated by nozzles spraying onto a 1 m x 2 m pan was used to ignite the compartment furnishings. The fuel was a commercial blend of heptane isomers. Six fire experiments were conducted and nearly 70 instruments were used to measure a number of important variables including the heat release rate of the fire and the vertical profiles of gas phase temperatures. A 2 MW hydrocarbon spray fire burning for 10 min (or 2 min if jet fuel was present) was used to ignite the furniture. A fire spread through the workstations sustained until the compartment contents became a charred jumble and the heat release rate was small, which occurred typically one hour after fire initiation. The measurements led to findings regarding the thermal behavior of the compartment, the importance of the jet fuel and the presence of dislodged ceiling tiles.

The large-scale Dalmarnock fire tests involved two main compartment fires held in a 23-storey reinforced concrete tower in Dalmarnock, Glasgow (U.K.) on the 25th and 26th of July 2006. Test One was held in a two-bedroom single family flat, with the fully furnished living room set up as the main experimental compartment. This test comprised an “uncontrolled” fire that was allowed to grow past flashover conditions trying to simulate realistic conditions. The ignition source was a plastic waste paper basket filled with crumpled newspaper and heptane. The a posteriori modeling of Dalmarnock Test One by Jahn et al. (Jahn et al., 2011) particularly emphasized on the fact that even when full access to the measurements is plausible, the accurate reproduction of the fire growth and development is not always easy to achieve. Test Two, aimed at the reproduction of a more “controlled” fire so the fire brigade intervened extinguishing the fire when its growth could no longer be controlled by changes in ventilation. During both tests all sensors were fed into local data loggers and camera hubs that streamed the information live to a remote “control center”, outside the building. So in Test Two some doors and windows were operated remotely with the objective of evacuating the smoke. Eight laser smoke obscuration sensors, more than twenty thermocouple trees, heat flux gauges, nine thin-skin calorimeters and more than three bidirectional air velocity probes were used in order to acquire all the experimental data (Abecassis-Empis et al., 2008). In early 2009 BRE Global started another program for large-scale fire tests on timber floors exposed to realistic natural fires (Lennon et al., 2010). The compartment had two ventilation openings and the fire load density was calculated such that the floor joists would be

exposed to a natural fire of a severity equivalent to one hour of exposure in a fire method based on the BS EN 1991-1-2. The design fire load was provided by 12 cribs each with 25 kg of solid timber, giving a total fire load of 5400 MJ, for each test.



Figure 1-4. NIST Large Fire Laboratory fire test series (Hamins et al., 2005).

1.2. Fire safety regulations

Fire Safety Regulations are generally provided by the laws of *each country* contributing both to prevent and to address the potential fire in a building as part of the *Building Codes* of each country. In order to achieve an acceptable degree of fire protection, based on the principles of fire engineering, it is necessary to meet legislative requirements versus three main axes: the protection of human life and health, of the property and business and of the environment.

Although the above three requirements are important, the primary objective of the *Fire Safety Regulations* is to protect human lives in case of fire in buildings and special building categories (e.g. industries, warehouses, historical buildings etc.). For this reason, all kinds of buildings, which are distinguished in terms of fire protection in existing and new, depending on their use, it is required to comply with the relevant fire safety regulations. So, for the approval of the building permit for each building, the fire protection design must be approved and submitted to the relevant departments. The study is usually submitted to the Agency of Urban Planning in order to be controlled in terms of fire protection measures and then subjected to the Fire Brigade for the control of active fire protection measures. It should be noted that there are cases, depending on the use and extent of the building, where it is not required by law for the active fire protection measures to get approved. In any case, the owner of the building should be addressed to the competent authorities for information on the necessary documentation for the approval of authorization for fire protection. Checks for the proper implementation of the study and observance of the provisions of the fire protection regulations are a joint responsibility of the Agency of Urban Planning and the Fire Brigade. The *Fire Safety Regulations* do not include instructions for the construction of buildings characteristics, which are determined by the relevant building regulations, and cases of arson.

Requirements for the design of a building are an essential part of the planning procedure. When a building is designed, among other things, the issue of fire prevention should be dealt accordingly. The measures taken are divided into two categories, namely active and passive fire protection measures. Passive fire protection measures include all the measures, tasks and constructions inherent in actions to *prevent fire*

initiation and spread at the interior of a building. This can be achieved by selecting components with a satisfactory degree of fire resistance depending on the occupancy requirements. In the case a fire incident does occur, it is essential to guarantee the existence and proper design of the necessary escape routes for safe evacuation, depending on the use and the geometry of the building. More specifically, safe evacuation design requires the calculation of the exact number of emergency exits according to the buildings theoretical population, the determination of the required width of escape routes and maximum distance between them, the division of the building into fire compartments and the design of security lighting and marking of escape routes. Regarding structural fire protection, the determination and positioning of compartmentation boundaries includes identification fire resistance of structural elements of the shell of each fire compartment and control of regulation requirements concerning the fire expansion beyond the building.

Active fire protection measures include all the actions of constructions, equipment, training and operations related to *suppression when the fire has occurred*. These include fire detection systems, alert and firefighting mobilization procedures and all extinguishing procedures. As part of the active fire protection strategy, depending on the use and the geometry of the building, preventive measures can be implemented in order to provide early warning when the fire has occurred. These measures include the proper design and installation of the fire detection and alarm system. Additional suppressive measures can be installed in the various systems that are responsible for reducing or completely extinguish the fire. These measures include the proper placement and selection of fire-fighting equipment, design and installation of water supply network and sprinkler system. Active fire protection measures also include the recruitment and training of firefighting teams.

The protection of human life and health can be achieved under the *Fire Safety Regulations* ensuring the security actions for buildings which are necessary in case of fire and in cases where rapid evacuation of buildings is required. In order to ensure the above conditions it is essential to ensure that the following three requirements are met:

- The *implementation of all the protection measures* in a building at least for the time necessary for safe evacuation, in order for the occupants to move safely outside the building or in a secure area within the building or to another building, without suffering the harmful effects of smoke and general toxic exhaust gases and heat produced by a fire.
- The *definition of minimum requirements* for the appropriate design of the escape routes so as to permit rapid evacuation of buildings.
- The *implementation of additional active measures and fire protection systems* in order to provide increased evacuation time and additional protection of the public from fire.

More specifically, the actions required for the implementation of *Fire Safety Regulations* as part of the design of a building include both selecting suitable materials that prevent the spread of fire within the building sites, separating the building into fire compartments and implementing all the necessary measures to limit the expansion of the fire to neighboring buildings. The division of a building into fire compartments intends to limit the fire in the initial space the fire occurred and to constrain the horizontal and vertical spread in the rest of the building. For each building category a maximum floor area is specified, beyond which the floor or the building is divided into fire compartments. The building elements of a fire compartment, i.e. the walls, the floor, the roof and the windows have a minimum fire resistance index determined for each building category in order to ensure integrity of the occupants and rescuers

during the evacuation. Those fire protection design procedures can be accomplished based on prescriptive, as described in detail in Section 1.2.1, or performance based regulations, as described in detail in Section 1.2.2, Figure 1-5. Historically, regulations consisted of simple interrelated sets of rules as they included references to other codes, standards and guidelines in order to specify a component or system design, specify testing requirements or dictate good engineering practice. In recent years, several countries have moved towards shorter objective-based regulations.

1.2.1. Prescriptive regulations

Prescriptive regulations, dictate what solutions must be undertaken in order to ensure a building design complies with the *Fire Safety Regulations* (Clampett et al., 1988). They are based on traditional construction techniques, good practice, fire test results, experience and observations from real fire events. Examples include occupancy-based spacing requirements for detectors or sprinklers, a specified fire resistance rating of an interior wall or the maximum travel distance to an exit.

Prescriptive regulations are still being used in most countries as they may enable a straightforward evaluation of whether the requirements of a fire protection system can be met. Their ease of application has made them an essential tool for fire officers, engineers and professional in fire engineering. Even though they have been developed for many years they still evolve to accommodate newer requirements. On the other hand, prescriptive regulations nowadays have become rather complex and often difficult to employ for innovative and unusual engineering practices (Yeoh, 2009). Traditional regulations, due to their lack of flexibility, are not easily applicable for new building designs such as high rise buildings or large complex compartment volumes.

1.2.2. Performance-based regulations

Performance-based regulations are being offered as the alternative format for *Fire Safety Regulations* and are based on established criteria designed to ensure achievement of the regulatory objectives without compulsory prescription of a specific solution (Clampett et al., 1988). Examples include broad statements e.g. the fulfilment of an objective to safeguard people from injury due to the effects of fire while evacuating a building and installation of an automatic suppression system intended to control the development and spread of fire that is appropriate for a specific building. In these cases, the solution is not prescribed in regulations rather it is the responsibility of the designer to demonstrate that the proposed design may guarantee the health and safety of the occupants while meeting the functional objectives and performance requirements of the *Fire Safety Regulations*.

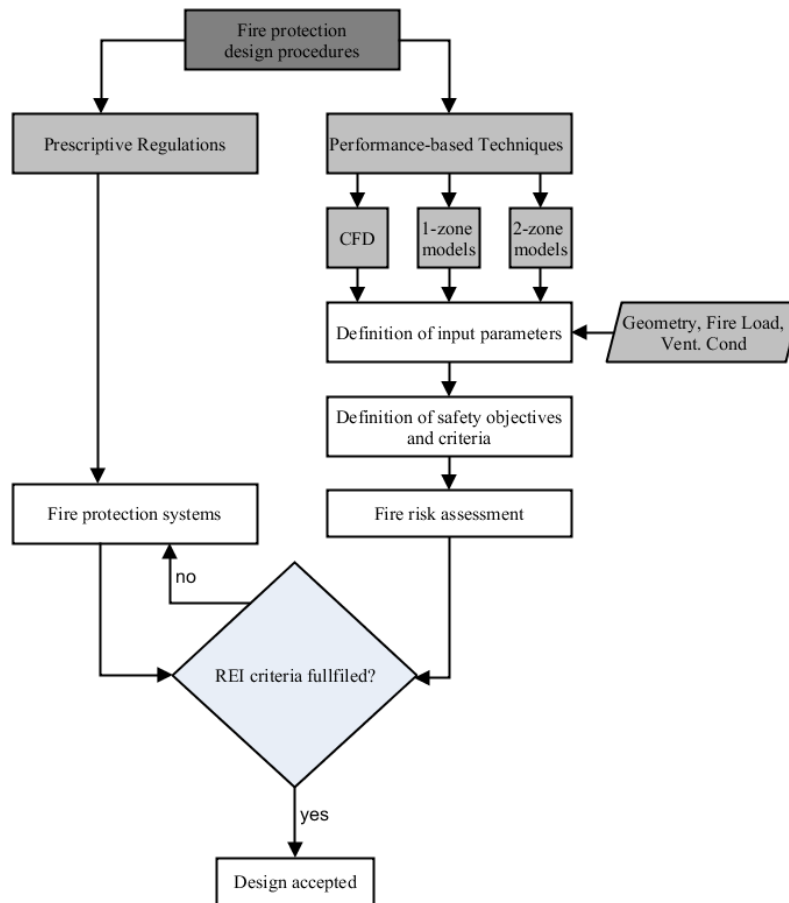


Figure 1-5. Prescriptive versus performance based design.

The major advantage of these regulations has been the development of computer models that are used for determining the behaviour of a building fire. The computational tools that are currently used in performance-based regulations can be divided into two categories, zone models and the most sophisticated Computational Fluid Dynamics (CFD) models, also termed “field models” (Karlsson and Quintiere, 2000; Olenick and Carpenter, 2003). Zone and CFD models vary considerably in scope and complexity; a brief presentation of the most widely applied zone and CFD models is tabulated in Tables 1-2 and 1-3 respectively.

Among zone models, typical single “compartment filling” models, such as the ASET model (Cooper and Stroup, 1982), run quickly on almost any computer providing good estimates for simple cases of one room fire compartment. More elaborate models exist, such as, COMPF2 (Babrauskas, 1979), that can also be used in compartments with mechanical ventilation. Additionally, multi-compartment models have been developed, e.g. BRI2 (Nakamura and Tanaka, 1988), FAST (Peacock et al., 2000), CCFM (Cooper and Forney, 1990) and CFAST (Peacock et al., 2000), that combine zone models with empirical correlations producing fairly realistic results under most conditions. Zone models are divided in one- and two- zone models, in detail:

- **One-zone models:** in these models the entire compartment gas volume is treated as a fixed control volume. One-zone models are only valid for fully developed, post-flashover fires. Gas temperature,

gas density, internal energy and pressure are assumed uniform for the whole volume of the fire compartment. The ordinary differential equations for the conservation of mass and energy are solved numerically. Zone models for compartments have been developed for both single- and multi-room configurations.

- **Two-zone models:** in these deterministic models the compartment is divided in two control volumes or zones, an upper, hot zone and a lower, cold zone. The equations for mass and energy conservation are solved numerically for both zones for every time step of the simulation. The momentum equation is not explicitly applied; instead, information needed to calculate velocities and pressure across the openings comes from analytically derived expressions.

CFD models have emerged as an important tool as assumptions employed in zone models limit their range of applicability to relative simple fire scenarios that can be described using a limiting number of idealized assumptions, such as unperturbed fire plume, unconfined ceiling jet and uniform hot gas layer. In contrast to zone models, the CFD modelling technique can be used in a wide range of engineering disciplines. The volume under consideration is divided into a very large number of sub-volumes and the basic laws of mass, momentum and energy conservation are applied to each sub-volume. The governing equations contain as further unknowns the viscous stress components of the fluid flow. Substitution of these into the momentum equation yields the Navier-Stokes equations which must be resolved (Yeoh, 2009).

Table 1-2. Zone models used in performance based design.

Model	Country	Reference	Short description
ARGOS	DENMARK	(Argos User's Guide, 1991)	Multi-compartment zone model
ASET	USA	(Cooper and Stroup, 1982)	One room zone model with no ventilation
BRANZFIRE	NEW ZEALAND	(BRANZFIRE User's Guide, 2000)	Multi-room zone model, including flame spread, multiple fires and mechanical ventilation
BRI-2	JAPAN/US	(Nakamura and Tanaka, 1988)	Two-layer zone model for multi-story, multi-compartment smoke transport
CALTECH	N/A	(Zukoski and Kubota, 1980)	Preflashover zone model
CCFM.VENTS	USA	(Cooper and Forney, 1990)	Multi-room zone model with ventilation
CFAST/FAST	USA	(Peacock et al., 2000)	Zone model with a suite of correlation programs
CFIRE-X	GERMANY	(Offenhauser et al., 1991)	Zone model for compartment fires and liquid hydrocarbon pool fires
CiFi	FRANCE	(Bodart and Curtat, 1987)	Multi-room zone model
COMPBRN-III	USA	(Ho et al., 1988)	Compartment zone model
COMF2	USA	(Babrauskas, 1979)	Single compartment zone model
DACFIR-3	USA	(MacArthur, 1982)	Zone model for an aircraft cabin
DSLAYV	SWEDEN	(DSLAYV User's Guide, 1986)	Single compartment zoned model
FFM	USA	(Dietenberger, 1991)	Preflashover zone model
FIGARO-II	GERMANY	(Heins, 1991)	Zone model for determining untenability
FIRAC	USA	(Nicholas and Gregory, 1986)	Uses FIRIN, includes complex vent systems

FIREWIND	AUSTRALIA	(Shestopal, 1993)	Multi-room zone model
FIRIN	USA	(Chan et al., 1991)	Multi-room zone model
FIRM	USA	(Janssens, 2000)	Two zone, single compartment model
FIRST	USA	(Mitler and Rockett, 1987)	One room zone model, includes ventilation
FMD	USA	(Milke and Mowrer, 1993)	Zone fire model for atria
HarvardMarkVI	USA	(Rockett, 1990)	Earlier version of FIRST
HEMFAST	USA	(Dietenberger, 1989)	Furniture fire in a room
HYSLAV	SWEDEN	(Hagglund, 1983)	Preflashover zone model
MAGIC	FRANCE	(Gautier et al., 1999)	Two zone model for nuclear power stations
MRFC	GERMANY	(Schneider et al., 1997)	Multi-room zone model for calculation of smoke movement and temperature load on structures
NAT	FRANCE	(Curtat, 1987)	Single compartment zone model
NBS	USA	(Quintiere and McCaffrey, 1980)	Preflashover zone model
NRCC1	CANADA	(Takeda and Yung, 1992)	Single compartment zone model
OSU	USA	(Sauer and Smith, 1983)	Single compartment zone model
Ozone	BELGIUM	(Ozone, 1999)	Zone model with emphasis on structural response
POGAR	RUSSIA	(Astapenko et al., 1988)	Single compartment zone model
RADISM	UK	(Persson and Ingason, 1996)	Zone model incorporating an immersed ceiling jet within the buoyant layer, sprinklers and vents
RFIRES	USA	(Pape et al., 1981)	Preflashover zone model
R-VENTS	NORWAY	(Meland and Skaret, 1987)	Single room smoke ventilation zone model
SFIRE-4	SWEDEN	(Magnusson and Thelandersson, 1970)	Postflashover zone model
SICOM	FRANCE	(SICOM, 1999)	Single compartment zone model
SMKFLW	JAPAN	(Matsushita et al., 1985)	One-layer zone model for smoke transfer in buildings
SP	UK	(Wickstrom and Goransson, 1990)	Preflashover zone model
WPI-2	USA	(Satterfield and Barnett, 1990)	Single compartment zone model
WPIFIRE	USA	(Haynes, 1994)	Multi-room zone model

Table 1-3. CFD (field) models used in performance based design.

Model	Country	Reference	Short description
ALOFT-FR	USA	(McGrattan et al., 1997)	Smoke movement from large outdoors fires
CFX	UK	(CFX User's Guide, 2000)	General purpose CFD software, applicable to fire and explosions
FDS	USA	(McGrattan and Forney, 2000)	Low Mach number CFD code specific to fire-related flows
FIRE	AUSTRALIA	(Novozhilov et al., 1997)	CFD model with water sprays and coupled to solid/liquid phase fuel to predict burning rate and extinguishment
FireFOAM	UK	(FireFOAM, 2015)	CFD software for modelling fire suppression based on OpenFOAM
FLUENT	USA	(CFX User's Guide, 1997)	General purpose CFD software
JASMINE	UK	(Cox and Kumar, 1986)	Field model for predicting consequences of fire to evaluate design issues (based on PHOENICS)
KAMELEON FireEx	NORWAY	(Kameleon FireEx 99 User's Guide, 1999)	CFD model for fire linked to a finite element code for thermal response of structures
KOBRA-3D	GERMANY	(Schneider, 1993)	CFD for smoke spread and heat transfer in complex geometries
MEFE	PORTUGAL	(Viegas, 1999)	CFD model for one or two compartments, includes time response of thermocouples
PHOENICS	UK	(PHOENICS User's Guide)	Multipurpose CFD code
RMFIRE	CANADA	(Hadjisophocleous and Yakan, 1991)	Two-dimensional field model for the transient calculation of smoke movement in room fires
SMARTFIRE	UK	(SMARTFIRE User's Guide, 1998)	Fire field model
SOFIE	UK/SWEDEN	(Rubini, 1997)	Fire field model
SPLASH	UK	(Gardiner, 1998)	Field model describing interaction of sprinkler sprays with fire gases
STAR-CD	UK	(STAR-CD User's Guide)	General purpose CFD software
UNSAFE	USA/JAPAN	(Yang and Chang, 1997).	Fire field model for use in open spaces, or in enclosures

1.2.3. Construction products fire behavior

Regarding the classification and standardization of the construction products, the European Commission published on December 21, 1988 Directive 89/106/EEC-CPD (Construction Products Directive), to promote free trade of construction products within the European Union and countries outside the European Union who obey this directive, such as Norway. The Directive includes six basic requirements: mechanical strength and stability, safety in case of fire, safety during use, protection against noise, energy and retention of heat savings and environmentally friendly behavior. To determine if a construction product satisfies the requirements of Directive 89/106/EEC-CPD (89/106 /EEC), the European standard has been established by the European Committee for Standardization. The Directive 89/106/EEC (CPD) is now replaced by Construction Products Regulation (CPR) EU 305/2011 in order to simplify and clarify the existing framework and improve the transparency and the effectiveness of the existing measures. The objectives and scope of the CPD are:

- To facilitate the free circulation of goods in the Internal Market, without reducing the existing and justified levels in the Member States.
- Implement the Internal Market by assuming safety aspects are maintained.
- To provide Member States with the same risk criteria.
- To provide the involved industry the possibility to express the fire performance of their products in the common European way.

The security level of a product is supplementary determined by the building regulations established in each Member State. A Member State which regulates a certain level of security is able to determine the properties against fire in a building product that corresponds to this level, according to European classification standards. Compliance with European standards requires certification of suitability of a building and determines the minimum level of fire resistance based on the behavior towards *Fire Resistance*, *Reaction to Fire* and *Fire Propagation*. The construction products that meet the essential requirements of Directive 89/106/EEC -CPD are labeled the "CE" marking.

Classification for *Reaction to Fire* and *Resistance to Fire* of building materials and components is made according to the standard EN 13501, which consists of the following five parts:

- **EN 13501-1** (EN 13501-1): Classification in seven classes (Euroclasses) using data from reaction to fire tests.
- **EN 13501-2** (EN 13501-2): Classification using data from reaction to fire tests, excluding ventilation installations.
- **EN 13501-3** (EN 13501-3): Classification using data from fire resistance tests on products and elements of buildings (fire-resistant ducts and fire compartment).
- **EN 13501-4** (EN 13501-4): Classification using data from fire resistance tests on components of smoke control systems.
- **EN 13501-5** (EN 13501-5): Classification of roofs using data from exposure to external fire tests.

A construction product means any product which is produced for incorporation in a permanent manner in construction works including both buildings and civil engineering works, such as buildings, bridges, highways and other civil engineering projects. There are six essential requirements which need to be addressed and satisfied:

- Mechanical resistance and stability
- ***Safety in the case of fire***
- Hygiene, health and environment
- Safety in use
- Protection against noise
- Energy economy and heat retention

In the context of *safety in case of fire*, construction products are classified according to *Fire Resistance* as well as *Reaction to Fire* with the same standards across Europe. A common language has been established for construction products through classification for reaction to fire, resistance to fire and external fire performance for roofs, additional classes considering smoke production and flaming droplets, classification for external fire performance of roofs and roof coverings, list of products Classified Without Further Tests (CWFT) and preparation of supportive standards.

According to the EN 13501-1, the products are divided into seven Euroclasses based on the reaction to fire test according to the European Directive 2000/147/EC. Table 1-4 shows the description of the performance and fire scenarios that correspond to each category, as well as some examples of materials.

Table 1-4. Indicative performance description and fire scenarios for Euroclasses.

Class	Performance description	Fire scenario	Heat Attack	Examples of products
A1	No contribution to fire	Fully developed fire in a compartment	At least 60 kW/m ²	Products of natural stone, concrete, bricks, ceramic, glass, steel and many metallic products
A2	No contribution to fire	Fully developed fire in a compartment	At least 60 kW/m ²	Products similar to those of class A1, including small amounts of organic compounds
B	Very limited contribution to fire	Single burning item in a compartment	40 kW/m ² on a limited area	Gypsum boards with different (thin) surface linings and fire retardant wood products
C	Limited contribution to fire	Single burning item in a compartment	40 kW/m ² on a limited area	Phenolic foam, gypsum boards with different surface linings (thicker than in class B)
D	Acceptable contribution to fire	Single burning item in a compartment	40 kW/m ² on a limited area	Wood products with thickness > 10 mm and density > 400 kg/m ³
E	Acceptable contribution to fire	Small flame attack	Flame height of 20 mm	Low density fibreboards, plastic based insulation products
F	No performance requirements	Small flame attack	Flame height of 20 mm	Products not tested (no requirements)

The *Fire Resistance* system is a combination of performance criteria, loadbearing capacity *R*, integrity *E* and insulation *I* being the most characteristic ones, combined with the classification period in minutes leading to a fire resistance rating for each construction product. According to the *Fire Safety Regulations*, it is necessary to study all possible causes that may contribute to failure of the construction materials and in general of the building itself. The main failure reasons are directly related to the stability, thermal capacity and maintenance of the load bearing capacity (integrity) of the structural elements of the building. Depending on the type of construction element a number of criteria must be satisfied:

- For structural elements: The stability criterion *R*, a measure of the ability of a structural member to resist for a specified time, called the index of fire resistance, the thermal effects of a fire, without loss of stability, integrity, or resistance to the passage of heat.
- For separating elements: the integrity test must be satisfied *E* and, when required, the thermal insulation criterion *I*. The integrity criterion is a measure of the capability of the separator element whose one side is exposed to fire to hinder the passage of flame and hot gas, thereby preventing the occurrence of flame on the unexposed side. The insulation criterion is a measure of the thermal insulation ability of a separating element of which one side is exposed to fire to limit the temperature increase in the non-exposed side.
- For separating and simultaneously supporting elements: the *R* and *E* criteria must be met and when required the *I* criterion.

As a result, the fire resistance rating of a construction product is defined as being the time to failure (from 15 to 360 min) under a standard fire test when one or more of the following general failure criteria apply:

Table 1-5 shows standard fire resistance harmonized European standards used for classification load and non- load-bearing structural elements of a building construction in order to satisfy the stability criterion **R**, for fire resistance.

Table 1-5. Harmonized European standards for fire resistance.

Standard	Title	Application
EN 1363-1	Fire resistance tests	General requirements
EN 1363-2	Fire resistance tests	Alternative and additional procedures
EN 1363-3	Fire resistance tests	Verification of furnace performance
EN 1364-1	Fire resistance for non-load-bearing elements	Internal wall
EN 1364-2	Fire resistance for non-load-bearing elements	External walls
EN 1364-3	Fire resistance for non-load-bearing elements	Ceilings
EN 1364-4	Fire resistance for non-load-bearing elements	Movable walls
EN 1365-1	Fire resistance for load-bearing elements	Walls
EN 1365-2	Fire resistance for load-bearing elements	Floors and roofs
EN 1365-3	Fire resistance for load-bearing elements	Beams
EN 1365-4	Fire resistance for load-bearing elements	Columns
EN 1365-5	Fire resistance for load-bearing elements	Balconies
EN 1365-6	Fire resistance for load-bearing elements	Stairs

1.3. Fire safety engineering design

By definition, fire safety engineering involves “*the application of scientific and engineering principles, rules and expert judgment, based on an understanding of the phenomena and effects of fire and of the reaction and behaviour of people to fire, to protect people, property and the environment from the destructive effects of fire*” (Yeoh, 2009). The overall objectives of fire safety engineering design are the assurance of *life safety* and *property protection*.

During the first half of the 20th century, building and fire codes and standards became the primary means of applying fire protection engineering for life and property protection (Emmons, 1984). The heart of the problem of practical performance codes is the ability to predict the safety of the occupants and the extent of the fire damage when a proposed new building is in the design phase. The required predictions are of four kinds and include calculations regarding the time response of fire detectors warning all occupants of the emergency, the time history of temperature and toxic gases in all escapes routes and the property loss by direct fire destruction, by soot and absorbed odors of fire gases.

The 21st century opened with fairly good practical computer fire codes whose most serious limitation was the paucity of fire data on furnishings. The necessity of passing such city codes, however, forced industry to pay for the testing of its products just as had occurred with the tunnel and other tests in the preceding century.

Thus computer codes became more powerful rather rapidly during the first quarter of the century. For many years the early performance codes considered only occupant safety. But just this part of the fire safety problem requires knowledge of most of the science of fire. In order to accurately supply fire related information as input data to computer codes require very extensive empirical testing and data correlation work. During the 1930s-1950s the theoretical foundations of fire science were completely revamped; both turbulence and kinetics could in principle be solved. As the computer power improved more and more of these problems could be solved in fact. Thus gradually, it became possible to understand and compute many of the previously empirical coefficients.

Historically, fire protection systems in buildings have been commonly regulated using “prescriptive” regulations and methodologies. Today, there is a growing worldwide trend towards implementing modern “performance-based” techniques, which offer a range of advantages, Figure 1-5. The implementation of performance-based codes requires the use of advanced simulation tools. The rapid progress in the understanding of fire processes the past 50 years and their interaction with buildings has resulted in a vast variety of such simulation tools for compartment fires.

1.3.1. Eurocodes

Building codes and regulations include methods and measures in order to ensure maximum safety against fire events. In the E.U., the structural Eurocodes in combination with each member state’s regulations are applied in order to determine a wide range of analytical procedures and design rules concerning the construction of structures; in this context, a set of minimum requirements for the design and construction of buildings is proposed. The structural Eurocodes form a set of documents that determine the imposed actions in order to assist the structural design of buildings. The design procedure for a building includes methods for describing the behavior of the structure at elevated temperatures, its potential heat exposure and the effects of active or/and passive fire protection systems.

These actions for the safe design of a structure in case of fire are included in the general building regulation within the European area, providing safe design guidelines for buildings, as described by the Eurocodes. Specifically Eurocodes are a series of 10 European Standards (EN) for the design of structures developed by the European Committee for Standardization (CEN). The Eurocodes form a set of European standards common throughout the European Union (EU) that are used for calculating the mechanical strength of the construction works and their components, which are covered by the Directive 89/106/EEC (89/106/EEC). The Eurocodes were developed under the guidance and coordination of the Technical Committee CEN/ TC250 "Structural Eurocodes".

The Eurocodes consist of 10 main European standards including constructions using concrete, steel, wood, masonry, geotechnical works and aluminum. The Eurocodes were completed in 2007 and subdivided, besides the EN 1990, in 58 parts, which analyze the seismic and fire behavior of structures (buildings, bridges, reservoirs, dams, towers, ducts, chimneys), as shown in Table 1-6. For each part of the Eurocode a subsequent "National Annex" has also been issued, which contains the "National Identified Parameters", which remain open for national choice and express their specific geographical, geological or climatic conditions. These are used for the design of the building and other civil engineering projects in each country when specific levels of protection must be applied.

Table 1-6. Presentation and descriptions of Eurocode actions and parts

Eurocode	#	Title	Description	Parts number
EN 1990	EC 0	Basis for structural design	-	1
EN 1991	EC 1	Actions on structures	General actions – Actions on structures exposed to fire	10
EN 1992	EC 2	Design of concrete structures		4
EN 1993	EC 3	Design of steel structures		20
EN 1994	EC 4	Design of composite steel and concrete structures	General rules – Structural fire design	3
EN 1995	EC 5	Design of timber structures		3
EN 1996	EC 6	Design of masonry structures		5
EN 1997	EC 7	Geotechnical design	General rules – Seismic	3
EN 1998	EC 8	Design for structures for earthquake resistance	and rules for buildings	6
EN 1999	EC 9	Design of aluminium structures	General rules – Structural fire design	3

Actions in load bearing structures exposed to fire are described in Part 1-2 of Eurocode EN 1991 as shown in Table 1-7. More specifically, Part 1-2 of EN 1991 gives general principles and application rules regarding the thermal and mechanical actions on structures exposed to fire. This ensures the necessary load-bearing capacity of the building and its structural elements against fire, depending on the expected duration of the fire and the simultaneous actions that may exist. In accordance with Part 1-2 of EN 1991, the design and construction of a building should be done in such a way as to meet certain specific conditions in the event of a fire.

It is well established that the development of high temperatures in the building materials can adversely affect both their mechanical and thermo-physical properties. These changes lead to corresponding changes to their load bearing capacity, increasing deformation under constant load and may eventually lead to other undesirable effects.

It is therefore important during the design phase for the designer to have full awareness of the behavior of the structural materials at high temperatures during exposure to fire conditions and post fire event, as several issues may arise. Thus the fire protection engineering must use a number of strategies to ensure the structural integrity of the building during the fire, and thereafter restrict the transfer of fire and smoke in adjacent room, limit the fire transfer to adjacent buildings, ensure the integrity or rescue of the occupants and the rescue crew and finally evaluate and repair the building after the fire event.

There are two ways of demonstrating compliance with EN 1991-1-2, either following the prescriptive or the performance-based approach. The prescriptive method described in Annex B of the EN 1991-1-2 “Thermal actions of external members”, allows the calculation of the maximum temperatures inside the fire compartment, the geometry and temperature profile of the EVF and the relevant convection and radiation parameters. This approach uses nominal fires to generate thermal actions and indicates a set of simple rules for the design and verification of structural elements.

This method is valid for fire load densities higher than 200 MJ/m², near rectangular enclosures, floor areas less than 500 m², heights less than 4 m, no ceiling openings and time dependent thermal properties

for façade elements. The effects of wind, ventilation conditions and existence of balconies in the EVF's characteristics are also taken into account.

If there are windows on opposite sides of the compartment or air flow from another source, then Forced Draught (FD) conditions apply. Otherwise, No Forced Draught (NoFD) conditions are used for the calculations. In EN 1991-1-2, the performance-based approach, as prescribed in Annex D, using fire safety engineering tools, such as zone or CFD models, refers to thermal actions based on physical and chemical parameters. However, no particular guidance is given by the EN 1991-1-2 on the actual set up of such a case, thus leaving the identification of the means to demonstrate compliance to the engineer.

Table 1-7. Description of actions of Eurocode 1, Part 1-2.

Sections	Description
Foreword	-
1 st	General analysis
2 nd	Structural fire design procedure
3 rd	Thermal actions for temperature analysis
4 th	Mechanical actions for structural analysis
Annex A	Parametric temperature-time curves
Annex B	Thermal actions for external members – Simplified calculation method
Annex C	Localised fires
Annex D	Advanced fire models
Annex E	Fire load densities
Annex F	Equivalent time of fire exposure
Annex G	Configuration factor

1.3.2. Deterministic criteria

Most building codes require a design to be independently assessed to ensure that the proposal complies with the community's expectation for a safe building. These expectations are expressed through the *Fire Safety Regulations*, c.f. Section 1.2. Catastrophic failures, like the one occurred on September 11, 2001 at New York's World Trade Centre triggered a response plan towards improving building and fire codes and standards at a technical basis. NIST investigation of the event led to 23 major building and fire code changes that were approved by the International Code Council (ICC) in 2008, increasing fire resistance standards for tall buildings and implementing these changes to the International Building Code.

This is a global trend in recent years, as building codes, regulations and standards in a number of countries such as E.U., Japan, Canada, UK, Scandinavia, Australia, New Zealand and China have been undergoing a steady transition from prescriptive- to performance-based (Yeoh, 2009). By adopting this approach the complexity associated with existing prescriptive regulations can be gradually eliminated. Innovative design solutions and cost-effective, flexible solutions can be realized more efficiently in terms of fire safety engineering practises.

Table 1-8. Upper and lower limits of deterministic criteria for pre-flashover fires.

Stage	Suggested deterministic criteria	Lower limit	Upper limit
Pre-flashover (ignition and fire growth)	Radiant heat flux for ignition (kW/m ²)		
	• Pilot	12	27
	• Spontaneous	-	28
	Surface temperature for ignition (°C)		
	• Pilot	270	350
	• Spontaneous	-	600
Pre-flashover (life safety)	Heat flux for ignitability (kW/m ²)	10	40
	Maximum heat release rate (kW/m ²)	250	600
	Convection heat (°C)	65	190
	Radiant heat (kW/m ²)	2.5	2.5
	Oxygen concentration (%)	10	15
	Carbon monoxide concentration (ppm)	1400	1700
	Dioxide monoxide concentration (%)	5	6
	Hydrogen cyanide concentration (ppm)	-	80
	Upper gas layer temperature	183	200
	Visibility (m)		
	• Primary fire compartment	2	3
	• Other rooms	10	-
	Critical time to reach untenable limits (min)		
	• Unprotected zones	2	6
	• Partially protected zones	5	10
• Protected zones	30	60	
Flashover	Time to reach flashover		
	• Temperature (°C)	-	600
	• Radiation (kW/m ²)	-	20
Post-flashover	Thermal insulation of a separating structure (°C)		
	• Average	140	200
	• Maximum	180	240
	Structural steel temperature (°C)	-	538
	Critical received radiation (kW/m ²)	10	50
	Glass breakage temperature (°C)		
• Ordinary glass	100	175	
• Tempered glass	270	350	

The first performance fire codes were not enacted until the year 2000, when the knowledge of fire and the accumulated empirical fire data made general building fire predictions sufficiently accurate. On the basis of the current state of available computer power, field modeling based on CFD techniques clearly represents the dominant method in tackling performance based requirements. CFD-based fire models allow the realistic description of the components of a fire safety system and the predicted outputs, such as gas concentrations, radiant heat fluxes and hot gases temperatures may be used to assess the compliance of the system with the performance criteria. The design of a fire protection system can be accomplished following deterministic or probabilistic techniques, or even a combination of both of them. When probabilistic methods are used, the performance criteria, also referred to as probabilistic criteria, are given in terms of acceptable fire risk levels for the whole building. Currently, deterministic criteria are more commonly used.

The deterministic criteria commonly relate to fire ignition, flashover and post-flashover (fully-developed fires), as well as to tenability limits for the safety of building occupants and are used to determine whether the fire safety design of a building is acceptable. Representative values of performance of such criteria that are currently used for the assessment of a fire safety engineering design are presented in Table 1-8 (BSI standards, 1994; Hadjisophocleous and Benichou, 1999). In terms of external fire spread, the criterion enabling the evaluation of the potential fire spread is based on the values of the received radiant heat flux on the façade.

1.4. Externally Venting Flames in compartment fires

When a building fire is fully developed, flames may spill out of external openings. It is well established that EVF may significantly increase the risk of fire spreading to higher floors or adjacent buildings (Sun et al., 2013). EVF may occur under two circumstances, namely under both fuel and ventilation-controlled conditions, Figure 1-6. During the initial fire stages in a compartment, combustion is constrained in the interior of the compartment but when the fire is evolved, flames in the ceiling jet may become long enough to eject from the compartment openings. Thus EVF may occur even when the fire is still fuel-controlled. In the case the fire becomes ventilation-controlled, unburnt volatiles may eject from the opening and when mixed and combust with atmospheric air, EVF will eventually occur at the exterior of the compartment. The abovementioned phenomena are unlikely to appear simultaneously.

A number of parameters influence EVF geometry and development. In the initial fire stages, the compartment geometry is of great importance as its dimensions are decisive on how close the initial fire is located in relation to other combustible materials, ventilation openings and compartment boundaries. Ventilation openings also severely impact the fire behavior because as soon as flaming combustion occurs the fire becomes dependent on oxygen availability in order to maintain itself. Openings also control the fire growth rate and compartment temperature. If a wall exists above the opening that EVF emerges, the temperature difference of the hot volatiles and the atmospheric air creates a strong buoyant current that causes EVF to move upwards the building's façade. It is well established that during a fire event, one of the weakest links in a building is its window glass. In a fully developed fire, flames may spill out of external openings (e.g. windows) in the case the glazing fails. Due to the thermal stresses, normal glass may crack and fall out when exposed to relatively low temperatures and radiant heat fluxes (Mowrer, 1998). Horizontal projections and spandrels have also been found to greatly influence the EVF geometry (Oleszkiewicz, 1990). More recently, a series of large scale fire tests were performed in order to investigate the effect of EVF spread into upper floors (Morgado and Rodrigues, 2015). The effect of balcony on the fire spread via external windows into upper floors was experimentally and numerically investigated in conjunction with fire safety regulations. The non-existence of a balcony between windows of successive floors makes EVF move along the façade but in the case there is a balcony, the risk of fire spread into the upper floors is reduced. However if the balcony is of the same width as the opening, there is a high lateral EVF spread and as a result the limiting of the EVF spread is not as effective. Additionally, ventilation conditions, including Forced and No Forced ventilation conditions as analyzed in detail in Sections 2.4.1 and 2.4.2, play an important role in EVF development. When external wind is blowing parallel to the building façade, EVF will eventually deflect horizontally to the side of the opening. This may affect openings on the adjacent compartments or even compartments located in higher levels as illustrated in Figure 1-7.

Research in this area has been carried out since the 1960s as illustrated in Table 1-9. A number of medium and large scale experiments combined with numerical simulations have proven useful in the identification of the physical aspects of EVF and in the investigation of the parameters affecting its development and physical characteristics. Initial research efforts focused on the identification and characterization of the EVF physical characteristics and their dependency on fuel load and compartment fire geometric characteristics (Yokoi, 1960; Webster et al., 1961; Seigel, 1969). The first correlations used to describe EVF physical characteristics were first developed in the 1960s by Yokoi (Yokoi, 1960) and further evaluated and improved in the 1980s by Law (Law, 1978). At a later stage, Oleszkiewicz (Oleszkiewicz, 1990) pointed his research towards EVF exposure of facades, by identifying the main parameters influencing their thermal exposure. The first thorough study on the effects of ventilation conditions, except of the initial work of Law (Law, 1978), was conducted by Klopovic (Klopovic, 1999) and Huang (Huang, 2009). Law model was revisited by Empis in her well-grounded work on the parameters influencing the heat flux incident on facades (Empis, 2010). Later on, a number of models for predicting EVF characteristics and its impact on facades have been developed by various investigators (Ohmiya et al., 1998; Himoto et al., 2009). More recently, Lee and co-workers (Lee et al., 2012) revisited EVF physics by further introducing two length scales to describe EVF evolution in over- and under-ventilation conditions.

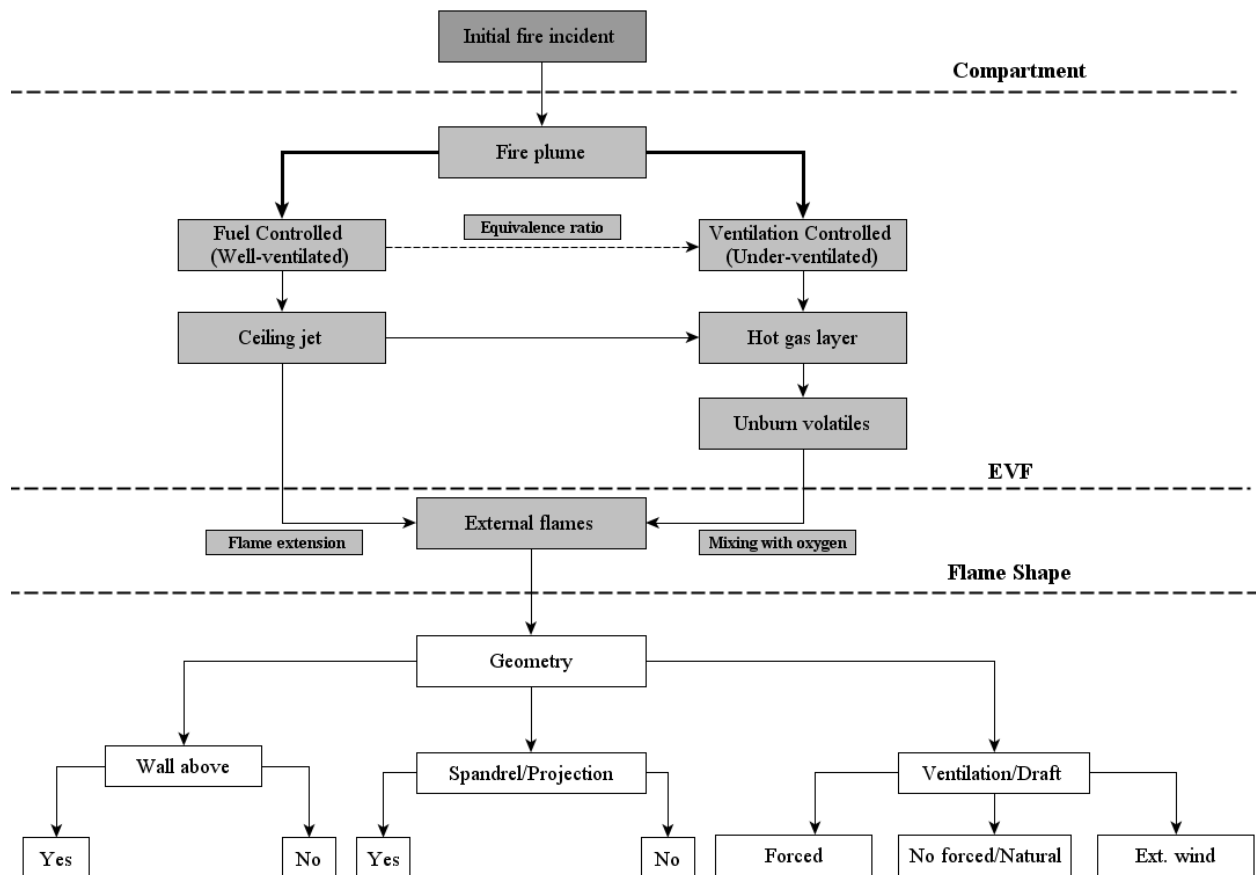


Figure 1-6. Basic mechanisms of EVF formation and parameters affecting its development.

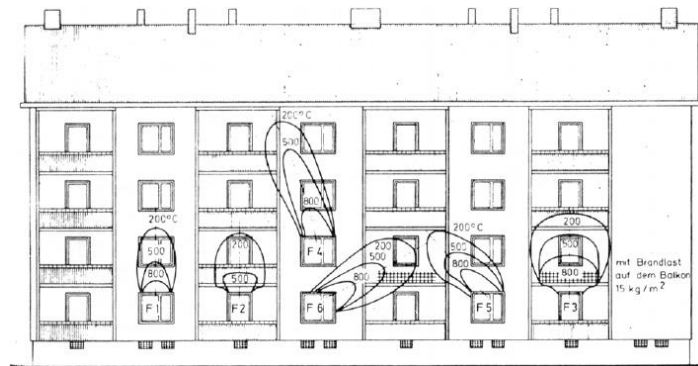


Figure 1-7. Various wind deflections illustrated by isothermic curves (Betchtold, 1978).

Table 1-9. Review on fundamental experimental (exp.), numerical (num.) and theoretical (th.) studies on EVF and its effects on façade.

a/a	Reference	Exp.	Num.	Th.	Scale		Short description
					Medium	Large	
1	(Lee et al., 2012)	x	x	✓	✓	x	Revisiting the physics of EVF and suggesting two length scales to describe their evolution in over- and under- ventilated fires
2	(Empis, 2010)	✓	✓	x	x	✓	Formation and validation of a simplified model for the prediction of heat flux to the façade
3	(Himoto et al., 2009)	✓	x	x	✓	x	Formation and validation of a model for the prediction of EVF with special emphasis on the flow attachment to the wall
4	(Huang et al., 2009)	✓	x	x	✓	x	Investigation of the effect of ventilation conditions on the EVF characteristics and heat fluxes at the façade
5	(Klopovic, 1999)	✓	✓	x	✓	x	Full scale study of the phenomena associated with EVF in compartment fires with realistic fuel load
6	(Ohmiya et al., 1998)	✓	x	x	x	✓	Formation of a model for predicting a compartment fire for the estimation of heat release due to combustion of excess fuel in EVF
7	(Oleszkiewicz, 1990)	✓	x	✓	x	✓	Full scale study for the investigation of EVF exposure of facades, identification of the main parameters influencing thermal exposure
8	(Law, 1978)	✓	x	✓	x	✓	Formation and validation of a set of correlations to predict compartment fire dynamics and the effects of EVF on the heating of external structural elements
9	(Seigel, 1969)	✓	x	x	x	✓	Investigation of EVF projection and correlation with fuel load
10	(Webster et al., 1961)	✓	x	x	x	✓	Investigation of EVF physical characteristics
11	(Yokoi, 1960)	✓	x	✓	✓	✓	Investigation of EVF physical characteristics

1.4.1. Externally façade systems and façade construction techniques

In the past, the outer surface of buildings was made of stone, plaster, wood or decorative plaster with or without an air gap between the outer façade, depending on the climate conditions of the constructed building, thus thermal insulation was solely provided by the wall structure itself as no additional insulation layers were applied. Today, more and more buildings are equipped with an exterior insulation layer that it is possible to be applied on new buildings as well as in the course of renovation of existing buildings. Types of most frequently used external façade systems include (White and Delichatsios, 2014):

- Exterior Insulation Finish Systems (EIFS, External Thermal Insulating Composite System - ETICS or synthetic stucco)
- Metal Composite Material (MCM) cladding
- High-pressure laminates
- Structural Insulation Panel Systems (SIPS) and insulation panel systems
- Rain screen cladding or ventilated facades systems
- Weather-Resistive Barriers (WRB)
- External timber paneling

These exterior wall systems are typically complex assemblies of different material types and layers which may include insulation layers and vertical cavities, with or without fire stopping. More analytically, the most frequently façade construction techniques include (Antonatus, 2013):

- **ETICS (External Thermal Insulating Composite System):** ETICS have been extensively used in some countries for more than 50 years, e.g. Germany and Austria, and there is an increasing trend in their use in other European countries. These systems are applied in the outer wall of a building. The layer attached to the building is an insulation layer that is glued and/or mechanically fixed to the exterior buildings wall. The insulation layers can be combustible products, e.g. EPS, XPS, PUR, PIR, Phenolic or non-combustible construction products, e.g. mineral wool. About 70-80% of the existing ETICS use EPS as insulation product. This insulation layer is then covered by a reinforced layer, rendering and mortar layers of different types and thicknesses. The role of ETICS with combustible insulation for fire safety is rather difficult as there is a limited amount of statistical data currently available.
- **Ventilated Façade (VF) Insulating Systems:** VF insulating systems are widely considered as a prominent cladding construction technique for larger, high rise and industrial building that considerable contribute to façade's thermal behavior improvement thus increasing heat and sound insulation of the building. These systems consist of an insulation layer, fixed to the wall of the building, which in some cases is covered with an additional vapour barrier. The next layer is a ventilation gap and the outer covering usually consists of a decorative cladding. Their good performance and ease during installation make them an appealing choice for installing them in new and refurbished buildings. This type of façade cladding provides more freedom for the architectural design as many construction products such as stone, glass and metal can be used as an outer surface. Literature reports on VF systems focus mainly on investigating their behavior in terms of energy consumption reduction; there are only scarce reports focusing on the fire behavior of such systems. However, during a fire event, it may contribute to fire spreading on the facade, representing a significant risk to the upper floors of a building, especially in the case of EVF Safety Aspects of EVF

According to a recent study (Östman and Tsantaridis, 2015), the façade can be exposed to the following three fire scenarios: fire in a different building radiating to the façade, fire external to the building in front of the façade and fire internal to the building in a compartment next to the exterior wall, with at least one opening in the façade, Figure 1-8.

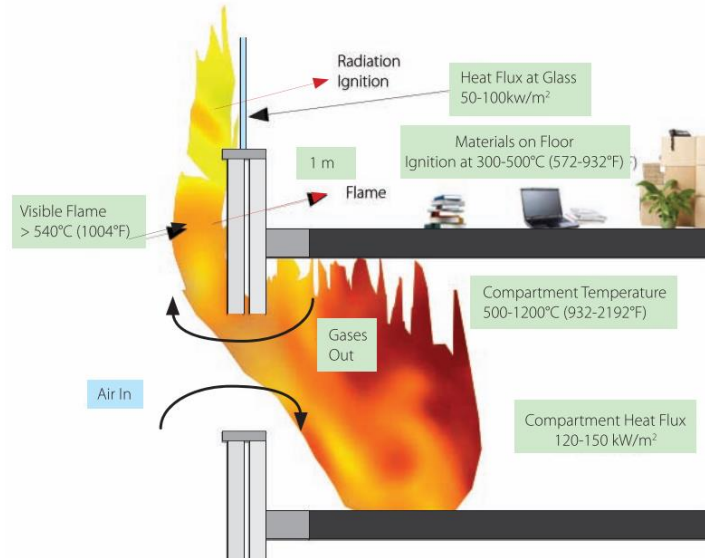


Figure 1-8. EVF fire spreading mechanism (O'Connor, 2008).

The last scenario is perceived to be the most intense and statistically most significant ignition source of exterior claddings. In the case the initial fire event is located at the interior of a compartment, depending on the conditions, EVF usually vents from the compartment openings (in the majority of the cases flashover has already occurred); the phenomenology aspects of a compartment fire are thoroughly described in Section 1.1.1 of the current chapter. Eventually, heat flux impacts of the EVF may cause degradation of non-combustible external skin of the façade resulting on flame spread on its internal façade core. Secondary external fires to lower levels may also arise from falling burning debris or downward fire spread. The spread of fire on the façade of a building is generally influenced by the intensity and location of the initial fire. Real fires and fire tests indicate that all parts of a façade react to direct flame impact in the area of the EVF plume, depending on their flammability. Windows or openings in the façade in this area, providing no fire protection, are weak spots, whether opened or closed. Three key mechanisms of fire spread after initiating event can be identified (White and Delichatsios, 2014; Peng et al., 2013):

1. **Internal spread mechanism:** fire leaks through cracks at the junction of an exterior wall or a floor.
2. **“Leap-frogging” mechanism:** combustible materials inside an upper window are ignited as a result of the intense heat from flames projected out of a lower window
3. **Surface spread mechanism:** fire propagates upward along an exterior wall assembly, if materials are combustible. Also flames may spread within an interval vertical cavity, air gap or internal insulation layer. This may include possible failure of any fire barriers if present, particularly at the junction of the floor with the external wall.

The main fire safety aspects of façade fires concern heat fluxes and EVF dimensions from enclosure fires, fire resistance of the façade assembly for load and non-load bearing structures and fire spread on the external surface or at the interior of a façade assembly (White and Delichatsios, 2014). Under ventilated fire events generate the larger hazard regarding the heat flux impact and EVF development in a structure. The structural fire resistance of a façade assembly or a façade-floor junction can be carried out by performing standard fire resistance tests in conjunction with structural analysis depending on the properties of each façade component. In cases that the façade assembly contains combustible components the same analysis must be performed but the fire engineer must take into account the additional heat impact that fire spread on the exterior surface of the façade may have on the façade itself. To address this latest hazard, the flammability of the combustible component must firstly be assessed using experimental techniques such as Cone Calorimeter tests, Thermogravimetric Analysis, Differential Scanning Calorimetry or Fourier Transform Infrared Spectroscopy tests. Then large scale façade tests, reproducing the actual heat fluxed and estimated EVF heights for a specific fire scenario, should be performed in order to assess the whole façade assembly under realistic fire conditions. Prior to performing large scale tests, medium scale tests or appropriately validated CFD models can be used in order to assess the hazard of combustible components.

Recent high-rise building fires around the world, Table 1-10, highlight the importance of understanding the mechanisms of fire spread due to EVF. All cases tabulated in Table 1-10 involve external fire spread via the building façade, which has been the case in numerous other high rise buildings. During such fire events, usually fire ignites the external wall claddings and the fire spread mechanism can be rather complicated. As exhibited in the CCTV building fire in 2009 (Glancey, 2009) and the Marina Torch Tower fire (Gray, 2015), fire spread downwards and from the façade it was transferred at the interior of the building. It is widely identified that fire behavior in high rise buildings is rather challenging in terms of fire safety as they involve some additional features compared to regular compartment fires (Sun et al., 2013; White and Delichatsios, 2014). For example, combustible façade systems may pose an increased fire hazard during installation and construction prior to complete finishing and protection of such systems (e.g. Beijing Television Cultural Centre fire in 2009 and the Residential Building fire in 2010 in China), Figure 1-9. Evacuation strategies in such buildings are a major safety issue. Indicatively, it is worth mentioning that as part of energy efficient building techniques, there is an extensive use of external façade insulation wall systems such as SIPS, ETICS and MCM, c.f. Section 1.4.1. Even though these systems may show superior energy-saving performance, if they ignite they promote flame spread very fast and produce large amounts of toxic products. Modern high-rise buildings are usually complex building structures that lead to special fire evolution behaviors. In the case a fire erupts in an interior space of the building, it is highly possible to result to a rupture in the glass curtain wall that may lead to EVF that are not easily suppressed. Moreover, major structures, such as glass walls and steel skeleton structures, lead to very complex mechanical load distributions. In the case of a fire event, the key components of the structural system are likely to fail due to increased thermal stresses. For most of the incidents reviewed in the current section, the impact on life safety in terms of casualties has been relatively low with the main impacts being due to smoke exposure rather than direct flame or heat exposure. However a large number of occupants are usually displaced for significant periods after the fire incidents. Those type of building fires involving EVF appear to predominately occur in countries with poor regulatory controls concerning facades.

Table 1-10. Recent high-rise building fires involving EVF.

Building	Location	Year	Type of façade system	Details
Ajman One residential cluster	Ajman, United Arab Emirates	2016	Highly combustible plastic filled aluminium composite panels	The fire erupted at a building in the Ajman One residential cluster of 12 towers and spread to at least one other tower, 1 injuries, external fire spread (McKirdy, 2016).
Address Hotel	Dubai, United Arab Emirates	2016	Highly combustible plastic filled aluminium composite panels	Fire started on the 20 th floor of the building and only affected the exterior of the structure, 16 injuries, external fire spread (Hanna et al., 2016).
Docklands Apartment Tower	Melbourne, Australia	2015	Aluminium composite panels	Fire started from an unextinguished cigarette on the sixth-floor balcony, no deaths or injuries, external fire spread (Toscano and Spooner, 2015)
Marina Torch Tower	Dubai, United Arab Emirates	2015	Highly combustible plastic filled aluminium composite panels	Fire started in the middle of the tower before spreading downwards, no deaths or injuries, external fire spread (Gray, 2015).
Residential Building	Grosny, Russia	2013	Ventilated façade	Fire started from a short circuit in an air-condition, no deaths or injuries, external fire spread (Antonatus, 2013).
Al Baker Tower 4	Sharjah, United Arab Emirates	2012	Highly combustible plastic filled aluminium composite panels	Fire started at by a lit cigarette thrown on a balcony, no deaths or injuries, external fire spread (CW Staff, 2012).
Polat Tower	Istanbul, Turkey	2012	Ventilated façade	Fire burned through the building's external insulation, no deaths or injuries, external fire spread (Antonatus, 2013).
Mermoz Tower	Roubaix, France	2012	Cladding with gap behind it (like ventilated façade)	Fire initiated at the second floor and spread rapidly upwards, 1 fatality, 10 injuries, external fire spread (Antonatus, 2013).
Wanxin Complex Fire	Shenyang, China	2011	Aluminium composite panels	Fire caused from explosive fireworks, external fire spread (Peng et al., 2013).
Residential Building	Dijon, France	2010	ETICS with EPS insulation and mineral wool fire barriers	Arson fire started at the basis of the building from waste containers, 7 fatalities (Antonatus, 2013).
Residential Building	Shanghai, China	2010	ETICS under construction	Fire started during renovation for installing exterior wall insulations, 58 fatalities, 71 injuries, external fire spread (Peng et al., 2013).
Beijing Television Cultural Centre (CCTV)	Beijin, China	2009	Ventilated façade with polystyrene insulation	Fire caused from illegal use of highly explosive fireworks at the construction site on the roof and spread <i>from upper floors to lower and from external to internal</i> , 1 fatality, 7 injuries, external fire spread (Glancey, 2009).



Figure 1-9. *Beijin Blaze (Glancey, 2009) (left) and Residential Building (Peng et al., 2013) (right) fire events.*

1.5.Scope of the research

There is an alarming occurrence of recent EVF events in high rise buildings, c.f. Table 1-10, resulting in a large number of casualties, structural damage and property loss (Sun et al., 2013; Peng et al., 2013; White and Delichatsios, 2014) a fact that renders the need to improve design guidelines for EVF and façade fires an urgent priority. It is well established that EVF significantly increases the risk of fire spreading to higher floors or adjacent buildings (Sun et al., 2013; Delichatsios, 2014). New façade design concepts and construction materials constantly challenge the established fire safety solutions. For instance, due to the ever stricter requirements for building energy performance, there is a growing trend of installing thermal insulation materials, that are usually flammable (e.g. polystyrene-based), on building façades. This energy saving practice is adversely affecting the building's fire safety characteristics related to EVF.

However, the majority of current fire safety codes worldwide are lacking specific methodologies to evaluate the risks associated with EVF. As far as fire safety design in Europe is concerned, EVF are a completely different fire scenario than the Eurocodes were developed for. The whole basis and theoretical background for the Eurocodes is therefore to a large degree not valid for façades. In order to implement specific action towards fire EVF prevention the following objectives should be met:

- protection against fire spread along the façade,
- maintaining the function of the fire compartmentation,
- protection against falling objects,
- reaction to fire requirements for components in the external wall and protection against fire spread between windows.

The key aspects of most regulations in relation to fire performance of façade that have been identified have mainly focussed on the reaction to fire requirements for exterior wall assemblies and materials, fire stopping/barrier requirements for interior and exterior walls, separation distances of buildings and openings between stories, in terms of minimum separation of unprotected openings from a relevant boundary and requirements for sprinkler protection (White and Delichatsios, 2014). Nevertheless, in order to develop a solid base for evaluation, testing and fire mitigation strategies for EVF exposed exterior façade systems it is essential to fully comprehend EVF phenomenology aspects and develop an integrated approach that will be used as part of contemporary regulations and test methods.

Aiming to filling that gap, the primary objective of the current research is to develop a versatile and easy to implement methodology for the characterization of EVF and its impact on façade systems. An integrated research methodology is developed for medium and large scale fire experiments, based on three interlinked research axes; experimental investigation, numerical simulations and theoretical analysis as depicted in Figure 1-10. Using this methodology an engineer may accurately estimate the EVF thermal and geometric characteristics and thermal actions on external structural members.

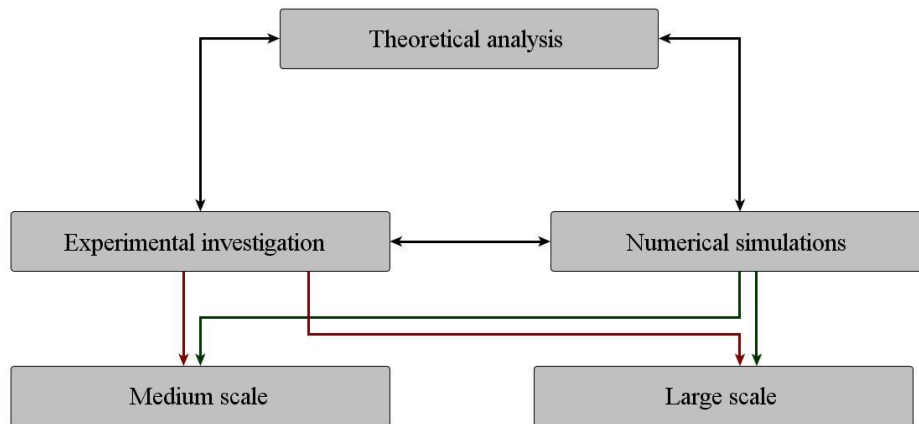


Figure 1-10. Interlinked research axis of the current thesis.

As part of the experimental investigation a multi-scale approach has been followed in order to assess the effect of scaling on EVF development. Though numerous researchers have investigated EVF characteristics over the years, the difficulty of attaining a full set of experimental data specifically emphasizing on EVF, motivated the author to design and conduct supplementary experiments. A series of medium- and large-scale compartment-façade fire tests are performed, equipped with extended façade systems to mimic realistic building fire conditions. In all test series, in order to achieve more “realistic” fire conditions, an “expendable” fuel source was used (transient conditions), to effectively simulate the typical HRR temporal evolution observed in actual residential fires.

The most direct and acceptable method of determining the EVF characteristics and fire performance of a new façade concept is a full-scale fire test. For this reason, aiming to investigate the fire behavior of the prominent cladding VF construction technique, a large-scale natural fire test was performed at the premises of the Greek Fire Academy in Athens. A particular emphasis has been given on the estimation of the thermal characteristics of the fire compartment and subsequent EVF, as these are the main physical parameters affecting the heat exposure of the VF façade system. An in-house developed fire detection digital image processing program is used, for the first time in large scale compartment façade experiments, in a post analysis of the video footage enabling the visual determination of the temporal EVF geometric characteristics.

Nevertheless, full-scale tests are expensive, require considerable resources and may prove restrictive when a more in depth analysis of various parameters influencing the phenomena is required. In order to surpass these difficulties a scale modeling approach was adopted due to the ease of experimentation in a more controlled environment, in the premises of Heterogeneous Mixtures and Combustion Laboratory at

NTUA, enabling to perform a thorough parametric study by varying the total fire load and opening dimensions. A scaling analysis has been performed in order to ensure that the fire load corresponded to post-flashover conditions as imposed by Eurocode for residential occupancies. Scaling is achieved by assessing the governing conservation equations and selecting the appropriate dimensionless groups to preserve consistency between the large scale and small scale experiments. In this medium scale test series the fundamental physical phenomena governing the transient behavior of EVF are investigated. An extensive sensors network has been used to obtain experimental results that are analysed highlighting the transient nature of EVF. Supplementary in order to determine the main characteristics of the EVF, time averaged data were also employed.

Acknowledging the importance of practical methodologies in filling the gap between the use of "blurry" predefined values and elaborate scientific performance-based design methodologies, the theoretical analysis of the current thesis aims at evaluating a broad range of widely applied fire engineering design correlations and currently applied methodologies for the estimation of EVF characteristics and its impact on facades. This extensive analysis involves the assessment of correlations and methodologies against more than 30 in-house and found in literature large scale experimental datasets. The increasing use of synthetic materials in buildings necessitates the assessment of empirical correlations for the estimation of EVF geometrical and thermal characteristics as most of them are based on the burning rate of fuels in experiments which wood was the predominant fuel, but as it proves it may not be representative for EVF in modern furnished buildings. This fact clearly demonstrates the need for further fundamental investigation on the effects of fire load properties on EVF properties as performed in the frame of the current thesis. The fundamental physical mechanisms and parameters influencing the development of EVF have been analyzed with respect to safety, emphasizing on the EVF dimensions and centerline temperatures. Furthermore, five different methodologies for the calculation of radiative and convective heat transfer components of the EVF-induced heat flux are evaluated through comparison with available experimental data. An overall qualitative assessment of the correlations and methodologies is provided for the first time in the current thesis, revealing limitations and fields of applicability of each one of them, representing a practical and convenient tool for an engineer to use during fire engineering design of a façade system.

The increasing trend of developing and implementing "performance-based" fire safety codes necessitates the use of dedicated fire simulation tools that can be used in a wide field of applications related to building fire safety. Though CFD tools can provide a wealth of information regarding the detailed characteristics of the flow- and thermal-field developing at the interior and exterior of the fire compartment, scarce numerical simulation studies available that focus on EVF and relevant façade fire safety issues can be found in literature. Motivated by this fact, the Fire Dynamics Simulator (FDS) open source CFD code, has been used to simulate the turbulent, multi-component and reactive flow-field developing in the interior and exterior of medium and large scale compartment-façade configurations. Numerical predictions are compared to the obtained experimental measurements in order to evaluate the accuracy of the numerical methodology.

Through the abovementioned procedure it was made possible to shape a versatile and practical methodology for the accurate estimation of thermal actions on external structural members. Particular emphasis is given on the investigation of the fundamental physical phenomena governing the transient behavior of EVF and the formation of a methodology that can consolidate a more rational and contemporary approach.

1.6. Structure of the Thesis

The current thesis consists of 10 Chapters and 4 Appendixes as depicted in detail in Figure 1-11. In the current **Chapter 1**, a short introduction is provided analyzing the phenomenology aspects of compartment fires. Recent high-rise building fires around the world highlight the importance of understanding the mechanisms of fire spread due to EVF. As EVF is identified as the primary reason of façade fire spreading an analysis of current fire safety regulations framed the motivation of the present work. The main fire safety aspects of façade fires are briefly reviewed emphasizing on the impact of heat fluxes and EVF plume geometric characteristics on the fire resistance and spread on façade assemblies. Also the current thesis scope is thoroughly presented.

In **Chapter 2**, a thorough description of the physical characteristics and the parameters that influence EVF development is provided. Emphasis is given on the dynamic behaviour of EVF and the effect of ventilation conditions on its characteristics. A complete dataset on the current state-of-the art large scale EVF compartment façade experiment is formed for the first time, providing information on the way each experiment is organised, full description of the experimental premises and available experimental data that are available from each test case. This dataset uniquely provides the opportunity to identify the important parameters influencing EVF development and forms the basis for the design of the current thesis large scale compartment façade fire experiment, **Chapter 6**.

In **Chapter 3**, fire engineering design correlations and methodologies grouped in three broad categories, i.e. estimation of EVF envelope dimensions, average EVF gas temperature and EVF-induced heat flux to the façade, are assessed. A key parameters analysis is further performed in an effort to identify the origins, applicability and limitations of several analytical models and correlations. This chapter emphasizes on calculation procedures of thermal radiative and convective characteristics received by the facade directly exposed to EVF due to the importance of preventing external fire spread and fire-induced external structural damage. Attention is placed on the accurate estimation of the EVF dimensions and centerline temperature, as these are the main physical parameters affecting the façade heat flux calculations. The EVFs dynamic behavior investigation that is carried out in a medium scale compartment façade configuration using an extensive sensor network that allowed monitoring of important physical parameters, such as flame geometry, air and surface temperature, heat flux, air velocity, fuel mass loss and gas species concentrations is analyzed in **Chapter 4**. In **Appendix A**, a post-processing methodology used for the “correction” gas temperature measurements at the interior of a fire compartment, is analyzed. In addition, in an effort to accurately determine the dynamic development of the EVF plume, a digital image-processing tool is developed. The in-house developed fire detection digital image processing program enabling the visual determination of EVF geometric characteristics as a function of time is thoroughly presented in **Appendix B**. An additional investigation of the fire protection potential of gypsum plasterboards and wood-based panels for light and massive timber elements is provided in **Appendix C**.

A numerical methodology for the thorough investigation of the characteristics of the developing EVF flow- and thermal-fields, as well as the thermal behavior of the construction materials, has also been developed and is presented in **Chapter 5**. An open-source Computational Fluid Dynamics (CFD) tool is used to simulate the compartment-façade fire tests. Numerical predictions are compared to the obtained measurements to validate the accuracy of numerical methodology; the reliability of various numerical

models is also assessed. The effect of the two most fundamental factors affecting the development of a residential fire event, namely fuel availability and ventilation, is further evaluated in **Appendix D**.

Aiming to investigate the fire behavior of the VF insulation concept and EVF development, a large scale compartment fire test was carried out, as presented in detail in **Chapter 6**. An extensive set of sensors was installed both inside and outside the test compartment, aiming to record the temporal variation of several important physical parameters (gas and wall surface temperatures, gas velocities, mass loss rate). Particular emphasis has been given on the estimation of the thermal characteristics of the fire compartment and subsequent EVF, as these are the main physical parameters affecting the heat exposure of the VF façade system. The widely applied empirical correlations and employed methodologies, as thoroughly presented in **Chapter 3**, are evaluated against available medium and large scale experimental data in **Chapter 7**.

In the final **Chapter 8**, the conclusions and the outlook of the thesis are presented while a framework for future research is proposed.

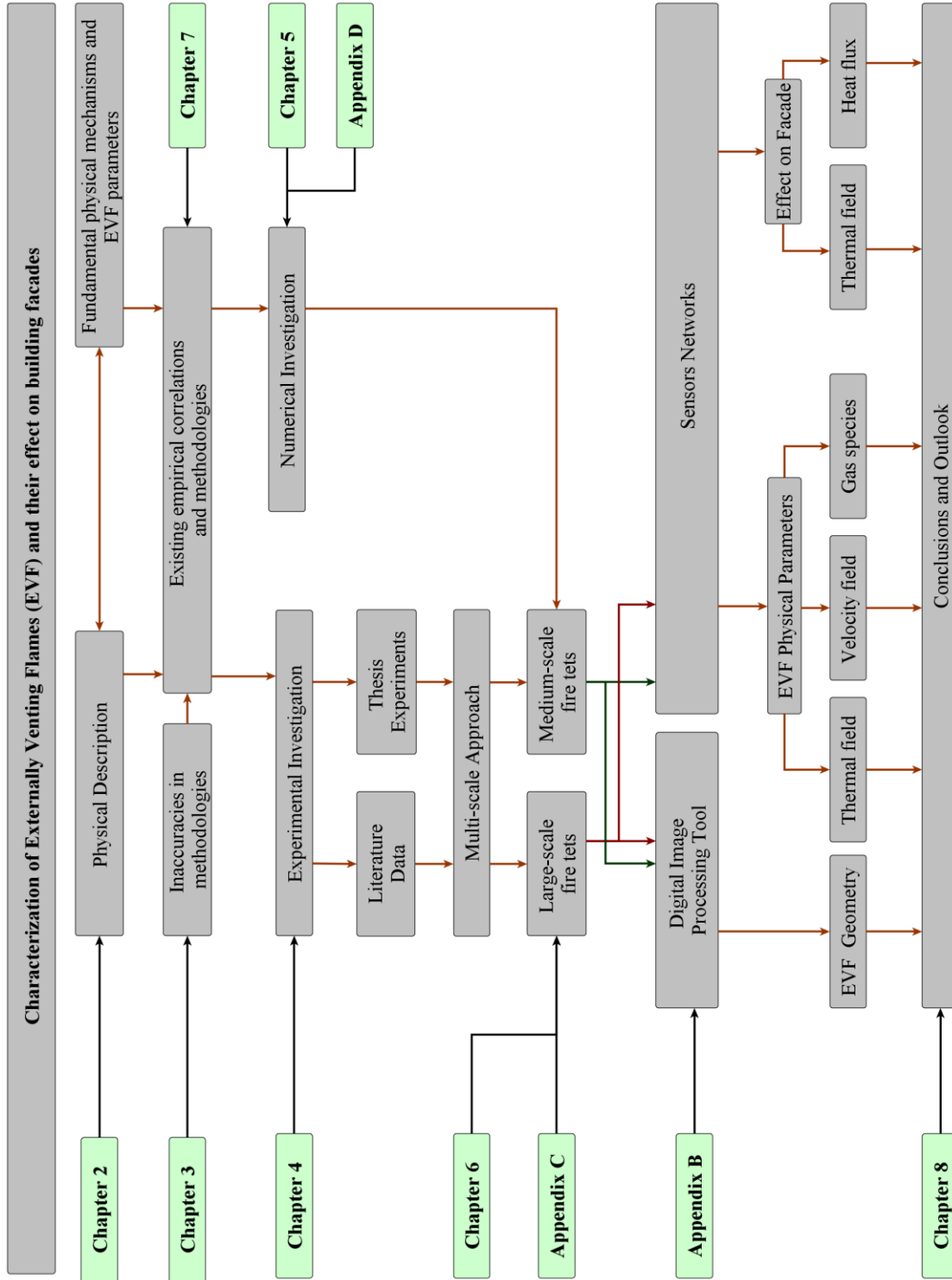


Figure 1-11. Structure of the present thesis.

1.7.Publications

The following papers have been produced as a result of the current thesis:

1.7.1. Journal papers

1. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Assessment of fire engineering design correlations used to describe the thermal characteristics of Externally Venting Flames”, *Fire Technology* 2016 (DOI: 10.1007/s10694-016-0594-2, First online: 02 May 2016).
2. **Asimakopoulou E.K.**, Chotzoglou K., Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Characteristics of Externally Venting Flames and their effect on the façade: A detailed experimental study”, *Fire Technology* 2016 (DOI: 10.1007/s10694-016-0575-5, First online: 03 March 2016).
3. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Fire safety aspects of PCM-enhanced gypsum plasterboards: An experimental and numerical investigation”, *Fire Safety Journal*, 72 (2015) 50-58, (DOI: 10.1016/j.firesaf.2015.02.004).
4. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “Fire Protection of Light and Massive Timber Elements using Gypsum Plasterboards and Wood Based Panels: A Large-Scale Compartment Fire Test”, *Construction and Building Materials*, 7 (2014) 163-170 (DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2014. 09.027).
5. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Experimental and computational investigation of CO production and dispersion in an automotive repair shop”, *Indoor and Built Environment*, 22(5) (2012) 750-765 (DOI: 10.1177/1420326X12458300).
6. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “Fire behavior of gypsum plasterboard wall assemblies: A large-scale CFD simulation of a multi-compartment building”, *Case Studies in Fire Safety* (under revision)
7. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Evaluation of fire engineering design correlations for externally venting flames using a medium-scale compartment façade fire experiment”, *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* (under revision).

1.7.2. Conference papers

1. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “A full-scale fire test to investigate the fire behaviour of the “Ventilated façade” system”, *Proceedings of the Interflam 2016 Conference*, 4-6th July 2016, Nr. Windsor, UK.
2. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Experimental investigation of the “Ventilated Façade” system performance under fire conditions”, *Smart Façade Materials Conference*, 24th February 2016, Wells, Austria.
3. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Experimental investigation of Externally Venting Flames using a medium-scale compartment-facade configuration”, *2nd European Symposium of Fire Safety Science*, 16-18th June 2015, Nicosia, Cyprus.

4. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Evaluation of fire engineering design correlations for Externally Venting Flames using a medium-scale compartment-facade fire experiment”, 9th Mediterranean Combustion Symposium, 7-11th June 2015, Rhodes, Greece.
5. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “An experimental and numerical investigation of externally venting flames developing in an under ventilated fire compartment-facade configuration”, European Combustion Meeting, 30th March – 2th April 2015, Budapest, Hungary.
6. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Experimental investigation of Externally Venting Flames in under-ventilated compartment fires”, 14th International Fire and Materials Conference, 2-4th February 2015, San Francisco, USA.
7. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Experimental investigation of fundamental physical phenomena related to Externally Venting Flames”, 9th National Conference of Fluid Flow Phenomena, 12-13th December 2014, Athens, Greece.
8. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “A natural fire test to assess the behavior of modern timber construction techniques: light timber frame vs. glued laminated timber”, Proceedings of the Interflam 2013 Conference, 24-26th June 2013, Poster No. 056, Near Windsor, UK.
9. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “Comparative assessment of CFD tools and the Eurocode methodology in describing Externally Venting Flames”, 1st International Seminar for Fire Safety of Facades, 14-15th November 2013, Paris, France.
10. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “Gypsum plasterboards enhanced with phase change materials: a fire safety assessment using experimental and computational techniques”, 1st International Seminar for Fire Safety of Facades, 14-15th November 2013, Paris, France.
11. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “Numerical investigation of dry-wall systems enhanced with Phase Change Materials reaction to fire”, 8th National Conference of Fluid Flow Phenomena, 16-17th November 2012, Volos, Greece.
12. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “Full-scale CFD simulation of gypsum plasterboard wall assemblies exposed to fire: effects of gypsum dehydration”, International Conference of Fire Computer Modeling, 18-19th October 2012, Santander, Spain.
13. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “Fire behavior of gypsum plasterboards enhanced with phase change materials: a CFD study”, International Conference of Fire Computer Modeling, 18-19th October 2012, Santander, Spain.
14. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “CFD Simulation of fire spreading in a residential building: the effect of implementing phase change materials”, 5th European Combustion Meeting, 28th June – 1st July 2011, Cardiff, UK.
15. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “Building fire behavior implementing gypsum plasterboards containing phase change materials: a CFD study”, 7th GRACM International Congress on Computational Mechanics, 30 June – 2 July 2011, Athens, Greece.
16. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “Simulation of fire spreading in a residential building: comparing alternative building techniques”, 1st Middle East Conference on Smart Monitoring, Assessment and Rehabilitation of Civil Structures, 8 – 10th February 2011, Dubai, Arabic Emirates.

17. Mandilaras I., Kontogeorgos D., Zannis G., **Asimakopoulou E.**, Kolaitis D. And Founti M., “Effect of implementing Phase Change Materials in the fire behavior of construction materials”, 7th National Conference of Fluid Flow Phenomena, 12-13th November 2010, Thessaloniki, Greece.
18. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “Numerical Simulation of Fire Spreading in a Steel Skeleton-Drywall System Building”, Proceedings of the International Council for Building World Congress 2010, Paper 801, 10-13th May 2010, Salford Quays, UK.
19. Kolaitis D.I., **Asimakopoulou E.K.** and Founti M.A., “Numerical Simulation of Fire Spreading in a Two-Storey Residential Building”, Proceedings of the Interflam 2010 Conference, 5-7th July 2010, Poster No. 064, Nottingham, UK.
20. **Asimakopoulou E.K.**, Kolaitis D.I. and Founti M.A., “CO Dispersion in a Car-Repair Shop: An Experimental and CFD Modeling Study”, Proceedings of the 7th International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries (ISBN 978-0-643-09825-1), Paper 073KOL, 9-11 December 2009, Melbourne, Australia.

CHAPTER 2: Characteristics of Externally Venting Flames

2.1. Introduction

In order to effectively act towards EVF prevention and mitigation of external fire spread, it is essential to understand the nature of the fundamental physical phenomena affecting EVF. Thus in the current chapter, a thorough description of the physical characteristics and the parameters that influence EVF development is provided. Emphasis is given on the dynamic behaviour of EVF and the effect of ventilation conditions on their characteristics. In addition, the current chapter provides a detailed review on the current state-of-the-art large scale EVF compartment façade experiments. An extensive dataset is formed for the first time, providing information on the way each experiment is organised, a full description of the experimental premises and all available experimental data. This dataset uniquely provides the opportunity for a fire engineer to identify the important parameters influencing EVF development and formed the basis for the design of the performed large-scale compartment façade fire experiment, presented in Chapter 6.

2.2. Physical description

EVF are essentially flames that traverse an opening of the fire compartment and emerge to the ambient environment (Thomas and Heselden, 1972; Delichatsios, 2014). EVF can be loosely described as a vertical rising turbulent volume of hot combustion products and flames ejecting through the opening of a compartment (Quintiere, 2006; Hu et al., 2015). The EVF plume, commonly considered as fairly incompressible, is principally driven by thermal buoyancy and its trajectory is not entirely vertical, as it has been demonstrated by Himoto et al. (Himoto et al., 2009). There is currently no consensus regarding the definition of the origin of the EVF, since the exit flow is usually a horizontally moving jet driven by buoyancy and momentum; this has been initially pointed out by Yokoi (Yokoi, 1960), who was the first to study plumes and flames venting out of windows, and more recently by Hu et al. (Hu et al., 2015) who investigated the EVF shape by employing a variety of characteristic length scales.

Fire ventilation mode, geometric characteristics of the fire compartment and prevailing ventilation conditions are known to have a significant effect on EVF development (EN 1991-1-2, 2002; Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Law, 1978; Law and O'Brien, 1981). Research on medium-scale compartment-façade configurations (Himoto et al., 2009; Delichatsios et al., 2009) has established the direct relation of the EVF envelope shape to the excess heat release rate and distance from the façade. New length scales to describe the EVF centerline distance from the facade have been recently proposed by Delichatsios et al. (Delichatsios et al., 2009) based on these findings. When EVF are established, it is not straightforward to characterise the combustion phenomena occurring at the exterior of the fire compartment (Yokoi, 1960; Delichatsios et al., 2009; Hurley, 2016) especially, in cases where the ventilation in the main fire compartment is restricted (under-ventilated fire) and combustion cannot be completed inside the compartment (Delichatsios et al., 2009). In the latter case, an increasing quantity of the ejected flammable gases eventually burn when they are mixed with the oxygen-rich ambient air, resulting in a larger overall EVF volume.

As it has been demonstrated in previous studies (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010), the prevailing ventilation conditions and fire load have a significant impact on fire development and the transition between over- and under-ventilated conditions. In order to express the relationship between ventilation conditions inside the fire compartment and the fuel mass loss rate, the concept of Global Equivalence Ratio (*GER*) is usually used. However, due to the complexity of the involved phenomena when the fire plume at the interior of the fire compartment interacts with the upper and lower layer as well as the occurrence of EVF, a unique definition of *GER* does not exist (Hurley, 2016).

Nevertheless, the theoretical value of *GER* can be dynamically estimated using Equation 2-1, which is based on the methodology initially proposed by Kawagoe (Kawagoe, 1958) and applied by Babrauskas (Babrauskas, 1976). The main parameters affecting *GER* are the fuel mass loss rate (\dot{m}_f), the upper layer gas temperature (T_g), the ambient temperature (T_{amb}) and density (ρ_{amb}), the fuel stoichiometric ratio (r), the discharge coefficient of the opening (C_d) and the opening height (H_v) and width (W_v).

$$GER(t) = \frac{\dot{m}_f \left[1 + \left(\frac{T_g(t)}{T_{amb}} \right)^{1/3} \right]^{3/2}}{\frac{2}{3} H_v^{3/2} W_v C_d \sqrt{2g} \rho_{amb} \left(1 - \frac{T_{amb}}{T_g(t)} \right)^{1/2} r} \quad (2-1)$$

The large impact of the fuel source location inside the compartment on important fire parameters, such as heat release rate (*HRR*), combustion efficiency and *GER* is well established (Hurley, 2016). More specifically, the distance between the fuel source and the opening is known to play a significant role in determining flow dynamics and the thermal and chemical environment within the compartment (Hurley, 2016; Parkes, 2009; Hwang et al., 2011; Drysdale, 1998). Chamichine et al. (Chamichine et al., 2007), investigating the mass loss rate in a pool fire as a function of the distance between the fire source and the opening, have demonstrated that the maximum fuel mass loss rate is observed when the fire source is the farthest away from the opening. Recognizing the importance of the fire source location, it is pointed out that observations obtained in the current thesis are limited to the specific configurations used (c.f. Chapter 4 and Chapter 6), i.e. the fuel source is located at the centre of the compartment.

2.3. Dynamic characteristics of EVF

Although significant research has been conducted focusing on the impact of EVF on the façade and the parameters affecting its development (Oleszkiewicz, 1989; Delichatsios et al., 2009; Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010), there are scarce reports focusing on the dynamic (time transient) characteristics of EVF. Recently, Hu et al. (Hu et al., 2012) emphasized on the dynamic behavior of EVF and stressed the necessity to identify the conditions allowing EVF to be sustained at the exterior of the fire compartment.

One of the main parameters affecting the EVF dynamic characteristics is the fuel consumption rate (Hu et al., 2012). However, in the majority of research work relevant to EVF, gas burners, providing steady-state conditions, have been used (Oleszkiewicz, 1989; Delichatsios et al., 2009; Quintiere, 2006; Hu et al., 2012; Hu et al., 2015). Only a few studies (Hu et al., 2012; Hu et al., 2015; Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010) have employed a different approach, using more realistic, “expendable” fire sources, such as real furniture or liquid fuels. In these cases, it has been demonstrated that combustion is initially limited at the interior of the fire compartment (*Internal Flaming* phase, IF). As the flame front moves away from the fuel source, due to the gradual oxygen consumption inside the compartment, external flame jets and quick flashes appear periodically at the exterior of the fire compartment (*Intermittent Flame Ejection* phase, IFE), Figure 2-1. Later on, the heat flux on the façade reaches a maximum value and is maintained almost constant for a prolonged time period, until the fire decay phase is reached. This time period corresponds essentially to the steady-state fully-developed fire stage (Quintiere, 2006). Throughout this phase, EVF consistently cover the external region above the opening (*Consistent External Flaming* phase, CEF). Klopovic and Turan (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b) were the first to propose the CEF concept; in their research, compartment temperatures, mass loss rates, external temperatures and visual observations were used in order to determine CEF initiation.

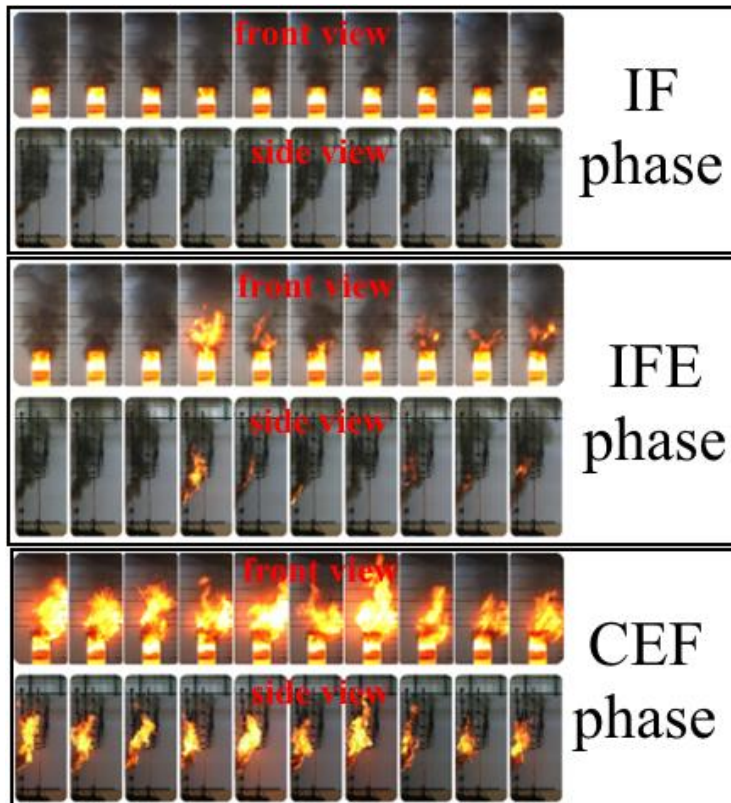


Figure 2-1. IF, IFE and CEF phases of a typical compartment fire (front and side view).

Currently, there are no specific criteria available in the literature to estimate the initiation time and overall duration of the IFE and CEF phases. In this context, the present thesis aims to investigate the parameters affecting EVF phases focusing on determining the dynamic characteristics of EVF. Though large-scale fire testing commenced in the early 1920s, c.f. section 1.1.3, there are scarce reports focusing on the EVF characteristics and development. The experimental work conducted until now, as presented in section 2.3, has been diverse and correlations proposed are only applicable to specific scenarios. The experimental series conducted by Klopovic and Turan (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b) and more recently by Empis (Empis, 2010), clearly indicate for the first time that further investigation should be carried out in order to fully capture the EVF characteristics and external heat exposure under realistic fire scenarios for them to be confidently used in fire safety engineering design of façade systems.

In that frame and in order to facilitate the development of a holistic experimental tool for EVF characterization, a series of medium (c.f. Chapter 4) and large scale (c.f. Chapter 6) compartment façade fire tests were conducted in the premises of HMCS Laboratory and the Greek Fire Academy. Following previous experience, an extensive sensor network has been used in both cases, measuring internal and external fire characteristics and external heat fluxes to the façade.

2.4. Review on large scale compartment-façade fire experiments

Though it may not be possible to cite all available studies, emphasis is given on reviewing experimental studies focusing on the EVF characterisation, in terms of EVF dimensions and centreline temperature, and its effect on facades, in terms of heat flux on the façade. The test results presented in this section cover large scale fire tests conducted from the 1980s up to now, c.f. Table 2-1. It is widely recognized (Delichatsios, 2014; Hurley, 2016; Quintiere, 2006) that even slight changes in configurations or initial conditions can very often lead to large differences in experimental results so great attention was given to the detailed collection of accurate data concerning ambient conditions, ventilation conditions and fire characteristics for each test case. In the frame of the present thesis, a large scale compartment-façade test has been conducted, Test Case 31, as presented in detail in Chapter 6, in order to investigate the EVF development and its effect on ventilated façade system. Supplementary to the rest of the experiments presented in Table 2-1, during Test Case 31 the gas velocity at the centreline of the opening was measured and hexane was used as a fuel type.

For the estimation of the EVF geometry under both NoFD and FD conditions, three experimental data sets are presented (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Lin, 2000, current thesis), namely Test Cases 2, 8, 28, 29 and 31. The comprehensive data set provided by Klopovic and Turan (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b), Test Cases 8 and 28, based on real furniture fire tests in a compartment-façade configuration, were conducted in order to investigate the likelihood of external fire spread from a burn room window with standard glass attached to a non-combustible façade during flashover fires, Figure 2-2. They supplementary performed a repeatability analysis and emphasized the effects of ventilation conditions on the EVF plume and the likelihood of secondary fires. The innovation of this study was a 3D sensor grid that was used at the exterior of the compartment window in order to fully capture the EVF plume characteristics.

Table 2-1 Available experimental data and data collected from each case.

Test Cases	Ref.	Average/Max Burn Compartment Temperature	EVF Dimensions	EVF Centerline Temperature	Heat Flux on the Façade	Velocity at the EVF opening	Fuel Type
8, 28	(Klopovic and Turan, 2001 _a ; Klopovic and Turan, 2001 _b)	✓	✓	✓	✓	x	Real Furniture
2, 29	(Lin, 2000)	✓	✓	x	x	x	Wood Cribs
3-7, 9-23	(Oleszkiewicz, 1989)	x	x	x	✓	x	Propane Gas
30	(Empis, 2010)	✓	x	x	✓	x	Real Furniture
1, 24-27	(Yoshioka et al., 2012)	✓	x	x	✓	x	Methane Gas
31	Current thesis (Chapter 6)	✓	✓	✓	✓	✓	Hexane

The burn room was located on the first floor of a three storey steel and concrete building, the Centre for Environmental Safety and Risk Engineering's Experimental Fire Facility and was lined with two layers of 16 mm fire rated plaster. The room measured 5.3 m x 3.6 m x 2.4 m high, with a window opening of 2.4 m x 1.5 m placed in the center of the southern wall, 0.5 m above the floor. The 0.8 m x 2.0 m door opening was located in the center of the northern wall which led to a corridor. The fuel load and distribution was selected and designed to mimic a living room with a fuel density per unit floor area of approximately 30 kg/m² wood equivalent. The internal instrumentation consisted of two mass loss platforms, thermocouple trees, bi-directional probes, species measurement points and smoke densitometers. They used Nickel-Chromium, Nickel Aluminum fiberglass and mineral insulated metal sheathed 1.5 mm diameter type K thermocouples. The exterior 3D external thermocouple grid consisted of 140 sampling points over an area of 2.4 m x 3.9 m across the width of the burn room window starting just above it until the bottom of the second level window. A total of six water cooled Gardon Gauge type heat flux transducers were mounted on the external façade wall. The validity of the experimental results and the subsequent usefulness for design or numerical purposes was established by determining the repeatability of these full-scale tests. All experimental data presented were CEF averaged and non-dimensionalised using the ambient and maximum temperatures during the CEF period.

Once the repeatability of the data was established, comparison of experimental results with empirical correlations of Law (Law, 1978) for the calculation of the EVF plume dimensions and centreline temperatures; higher EVF centreline temperatures were calculated using Law's method than those experimentally measured, concluding that Law's equations overestimated EVF severity. Good agreement was found on the calculation of EVF plume height only in the case that the proportion of the heat loss through the window could be specified. Taking the flame tip at the EVF centreline temperature of 540°C, the EVF plume dimensions recorded measured noticeably more than would be predicted using Law Model correlations. It is worth noticing that, the glass in the upper storey compartment window in every test, even though the distance between the two windows was designed in order to comply with the recommendations of Yokoi (Yokoi, 1960). The above findings suggest that previous works underestimated the risk of vertical fire spread under realistic fire loads.

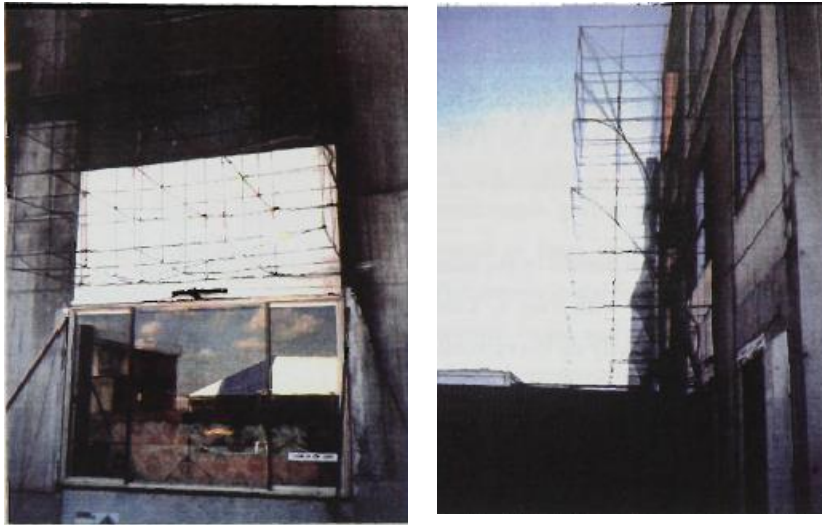


Figure 2-2. Front (left) and side (right) view of the external grid and burn room window (Klopovic and Turan, 2001a; Klopovic and Turan, 2001b).

For the estimation of EVF effect on the façade four sets of experimental data are presented, namely Test Cases 3-28, 30 and 31. Among them, the pioneering work of Oleszkiewicz (Oleszkiewicz, 1989) included a series of large scale NoFD compartment facade tests in a large scale facility that was used to study the impact of HRR and opening area on heat transfer to the façade at various heights from the ground. The facility consisted of a three storey facility, 10.3 m in height, with a fire compartment located at the ground floor and a concrete block front wall covered by 13 mm thick non-combustible boards. The walls and ceiling were covered on the room side by 25 mm thick ceramic fibre insulation. The total heat flux to the façade wall was monitored with four water-cooled heat flow transducers located at the centreline of the façade above the window opening. Oleszkiewicz investigated this compartment façade configuration for five opening areas, ranging from 1.88 m² to 7.02 m², and four HRR values, namely 5.5 MW, 6.9 MW, 8.6 MW and 10.3 MW.

The test series were conducted using propane gas and the fuel mass flow rate was manually controlled by a hot wire flowmeter. The HRR was calculated from the gas supply rate assuming complete combustion. It was concluded that the heat exposure increases with increasing HRR and larger windows allow more fuel to be burned at the interior of the fire compartment thus decreasing EVF temperature and dimensions. A model was also presented, assuming a triangular EVF plume shape, which can be used for the calculation of heat transfer from EVF to facades, providing the fire involves mostly combustibles burning at a moderate rate, e.g. wood based furniture. More recent well documented experimental studies, Test Cases 8, 28 and 30, (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010), under both NoFD and FD conditions, were also employed in order to account for the effect of ventilation conditions and fuel type on the EVF characteristics, with HRR ranging from 5.03 MW to 8.8 MW.

In more detail, the Test One Dalmarnock real furniture fire test (Empis, 2010), previously presented in section 1.1.3, Test case 30 as presented in Figure 2-3, was conducted by the University of Edinburg in a high rise building with a non-combustible façade. The 3.6 m x 4.75 m x 2.45 m fire compartment

equipped with a 2.35 m x 1.18 m window was furnished with typical household furniture and was instrumented in order to monitor the evolution of the internal structural behavior and resulting EVF. The fire was allowed to burn freely until it began to have noticeably adverse effects on the structure, at which point the fire brigade extinguished the fire.

Twenty thermocouple trees, each containing twelve K-type thermocouples, were distributed in the compartment and five further thermocouples were located along the window sill. Three bi-directional velocity probes were placed at the two doors leading to the corridor and the kitchen and height further probes were placed outside the compartment window. In order to monitor the EVF behavior, nineteen thermocouple trees with height K-type thermocouples were positioned at the exterior of the window and twenty thin-skin calorimeters were used to measure heat flux to the exposed to fire side of the façade. This thermocouple trees were placed in order to measure the 3D temperature distribution of EVF with approximately 0.5 m and 1.0 m spacing, outwards away from the window in five rows spaced at 0.25 m and in height with varied spacing.



Figure 2-3. Dalmarnock fire test in Glasgow (Empis, 2010).

The Dalmarnock Fire Test One was used as a benchmark scenario in order to evaluate and revisit the Law model (Law, 1978) using the thorough measurements of the internal fire, EVF and external façade heat exposure during the fully developed stage of the fire. The significant difference from previous tests used for validation of the Law model was the characteristics of the fire load as in Test case 30 a realistic fire scenario enabled the evaluation of the applicability of the methodology developed by Law in modern furnished residences.

ISO13785-2 large scale façade tests, Test cases 1 and 24-27, under both NoFD and FD conditions (Yoshioka et al., 2012), Figure 2-4, with HRR values ranging from 2.8 MW to 4.2 MW, were recently performed in order to measure the magnitude of heat exposure in the vicinity of a non-combustible façade surface exposed to EVF.



Figure 2-4. Flame emerging out of the opening during the experiment in the ISO13785-2 configuration (Yoshioka et al., 2012).

The main characteristics of each experimental test case, including the compartment geometry for each configuration, ventilation characteristics and fire power, are presented in detail in Table 2-2. Two of the most important features affecting EVF development (Yoshioka et al., 2012), namely fuel type (Table 2-1) and HRR (Table 2-2) are presented. The impact of fuel type has been thoroughly investigated evaluating different fire sources; namely real furniture (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b), gas burners (Oleszkiewicz, 1989; Yoshioka et al., 2012), wood cribs (Lin, 2000) and heptane (current thesis) were used to generate fires, exhibiting HRR ranging from 2.76 MW to 10.30 MW. Ventilation regimes for each experimental test case are also tabulated; the majority of the cases are ventilation controlled (under-ventilated fire conditions).

Table 2-2. Main characteristics of the large-scale fire tests used in this study.

Test Case	$W \times D \times H$ (m ³)	A_o (m ²)	$A_{o,FD}$ (m ²)	Vent. Cond.	Q (MW)	t (min)	GER
1	3.0 × 4.3 × 1.7	2.00 × 1.00	-	NoFD	2.8	5	Vent
2	2.64 × 3.64 × 3.0	2.64 × 1.72	-	NoFD	3.5	22	Vent
3	5.95 × 4.4 × 2.75	0.94 × 2.00	-	NoFD	5.5	30	Vent
4	5.95 × 4.4 × 2.75	0.94 × 2.70	-	NoFD	5.5	30	Vent
5	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 1.37	-	NoFD	5.5	30	Vent
6	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 2.00	-	NoFD	5.5	30	Fuel
7	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 2.70	-	NoFD	5.5	30	Fuel
8	5.3 × 3.6 × 2.4	2.40 × 1.50	-	NoFD	6.34	32	Vent
9	5.95 × 4.4 × 2.75	0.94 × 2.00	-	NoFD	6.9	30	Vent
10	5.95 × 4.4 × 2.75	0.94 × 2.70	-	NoFD	6.9	30	Vent
11	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 1.37	-	NoFD	6.9	30	Vent
12	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 2.00	-	NoFD	6.9	30	Vent
13	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 2.70	-	NoFD	6.9	30	Fuel
14	5.95 × 4.4 × 2.75	0.94 × 2.00	-	NoFD	8.6	30	Vent
15	5.95 × 4.4 × 2.75	0.94 × 2.70	-	NoFD	8.6	30	Vent
16	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 1.37	-	NoFD	8.6	30	Vent
17	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 2.00	-	NoFD	8.6	30	Vent
18	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 2.70	-	NoFD	8.6	30	Fuel
19	5.95 × 4.4 × 2.75	0.94 × 2.00	-	NoFD	10.3	30	Vent
20	5.95 × 4.4 × 2.75	0.94 × 2.70	-	NoFD	10.3	30	Vent
21	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 1.37	-	NoFD	10.3	30	Vent
22	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 2.00	-	NoFD	10.3	30	Vent
23	5.95 × 4.4 × 2.75	2.60 × 2.70	-	NoFD	10.3	30	Fuel
24	3.0 × 4.3 × 1.7	2.00 × 1.20	0.50 × 0.60	FD	2.8	5	Vent
25	3.0 × 4.3 × 1.7	2.00 × 1.20	0.50 × 0.60 (×4)	FD	2.8	5	Fuel
26	3.0 × 4.3 × 1.7	2.00 × 1.20	0.50 × 0.60	FD	4.2	5	Vent
27	3.0 × 4.3 × 1.7	2.00 × 1.20	0.50 × 0.60 (×4)	FD	4.2	5	Fuel
28	5.3 × 3.6 × 2.4	2.40 × 1.50	0.80 × 2.00	FD	5.03	32	Vent
29	2.64 × 3.64 × 3.0	2.64 × 1.72	0.75 × 1.80	FD	5.6	22	Vent
30	3.6 × 4.75 × 2.45	2.35 × 1.18	0.85 × 1.98 0.90 × 2.00	FD	8.8	19	Vent
31	1.7 x 0.8 x 2.1	0.765 x 1.10	-	NoFD	2.76	16	Vent

2.5. Effect of ventilation

Over the years, numerous experimental and numerical studies (Merci and Vandeveld, 2007 and Wolfe et al. 2007) have been conducted in order to investigate in depth the effect of the various ventilation parameters in the fire environment, a very important issue in the field of fire engineering and the evaluation of the performance of buildings at elevated temperatures. A very detailed study (Utiskul, 2005) concerning a compartment burning rate and its dependence on ventilation, analyzed the effect of extinction and the influence of oxygen consumption in a series of small-scale experimental tests using top-bottom vents and various fuel pan configurations. Furthermore a zone model, using post-processing data, was utilized in order to further predict pressure, burning rate, gases mole fractions and gas temperature inside the compartment. A computational analysis of a compartment fire under various ventilation scenarios, with an emphasis on average temperature rise and hot smoke layer thickness, has been presented by Merci and Maele (Merci and Maele, 2008). By both using field and CFD modeling,

three different validation cases has been examined (330, 440 and 550 kW continuous fire source) in a small compartment with a door opening and a secondary opening in the roof. The agreement with available experimental data was considered to be satisfactory as the general trends of temperature and velocity profiles were adequately reproduced in the numerical simulations.

In the National Research Council of Canada a series of fire simulations (using FDS version 5) has been conducted in order to evaluate the impact of the ventilation parameters (sizing and positioning of doors and windows) in a single room when conducting design fire tests (Saber et al., 2008 and Saber and Kashef 2008). The size of the vents had a significant effect on the fire characteristics (in terms of maximum HRR, period of burning, remaining mass of the fire load, effective heat of combustion etc.) in the cases of employing a window and door facing each other and in the case of the existence of only one window. The CFD predictions for the gas temperature inside the compartment were higher ($\leq 25\%$) than the obtained using theoretical models for fully developed compartment fires.

Several phenomena are known to govern compartment fire dynamics (Hurley, 2016). During the initial stages of fire development, combustion is limited at the interior of the fire compartment. Incoming air enters the compartment at a specific mass flow rate (\dot{m}_a) through the lower part of the opening, whereas hot, vitiated, gases (\dot{m}_g) exit through the upper part of the opening. Depending on the size of the compartment and the fire load, it is possible to have a fire plume that cannot be contained within the compartment; in this case flames are ejected through the opening, due to the expansion of the buoyant turbulent flame at the exterior of the compartment (Hurley, 2016). In addition, under oxygen deficiency conditions (ventilation-controlled fire), external burning of fuel rich gases leaving the compartment may also occur, further sustaining EVF development (Hurley, 2016; Delichatsios, 2014; Thomas and Heselden, 1972; Thomas, 1991).

During the fire growth stage, the fire may be fuel- or ventilation-controlled, depending on the ventilation conditions, heat release rate and geometry of the opening. In the fully-developed fire stage the fire gas temperature reaches its maximum value and remains practically constant; in this case, the fire is usually ventilation-controlled, unless there are uncommonly large openings or a limited fuel surface area (Hurley, 2016; Drysdale, 2011). During this stage fire growth is predominately limited by the fuel availability and characteristics; in ventilation-controlled conditions there is enough fuel but the fire growth is limited by the oxygen availability. Due to differences in the severity of a fire event during fuel- and ventilation-controlled stage, it is important to distinguish between the two cases (Hurley, 2016; Drysdale, 2011; Harmathy, 1979). There are several methodologies currently employed to characterise and distinguish between the two fire ventilation modes. Conservative formulations based on simplified energy balance calculations and experiments on fire compartments (e.g. Thomas and Heselden, 1972; Thomas, 1977; Harmathy, 1979; Law, 1978; Quintiere, 2006), tend to accurately describe most ventilation-controlled fires; however their accuracy is limited in most fire events involving realistic fuel loads (Hurley, 2016).

A useful quantity to distinguish between the two fire ventilation modes is the *GER* (Hurley, 2016), expressed as the ratio of the fuel mass flux (\dot{m}_f) to the oxygen mass flux entering the compartment (\dot{m}_{O_2}), divided by the fuel-to-oxygen stoichiometric ratio (r) (Equation 2-2) (Hurley, 2016; Quintiere, 2006). The mass flow rate of the oxygen entering the compartment can be estimated using an empirical correlation Equation 2-3 (Hurley, 2016; Quintiere, 2006). When the value of *GER* exceeds unity the fire is considered as fuel-controlled (well ventilated); when *GER* is less than one, the fire is regarded as ventilation-controlled (under-ventilated).

$$GER = \frac{\dot{m}_f}{r\dot{m}_{O_2}} \quad (2-2)$$

$$\dot{m}_{O_2} = \begin{cases} \frac{1}{2} 0.23 A_o \sqrt{H_v}, & \text{Natural ventilation} \\ 0.23 \rho_{amb} \dot{V}, & \text{Mechanical ventilation} \end{cases} \quad (2-3)$$

The equivalence ratio can alternatively be estimated using Equation 2-4 (Hurley, 2016) where the oxygen to fuel stoichiometric ratio (r') is employed. This formulation enables the direct use of the oxygen-to-fuel stoichiometric mass ratio values that are available for a large variety of commonly used fuels. The fuel combustion rate (\dot{m}_f) and the air mass flow rate entering the compartment (\dot{m}_a) can be estimated using Equations 2-5 and 2-6 respectively. The heat release rate (Q) is typically estimated experimentally, using cone calorimeter techniques. The air mass flow rate entering the compartment (\dot{m}_a) is considered to be independent of temperature (above 150°C) and can be estimated using the opening factor, $A_v(H_v)^{1/2}$ (Hurley, 2016). Equation 2-6 is derived by applying the Bernoulli equation to the air flow into the fire compartment through a single opening; a 0.52 constant is used to multiply the ventilation factor when post-flashover conditions prevail.

$$GER = \frac{\dot{m}_f r'}{\dot{m}_a Y_{O_2,air}} \quad (2-4)$$

$$\dot{m}_a = \frac{Q}{H_u} \quad (2-5)$$

$$\dot{m}_a = 0.52 A_v \sqrt{H_v} \quad (2-6)$$

EVF exhibit significantly different characteristics depending on the number and position of openings in the fire compartment (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978). When openings are present on one side only of the fire compartment, No Forced Draught (NoFD) conditions are established (EN 1991-1-2, 2002). In this case, the openings (e.g. window or door) are the only source of air supply to the fire and either fuel- or ventilation-controlled conditions may characterize the fire behavior. On the other hand, when there are openings on opposite sides of the fire compartment or additional air is being fed to the fire from another source (e.g. mechanical ventilation), Forced Draught (FD) conditions can be established (EN 1991-1-2, 2002). In this case, due to adequate ventilation levels, fuel-controlled conditions usually prevail. Suggested fire engineering design correlations are identical in both cases; however, the heat release rate

values used in the calculations may differ. Heat release rate in fuel-controlled fire conditions is mainly affected by the free burning (open air) fire duration, whereas in ventilation-controlled conditions, the heat release rate depends on the compartment and opening geometry (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978). Both NoFD (Oleszkiewicz, 1989; Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Yoshioka et al., 2012; Lin, 2000) and FD conditions (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010; Yoshioka et al., 2012; Lin, 2000) are investigated here, Chapter 7, since limited research has been conducted on the latter type of ventilation conditions, where the increased air flow into the compartment may significantly alter the fire characteristics (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010; Feasey and Buchana, 2002), due to the increased combustion rate.

The main EVF geometric characteristics under both NoFD and FD ventilation conditions are depicted in Figure 2-4. Two different layouts for the EVF shape, one corresponding to a constant flame thickness (Layout I) and another pertaining to triangular-shaped flame (Layout II), are illustrated in the NoFD conditions schematic (Figure 2-4, left). In Layout I, the flame is assumed to project from the fire compartment at an angle of 45° to the horizontal (EN 1991-1-2, 2002; Empis, 2010; Law, 1978); it then bends upwards, exhibiting a constant flame thickness. In Layout II, the EVF assumes a triangular form, originating at the lintel of the opening. Under FD conditions, the jet like EVF is considered to vent away from the façade via the entire height of the opening, exhibiting a constant flame thickness (Figure 2-4, middle); effects of buoyancy and mixing are not significant in this case (EN 1991-1-2, 2002; Empis, 2010; Seigel, 1969). Fuel combustion rate (\dot{m}_f), air mass flow rate entering the compartment (\dot{m}_a) and unburnt volatiles and smoke mass flow rate exiting the compartment (\dot{m}_g) are also depicted for both ventilation conditions. In the front view of the façade (Figure 2-1, right), EVF width (w_f) and opening dimensions (h_{eq} and w_i) are illustrated, along with the characteristic heights of the virtual source (z_o) and the neutral plane (z_n). Although the geometric boundaries (shape) of the EVF envelope change dynamically, it is common practice for fire engineering design correlations to assume a uniform shape, defined via flame height (L_L), projection (L_H) and width (w_f) (EN 1991-1-2, 2002; Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010; Law, 1978); flame width (w_f) is usually assumed to be equal to the opening width (w_i) (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978).

Though much attention has been drawn on the impact of the opening geometry (Oleszkiewicz, 1989; Yokoi, 1960; Delichatsios, 1984) on the EVF, scarce experimental data exist (Law, 1978; Yokoi, 1960; Sugawa et al., 1997) regarding the effect of ventilation and external side wind on the EVF geometric characteristics; even in these cases only a few of them employ real scale experiments (Law, 1978; Yokoi, 1960). It is well established that high and narrow openings produce a larger EVF, projecting in a greater distance from the surface of the adjacent facade wall, whereas wider and low openings create a shorter EVF which attach to the façade wall (Tang et al., 2012). The latter type of EVF (Oleszkiewicz, 1989; Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Yokoi, 1960; Himoto et al., 2009), results in a more severe heat flux exposure of the facade surface above the opening.

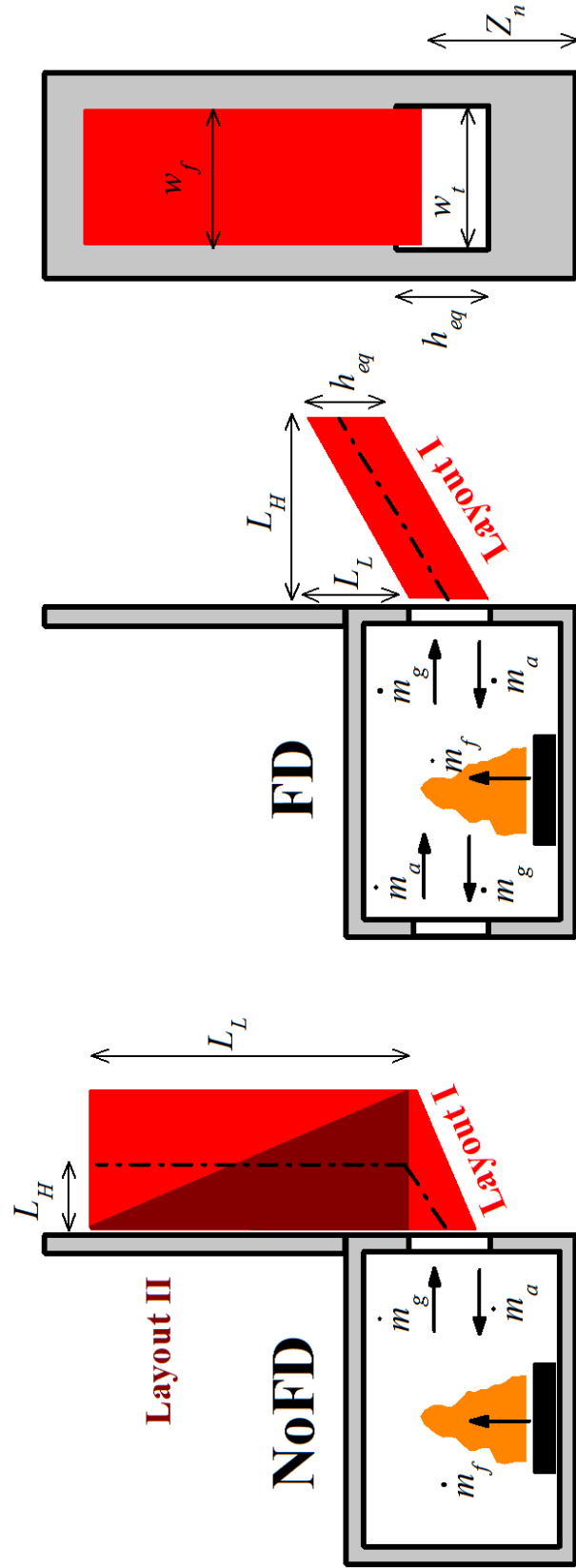


Figure 2-5. General schematic illustrating the main characteristics of EVF.

CHAPTER 3: Fire engineering design correlations related to EVF

3.1. Introduction

Research on EVF, focused on identifying the main physical parameters governing the compartment fire dynamics and the necessary conditions for an EVF to develop, commenced in the early 1960s by Yokoi (Yokoi, 1960) and was followed later on by other researchers (Thomas, 1977; Thomas and Heselden, 1972; Thomas and Law, 1972; Oleszkiewicz, 1989). The main findings of this research effort, regarding EVF description and its impact on facades, were gradually incorporated in fire safety codes and design guidelines worldwide. However, addressing EVF related risks is still far from adequate. For instance, in the EN 1991-1-2 design guidelines (EN 1991-1-2, 2002), there are only coincidental references to risks associated with EVF (i.e. protection of steel (EN 1993-1-2, 2002) and timber external building elements (EN 1995-1-2, 2002); fire spreading due to combustible façade materials is not addressed at all.

Being part of the theoretical analysis of the current thesis developed integrated research methodology, this chapter is mostly concerned with the presentation of fire engineering design correlations widely employed for the characterization of EVF and their impact on facades. A key parameters analysis is further performed in an effort to identify the origins, applicability and limitations of each correlation. Currently, there are several fire engineering design correlations available (Yokoi, 1960; Thomas, 1977; Oleszkiewicz, 1989; Klopovic and Turan, 2001a; Klopovic and Turan, 2001b; Seigel, 1969; Tang et al, 2012), aiming to describe the main characteristics of EVF that affect the fire safety of a building, such as the EVF height (L_L), projection (L_H) (c.f. Figure 2-4), centreline temperature (T_c) and the EVF induced heat flux to the façade (q''). These semi-empirical correlations have been derived using simplified theoretical analyses in conjunction with experimental data (Yokoi, 1960; Law, 1978).

This chapter emphasizes on calculation procedures of thermal radiative and convective characteristics received by the facade directly exposed to EVF due to the importance of preventing external fire spread and fire-induced external structural damage. Attention is placed on the accurate estimation of the EVF dimensions and centerline temperature, as these are the main physical parameters affecting the façade heat flux calculations. Overall, the correlations and methodologies illustrated in the present chapter and assessed in the current thesis (c.f. Chapter 7) are grouped in three broad categories, i.e. estimation of EVF envelope dimensions, average EVF gas temperature and EVF-induced heat flux to the façade.

3.2. Main dimensions of the EVF envelope

Estimation of the EVF shape dimensions and its thermal characteristics is mainly based on the conservation laws of mass, momentum and energy of upwards flowing jets (Yokoi, 1960; Himoto et al, 2009; Beyler, 1986) or, in the case of FD conditions, on temperature distribution patterns of jets without considering buoyancy and heat transfer effects (Law, 1978; Seigel, 1969). The EVF geometrical characteristics generally depend on the heat release rate of the fire (Q), the weighted average of the opening heights (h_{eq}), the total area of vertical openings (A_v) and the external wind speed (V) (EN 1991-1-

2, 2002; Beyler, 1986). A range of semi-empirical correlations (Yokoi, 1960; EN 1991-1-2, 2002; Delichatsios, 1984; Law, 1978; Cox and Chitty, 1985; Hasemi and Tokunaga, 1984; Heskestad, 1983; McCaffrey, 1983; Beuther and George, 1982) used to estimate EVF height (L_L) and projection (L_H) (c.f. Figure 2-4) are presented in Tables 3-1 and 3-2, respectively.

3.2.1. Flame height

In general, EVF height (L_L), Table 3-1, is proportional to heat release rate (Q) or excess heat release rate (Q_{ex}) and inversely proportional to the hydraulic diameter of the “effective” area of the fire source (D_v) (Delichatsios, 2014; Thomas, 1977). The excess heat release rate (Q_{ex}) corresponds to the fraction of the total heat release rate that is owed to combustion that takes place outside of the fire compartment. Recently (Tang et al., 2012), a correlation to estimate Q_{ex} for under-ventilated conditions has been proposed; Q_{ex} can be estimated as the difference between the total heat release rate (Q) and the average heat release rate at the interior of the fire compartment ($Q_{in,max}$), Equation 3-1. The latter quantities can be estimated using Equations 3-2 and 3-3. The total heat release rate is estimated using the fuel consumption rate measurements and the lower heating value of n-hexane, assuming an (ideal) 100% combustion efficiency.

$$Q_{ex} = Q - Q_{in,max} \quad (3-1)$$

$$Q = \dot{m}_f H_u \quad (3-2)$$

$$Q_{in,max} = 1500 D_v \sqrt{h_{eq}} \quad (3-3)$$

The prescriptive methodology described in EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002), which is practically based on the correlations proposed by Law (Law, 1978), allows the estimation of the maximum temperatures inside the fire compartment, the dimensions and temperature profile of the EVF and the relevant convective and radiative heat fluxes.

The effect of FD conditions is taken into account only in correlations H1 and P1 (Tables 3-1 and 3-2), suggested in EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002), where a draught velocity (V) traversing the fire compartment is assumed in cases where there are openings on two opposite walls. The rest of the correlations for EVF height calculation (H2, H3 and H4) (Table 3-1) are mainly derived using experimental data from open air pool fires. They can also be reasonably used (Beyler, 1986) for the determination of EVF average dimensions assuming an “effective” area of the fire source (D_v); in such a case, only the convective fraction of the fire at the opening is considered. The latter quantity represents

the area of the opening through which the EVF is ejected and it is commonly assumed to correspond to the upper half of the opening area, Equation 3-4 (Thomas, 1977; Tang et al., 2012).

Table 3-1. Semi-empirical correlations for EVF height (L_L) estimation.

Abbr.	Ref.	NoFD	FD	UV	OV
H1	(EN 1991-1-2, 2002)	$h_{eq} \left[2.37 \left(\frac{\dot{Q}_{tot}}{\rho_{\infty} A_v \sqrt{h_{eq}}} \right)^{2/3} - 1 \right]$, when $q_{f,d} > 200 \text{ MJ/m}^2$	$\left\{ \left(1.366 \left(\frac{l}{V} \right)^{0.43} \frac{Q}{\sqrt{A_v}} \right) \right\}^{-h_{eq}}$	✓	✓
H2	(Cox and Chitty, 1985)		$\begin{cases} 7.3 \cdot 10^{-6} \left(\frac{Q^{2/5}}{D_v} \right)^5, & \text{when } 7.3 < \frac{Q^{2/5}}{D_v} < 10.2 \\ 2.31 \cdot 10^{-3} \left(\frac{Q^{2/5}}{D_v} \right)^5, & \text{when } 10.2 < \frac{Q^{2/5}}{D_v} < 13.0 \\ 0.2 \frac{Q^{2/5}}{D_v}, & \text{when } 13.0 < \frac{Q^{2/5}}{D_v} \end{cases}$	✓	✓
H3	(Hasemi and Tokunaga, 1984)	$D_v \left(-1.02 + 0.23 \left(\frac{\dot{Q}_{tot}^{2/5}}{D_v} \right) \right)$, when $\frac{\dot{Q}_{tot}^{2/5}}{D_v} \geq 16.5$		✓	✓
H4	(Heskestad, 1983)		$\begin{cases} 0.0329 \frac{Q^{2/5}}{D_v^{2/3}}, & \text{when } 11.4 < \frac{Q^{2/5}}{D_v} < 16.5 \\ 0.21 \frac{Q^{2/5}}{D_v}, & \text{when } 16.5 < \frac{Q^{2/5}}{D_v} \end{cases}$	✓	✓
H5	(Tang et al., 2012)	$Z_n + 2l \left(\frac{\dot{Q}_{ex}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} g^{1/2} l^{5/2}} \right)^{0.44}$, when $\frac{\dot{Q}_{ex}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} g^{1/2} l^{5/2}} > 1.3$		✓	-

Neither compartment size nor shape has a noticeable influence on the EVF geometric characteristics (Korhonen and Hietaniemi, 2005). A modified model for the estimation of EVF height, expressed via correlation H5, has been recently proposed (Tang et al., 2012); in this case the characteristic length scale l is calculated using Equation 3-5. All correlations, with the sole exception of correlation H3, can be used for both under-ventilated (UV) and over-ventilated (OV) fire conditions.

$$D_v = \frac{A_v}{2} \quad (3-4)$$

$$l = \left(A_v \sqrt{h_{eq}} \right)^{2/5} \quad (3-5)$$

Uncertainty in determining the EVF height (L_L) arises mainly from the different definitions of the mean or peak flame height (DiNenno et al., 2002; McCaffrey, 1983; Audoin et al., 1995). Visual observations tend to yield slight overestimates of flame heights, so image processing analysis may provide more accurate results, using high frame per second analysis methodologies for the determination of flame intermittency; the latter quantity is essentially the fraction of time that part of the flame is above a certain height (DiNenno et al., 2002). Since the flame is highly fluctuating, L_L is usually determined by calculating the average flame probability (intermittency). Early research (McCaffrey, 1983) indicated that the fire plume above a fuel source can be divided into three main regions, characterised by the average flame probability. Using flame intermittency criteria, these three distinct regions, namely the “continuous flame”, the “intermittent flame” and the “far-field plume”, can be also identified in EVF (Tang et al., 2012; Lee et al., 2008). In this context, the flame height corresponding to the “continuous flame” ($L_{L,0.95}$, 95% intermittency), “intermittent flame” ($L_{L,0.50}$, 50% intermittency) and “far-field plume” ($L_{L,0.05}$, 5% intermittency) regions can be obtained; beyond the latter region the flame cannot be seen and only hot combustion products are present, Figure 3-1. L_L can be estimated using either the 50% flame intermittency limit ($L_{L,0.50}$), or, alternatively, by averaging the estimated flame height at the “continuous flame” ($L_{L,0.05}$) and “far-field plume” ($L_{L,0.95}$) regions (Audoin et al., 1995); values obtained using both methodologies are in very good agreement (Asimakopoulou et al., 2016_b).

3.2.2. Flame projection

Correlations to estimate the EVF projection (L_H), Table 3-2, are commonly based on flow analysis methodologies assuming non radiative heat sources located at the upper half of the opening. Although some of the correlations (Yokoi, 1960; McCaffrey, 1983; Beuther and George, 1982) are derived from open air pool fire experimental data, they can be also used for the determination of EVF average dimensions by assuming the upper half of the opening as the fuel source (Beyler, 1986). When applying the latter correlations, one should use only the convective fraction of the heat release rate at the opening (Korhonen and Hietaniemi, 2005).

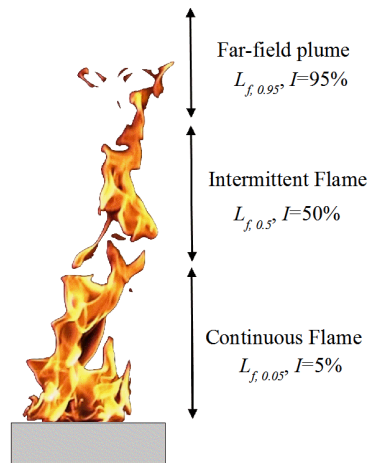


Figure 3-1. Three main regions of the fire plume above the fuel source; namely continuous flame, intermittent flame and far-field plume.

3.2.3. Flame width

The EVF width (w_f) is commonly assumed to be equal to the opening width (w_t) (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978); only scarce reports in the literature (Lee et al., 2008) indicate its dependence on EVF height and aspect ratio of the opening (w_t/h_{eq}). It has been observed that when the fire load burns unevenly, it may result in asymmetric EVF projection and width (Law, 1978); such behaviour is not taken into account in any of the correlations currently available. In all the above presented correlations concerning the EVF geometric characteristics, the external dimensions of the EVF are assumed constant in time (steady-state conditions), enabling estimation of the relevant geometrical properties using simple trigonometry rules (EN 1991-1-2, 2002; Himoto et al., 2009; Law, 1978).

Table 3-2. Semi-empirical correlations for EVF projection (L_H) estimation.

Abbr.	Ref.	NoFD	FD	UV	OV
P1	(EN 1991-1-2, 2002)	$\left\{ \begin{array}{l} \frac{h_{eq}}{3}, \text{ when } h_{eq} \leq 1.25w_t \\ 0.3h_{eq} \left(\frac{h_{eq}}{w_t} \right)^{0.54}, \text{ when } h_{eq} > 1.25w_t \text{ and } w_d > 4w_t \\ 0.454h_{eq} \left(\frac{h_{eq}}{2w_t} \right)^{0.54}, \text{ in any other case} \end{array} \right.$	$0.605 \left(\frac{v^2}{h_{eq}} \right)^{0.22} (L_L + h_{eq})$	✓	✓
P2	(Yokoi, 1960)		$0.13L_L$	✓	✓
P3	(McCaffrey, 1983)		$0.195L_L$	✓	✓
P4	(Beuthe and George, 1982)		$0.119L_L$	✓	✓

3.3.EVF centerline temperature

There is a range of correlations available to estimate the centreline temperature (T_z) of the EVF and gas products exiting through the opening (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978; Beyler, 1986). The centreline (or flame axis) is running through the centre of the flame volume, illustrated by the dash-dotted line in the cross-sectional plane in Figure 2-4. The early work of Yokoi (Yokoi, 1960) regarding the temperature distribution of upward jets emanating from a circular heat source, revealed the importance of a range of parameters, such as the equivalent radius of the opening (r_o), calculated using Equation 3-6, opening height (H_o) and heat release rate (Q). The effects of the thermal properties of the facade materials to the gas temperature distribution of the EVF were neglected.

$$r_o = \sqrt{\frac{W_o(H_o - Z_n)}{\pi}} \quad (3-6)$$

The effects of the thermal properties of the facade materials to the gas temperature distribution of the EVF were neglected. As soon as the plume turns upwards, ambient air entrainment becomes significant, advancing combustion and dilution processes. Further investigation based on medium- and large- scale compartment-facade fire experiments (Klopovic and Turan, 2001a; Tang et al., 2012), determined further parameters affecting the EVF temperature, such as radiative effects (Beyler, 1986), air mass flow rate inside the compartment (Tang et al., 2012) and FD ventilation conditions (Law, 1978; Sugawa et al., 1997). Investigating a broad range of semi-empirical correlations used to estimate the centreline temperatures of fire plumes and ceiling jets, Beyler (Beyler, 1986) determined their range of applicability using uncertainty analysis. The general trend is that flame temperature is directly proportional to the distance along the centreline of the EVF, as indicated by the fundamental work of Law (Law, 1978) and implemented in EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002); only this methodology accounts for the effect of ventilation conditions, proposing different correlations for NoFD and FD conditions. A more general approach was considered by Himoto (Himoto et al., 2009), employing a two-dimensional analysis and experimental validation.

A range of semi-empirical correlations to estimate the EVF centreline temperature rise above the ambient temperature, $\Delta T_m = T_z - T_{amb}$, as a function of height (Z) is shown in Table 3-3. In the majority of the investigated correlations, there is a strong dependence of the centreline temperature to the $2/3^{\text{rd}}$ power of the heat release rate. In the case of correlations, e.g. T3 and T4, “condensed” expressions can be derived by applying commonly used values for the physical properties of the ambient and warm air ($\rho = 1.2 \text{ kg/m}^3$, $\rho_{500^\circ\text{C}} = 0.45 \text{ kg/m}^3$, $C_p = 1.005 \text{ KJ/kgK}$, $T_{amb} = 293\text{K}$); these expressions are also presented in Table 3-3. The value of Z used in the presented correlations corresponds either to the height above the opening spandrel (T1, T3 and T4) or the height above the virtual source (T2), calculated according to the methodology proposed by Yokoi (Yokoi, 1960). There are various methodologies (EN 1991-1-2, 2002; DiNenno et al., 2002; Beyler, 1986) employed to estimate the temperature of the plume at the opening of the compartment (T_o), appearing in correlation T1. In this thesis, the EC1 methodology (EN 1991-1-2, 2002) was employed, using Equations 3-7 and 3-8; T_o depends on the opening area (A_o), opening width (W_v), flame length (L_f) and rate of heat release (Q). The EVF flame length (L_f) along the centreline is estimated using Equations (3-9) and (3-10) for NoFD and FD conditions, respectively (EN 1991-1-2, 2002).

$$T_o = T_{amb} + \frac{520}{1 - 0.3325 \left(L_f \frac{\sqrt{A_o}}{Q} \right)}, \text{ when } L_f \frac{\sqrt{A_o}}{Q} < 1 \quad (3-7)$$

$$T_o = T_{amb} + \frac{520}{1 - 0.4725 \left(L_f \frac{w_t}{Q} \right)}, \text{ when } L_f \frac{w_t}{Q} < 1 \quad (3-8)$$

$$L_f = \begin{cases} L_L + \frac{h_{eq}}{2} & , \text{ when } h_{eq} \leq 1.25w_t \text{ or if wall exists above window} \\ \left[L_L^2 + \left(L_H - \frac{h_{eq}}{3} \right) \right]^{1/2} + \frac{h_{eq}}{2} & , \text{ when } h_{eq} > 1.25w_t \text{ or if no wall exists above window} \end{cases} \quad (3-9)$$

$$L_f = (L_L^2 + L_H^2)^{1/2} \quad (3-10)$$

Table 3-3. Semi-empirical correlations for EVF centerline temperature estimation.

Abbr.	Ref.	NoFD	FD	UV	OV
T1	(EN 1991-1-2, 2002)	$\left(1.0 - 0.4725 \frac{lW_v}{Q} \right) (T_o - T_{amb})$	$\left(1.0 - 0.3325 \frac{lA_0^{1/2}}{Q} \right) (T_o - T_{amb})$	✓	✓
T2	(Beyler, 1986)	$24.6Q^{2/3}Z^{-5/3}$		✓	✓
T3	(Yokoi, 1960)	$\left\{ \begin{array}{l} 2.0 \frac{Q^{2/3}}{C_p^{2/3} \rho_{500^\circ C}^{2/3} g^{1/3} T_{amb}^{-1/3} (H_v - Z_n)} = 25.01Q^{2/3} (H_v - Z_n)^{-1}, \\ \text{when } \frac{Z}{r_o} \leq 0.3 \\ \\ 2.0 \frac{Q^{2/3}}{C_p^{2/3} \rho_{500^\circ C}^{2/3} g^{1/3} T_{amb}^{-1/3} (H_v - Z_n)} = 0.024Q^{2/3} Z \{W_v (H_v - Z_n)\}^{-8/3}, \\ \text{when } \frac{Z}{r_{ov}} > 0.3 \end{array} \right.$		✓	✓
T4	(Himoto et al., 2009)	$\left\{ \begin{array}{l} 2.0 \frac{Q^{2/3}}{C_p^{2/3} \rho_{amb}^{2/3} g^{1/3} T_{amb}^{-1/3} (H_v - Z_n)} = 25.01Q^{2/3} (H_v - Z_n)^{-1}, \\ \text{when } \frac{Z}{H - Z_n} \leq 0.64 \\ \\ 1.6 \frac{Q^{2/3} Z^{-1/2}}{C_p^{2/3} \rho_{amb}^{2/3} g^{1/3} T_{amb}^{-1/3} (H_v - Z_n)} = 20.01Q^{2/3} Z^{-1/2} (H_v - Z_n)^{-1/2}, \\ \text{when } 0.064 \leq \frac{Z}{H - Z_n} \leq 2.44 \\ \\ 2.5 \frac{Q^{2/3} Z^{-1}}{C_p^{2/3} \rho_{amb}^{2/3} g^{1/3} T_{amb}^{-1/3}} = 31.26Q^{2/3} Z^{-1}, \\ \text{when } 2.44 \leq \frac{Z}{H - Z_n} \end{array} \right.$		✓	✓

3.4.EVF-induced heat flux on the façade

A range of different methodologies is available to determine the EVF-induced heat flux to external members exposed to fire. Heat flux values are mainly influenced by the compartment geometry, HRR, ambient conditions (e.g. temperature, wind speed) and interior compartment temperature (Oleszkiewicz, 1989; EN 1991-1-2, 2002; Klopovic and Turan, 2001a; Klopovic and Turan, 2001b; Law, 1978; Law and O'Brien, 1981; Lee et al., 2008).

When fire is ejecting via a compartment opening, the EVF tend to curl back, due to peripheral air entrainment, and impinge upon the wall above the opening, resulting in significant convective and radiative heat fluxes to the external surface of the façade. Recent fire events in high-rise buildings (White and Delichatsios, 2014) (c.f. Chapter 1) indicate that the total heat flux induced by the EVF can be severe and may lead to fire propagation to adjacent floors or buildings. The EVF itself acts as a radiation source; in addition, as it evolves towards the exposed surface of the façade it imposes a convective heat flux. The facade absorbs heat from the plume and restricts the air entering through the wall side; experimental evidence suggests that increasing the width of the opening draws the fire plume closer to the wall (Oleszkiewicz, 1989).

Effective determination of fire safety requirements for external members requires accurate estimation of EVF induced heat fluxes. A range of methodologies for heat flux estimation have been proposed; they are all generally based on the pioneering work of Law (Law, 1978). The basic principles, calculation procedures and limitations of each methodology are briefly presented here and are further analyzed in detail in Section 3.4.2. Law (Law, 1978) reviewed and analysed a large number of compartment fires using cellulosic-based fire loads and formulated the heat balance for a solid surface exposed to EVF. Aiming to derive a conservative solution regarding heat transfer to external facade surfaces, she proposed a methodology that allowed estimation of convective and radiative heat fluxes due to EVF under steady-state conditions. Although this methodology has been developed in order to assess the structural integrity of external steel elements engulfed or not in flames, it can also be applied to the façade surface (Empis, 2010). The heat balance for each point of a façade exposed to EVF can be expressed using Equation 3-11, the convective and radiative components can be estimated using Equations 3-12 and 3-13, respectively.

$$\dot{q}'' = \dot{q}_{conv}'' + \dot{q}_{rad}'' \quad (3-11)$$

$$\dot{q}_{conv}'' = a_c (T_z - T_{wall}) \quad (3-12)$$

$$\dot{q}_{rad}'' = \varepsilon_z \varphi_z \sigma T_z^4 + \varphi_f \sigma T_f^4 - \sigma T_{wall}^4 \quad (3-13)$$

In order to employ Equations 3-11 and 3-12, it is necessary to estimate the convective heat transfer coefficient (a_c), the emissivity (ε) and the effective temperature of the flame (T_f). The configuration factor (φ_f) of the opening in relation to the surface depends on the size and shape of the opening and the position

of the façade surface (Law, 1978); methods for estimation of the ϕ_f value are given in standard textbooks (EN 1991-1-2, 2002, DiNenno et al., 2002). In Equation 3-13 the components expressing the radiation from the compartment flames through the opening ($\phi_f \sigma T_f^4$) and the radiative heat loss from the façade wall to the surroundings (σT_{wall}^4), are commonly neglected (Empis, 2010). Thermal radiation depends strongly on the flame emissivity (ε_z), a parameter that cannot be calculated a priori for buoyant, turbulent, diffusion flames (Thomas and Law, 1972). The local emissivity of the flame (ε_z) is commonly estimated using Equation (3-14). A constant extinction (or emission) coefficient (k) is usually employed (valued 0.3 m^{-1}) (Oleszkiewicz, 1989); also, a constant flame thickness ($\lambda=2L_H$) is commonly assumed, as depicted in Figure 2-4 (Layout I) (Oleszkiewicz, 1989; Law, 1978).

$$\varepsilon_z = 1 - \exp(-k\lambda) \quad (3-11)$$

By assuming that flames and hot gases exit the compartment through approximately 2/3 of the height of the opening, Eq. (3-15) can be used to estimate the convective heat transfer coefficient (α_c). In the original paper of Law (Law, 1978), the characteristic length scale (d_{eq}), is defined as the average of the two main dimensions of the cross-section of a steel member; the characteristic length scale when referring to a point on the façade correspond to the vertical distance between the opening spandrel and the point itself (Empis, 2010). Determination of the empirical factor c is based on experimental measurements obtained from wood crib fires conducted in medium-scale fire compartments (Law, 1978); a value of 4.67 is commonly used.

$$\alpha_c = c \left(\frac{Q}{A_v} \right)^{0.6} \left(\frac{l}{d_{eq}} \right)^{0.4} \quad (3-15)$$

In the original work of Law a constant flame thickness is assumed (c.f. Figure 3-1, Layout I). However, it has been shown that this conservative assumption results in large errors when estimating heat fluxes at regions close to the upper part of the EVF (Oleszkiewicz, 1989). Aiming to ameliorate this, Oleszkiewicz (Oleszkiewicz, 1989) proposed the use of a triangular-shaped flame (c.f. Figure 2-4, Layout II). This methodology (Oleszkiewicz, 1989; Quintiere, 2006) is based on the calculation of the incident heat flux using Eq. (3-10), assuming a unity configuration factor. In this case, the local emissivity of the flame (ε_z) is estimated using Eq. (3-14) and a constant extinction coefficient, regardless of the fuel type and flame thickness. The flame thickness is estimated, assuming a triangular EVF shape (Oleszkiewicz, 1989), using Eq. (3-16). Eq. (3-15) is also used to estimate the convective heat transfer coefficient, by neglecting the last term, associated with the shape of the receiving surface ($l/d_{eq}=1$) (Oleszkiewicz, 1989).

$$\lambda = \frac{2L_H(L_L - z)}{L_L} \quad (3-16)$$

3.4.1. Main parameters influencing heat flux

There exist a range of different methodologies for the determination of heat fluxes from EVF. Usually, EVF are modeled as vertical planes and their heat flux is mainly influenced by the fire compartment geometry, HRR, ambient conditions (such as temperature and wind speed) and compartment temperature (Oleszkiewicz, 1989; Klopovic and Turan, 2001a; Klopovic and Turan, 2001b; Law, 1978; Delichatsios et al, 2009). In various heat flux calculation methodologies, including the Eurocode 1 (EN 1991-1-2, 2002), it is suggested to use predefined values for the extinction (k) and convection heat transfer (α_c) coefficients of exposed and unexposed members and types of fire curves, regardless of the type of the fuel, its burning rate and the EVF geometric characteristics. In the current thesis, the impact of a range of such parameters that may actually influence the EVF's thermal impact to the façade, namely the EVF shape, the fuel type effect on the extinction coefficient and the appropriate use of the convective heat transfer coefficient are investigated (c.f. Chapter 4).

3.4.2. Estimation methodologies of EVF-induced heat flux

One notable feature of the various heat flux estimation methodologies is the suggested use of predefined values for the extinction (k) and convection heat transfer (α_c) coefficients, regardless of various parameters that actually affect them. In this work, the impact of such parameters, namely EVF geometry and fuel type and their effect on heat transfer components, is investigated. Aiming to establish a rigorous methodology for the estimation of the EVF-induced heat flux to external façade elements, a range of different methodologies are assessed (c.f. Table 3-4). Five different methodologies, namely HF1, HF2, HF3, HF4 and HF5, for the calculation of radiative and convective heat transfer components of the EVF-induced heat flux are evaluated through comparison with available experimental data (c.f. Chapter 7). In all examined methodologies, the total heat flux is estimated using Eq. (3-11) by assuming $\varphi_f = 1$ and neglecting the last two terms of Eq. (3-13) (Oleszkiewicz, 1989; Empis, 2010); when relevant measurements were not available the required EVF centreline temperature (T_z) was estimated using correlation T1 (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978). The effect of EVF emissivity (ε_z), Eq. 3-14, extinction coefficient (k), Eq. 3-14, and convective heat transfer coefficient (α_c), Eq. 3-15, is investigated.

Table 3-4 Methodologies for estimation of heat flux to the façade.

Abbr.	Radiative Heat Transfer		Convective Heat Transfer	Flame Shape (c.f. Figure 2-4)
	λ_z (m)	k (m^{-1})	α_c (W/m^2K)	
HF1	$2L_H$	0.3	Eq. (3-15)	Layout I
HF2	Eq. (3-16)	0.3	Eq. (3-15)	Layout II
HF3	$2L_H$	k_{fuel} (Table 3-5)	Eq. (3-15)	Layout I
HF4	$2L_H$	0.3	25	Layout I
HF5	$2L_H$	0.3	Eq. (3-16) and (3-12), $l/d_{eq} = 1.0$	Layout I

3.4.3. Effect of EVF shape assumption

The EVF emissivity (ε_z) depends on the flame thickness, Eq. 3-14, so the effect of the assumed EVF geometry is initially investigated by implementing two widely applied flame shapes; namely an EVF with

a constant (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978) flame thickness (Figure 2-4, Layout I) [HF1], and a triangular-shaped EVF (Oleszkiewicz, 1989) (Figure 2-4, Layout II) [HF2]. By altering EVF geometry, flame thickness (λ_z) is changed resulting in different EVF emissivity (ε_z) values.

3.4.4. Effect of Extinction Coefficient

Another factor affecting the flame emissivity is the extinction coefficient (k); although in the majority of the available literature this parameter is assumed to be constant (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978; Oleszkiewicz, 1989), usually equal to 0.3 m^{-1} , in real fire scenarios this is not the case (DiNenno et al., 2002; Drysdale, 2011). In that respect in methods HF1 and HF2 the extinction coefficient (k) is valued 0.3. Aiming to investigate the effect of the extinction coefficient (k) on the estimated heat flux, different extinction coefficient values appropriate for each fuel actually used in the respective fire test (Law, 1978; DiNenno et al., 2002), are employed [HF3].

It is well established that radiation is the dominant mode of heat transfer in flames with characteristic length scales exceeding 0.2 m, while convection is more significant in smaller flames (Quintiere, 2006). Accurate determination of the radiative heat transfer by the flame and combustion products is challenging since it is associated with numerous physical processes; such as energy exchange between surfaces and emission and absorption by various particles (mainly water vapour, carbon dioxide and soot). Knowledge of the temporal and spatial distributions of EVF temperature, soot size and gas species concentrations (Quintiere, 2006), contributes to the accurate determination of radiative heat transfer; however although it is possible to estimate these parameters (Mudan, 1984; Yuen and Tien, 1977), it is not practical for realistic fire scenarios. As an alternative, the use of reasonable estimates, empirical correlations or experimental measurements is commonly used in most analytical methodologies (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978). One of the main parameters influencing radiative heat flux from a flame and a surface is the local flame emissivity (ε_z), generally estimated using Eq. (3-17) by assuming a homogeneous flame. The value of ε_z is strongly affected by the extinction coefficient of the fuel's combustion products (gases, soot) ($k_{fuel,\lambda}$) (DiNenno et al., 2002; Quintiere, 2006; Mudan 1984); in general, sootier flames result in higher emissivity values.

$$\varepsilon_z = \frac{1}{\sigma T_f} \int_0^{\infty} E_b(\lambda) [1 - \exp(-k_{fuel,\lambda} \lambda_z)] d\lambda \quad (3-17)$$

In recent years there has been considerable discussion on whether luminous flames can be regarded as being spectral gray (DiNenno et al., 2002; Mudan, 1984; Yuen and Tien, 1977); a range of experimental investigations (Markstein, 1974; Buckius and Tien, 1977) suggest that the flame can be safely assumed to be spectrally gray for fire engineering applications. Using this assumption, Eq. (3-17) can be significantly simplified in the form of Eq. (3-18).

$$\varepsilon_z = 1 - \exp(-k_{fuel} \lambda_z) \quad (3-18)$$

In a real fire environment, the extinction coefficient varies both spatially and temporally, based on the prevailing local conditions, e.g. gas mixture composition and temperature, soot concentration. Evidently, an accurate estimation of the extinction coefficient can only be achieved by means of either extensive measurements (e.g. direct sampling of the in situ soot volume fraction) or detailed numerical simulations (e.g. use of computational fluid dynamics tools). Since such approaches are of limited value in practical fire engineering design calculations, a simplified methodology is commonly employed by using an “effective radiation temperature”, assuming typical soot and gaseous concentrations for each fuel (De Ris, 1979). In the heat flux estimation methodology introduced by Law (Law, 1978) and later modified by Oleszkiewicz (Oleszkiewicz, 1989), a constant value for the extinction coefficient (k_{fuel}) was proposed, based on available wood crib fire experimental. However, aiming to improve the accuracy of the EVF-induced heat flux estimations, the effect of using different extinction coefficient values for each fuel is investigated here. The extinction coefficient values used for each test case, based on the actual fuel employed in the respective fire test, are presented in Table 3-5 (Law, 1978; Hurley, 2016; Drysdale 2011). The presented values, found in the literature, are indicative and may provide practical engineering estimates. If more accurate estimations are required, a thorough numerical simulation analysis should be performed, by employing a more rigorous heat transfer methodology. Method HF3 is a modified version of HF1, where the effect of different type of fuel is taken into account by modifying the extinction coefficient (k_{fuel}) using values presented in Table 3-5.

Table 3-5. Extinction coefficient or monochromatic absorption coefficient for various fuels.

Fuel	k_{fuel} (m^{-1})	Ref.
Propane	13.32	(DiNenno et al., 2002)
City gas/Methane	6.45	(DiNenno et al., 2002)
Wood cribs	0.80	(DiNenno et al., 2002; Drysdale, 2011)
Assorted furniture	1.13	(Drysdale, 2011)

3.4.5. Effect of Heat Transfer Coefficient

Finally, the impact of the convective heat transfer coefficient (α_c), using either a commonly used constant value [HF4] or a correlation taking into account the EVF height [HF5] is assessed. In all examined methodologies, the total heat flux is estimated using Eq. (3-11) by assuming $\rho_f = 1$ and neglecting the last two terms of Eq. (3-13) (Oleszkiewicz, 1989; Empis, 2010); when relevant measurements were not available the required EVF centreline temperature (T_c) was estimated using correlation T1 (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978).

Convective heat transfer is usually not emphasized in most fire events, since radiation dominates heat transfer in large scale applications (above 1 m in scale) (DiNenno et al., 2002; Veloo and Quintiere, 2013); as a result, limited studies focus on the determination of the convective heat transfer coefficient (Veloo and Quintiere, 2013). However, being a measure of the heat transfer rate across the boundary layer, between hot EVF gases and a solid point at the facade, it is important to properly estimate it. In an EVF, the convective heat transfer coefficient depends on the mass flow and temperature of the hot gases, as well as on the temperature, size and orientation of the receiving surface (Law, 1978; DiNenno et al., 2002). The convective heat transfer is obtained from relationships employing the Nusselt and Reynolds

number, assuming a natural convective flow perpendicular to a tube or an infinite plate (Oleszkiewicz, 1989; Law, 1978). A fixed value for the convective coefficient, $a_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$, is used in method HF4, as suggested in Clause 3.2.2 of EN 1991-1-2 for external fire curves (EN 1991-1-2, 2002).

In Clauses B.4.1 and B.4.2 of EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002), estimation of the convective heat transfer coefficient is based on HRR, the opening's geometry and ventilation conditions, using Eq. (3-19) and (3-20) for NoFD and FD conditions, respectively. In method HF5, these equations are used in order to determine the convective heat transfer coefficient for each measurement position on the facade. The main difficulty in using this methodology arises in cases where the point of interest is close to the opening, resulting in unrealistically high values of the convective heat transfer coefficient.

$$\alpha_{c, \text{NoFD}} = 4.67 \left(\frac{Q}{A_v} \right)^{0.6} \left(\frac{l}{d_{eq}} \right)^{0.4} \quad (3-19)$$

$$\alpha_{c, \text{FD}} = 9.8 \left(\frac{Q}{17.85A_v} + \frac{V}{1.6} \right)^{0.6} \left(\frac{l}{d_{eq}} \right)^{0.4} \quad (3-20)$$

3.4.6. Concluding remarks

The fundamental physical mechanisms and parameters influencing the development of EVF have been analyzed with respect to safety, emphasizing on the EVF dimensions and centerline temperatures. In terms of the heat flux received by the exposed side of the façade, several analytical models and correlations used to estimate the radiative and convective heat flux components have been reviewed and their limitations have been discussed. A key parameters analysis of the correlations and methodologies is provided in the current chapter, identifying origins, revealing limitations and fields of applicability of each one of them, representing a practical and convenient tool for an engineer to use during fire engineering design of a façade system. An overall qualitative assessment of the correlations and methodologies investigated in this chapter is presented in Table 3-6.

Table 3-6. Key parameters analysis of the employed methodologies for the estimation of EVF geometric and thermal characteristics.

EVF Characteristic	Correlation - Methodology	Ref.	Key Parameters
EVF height	H1	(EN 1991-1-2, 2002)	$f(h_{eq}, Q, A_v, \rho_{amb})$
	H2	(Cox and Chitty, 1985)	$f(Q, D_v)$
	H3	(Heskestad, 1983)	$f(Q, D_v)$
	H4	(Hasemi and Tokunaga, 1984)	$f(Q, D_v)$
	H5	(Tang et al., 2012)	$f(Z_n, l, Q_{ex}, C_p, \rho_{amb}, g, T_{amb})$
EVF projection	P1	(EN 1991-1-2, 2002)	$f(h_{eq}, w_i)$
	P2	(Yokoi, 1960)	$f(L_L)$
	P3	(McCaffrey, 1983)	$f(L_L)$
	P4	(Beuther and George, 1982)	$f(L_L)$
EVF centreline temperature	T1	(EN 1991-1-2, 2002)	$f(l_x, W_o, Q, T_o, T_{amb}, A_o)$
	T2	(Beyler, 1986)	$f(Q, z)$
	T3	(Yokoi, 1960)	$f(Q, C_p, \rho_{500C}, g, T_{amb}, H_o, Z_n)$
	T4	(Himoto et al., 2009)	$f(Q, C_p, \rho_{amb}, g, T_{amb}, H_o, Z_n)$
EVF-induced heat flux	HF1	(EN 1991-1-2, 2002)	$\lambda_z = 2L_H, k = 0.3, \alpha_c = f(Q, A_v, l, d_{eq})$
	HF2	(Oleszkiewicz, 1989)	$\lambda_z = f(z), k = 0.3, \alpha_c = f(Q, A_v, l, d_{eq})$
	HF3	(Hurley, 2016)	$\lambda_z = 2L_H, k = k_{fuel}, \alpha_c = f(Q, A_v, l, d_{eq})$
	HF4	(EN 1991-1-2, 2002)	$\lambda_z = 2L_H, k = 0.3, \alpha_c = 25$
	HF5	(EN 1991-1-2, 2002)	$\lambda_z = 2L_H, k = 0.3, \alpha_c = f(Q, A_v, l, d_{eq}, V)$

CHAPTER 4: Experimental investigation of EVF and their impact on the façade

4.1. Introduction

In a compartment fire, Externally Venting Flames (EVF) may significantly increase the risk of fire spreading to adjacent floors or buildings; EVF-induced risks are constantly growing due to the ever-increasing trend of using combustible materials in building facades. The scope of the present chapter is to investigate the fundamental physical phenomena associated with EVF and the factors influencing their dynamic development. In this context, a series of medium-scale compartment-façade fire tests were performed, employing a medium-scale of the ISO 9705 room, equipped with an extended façade. An “expendable” fuel source, i.e. n-hexane liquid pool fire, was utilized to effectively simulate realistic building fire conditions. A parametric study is performed by varying the fire load density (127.75, 255.5 and 511 MJ/m²) and opening factor (0.071 and 0.033 m^{3/2}). Emphasis is given to characterization of the thermal field developing adjacent to the façade wall. Experimental results suggest that the three characteristic EVF phases, namely “Internal Flaming” (IF) corresponding to the initial period when combustion is limited at the interior of the fire compartment, “Intermittent Flame Ejection” (IFE), when flame jets appear intermittently outside the compartment and the “Continuous External Flame” (CEF) period that essentially spans the time period when EVF are consistently ejecting through the opening (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Hu et al., 2012). The time boundaries defining each period were determined using video footage and mass loss rate measurements. These periods are mainly affected by the opening dimensions, whereas the fuel load has a notable impact on the fuel consumption rate and heat flux to the façade. Fuel consumption rates were found to increase with increasing fire load and opening area, whereas the global equivalence ratio increases with decreasing opening factor.

4.2. Medium scale experimental setup

4.2.1. Geometry

A series of fire tests were conducted in a medium-scale compartment-façade fire apparatus. The compartment was a ¼ scale model of the ISO 9705 standard compartment (ISO 9705, 1993). The internal compartment dimensions were 0.60 m x 0.90 m x 0.60 m; the external façade wall measured 0.658 m x 1.8 m. A double layer of 0.0125 m thick fireproof gypsum plasterboards was used as an internal and external lining material. The fire compartment opening, located in the middle of the north wall measured either 0.20 m x 0.50 m (door) or 0.20 m x 0.30 m (window), depending on the test case. Construction gaps leading to the potential air leakage were plastered with ceramic fibre paste. A schematic drawing (side view and top section) of the experimental apparatus, depicting the locations of the measuring devices, is shown in Figures 4-1 and 4-2.

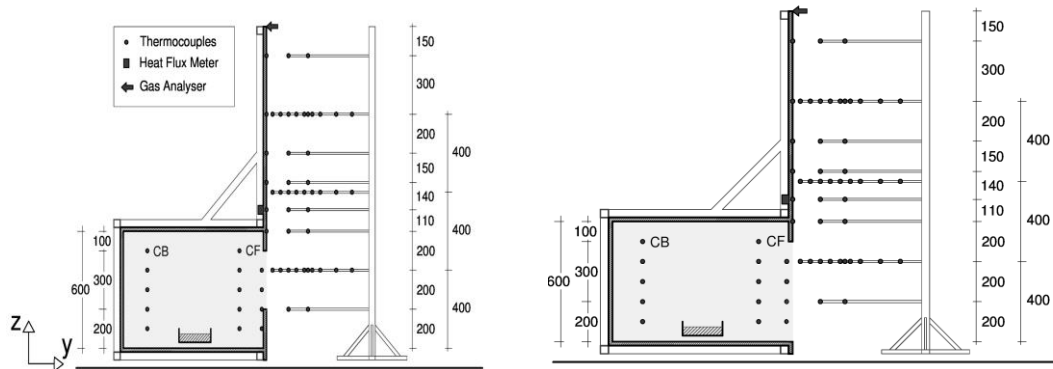


Figure 4-1. Schematic drawing of the experimental facility and sensor locations; side view (W-2.35L, left) and (D-2.35L, right).

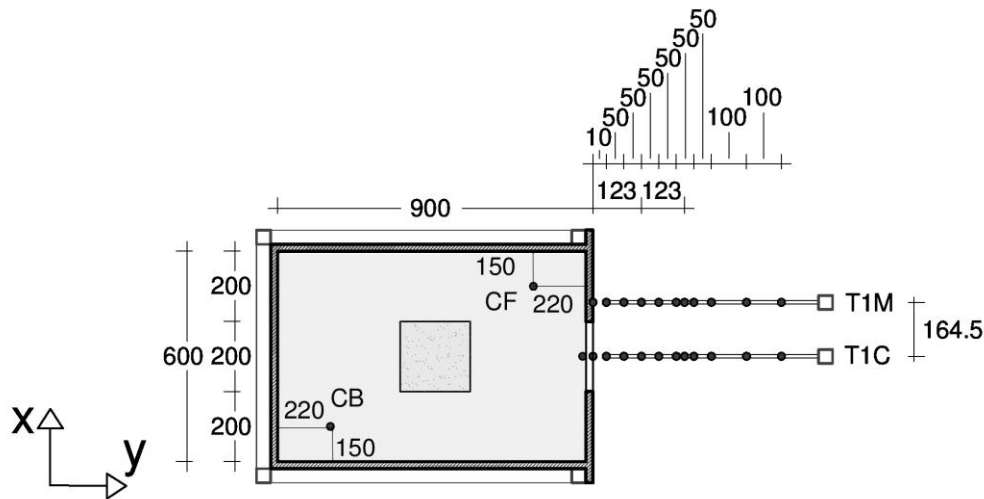


Figure 4-2. Schematic drawing of the experimental facility and sensor locations; top view.

4.2.2. Expendable fuel source

The majority of the actual furniture found in contemporary residential environments consists of hydrocarbon-based thermoplastic materials that melt and burn similar to liquid-fuel pool fires. According to a recent study (Parkes, 2009), the fire load owed to the upholstered furniture is the highest contributor in residential fires, increasing significantly the risk to the occupants of the building. Gaseous burners are commonly used in relevant fire tests (Tang et al., 2012; Oleszkiewicz, 1989), aiming to provide a constant (steady-state conditions) fire source. However, in order to achieve more “realistic” fire conditions, an “expendable” fuel source was used (transient conditions), to effectively simulate the typical HRR temporal evolution observed in actual residential fires. In this context, a characteristic hydrocarbon fuel, n-hexane, was used to formulate the fire load; n-hexane has been previously used in several fire compartment tests (Parkes, 2009; Gottuk et al., 1992; Audoin et al., 1997). A stainless steel rectangular pan, measuring 0.25 m × 0.25 m × 0.10 m, was installed at the geometrical centre of the compartment’s floor. The lower heating value of n-hexane was estimated to be 43521±131 kJ/kg, using an isoperibolic

oxygen bomb calorimeter (ASTM D240-14, 2014). The fuel mass was continuously monitored using a load cell, installed under the pan. The fuel pan size was selected in order to achieve under-ventilated conditions, thus facilitating the emergence of EVF.

4.2.3. Sensors and data acquisition system

The thermal behavior of the EVF in the façade-compartment configuration was investigated using temperature and heat flux measurements. More specifically, 10 K-type 1.5 mm diameter thermocouples, located at the front (CF) and rear (CB) corner of the compartment and 4 thermocouples vertically distributed at the centerline of the opening were used to determine the thermal field developing at the interior of the compartment (c.f. Figures 4-1 and 4-2). The recorded thermocouple data, obtained at the interior of the compartment, were corrected for radiation using a “post-processing” methodology (c.f. Appendix A). The “correction” methodology for gas temperature measurement uncertainties was used for gas temperatures at the interior of the fire compartment, aiming to mitigate the impact of errors associated with radiative heat transfer. The post-processed “correction” methodology is usually applied for bare bead thermocouples and can be applied for various thermocouple diameters as their geometrical characteristics are taken into account in the analysis. Special emphasis was given to the characterization of the EVF thermal impact on the façade wall surface. In this context, 14 thermocouples were placed at the exposed surface of the façade, in various heights above the opening; they were fixed in two characteristic positions across the width of the facade, one at the centre-line of the opening and the other corresponding to $\frac{1}{4}$ of the total width of the façade ($x = 164.5$ mm). Thermocouples were fixed to the facade surface following recommendations found in (Bentley, 1998). Each thermocouple was initially fixed onto the side of the façade and ran across its surface, until the intended location was reached; at this point, the tip of the thermocouple was bent, aiming to create an elastic force that allowed it to remain in contact with the façade surface throughout the test (Jones, 2014), Figure 4-3.

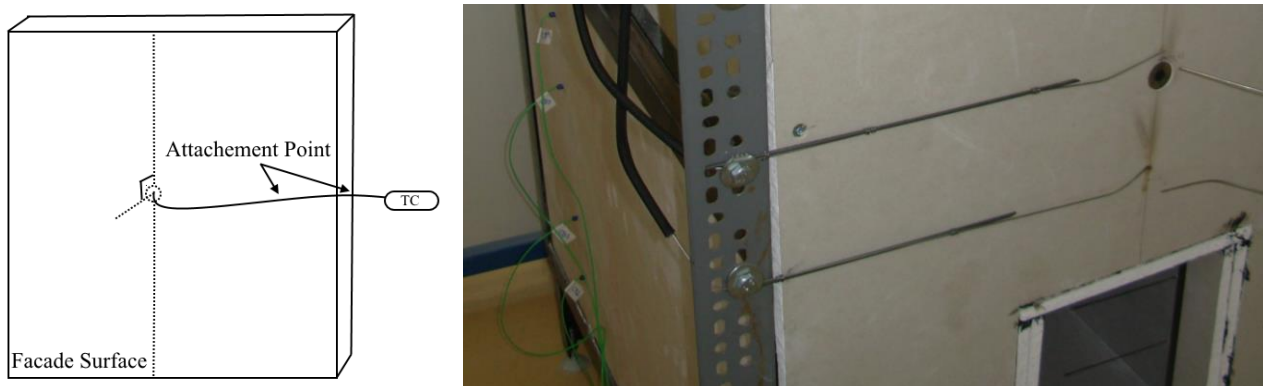


Figure 4-3. Attachment of the thermocouple to the façade's surface.

Aiming to characterize the thermal field of the EVF, 39 additional thermocouples were distributed among two thermocouple trees, obtaining measurements at various distances from the façade (c.f. Figure 4-4). The latter thermocouples were distributed among two thermocouple trees, fixed in two characteristic

positions across the EVF width, one at the centre-line of the opening (location T1C) and the other corresponding to $\frac{1}{4}$ of the total façade width (location T1M). The thermocouples were located at nine height levels above the floor (200, 400, 600, 710, 800, 850, 1000, 1200 and 1500 mm); two thermocouples were used at each height level, corresponding to a distance of 123 mm and 246 mm from the façade wall. At three characteristic height levels (400, 800 and 1200 mm), thermocouples were installed at nine locations (at a distance of 10, 60, 110, 160, 210, 260, 310, 410 and 510 mm from the façade surface).

EVF may induce high fire plume velocities, thus increasing the risk of a “cantilevered” thermocouple to move. Therefore, one of the main design requirements for the temperature measurement system was to ensure that the spatial position of the thermocouple tip remained unaltered during the course of the test. Towards this end, 1.5 mm diameter thermocouples, providing increased stability and sturdiness, were selected. Prior to each fire test, each thermocouple was carefully positioned and aligned; post-test inspection of the measurement locations revealed that the vast majority of the thermocouple tips were not shifted during the test. In general, 1.5 mm diameter type K thermocouples are commonly used in similar large-scale compartment fire tests presented in the open literature (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Utiskul, 2006), since they are regarded as a good compromise among a broad range of contradicting requirements, such as response time, flexibility, size, mechanical strength, stability and line resistance.



Figure 4-4. Positioning of the thermocouples at the exterior of the fire compartment.

A water-cooled, 25 mm diameter, Schmidt-Boelter total heat flux sensor was placed at the centreline of the façade surface facing the EVF, 110 mm above the compartment's ceiling. To ensure consistency in the experimental results, all tests were conducted in a controlled laboratory environment in order to eliminate potential effects of weather conditions.

All thermocouple and heat flux measurements were recorded using a universal data logging interface designed in the LabView software; the selected sampling frequency was 1.0 Hz. This sampling rate is commonly used in similar large-scale compartment fire tests literature (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Parkes, 2009; Hamins et al., 2005); it is also suggested in relevant guidelines for compartment fire tests (ISO 9705, 1993; ASTM E603-13, 2013). A thermal camera was positioned in front of the test compartment at a distance of 6.0 m, to record additional information regarding the thermal response of the exposed façade surface. The emissivity of the exposed façade surface has been taken into account; a value of 0.9, typically used for gypsum plasterboards (Mehaffey et al., 1994), has been employed. In addition, parameters such as distance of the façade, ambient temperature and relative humidity were also used to estimate the wall surface temperatures using the thermal camera software. In addition, two digital video cameras were positioned at two locations, opposite and at a right angle to the opening, recording the developing EVF envelope, at 30 frames per second. Species concentration measurements (CO and CO₂ using infrared photometry and O₂ using an electrochemical cell) at a height of 1.65 m, at the centreline of the façade, were also obtained at 1 s intervals. The gas sampling flow was adjusted to be 0.26 l/min; before being analyzed, the exhaust gases passed through a filter to remove soot and tar residues. In all cases, data were acquired using a sampling interval of 1 s.

4.2.4. Fire detection image processing analysis

Two digital video cameras were positioned at two locations, opposite and at a right angle to the opening, recording the developing EVF envelope, at 30 frames per second. Time series of video frames were obtained and processed using an in-house developed MATLAB code (c.f. Appendix B), aiming to determine the geometric characteristics of the EVF envelope (Asimakopoulou et al., 2016_a). Each image frame was cropped, aligned and assigned proper world coordinates. A modified version of the methodologies proposed by Vipin (Vipin, 2012) and Celik et al. (Celik et al., 2007) was used. Each frame was converted into a binary image using a set of rules, employing appropriate threshold limits for Red, Green and Blue colour levels and luminosity, based on the prevailing lighting conditions in each test case. The threshold limits were acquired through an extended statistical analysis of the various flame regions in each stage of the flame cycle. The EVF envelope dimensions were determined by calculating the average flame probability (intermittency).

4.3. Parametric study

A parametric study was performed, by varying the total fuel load (test cases D-1.00L, D-2.35L and D-4.70L) and the opening dimensions (test case W-2.35L). The fire load used in test cases W-2.35L and D-2.35L was identical; the former case corresponds to a “door” opening, whereas the latter case refers to a “window” opening. A summary of the main operational parameters, i.e. initial fuel volume (V_f) and mass (m_f), fire load density (q_f), opening height (H_v) and width (W_v), opening factor ($AH^{1/2}$), ambient temperature (T_{amb}) and relative humidity (RH), total fire duration (t_{dur}), average total heat release rate (Q), maximum theoretical heat release rate at the interior of the compartment ($Q_{in,max}$) and average “excess” heat release rate (Q_{ex}) at the exterior of the compartment, for all the examined test cases is given in Table 4-1. The average heat release rate at the interior ($Q_{in,max}$) and the exterior (Q_{ex}) of the compartment were estimated using Eq. (3-3) and (3-1), respectively (Tang et al., 2012); the average total heat release rate (Q)

was estimated using mass loss rate measurements. In under-ventilated compartment fires, the combustion efficiency value is generally less than 1.0; in this case, the actual “indoor” heat release rate is expected to be lower than the maximum theoretical value ($Q_{in,max}$), estimated using Eq. (3-3).

Table 4-1. Summary of main operational parameters for the examined test cases.

Test Case		D-1.00L	D-2.35L	D-4.70L	W-2.35L
V_f	(lt)	1.00	2.35	4.70	2.35
m_f	(kg)	0.655	1.539	3.078	1.539
q_f	(MJ/m ²)	53.18	125.0	250.0	125.0
H_v	(m)	0.5	0.5	0.5	0.3
w_v	(m)	0.2	0.2	0.2	0.2
$AH^{1/2}$	(m ^{3/2})	0.071	0.071	0.071	0.033
T_{amb}	(°C)	25.8	25.5	26.5	26.4
RH	(%)	42.0	40.0	47.0	36.0
t_{dur}	(s)	372	335	595	659
\dot{Q}	(kW)	79.0	207.0	233.0	105.0
$Q_{in,max}$	(kW)	-	106.5	106.5	49.4
Q_{ex}	(kW)	-	25.5	126.5	55.7

The overall design of the medium-scale compartment-façade fire tests was based on the hypothesis that a full-scale physical phenomenon can be simulated in a reduced scale experiment provided that certain non-dimensional parameters are preserved. There are three methodologies widely used to determine the non-dimensional functionality, namely Simple Complete Physics, Partial Differential Equation (PDE) identification and Buckingham Π theorem (Quintiere, 2006), Figure 4-5.

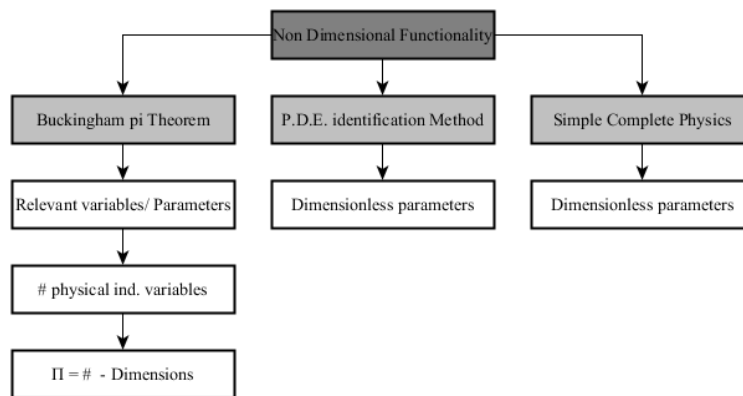


Figure 4-5. Methodologies widely used for the determination of non-dimensional functionality (Quintiere, 2006).

The fire source for test case D-4.70L, which was used as a benchmark, was selected according to the typical fire load design according to post-flashover conditions imposed by Eurocode for design of real scale (prototype) office premises (80% fractile - 511 MJ/m²). The Buckingham Pi theorem has been implemented in order to scale the fire load in accordance to the dimensions of the experimental compartment-façade configuration (model). Applying this theorem involves the development of a complete set of dimensionless Π groups necessary to perform scaling of compartment fires (Quintiere,

2006). The theorem has been implemented in order to scale the fire power between the model, subscript m, and the prototype, subscript p, by preserving the second group (Π_2); experimental fire load was calculated 250 MJ/m². According to Π_2 group derived from the energy conservation equation, also referred to as Zukoski number Q^* expressing the ratio of fire power to the enthalpy rate, Equation 4-1, it is required that the model fire power selection is made in conformity to the prototype as expressed in Equation 4-2. Length scales l_p and l_m correspond to the physical dimensions of the prototype and model system, their ratio (l_m/l_p) equals $1/4$. In this approach, the wall boundary thermal properties are not taken into account, since the wall boundaries are considered essentially adiabatic.

$$Q^* \equiv \Pi_2 = \frac{\dot{Q}}{\rho_\infty C_p T_\infty \sqrt{g} (l)^{5/2}} \propto \frac{\text{enthalpy power}}{\text{enthalpy rate}} \quad (4-1)$$

$$\frac{Q_m^*}{\rho_\infty C_p T_\infty \sqrt{g} (l_m)^{5/2}} = \frac{Q_p^*}{\rho_\infty C_p T_\infty \sqrt{g} (l_p)^{5/2}} \Rightarrow Q_m^* = Q_p^* \left(\frac{l_m}{l_p} \right)^{5/2} \quad (4-2)$$

In addition, similarity in radiative heat transfer was ensured by preserving the Π_6 group. Using the appropriate model for emissivity the scaling relation can be rewritten as depicted in Equation 4-3. The gas layer of the hexane pool fire is optically thick so the emissivity of the smoke layer approaches unity and the Π_6 group can be written as in Equation 4-4 (Veloo, 2006). To scale the Π_7 group requires scaling of the ambient air temperature. Experiments were performed at an ambient temperature of 25-26°C, that corresponds to 20°C of the prototype system.

$$\Pi_7 = \frac{\sigma \varepsilon T_\infty^3}{\rho_\infty C_p \left(g \frac{l_p}{l_m} \right)^{1/2}} \Rightarrow \varepsilon \propto \left(\frac{l_p}{l_m} \right)^{1/2} \quad (4-3)$$

$$\Pi_7 = \frac{\sigma T_\infty^3}{\rho_\infty C_p \left(g \frac{l_p}{l_m} \right)^{1/2}} \Rightarrow T_\infty \propto \left(\frac{l_p}{l_m} \right)^{1/6} \quad (4-4)$$

4.4.Repeatability study

Three identical fire tests were performed to assess the experimental repeatability; the respective operational parameters are presented in Table 4-2. Average temperature profiles at the interior of the fire compartment and heat flux at the façade were selected to be used as “repeatability indicators”. As demonstrated in Figure 4-6 the three fire tests exhibited good repeatability; the shaded region in Figure 4-7 (left) indicates the calculated instantaneous standard deviation of the gas temperature in the entire

compartment. An approximate 5.12% relative difference in average temperature at the interior of the fire compartment and 31.82% in heat flux at the façade was observed. Furthermore, by performing a one way statistical analysis of variances (ANOVA) (Hurley, 2016) on the obtained experimental data, it was concluded that the mean values of the average compartment temperature and heat flux at the façade were not significantly different, using a significance level of 5%. Average EVF temperature contours at the opening centreline plane perpendicular to the façade, shown in Figure 4-7, illustrate that the developing EVF exhibits fairly repeatable characteristics. The time duration of the characteristic EVF behaviour phases (IF, IFE and CEF) were found to be similar in all test cases (Table 4-2).

Table 4-2. Summary of the main operational parameters used in the repeatability tests.

Test Case		D1-2.35L	D2-2.35L	D3-2.35L
H_v	(m)	0.5	0.5	0.5
W_v	(m)	0.2	0.2	0.2
T_{amb}	(°C)	25.5	25.6	24.8
RH	(%)	40.0	52.0	50.4
t_{dur}	(s)	330	335	356
V_f	(lt)	2.35	2.35	2.35
m_f	(kg)	1.539	1.539	1.539
Q	(kW)	207.0	210.0	195.0
$Q_{ins,m}$	(kW)	106.5	106.5	106.5
Q_{ex}	(kW)	100.5	103.5	88.5
IF duration	(s)	0 - 52	0 - 59	0 - 60
IFE duration	(s)	52 - 91	59 - 80	60 - 99
CEF duration	(s)	91 - 330	80 - 335	99 - 356

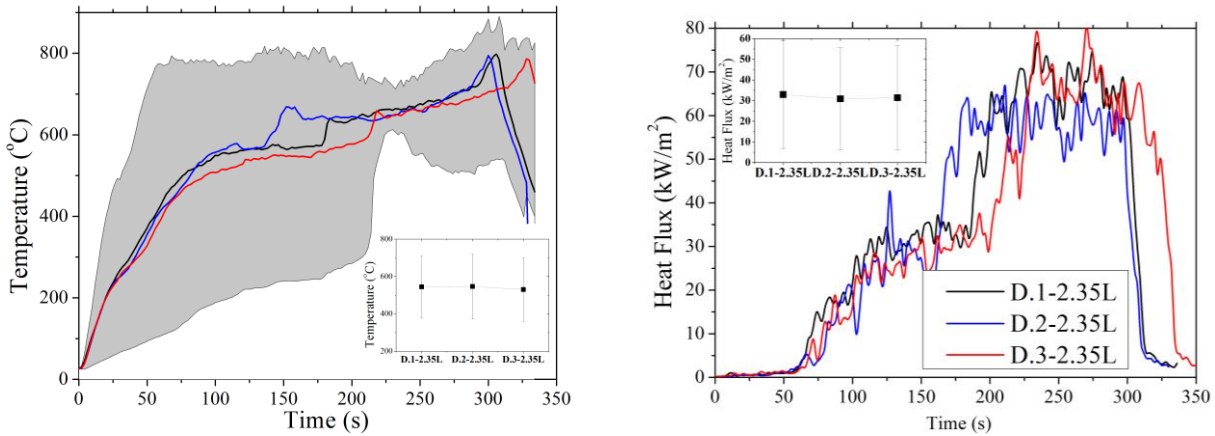


Figure 4-6. Average gas temperature inside the fire compartment (left) and heat flux at the façade (right) measurements obtained in the repeatability tests.

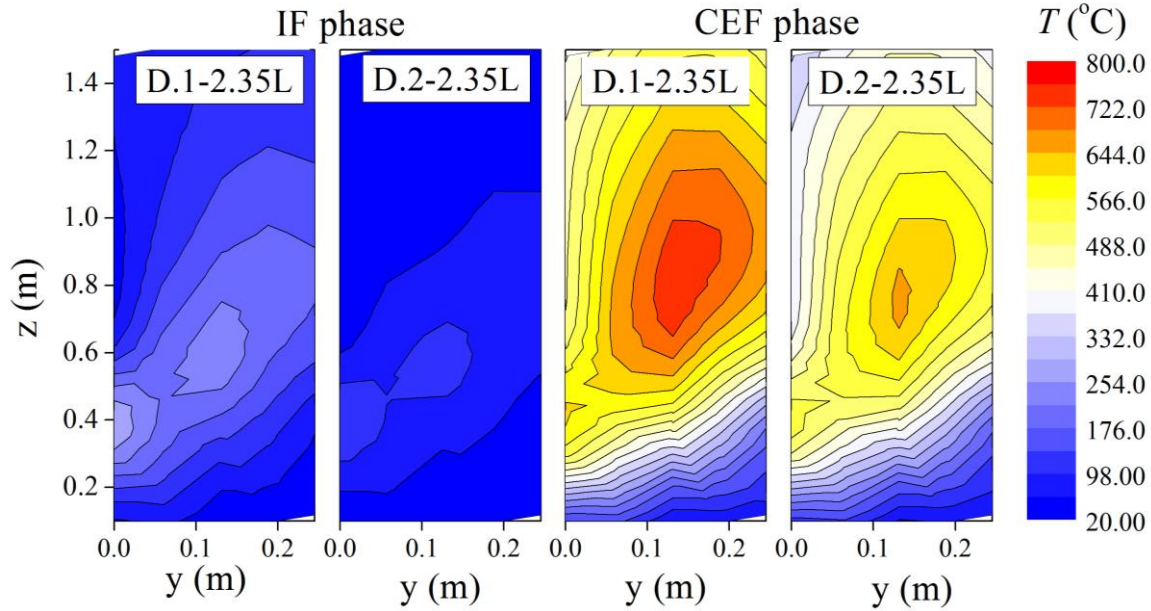


Figure 4-7. Time-averaged temperature contours at the centreline plane perpendicular to the façade, obtained in test cases D.1-2.35L and D.2-2.35L.

4.5. Estimation of experimental errors

The ASME methodology (Nakos, 2004) has been used to estimate the uncertainty of the measurements presented in the current chapter. The total (expanded) measurement uncertainty (U_i) is estimated using Equation 4-5, where B_i is the root sum square of the elemental uncertainty estimated by statistical methods (e.g. systematic or bias uncertainties) and S_i is the root sum square of the elemental uncertainty estimated using non-statistical methods (e.g. scientific judgment, manufacturer's specifications, calibration reports, random uncertainties). The expanded uncertainty is obtained by multiplying the combined standard uncertainty by a coverage factor k ; in this work, a coverage factor value of $k = 2$ was used, aiming to achieve a 95% confidence interval (2σ) for the total uncertainty (Lock et al., 2008). The values of the root sum square (B_i or S_i) of the various types of elemental uncertainties (B_i or S_i) are calculated using Equation 4-6.

$$U_i = \pm k ((B_i/2)^2 + S_i^2)^{1/2} \quad (4-5)$$

$$B_i = (B_1^2 + B_2^2 + B_3^2 + \dots)^{1/2} \quad (4-6)$$

Gas and wall surface temperatures were measured using K-type thermocouples connected to the signal acquisition system via extension wires. Bare-bead thermocouples are assumed to have negligible statistical uncertainties ($B_i = 0$) (Lock et al., 2008). In terms of the S_i uncertainties, the K-type thermocouples used in the tests exhibited a standard calibration uncertainty $\pm 2.2^\circ\text{C}$ or $\pm 0.75\%$ of the

measurement reading (the largest value is taken into account) for a 99% confidence interval (3σ); in this work, the respective values of $\pm 1.5^\circ\text{C}$ or $\pm 0.5\%$ have been used to achieve a 95% confidence interval (2σ). Another source of error in bare bead thermocouple measurements is radiative losses. Attempts of estimating the error due to radiation can be found in the literature (Ukleja, 2012); in the current study radiative were assumed to be -6% to 0%. In addition, a $\pm 3\%$ random error was introduced in the analysis. Measurements using heat flux sensors are subjected to errors due to sensor properties, calibration traceability, quality assurance and measurement-related uncertainties. The initial calibration accuracy of the heat flux sensors used in the tests was $\pm 3\%$ (SBG01 Manual, 2011). In addition to this error, the most significant error sources are non-linearity, convection and the radiative heat transfer balance. A $\pm 1\%$ sensitivity error was employed, based on the assumption that the mean air speed was 0.5 m/s; also, a $\pm 6\%$ convective error and a $\pm 3\%$ random error were also taken into account. In terms of the gas concentration measurements, the real-time gas analyser used in the tests exhibited an equipment uncertainty of $\pm 1\%$. The calibration gases used for zero and span calibrations exhibited negligible uncertainties, as reported by the manufacturers (AO2000 Manual, 2012). Zero and span calibrations performed prior to each experiment showed a systematic standard uncertainty of $\pm 1\%$. Random and mixing/averaging errors due to the sampling lines, equal to $\pm 3\%$ and $\pm 5\%$, respectively, were the larger sources of uncertainty. Estimated values for all components of measurement uncertainty are tabulated in Table 4-3. Indicative values of the estimated experimental errors for the gas temperature inside the fire compartment and the heat flux to the façade surface are presented in Figure 4-8. The shaded areas represent the error bars associated with the respective temperature and heat flux distributions for test case D-2.35L.

Table 4-3. Summary of measurement uncertainty components.

Sensor	Uncertainty type	Systematic standard uncertainty (B_i)	Total Expanded Uncertainty (U_i)
Thermocouple	Calibration	1.5°C or $\pm 0.5\%$	-6.7 % to 3%
	Radiation	-6% to 0%	
	Random	$\pm 3\%$	
Heat Flux	Calibration	$\pm 3\%$	$\pm 7.4\%$
	Sensitivity	$\pm 1\%$	
	Convection	$\pm 6\%$	
	Random	$\pm 3\%$	
Gas Analyzer	Zero and span gas	$\pm 1\%$	$\pm 6\%$
	Equipment uncertainty	$\pm 1\%$	
	Mixing and averaging	$\pm 5\%$	
	Random	$\pm 3\%$	

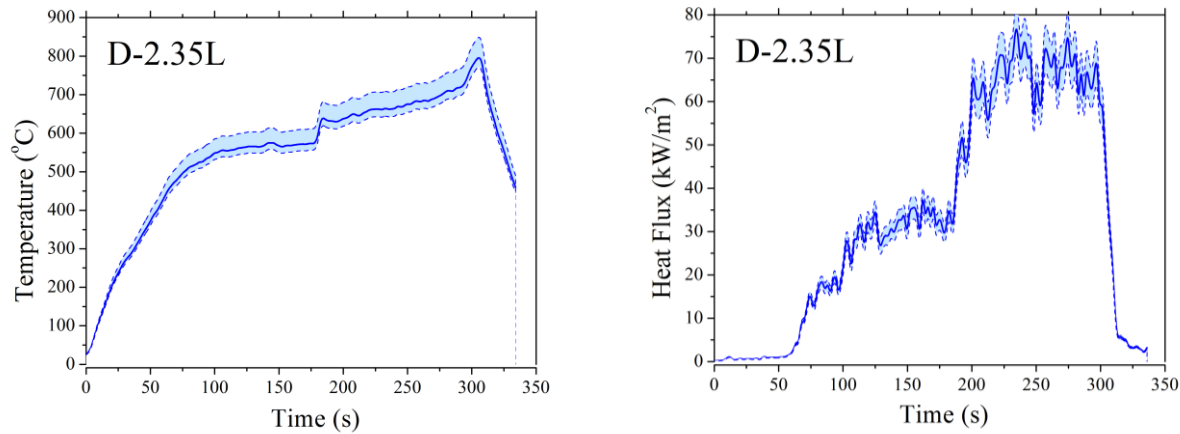


Figure 4-8. Time evolution of calculated experimental error in average gas temperature inside the fire compartment (left) and heat flux at the façade (right) measurements (obtained in test case D-2.35L).

4.6. Results

4.6.1. Fuel consumption rate and GER

The fuel consumption rate in a compartment pool fire is influenced by a variety of parameters, such as ventilation, radiation from the surrounding walls and thermal characteristics of the exposed rim above the fuel (White and Delichatsios, 2014; Hurley, 2016). These effects are demonstrated in Figure 4-9 (top), where measurements of the instantaneous fuel consumption rate for all the examined test cases are presented. A 5 point moving Savitzky-Golay average smoothing methodology has been used to determine the fuel consumption rate for each test case. The mass loss rate of the pool fire, measured in open air fire tests, is also depicted. As expected, due to thermal feedback phenomena inside the fire compartment, measured fuel consumption rates are significantly higher than the respective open air fuel consumption rate. The vertical lines shown in Figure 4-9, indicate the transition time from IF to IFE (dotted lines) and from IFE to CEF (dash-dot lines) phases; the respective values are given in Table 4-4. Increasing the fuel load or decreasing the opening area results in shorter EVF ejection time (CEF phase initiation); this finding is corroborated by similar observations reported in the literature (Drysdale, 1998; Gottuk et al., 1992).

Table 4-4. Duration of the characteristic fire phases for all test cases.

Test Case	IF	IFE	CEF
D-1.00L	0 – 143 s	143 – 230 s	230 – 372 s
D-2.35L	0 – 59 s	59 – 80 s	80 – 525 s
D-4.70L	0 – 27 s	27 – 208 s	208 – 595 s
W-2.35L	0 – 64 s	64 – 120 s	120 – 659 s

Thermal effects play an important role to the temporal evolution of mass loss rate (Utiskul, 2006). Increasing the fire load results in more intense heat transfer phenomena, due to the higher gas temperatures achieved at the interior of the fire compartment. The enhanced heat transfer rates result in increasing mass loss rates with increasing fuel load (Figure 4-9, top left). In addition, as time advances, the gradual lowering of the liquid fuel level results in a slight increase of the instantaneous combustion

rate. The size of the opening mainly affects the duration of the fire event (Figure 4-9, top right); the burning period in test case W-2.35L is prolonged due to decreased ventilation, which reduces the oxygen flow to the pool fire. As a result, the fuel consumption rate in test case W-2.35L is reduced compared to test case D-2.35L. In the strongly under-ventilated conditions developing in W-2.35L, an almost constant burning rate is achieved until the fire reaches its decay stage, after approximately 650 s.

The size of the opening affects the oxygen concentration close to the pool fire and, therefore, the overall duration of the fire event (Figure 4-9, top right); the burning period in test case W-2.35L is prolonged due to the decreased opening area. The decreased ventilation rate increases the mixing of combustion products and incoming air, resulting in the hot layer approaching the compartment floor. In this case, the cold ambient air stream entering the compartment is increasingly entrained into the hot gas products, due to buoyancy and shear mixing occurring near the opening; these phenomena lead to the reduction of oxygen feeding the flame (Utiskul, 2006; Nasr et al., 2011). As a result, the fuel consumption rate in test case W-2.35L is reduced compared to test case D-2.35L.

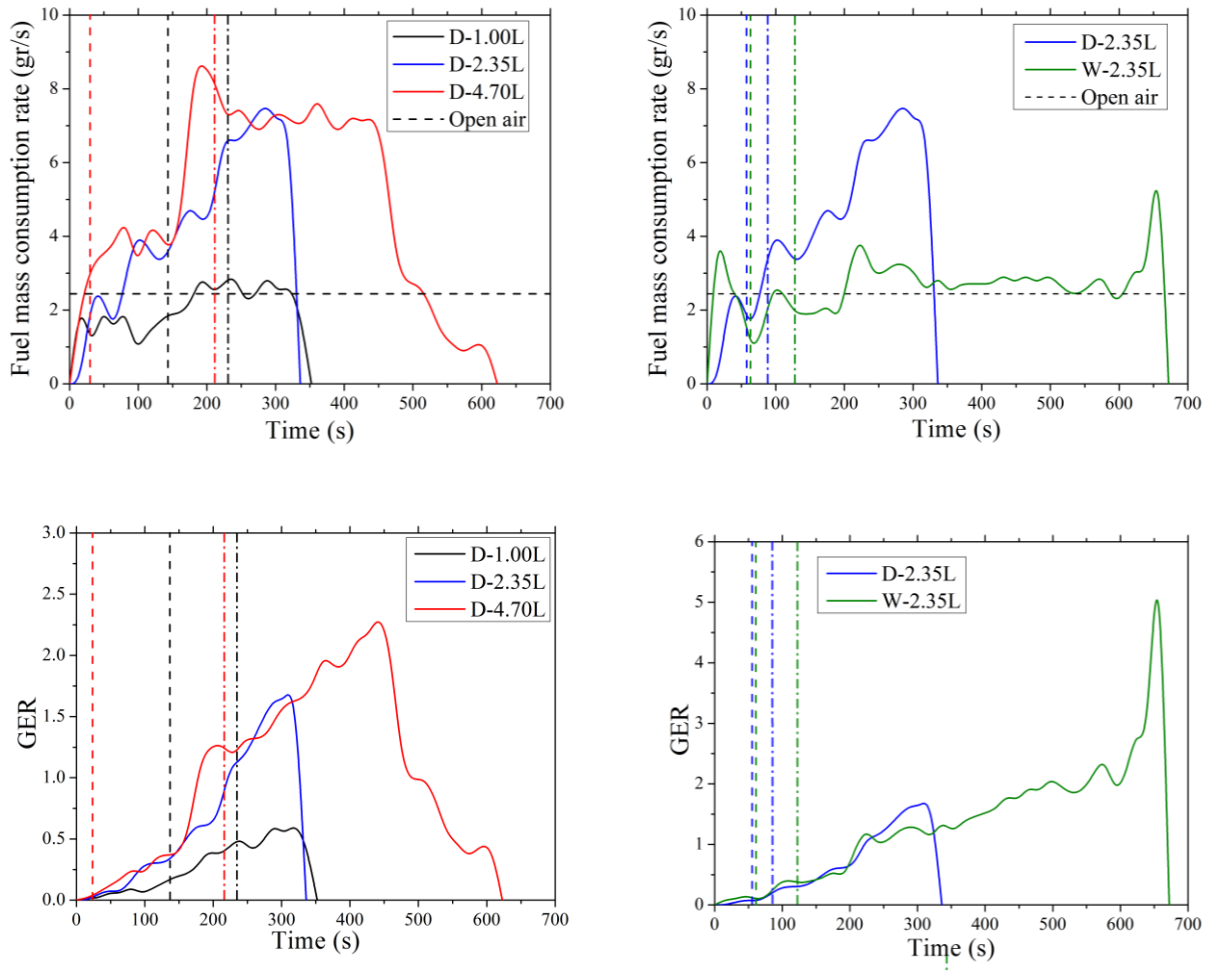


Figure 4-9. Measurements of instantaneous fuel mass consumption rate (top) and calculated GER (bottom); effect of fire load (left) and opening factor (right).

The time history of the calculated GER (Equation 2-1) for each test case is depicted in Figure 4-9 (bottom). When the value of GER exceeds unity (stoichiometric conditions) the fire is considered to be “under-ventilated” (ventilation controlled), whereas when GER is lower than 1.0 the fire is assumed to be “well-ventilated” (fuel controlled). Test cases D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L corresponded to under-ventilated fire conditions. In all test cases, the GER value is less than 1.0 during the initial fire development stage, when flames are mainly restricted at the interior of the fire compartment. In test case D-1.00L, well-ventilated fire conditions prevail for the entire duration of the experiment; this is owed to the low fire load used. In the majority of the investigated test cases, the IFE stage was found to occur when the GER value was between 0.2 and 0.5, whereas CEF (Empis, 2010) conditions prevailed when the GER value exceeded 0.5.

These remarks suggest that instantaneous GER values could serve as a criterion in order to distinguish each fire phase. However, due to the dependency of GER to the position of the fire source, these observations are considered to be valid only for the specific configuration investigated in the tests, i.e. when the fire source is located at the centre of the fire compartment. In addition, the aforementioned GER value limits seem to be invalid for the highest fire load case (D-4.70L); however, since only one fire test was performed at the highest fire load configuration, an additional series of repeatability tests should be performed for the observed behaviour to be generalised and included in the overall analysis.

4.6.2. Indoor thermal field

4.6.2.1. Characterization of indoor thermal field

The vertical distribution of the time-averaged gas temperatures inside the compartment are depicted in Figure 4-10 for two characteristic locations, one near the opening (CF) and the other near the back side of the compartment (CB) (c.f. Figures 4-1 and 4-2). As expected, increasing the fire load results in higher gas temperatures. Significantly lower temperatures are observed in case D-1.00L, which corresponds to a low fire load and well-ventilated conditions. When the opening area is decreased (W-2.35L) lower temperatures are observed; in addition, temperature variations along the height of the compartment are more modest in test case W-2.35L.

Figure 4-11 illustrates the time evolution of the temperature in the upper gas layer formed inside the compartment. The gas temperature time profiles exhibit similar characteristics in all test cases; the three typical stages of fire growth, quasi-steady state (corresponding to fully-developed fire conditions) and decay phase, typically encountered in compartment fires, can be easily identified.

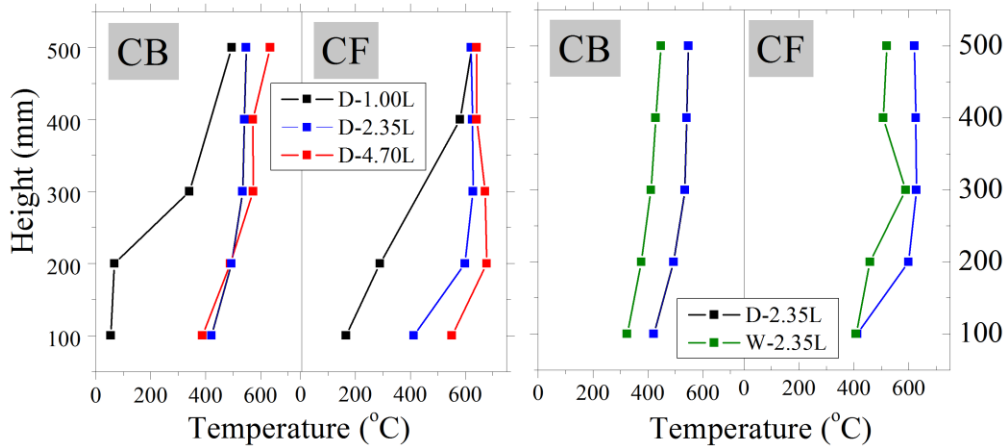


Figure 4-10. Time-averaged gas temperature at the interior of the compartment; effect of fire load (left) and opening factor (right).

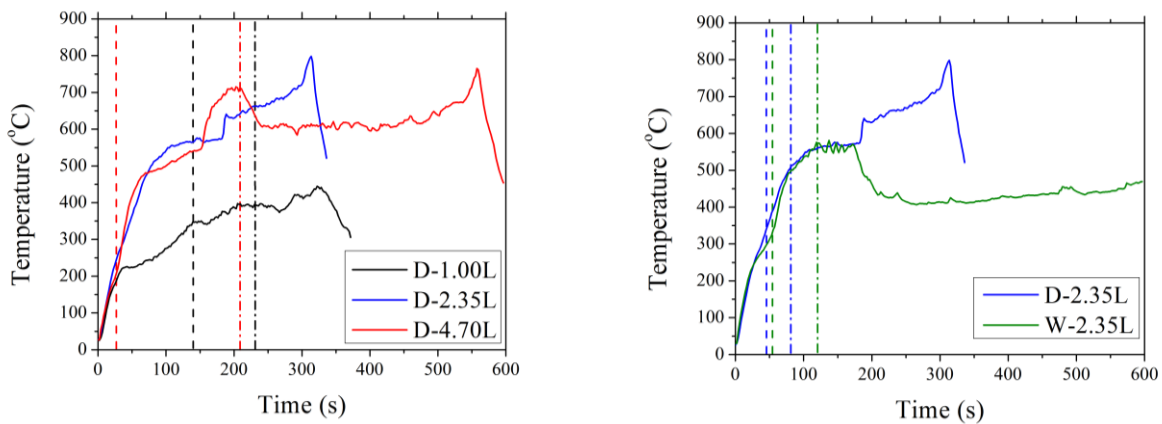


Figure 4-11. Temporal evolution of upper layer gas temperature at the interior of the compartment; effect of fire load (left) and opening factor (right).

4.6.2.2. Air supply rate

The air mass flow rate entering the compartment through the bottom part of the opening (\dot{m}_a) can be estimated using Equation 4-7, as a function of the discharge coefficient (C_d), the density of ambient air (ρ_{amb}) and of the hot combustion products inside the compartment (ρ) and the opening width (W_v) and height (H_v) (Makhviladze et al., 2006). The calculated values, using the instantaneous temperature measurements at the opening and the interior of the compartment are depicted in Figure 4-12. The estimated values are compared to predictions using a widely used empirical correlation, Equation 4-8; good levels of agreement are observed after the completion of the initial fire growth stage. It is evident that decreasing the opening area results in significantly reduced air mass flow rates (c.f. Figure 4-12, right).

$$\dot{m}_a = \frac{2}{3} C_d \sqrt{2g\rho_{amb}(\rho_{amb} - \rho)H_v} H_v^{2/3} W_v \quad (4-7)$$

$$\dot{m}_a = 0.5A_v\sqrt{H_v} \quad (4-8)$$

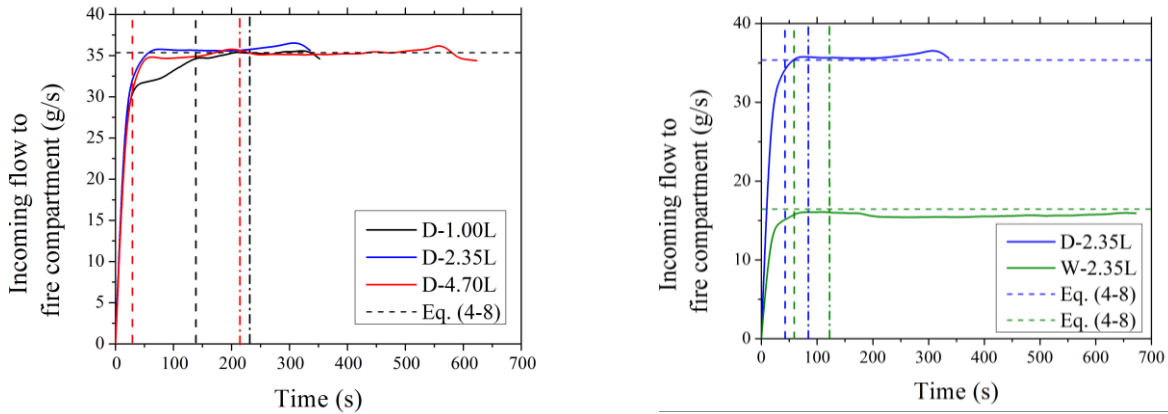


Figure 4-12. Temporal evolution of incoming flow to the fire compartment; effect of fire load (left) and opening factor (right).

4.6.2.3. Global equivalence ratio

There are scarce literature reports on the effects of EVF on the composition of the gaseous products exiting the fire compartment. EVF-related research (Law, 1978; Seigel, 1969; Thomas and Heselden, 1972) focuses mainly on the physics of flame projection; the effect of EVF on species concentrations has not been sufficiently investigated. In the majority of compartment fire tests, combustion products and oxygen concentration are measured near the fuel source (Thomas, 1991; Beyler 1986) or at a sampling position in the hood (Pitts, 1997), aiming to determine the heat release rate. In this work, the gas composition of the EVF product was measured near the top edge of the façade; the obtained measurements are shown in Figure 4-13 for two characteristic test cases (D-2.35L and D-4.70L). The O_2 volume fraction drops gradually during the initial IF and IFE phases and reaches its minimum value during the CEF phase. In general, CO concentrations are practically negligible during the IF and IFE phases, when the GER is less than 0.8. Initiation of the CEF phase, where GER exceeds 1.0 (under-ventilated fire conditions) results in an increase in CO production; CO concentrations reach their peak values when peak GER is observed. In general, CO concentrations are near zero when the GER is less than 0.6-0.8 (well-ventilated fire conditions). When GER exceeds 0.8, CO production is initiated and reaches its peak value when peak GER is observed. In agreement with Forell and Hosser's observations (Forell and Hosser, 2007), the rapid reduction of CO measured at the exterior of the fire compartment at the end of the IF phase is a strong indication of EVF occurrence. In general, initiation of the CEF phase corresponds to a transition in strongly under-ventilated conditions (c.f. Figure 4-9, bottom), where combustion efficiency deteriorates due to the insufficient availability of O_2 , resulting in an increasing production of intermediate combustion products, e.g. CO. Establishment of a constant EVF at the exterior

of the fire compartment during the CEF period is mainly owed to the unburnt fuel and intermediate combustion products (e.g. CO) exiting through the opening.

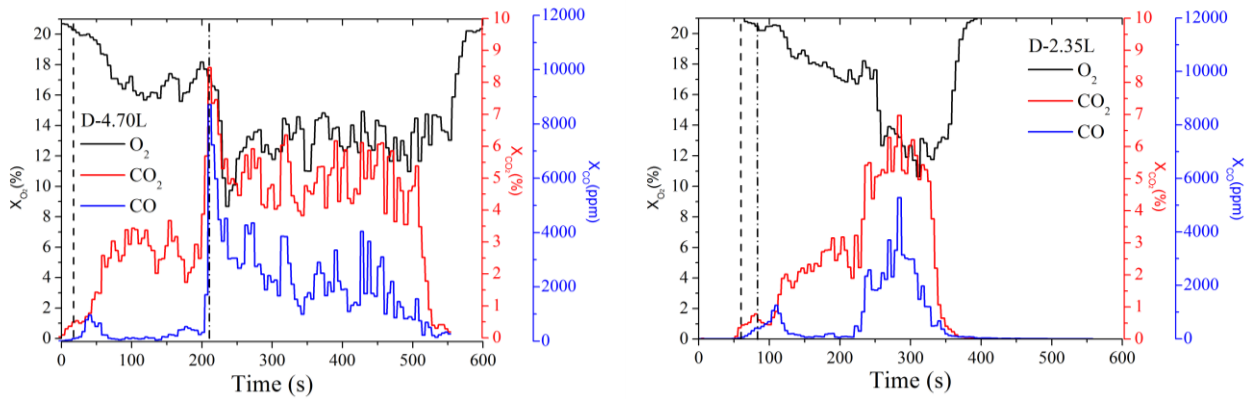


Figure 4-13. Temporal evolution of O_2 , CO_2 and CO volume concentrations measured at a height of 1.65 m, at the centreline of the façade, for test cases D-4.70L (left) and D-2.35L (right).

4.6.3. Outdoor thermal field

In all the examined test cases, the fire behaviour was characterized by three distinct phases (stages) (Drysdale, 1998) appearing in succession, typical for an under-ventilated compartment fire (Tang et al., 2012; Gottuk et al., 1992). Initially, during the IF phase, combustion is constrained at the interior of the compartment. Gradually, the flame front moves away from the fuel source, expanding horizontally towards the opening. At a certain time, external flame jets and quick flashes appear at the exterior of the compartment, signifying the initiation of the IFE phase. As time advances, the IFE phase is succeeded by the CEF phase (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b), which is characterized by the sustained external combustion of unburnt volatile gases. Throughout the latter phase, the EVF consistently covers the external region above the opening, resulting in peak heat flux values at the façade surface. The measured duration of the three characteristic fire phases for all the examined test cases is given in Table 4-4. In general, the total duration of the IF phase tends to decrease with increasing fire load. No general trend can be observed for the IFE phase; the total duration of the CEF phase is increased with increasing fire load and decreasing opening factor. In the D-1.00L test case, the reduced fire load results in well-ventilated conditions, prevailing for the whole duration of the fire test; in this case, all characteristic EVF phases exhibit a similar total duration time.

The relative time duration, compared to the total burning time, for each fire phase (t/t_{total}) and the corresponding time-averaged fuel consumption rate (\dot{m}_f), heat flux to the facade and GER values are depicted in Figure 4-14. When under-ventilated conditions prevail (D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L), similar fuel consumption rates are observed during the IF phase. With the exception of test case D-4.70L, fuel consumption rates remain practically constant also during the IFE phase. During the CEF phase, average fuel consumption rates are generally increased; however, the fuel consumption rate is decreased with decreasing opening area. In the case of well-ventilated conditions (D-1.00L), fuel consumption rates remained practically constant during all three phases. Very low GER values characterise the IF phase in

all test cases. During the IFE phase, *GER* values are generally increased, indicating the transition from well- to under-ventilated conditions. *GER* values are further increased during the CEF phase. *GER* values tend to increase with decreased opening factor, since the reduced air mass flow rate entering through the opening results in increasingly poor ventilation conditions (c.f. Figure 4-14, right). During the IF phase, the heat flux at the exposed surface of the façade is almost negligible; heat flux values are gradually increased, during the IFE and CEF phases. When under-ventilated fire conditions prevail, heat flux values can be significantly increased. The opening area does not seem to have a significant effect on heat flux values during the CEF phase.

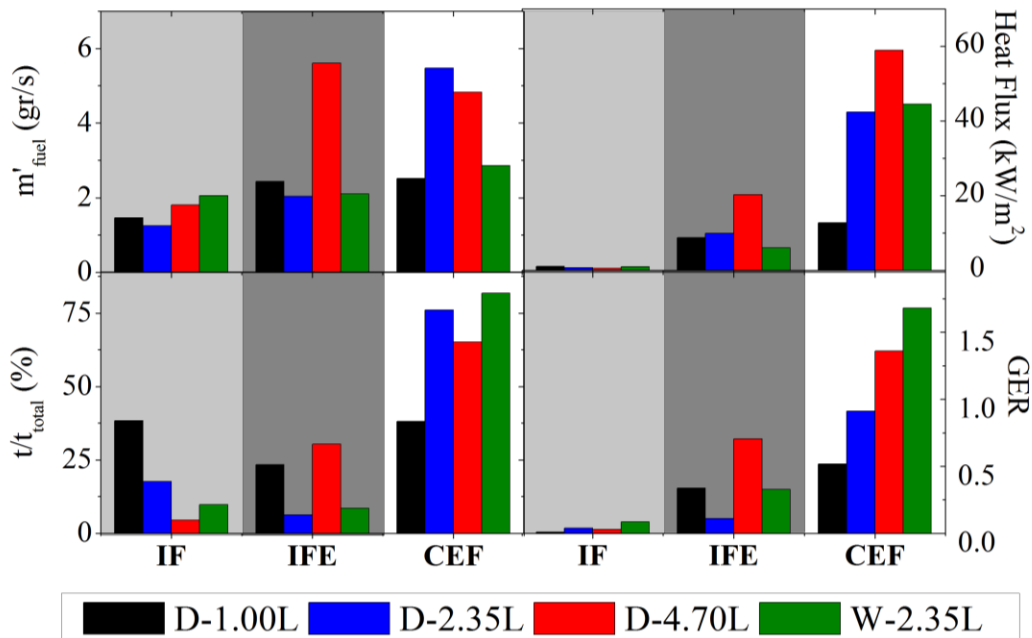


Figure 4-14. Averaged values of fuel consumption rate (top left), heat flux to the façade (top right), relative time duration (bottom left) and GER (bottom right) for each EVF phase

4.6.4. EVF envelope dimensions

The calculated spatial distribution of flame envelope probability, expressed via the flame intermittency, is illustrated in Figures 4-15 and 4-16 (image artifacts are owed to the presence of the thermocouple trees). The total EVF volume generally increases with increasing heat release rate. The EVF dimensions in low fire load and over-ventilated fire conditions (test case D-1.00L), are significantly limited in comparison to higher fire load under-ventilated fire conditions (test cases D-2.35L and D-4.70L). In general, the EVF envelope tends to assume an elliptical shape, which is compatible to the EVF shapes proposed in widely used fire engineering design methodologies (Yokoi, 1960; Himoto, 2009). Flame ejection through the opening occurs due to ignition of the excess (unburnt) fuel and expansion of the buoyant turbulent flame at the exterior of the compartment. Whether an EVF will develop or not depends mainly on the fuel concentration and the temperature of the hot unburnt gases exiting the fire compartment. A summary of the estimated values for the EVF height at the "continuous" ($L_{f,0.95}$), "intermittent" ($L_{f,0.50}$) and "far field"

($L_{f,0.05}$) regions, width (w_f) and projection ($2*L_H$) is presented in Table 4-5. The EVF probability (P) corresponds to the fraction of the total fire duration that EVF emerges at the exterior of the fire compartment; P is strongly affected by the overall heat release rate, an observation that agrees with similar remarks found in the literature (Hu et al., 2012).

Table 4-5. Summary of experimentally determined values of EVF height, width and projection.

Test case	D-1.00L	D-2.35L	D-4.70L	W-2.35L
Test duration (s)	372	335	595	659
CEF (s)	142	255	387	539
$L_{f,0.05}$ (m)	1.37	1.70	1.77	1.79
$L_{f,0.50}$ (m)	1.03	1.31	1.35	0.93
$L_{f,0.95}$ (m)	0.51	0.93	0.88	0.80
w_f (m)	0.43	0.39	0.41	0.32
$2*L_H$ (m)	0.31	0.36	0.34	0.05
P (-)	0.382	0.761	0.650	0.818

Figure 4-17 illustrates the methodology followed to estimate the "intermittent flame" region height, $L_{f,0.50}$ presented in Table 4-5. The variation of time-averaged flame intermittency with height, at the centreline of the flame, is depicted; flame intermittency decreases with height from higher values (approaching unity) to smaller values (in the intermittent flame region) until zero values are reached. The mean flame height is assumed to be equal to the largest height value where 50% flame intermittency is observed; this point is marked with an asterisk Figure 4-17. The temporal evolution of the instantaneous EVF height, expressed via the $L_{f,0.50}$ at the EVF centreline, is illustrated in Figure 4-18; these values are estimated using the methodology presented in Figure 4-17 for all time frames captured in the cameras. A typical behaviour for an EVF developing in an under-ventilated compartment fire can be observed (Gottuk et al., 1992), which is characterized by 3 distinct phases that appear in succession. Initially, combustion is constrained in the interior of the fire compartment ("internal flaming") and in the vicinity of the fuel pan an advection stream is created. Gradually, the flame front moves away from the fuel pan, expanding radially and horizontally towards the opening. In that phase, external flame jets and quick flashes appear at the exterior of the fire compartment, signifying the beginning of the "intermittent flame ejection" stage. As time passes, "consistent external flaming" is observed due to the sustained external combustion of unburnt volatiles, during the quasi-steady phase of fully developed fire. Throughout the latter phase, EVF consistently covers the region above the opening resulting in higher values of EVF height.

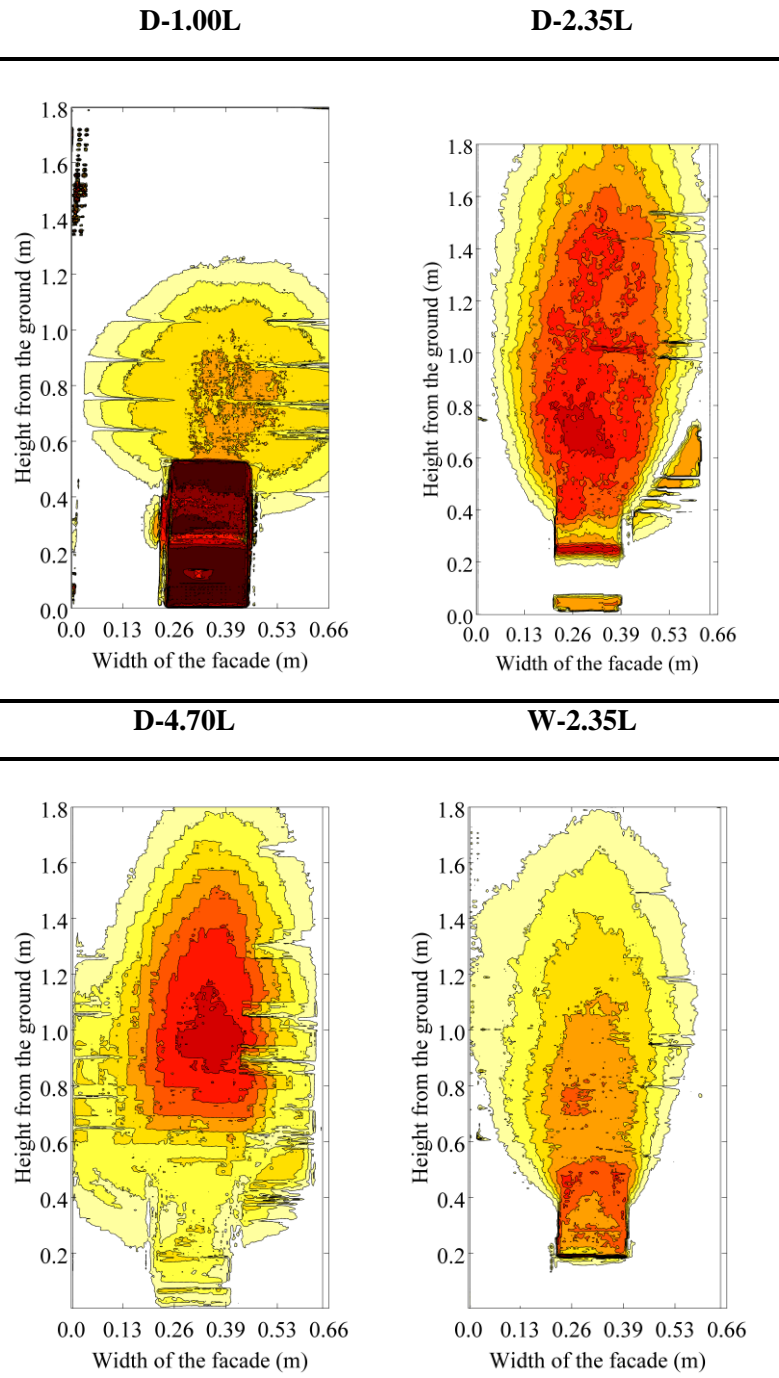


Figure 4-15. Front view of flame intermittency contours.

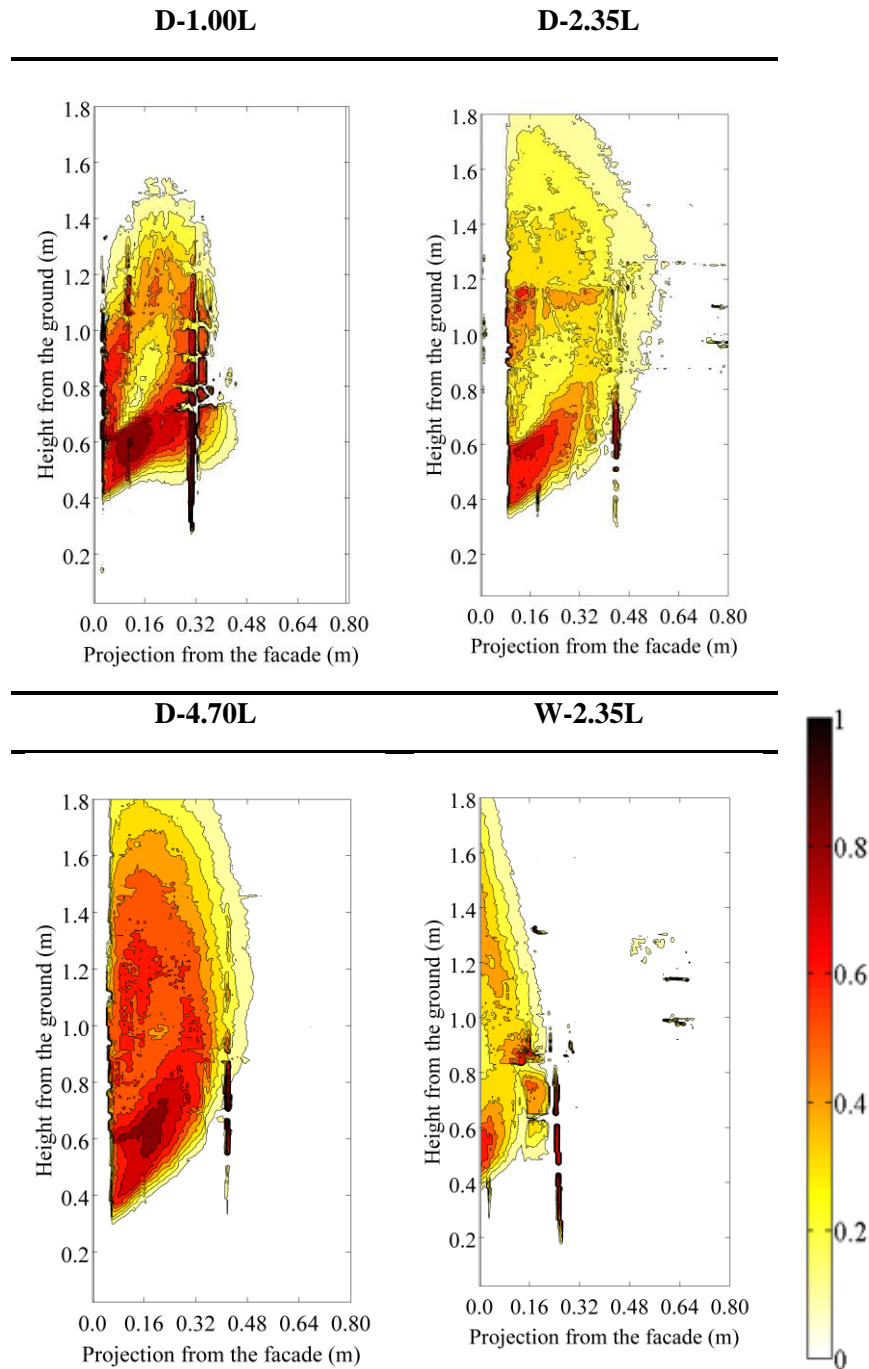


Figure 4-16. Side view of flame intermittency contours.

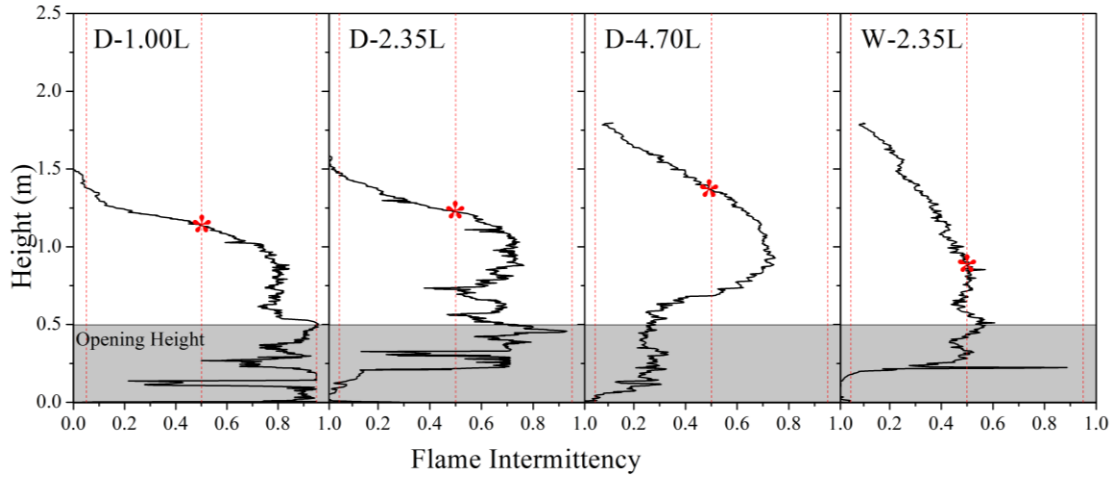


Figure 4-17. Determination of mean flame height using experimental data.

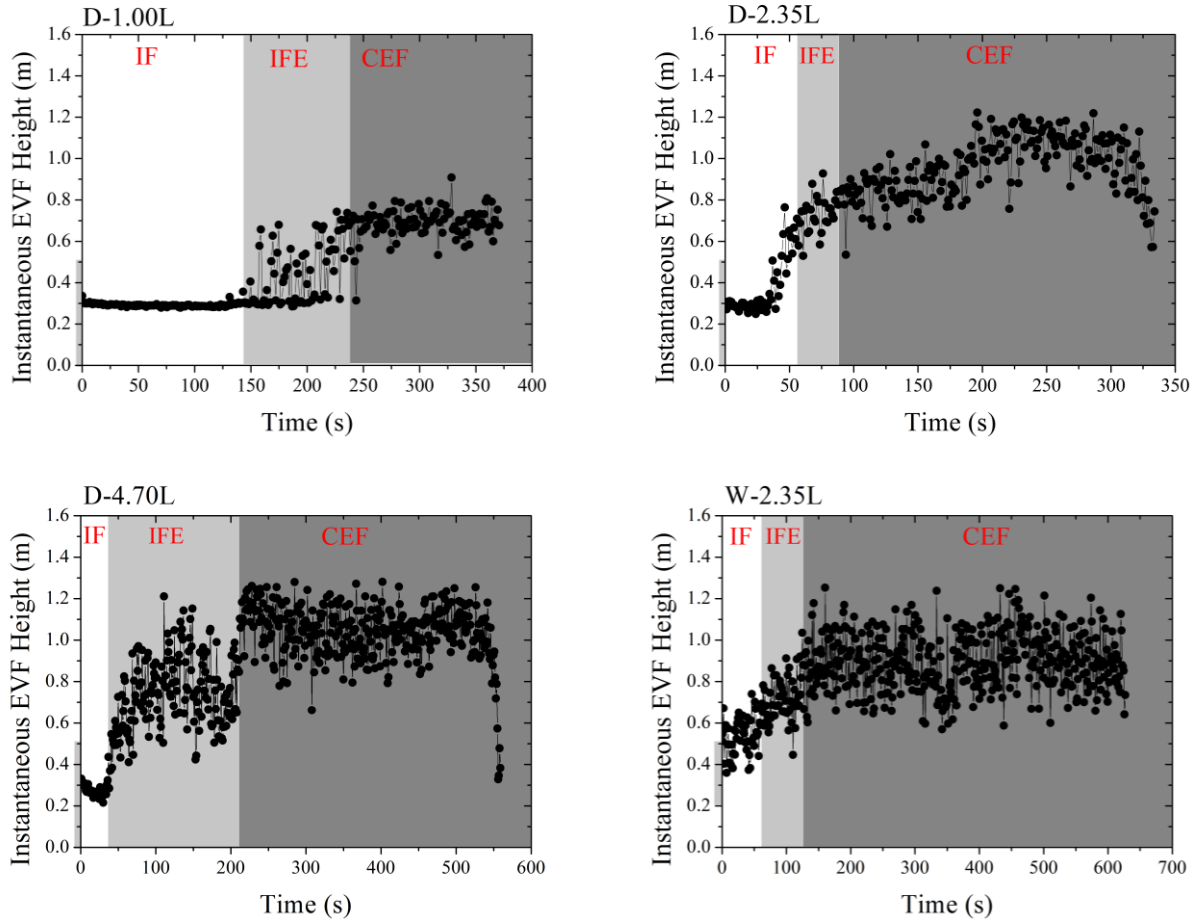


Figure 4-18. Temporal evolution of instantaneous flame height.

The EVF projection ($2*L_H$) was estimated using the time-averaged values of the flame intermittency at a height 0.9 m above the ground. In contrast to the calculation methodology used to evaluate $L_{f,0.50}$, definition of the mean value of projection is not a straightforward procedure, since the flame intermittency is not monotonically decreasing. In this case, projection was assumed to be equal to the largest distance from the façade where a 50% flame intermittency is observed (marked with an asterisk in Figure 4-19). Figure 4-19 depicts schematically the variation of flame intermittency as a function of the horizontal distance from the façade.

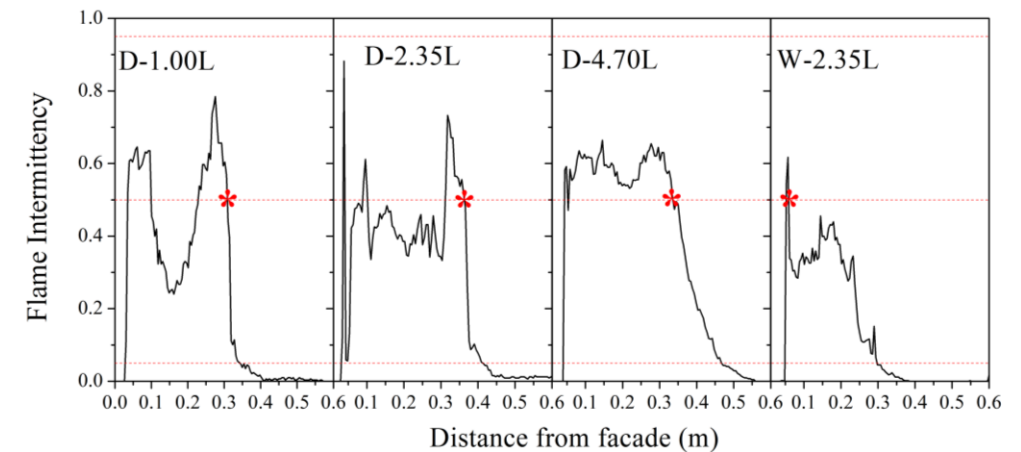


Figure 4-19. Determination of mean flame projection ($2*L_H$), at a height of 0.9 m, using experimental data.

The vertical distribution of the time-averaged EVF width (w_f) and projection ($2*L_H$) during the continuous external flaming period is presented in Fig. 4-20. The EVF width is found to generally increase with increasing height, until it reaches a maximum value; it then starts to decrease again. This remark is not in agreement with the common assumption used in fire design guidelines (EN 1991-1-2, 2002), where w_f is assumed to remain constant and equal to w_t (Lee et al., 2008). In general, increasing the heat release rate results in longer EVF projection values.

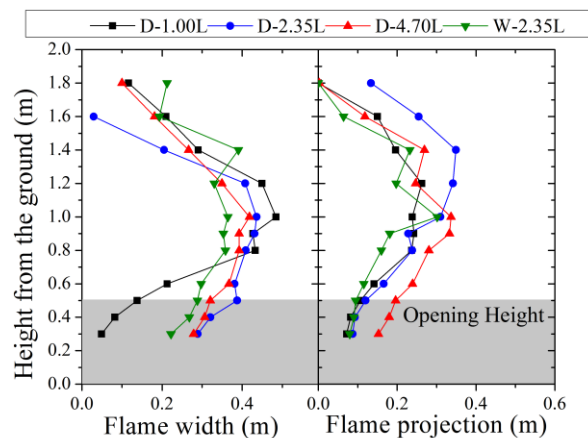


Figure 4-20. Vertical distribution of the time averaged flame width (left) and projection (right)

4.6.5. Thermal effects on the exposed façade

4.6.5.1. Thermal characterization of the EVF

The time-averaged temperature contour plots assist in determining the spatial distribution of the EVF-induced thermal field developing outside the compartment. The duration of each EVF phase is different for every test case (c.f. Table 4-4). Contour plots are presented for two characteristic time periods, the IF (Figures 4-21 and 4-23) and the CEF (Figures 4-22 and 4-24) phase. The depicted data were obtained by linear interpolation of the temperature measurements obtained at the exterior of the fire compartment. The presented values correspond to measurements obtained at two planes perpendicular to the façade (c.f. Figure 4-2), one at the centreline (T1C) of the opening (Figures 4-21 and 4-22) and the other at the quarter-width (T1M) distance of the façade surface (Figures 4-23 and 4-24). The extent of the opening in each test case is depicted as a grey region at the bottom left corner of each graph.

During the IF phase (Figure 4-21), peak temperature values are observed at the vicinity of the opening; a large EVF envelope is developed in test case D-2.35L, whereas low EVF temperatures are observed at the centreline plane of test case D-4.70L. In general, maximum gas temperatures observed in the IF phase rarely exceed 280°C. EVF temperatures during the CEF phase are practically similar in all test cases, with the exception of D-1.00L; peak temperatures up to 800°C can be observed at a distance of 0.15 m away from the façade (Figure 4-22). EVF temperatures gradually decrease with increasing height. The EVF shape depends on both the fire load and the opening geometry; the total volume of the EVF envelope is increased with increasing fire load and opening area. At the quarter width plane (Figures 4-23 and 4-24), lower temperature values indicate that the EVF is intensified near the centreline of the opening. When the fuel load is increased, the EVF becomes wider, whereas it is narrowed when the opening area is decreased.

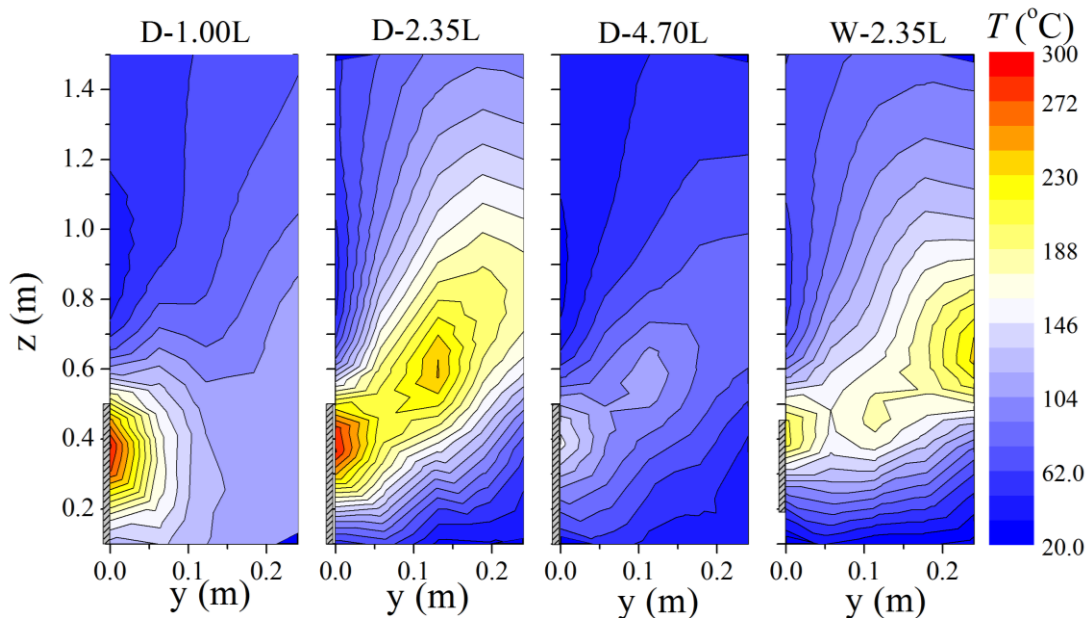


Figure 4-21. Time-averaged temperatures at the centre-line plane perpendicular to the façade during the IF phase.

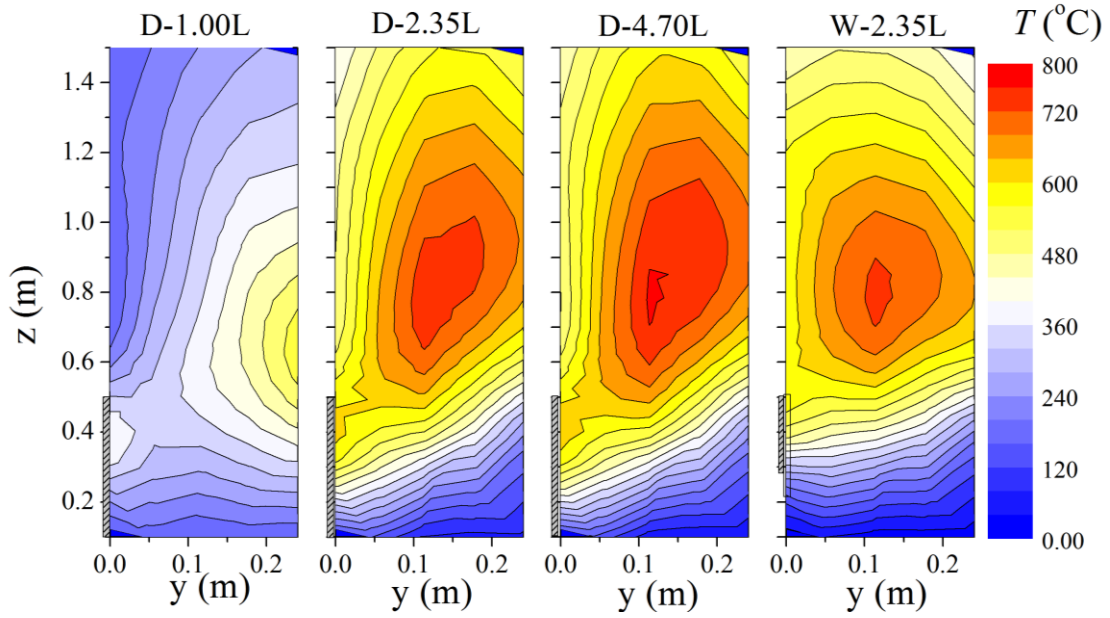


Figure 4-22. Time-averaged temperatures at the centre-line plane perpendicular to the façade during the CEF phase.

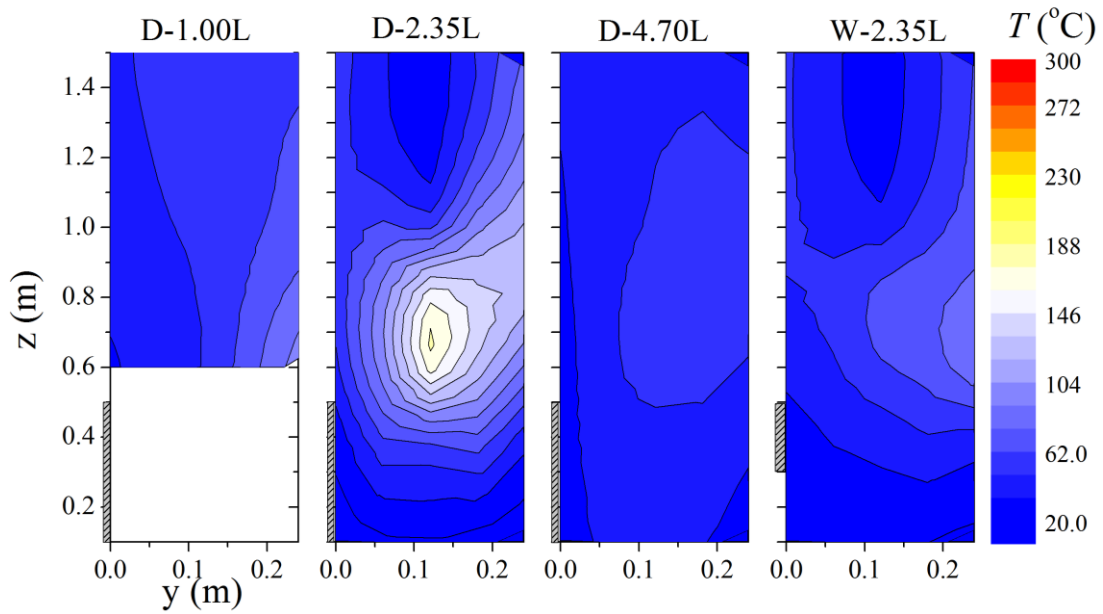


Figure 4-23. Time-averaged temperatures at the quarter-width plane perpendicular to the façade during the IF phase.

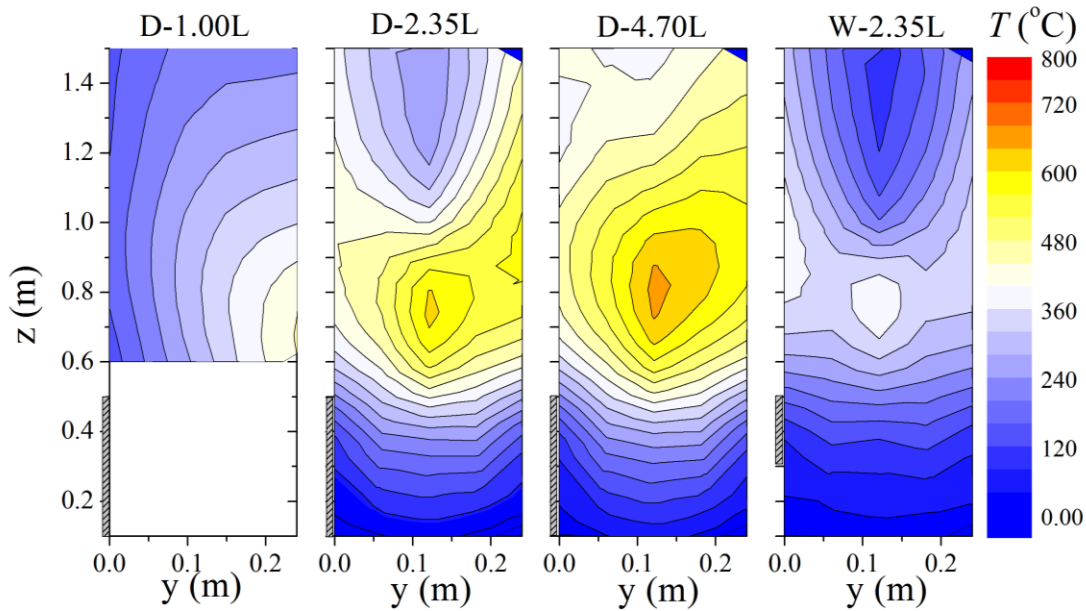


Figure 4-24. Time-averaged temperatures at the quarter-width plane perpendicular to the façade during the CEF phase.

4.6.5.2. Thermal effects on the exposed façade surface

The temporal evolution of the EVF temperature and heat flux on the façade is depicted in Figure 4-25. Initially, combustion is limited at the interior of the fire compartment (IF phase). As the flame front moves away from the fuel source and external flame jets and quick flashes appear at the exterior of the fire compartment (IFE phase), the heat flux increases. Consistently high heat flux values, close to the maximum observed levels for each test case, are observed during the CEF phase. Heat flux measurements suggest that the fuel load has a significant thermal impact on the façade. The dynamic behavior of the EVF thermal field, as demonstrated by the temporal evolution of EVF temperatures at two characteristic heights, 0.71 m and 1.5 m above floor level (Figure 4-25, right), is critical as it directly affects the heat exposure of the façade. Temporal variations of the heat flux strongly depend on the EVF characteristics at the respective location; areas that are constantly exposed to flames receive more heat flux than those that are intermittently covered. As a result, the increased heat flux levels observed during the CEF phase for all test cases are associated with the prolonged exposure of the façade on the EVF plume that develops at the exterior of the compartment. Decreasing the opening area results in lower peak heat flux values, but prolonged combustion time, due to the strongly under-ventilated environment established in this case.

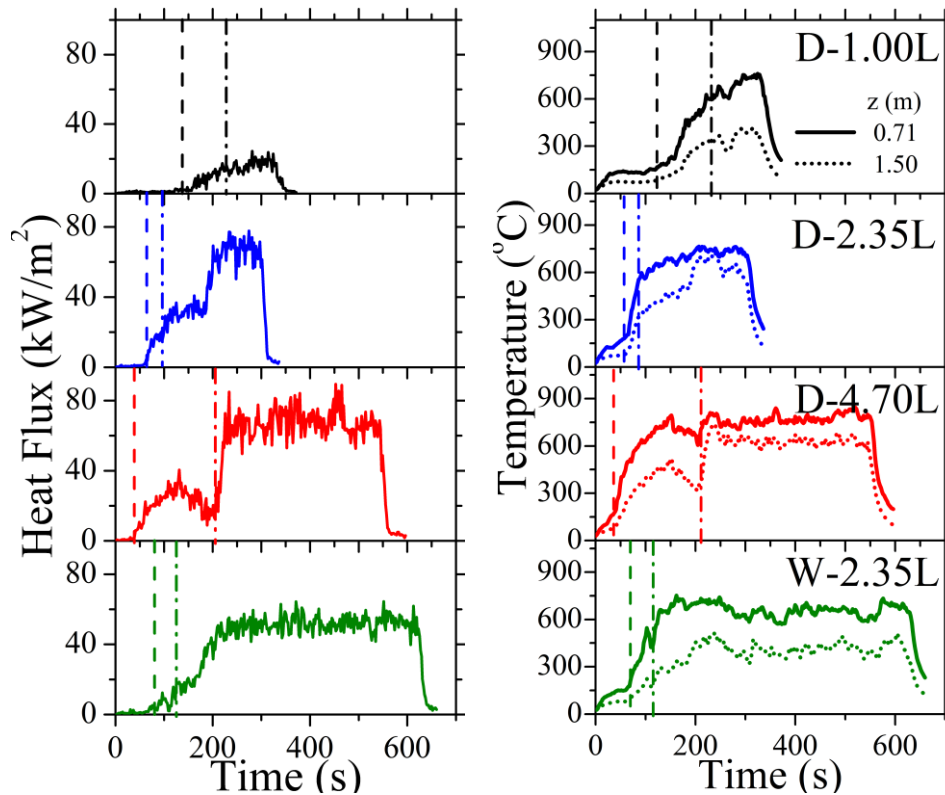


Figure 4-25. Temporal evolution of heat flux on the façade (left) and EVF temperatures at a distance of 0.246 m from the façade (right).

An overview of the thermal effect of EVF on the façade is given in Figure 4-26, where façade surface temperature measurements are depicted for test cases D-2.35L and W-2.35L; experimental data obtained by the thermal camera and the installed thermocouples are presented. The spatial distribution of the façade surface temperature using thermal infrared images is found to be in reasonable agreement with the corresponding thermocouple measurements. Surface temperatures measured using the thermal camera are slightly lower than the respective values obtained by thermocouples, especially at height levels lower than 1.1 m. Discrepancies between thermal camera and thermocouple measurements may be attributed to various factors. For instance, when a thermocouple is used to measure a wall surface temperature in a fire environment, heat loss from the surface (e.g. façade wall) may be decreased due to the presence of the thermocouple since the latter "blocks" the incident thermal radiation (Bentley, 1998); other contributing factors include heat transfer between the bead and the surrounding bodies (gas, wall surfaces), conductive heat transfer along the thermocouple wire or the transient response of the bead (Saito, 1993). On the other hand, uncertainties regarding the dynamic changes of the surface emissivity factor during the fire event may adversely affect measurements obtained with the thermal camera.

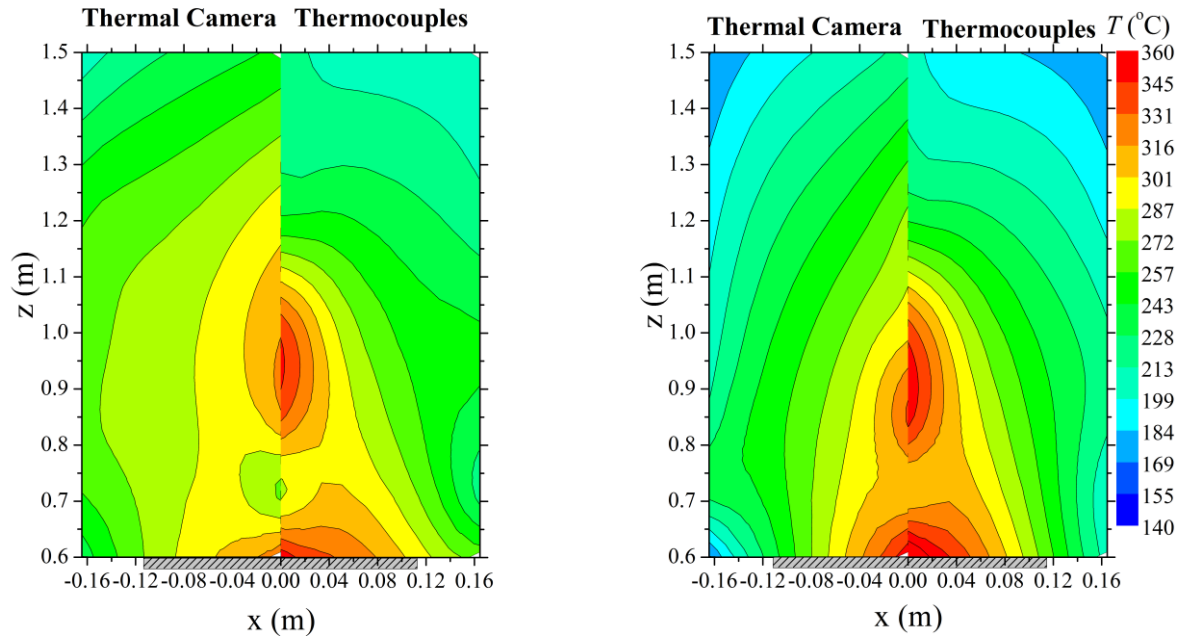


Figure 4-26. Façade surface temperature at the end of the fire test; data obtained by thermal camera and thermocouples for test cases D-2.35L (left) and W-2.35L (right).

It is evident that a larger opening (D-2.35L) results in a more severe thermal exposure of the façade (cf. Figure 4-24). Façade surface temperatures during the IF phase remained below 140°C, for all test cases (c.f. Figure 4-27). When the EVF emerged from the opening, during the CEF stage, the increased radiation from the flames resulted in notably higher surface temperatures. In case of increased fuel load and decreased opening (cf. Figure 4-28) average temperatures reached up to 580°C on the areas directly above the lintel of the opening. In all test cases, surface temperatures decrease with increasing vertical distance from the opening.

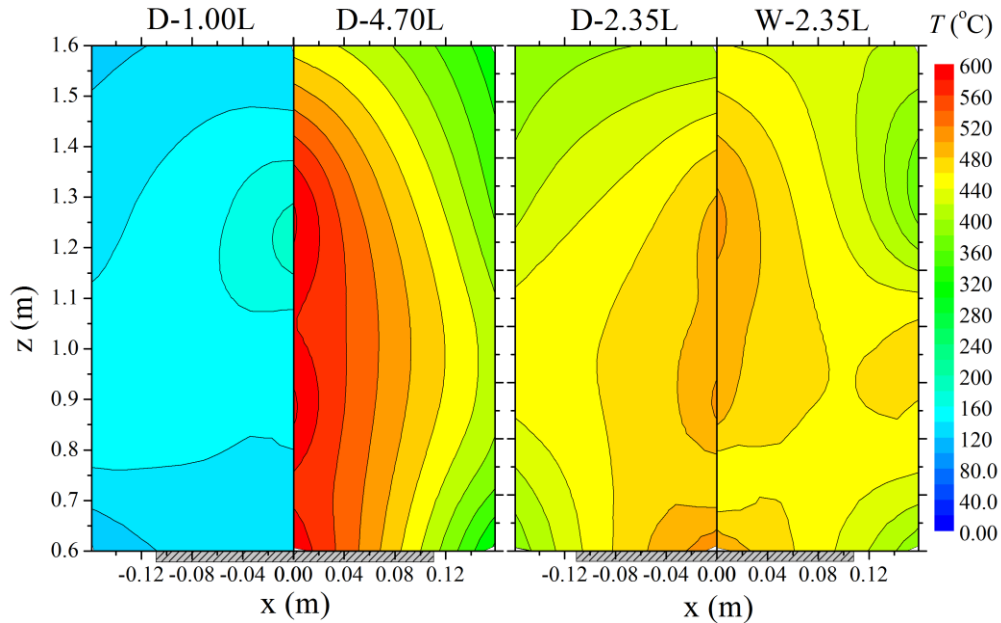


Figure 4-27. Time-averaged façade surface temperatures during the IF phase (thermocouple data).

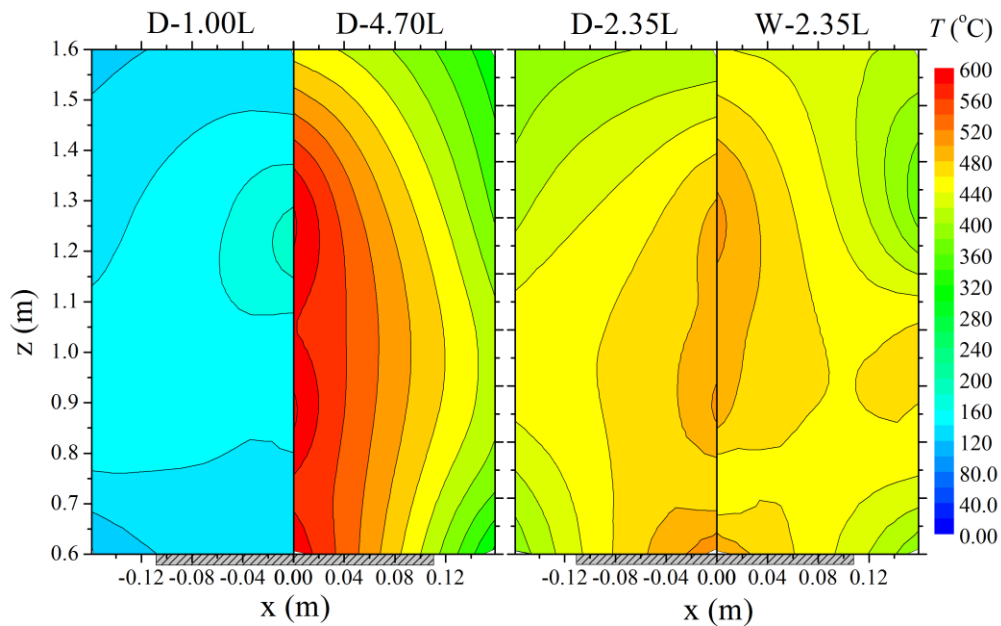


Figure 4-28. Time-averaged façade surface temperatures during the CEF phase (thermocouple data).

4.7. Concluding remarks

A series of medium-scale fire tests was performed, employing a ¼ scale model of the ISO 9705 compartment, equipped with an extended façade. The contribution of the work presented in the current chapter is that it provides a detailed experimental investigation of EVF and its impact on facades, with systematically varying the total fuel load and opening dimensions. A methodological approach is formulated for calculation of the indoor thermal field, outdoor thermal field, EVF envelope dimensions and thermal effects on the exposed to EVF surface of façade. An extended sensors network installation on the interior and exterior of the compartment-façade configuration is used to accurately determine the abovementioned parameters.

The innovation lies in the usage of an “expendable” fuel source, i.e. n-hexane liquid pool fire that was utilized to effectively simulate realistic building fire conditions, the use of a correction methodology for the estimation of interior compartment gas temperature and the use of a fire detection image processing algorithm for the estimation of EVF envelope dimensions. The methodology followed for the estimation of EVF envelope dimensions, based on the calculation of flame intermittency in each direction, is presented in detail. Additionally, the temporal evolution of the instantaneous EVF height is presented and analysed for the first time. The experimental methodology developed demonstrates how an engineer can use a medium scale compartment façade configuration coupled with the proper sensor network in order to extract valuable information on EVF characterization and to assess a façade construction technique.

In the majority of the examined test cases, under-ventilated fire conditions were developed; a slightly over-ventilated fire was established only in the case of the lower fire load (D-1.00L). Major findings of this chapter’s experimental analysis can be summarized as follows:

- Fuel consumption rates were found to increase with increasing fire load and opening area.
- The initial fuel load was found to have a significant impact on the heat flux to the façade.
- The size of the opening area was not found to significantly affect the heat flux to the façade.
- GER values were found to increase with decreasing opening factor.

Three distinct EVF phases were observed, namely the IF, IFE and CEF stage:

During the IF phase, GER and heat flux values were relatively low as the fire was mainly limited to the interior of the compartment; well-ventilated conditions prevailed and GER values did not exceed 0.2. The duration of the IF phase decreased with increasing fire load and decreasing opening factor; increasing the fire load also resulted in enhanced fuel consumption rates and total volume of the EVF envelope. Gas sampling downstream the EVF plume provided the means to assess the EVF combustion efficiency. The rapid reduction of CO at the end of the IF phase proved to be a strong indication of EVF occurrence. Using data from video footage, it was observed that EVF emerged at an average GER value of 0.2-0.5.

Throughout the IFE stage, gradual increase in the GER and heat flux values indicated the transition from well- to under-ventilated conditions; for GER values less than 0.6-0.8, almost negligible CO production was observed.

During the CEF stage, the fire became substantially under-ventilated, resulting in increased volume of the EVF envelope, fuel consumption rate, GER values and heat flux at the façade. The duration of the CEF phase was significantly increased with decreasing opening area.

CHAPTER 4: Experimental investigation of EVF and their impact on the façade

The obtained extensive set of experimental data, pertaining to both the interior and exterior of the fire compartment, are used to validate the numerical methodology developed in the current thesis, c.f. Chapter 5 for the thorough investigation of the characteristics of the developing EVF flow- and thermal-fields, as well as the thermal behavior of the construction materials as well as to evaluate the accuracy of widely applied empirical correlations and employed methodologies, c.f. Chapter 7.

CHAPTER 5: Numerical investigation of EVF developing in under-ventilated fire compartments

5.1. Introduction

The increasing trend of developing and implementing “performance-based” fire safety codes necessitates the use of dedicated fire simulation tools, such as zone models or Computational Fluid Dynamics (CFD) codes; the latter, can be used in a wide field of applications related to building fire safety as presented in detail in Chapter 1. CFD tools can provide a wealth of information regarding the detailed characteristics of the flow- and thermal-field developing inside or outside the compartment; as a result, the thermal impact of EVF on the façade elements can be thoroughly assessed. Despite this fact, there are few numerical simulation studies available that focus on EVF and relevant façade fire safety issues (Mammoser and Battaglia, 2004; Meunders et al., 2012; Satoh and Kuwahara, 1991; Galea et al., 1993).

Motivated by this fact, in the current chapter a dedicated numerical methodology has been developed specifically aiming at providing an in depth tools to characterize the EVF driven flow- and thermal fields in medium and large-scale experiments. In that frame the Fire Dynamics Simulator (FDS) open source code (Version 6.3.2), has been used to simulate the turbulent, multi-component and reactive flow-field developing at the interior and exterior of a series of compartment-façade configurations. Numerical predictions are compared to the obtained experimental measurements from medium-scale fire tests (c.f. Chapter 4) and available data for large-scale fire tests available in the literature (c.f. Chapter 2) in order to evaluate the accuracy of the numerical methodology. The aim of the presented numerical methodology is:

- To assess the ability of currently available CFD tools to accurately describe EVF characteristics in medium- and large-scale compartment façade configurations.
- A dedicated **numerical model** has been developed accounting for the fire behavior of gypsum and combustion processes. The model has been implemented in the CFD code and has been validated against available experimental measurements.
- A detailed review on grid resolution quality criteria enabled to perform a **grid sensitivity study** in order to compromise between model accuracy and computer capacity. Input data, assumed or based on experimental data, may introduce additional uncertainty into the model. Appropriate choice of the model geometry, resolution of the computational grid and boundary condition is essential and may define the analysis outcome. In order to treat these uncertainties the grid sensitivity analysis conducted (c.f. Section 5.3.1.1) and all simulation details (c.f. Sections 5.3.1.1, 5.3.1.2 and 5.4.1) are thoroughly analysed in the current chapter.
- **The developed numerical methodology has been evaluated** following the guidelines of the ASTM E-1355 as published by the American Society of Testing and Materials (ASTM E-1355, 2006). These guidelines provide an approach towards evaluating performance-based design models and scenarios. In order to comply with those guidelines four different processes have to be implemented: the model and scenarios that are going to be evaluated must be clearly defined, the theoretical basis and assumptions used in the model have to be verified in order to guarantee its appropriate use, the mathematical and numerical robustness of the model have to be verified and finally the uncertainty and accuracy of the model results has to be quantified. ASTM E-1355 defines model evaluation as *the process of quantifying the accuracy of chosen results from a model when applied for a specific use*.

The standard also states that model predictions can be safely used for fire engineering analysis if the numerical tool chosen by the user is accepted by the relevant professional community or if the user can demonstrate that the numerical model is acceptable.

In the current chapter all the steps for the evaluation of performance-based design models and scenarios are thoroughly performed with the exception of the third step (the mathematical and numerical robustness of the model have to be verified). The reason for not including this particular step in the analysis, is that the mathematical and numerical robustness of the FDS code has been formally and extensively validated by its developers (McGrattan et al., 2015 – Validation Guide) and other researchers in the past (Olenick and Carpenter, 2003; NUREG-1824 and ERPI 1011999, 2007).

5.2. Description of the FDS code

The FDS code is a CFD tool, developed by NIST, capable of studying fundamental fire dynamics and combustion, aimed at solving practical fire problems in fire protection engineering (McGrattan et al., 2015); it has been extensively validated in a large variety of single- (Hwang et al., 2010; Jahn et al., 2011; Yang et al., 2010) and multi-compartment (Boehmer et al., 2009; Pope and Bailey, 2006) fire conditions. The FDS code solves numerically a form of the Navier-Stokes equations appropriate for low-speed, thermally driven flows; with an emphasis on smoke production and heat transfer from fires. The core algorithm is an explicit predictor-corrector scheme that is second order accurate in space and time. Turbulence is treated by using the Large Eddy Simulation (LES) approach. The partial derivatives of the conservation equations of mass, momentum and energy are approximated as finite differences and the solution is updated in time on a three-dimensional, Cartesian grid.

The chronology of the development of the FDS code, briefly introduced here, is presented in detail in the work of McGrattan et al. (McGrattan et al., 2015). The form of Navier-Stokes equations used was originally expressed by Rehm and Baum (Rehm and Baum, 1978) in the late 1970s; this simplified form of equations have been widely adopted by the fire research community and they are commonly referred to as low Mach number combustion equations. The equations governing the evolution of a low Mach, variable density flow are, respectively, continuity, species mass concentration, momentum, energy (sensible enthalpy) and the ideal equation of state, Equations 5-1 to 5-5 (McDermott, 2014). In these equations, ρ is mass density, u is the velocity, Y_a is the mass fraction of species a, $\rho D_a \nabla Y_a$ is the diffusive mass flux of a and \dot{m}_a''' is the reaction source term. In momentum equation, τ is the deviatoric stress tensor, h_s is the sensible enthalpy per unit mass, \dot{q}''' is the heat release per unit volume and \dot{q}'' is the heat flux vector. The ideal equation of state, Equation 5-5, is based on the thermodynamic “background” pressure, \bar{p} , the perturbation of pressure that drives the fluid motion, \tilde{p} , the mixture molecular weight, \bar{W} , the temperature T and the ideal gas constant, R . Equations 5-1 to 5-5 describe the low speed motion of gases that are mainly driven by chemical heat release and buoyancy forces that are highly accurate in large scale fire simulations.

In the mid-1980s, the first three-dimensional cases were simulated by employing the Fast Fourier Transformation towards directly solving an elliptic form of the partial differential equation for the pressure (Poisson equation). The Boussinesq approximation allowed the use of a direct solver for the

algebraic equation resulting from the discretization of the simulated area. During that time, the hydrodynamic solver was extensively validated against analytical solutions of simplified fluid flow phenomena (Baum et al., 1983; Baum and Rehm, 1984_a; Baum and Rehm, 1984_b; Rehm et al., 1985). Particularly emphasis was given in the stability and consistency of the basic hydrodynamic solver and more particularly in the velocity-pressure coupling that is essential in low-Mach numbers developing in low-speed flows during enclosure fires. Though a significant number of versions have been released aiming to ameliorate the combustion and radiation routines, the basic transport algorithm remained the same.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (5-1)$$

$$\frac{\partial \rho Y_a}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho Y_a \mathbf{u}) = \nabla \cdot (\rho D_a \nabla Y_a) + \dot{m}_a''' \quad (5-2)$$

$$\frac{\partial \rho \mathbf{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = \nabla \tilde{p} - \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} + (\rho - \rho_{amb}) \mathbf{g} \quad (5-3)$$

$$\frac{\partial \rho h_s}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho h_s \mathbf{u}) = \frac{D\bar{p}}{Dt} + \dot{q}''' - \nabla \cdot \dot{\mathbf{q}}''' \quad (5-4)$$

$$\rho = \frac{\bar{p}\bar{W}}{RT} \quad (5-5)$$

In the 1990s, the increased computational power made it possible to incorporate the viscous and thermal effects dominating medium and small scale simulations thus allowing the use of more refined computational meshes. During that decade, various different codes, such as NIST-LES, LES3D, IFS, ALOFT, were consolidated into what eventually became FDS. The code was officially named FDS in 2000 and at this first version a simple combustion model, employing massless Lagrangian particles, “thermal elements”, convected with the flow and released heat at a specific rate, was first introduced. Though this model was easy to implement and computationally cheap, it lacked the necessary physics to accommodate under-ventilated fire events (McGrattan et al., 2002).

Radiation was resolved using a simple radiation transport algorithm that used randomly chosen arrays from the energy-carrying Lagrangian particles to solid obstructions. But this model had two major problems. Firstly, it could not account for the radiation of the fire itself and secondly the computational cost could not be afforded in cases where the fire began to occupy large fraction of space. Some of these issues were resolved during the second version that was released in 2001. The mixing fraction model for

combustion was introduced at that version. This model assumes that the reaction of fuel and oxygen is infinitely fast, allowing for more detailed calculations of the fire and its thermal impact on nearby objects. The fuel, oxygen and combustion products are related to a single conserved quantity called mixture fraction resulting in a single species transport equation, thus reducing the computational cost. This adopted model is based on the assumption that the combustion occurs more rapidly than the resolvable convective and diffusive phenomena. Concerning handling radiation heat transfer, a better method considering the Radiative Transport Equation (RTE) for non-scattering gases was employed. The developed model consisted of using RadCal (Grosshandler, 1993) to generate look-up tables of absorptivity and a Finite Volume Method radiation transport model. Heat losses to the walls are calculated by solving the 1-D Fourier's equation for conduction.

Gradually, in versions 3, in 2002, and, 4 in 2004, the basic combustion model and the finite volume radiation transport solver were improved and parallel processing was introduced. Version 5, released in 2007 improved the functionality of the models. The newer version 6 was officially released in the fall of 2013 and in the current chapter numerical results are obtained with version 6.3.2. A new transport algorithm for the density and species mass fraction was introduced, namely Total Variation Diminishing transport algorithm. A filtration procedure is employed using the characteristic grid cell length as the filter width. Averaging is only performed for turbulent fluctuations exhibiting length scales smaller than the filter width and a subgrid turbulence model is used for the small-scale turbulent viscosity. The subgrid-scale turbulence is simulated using the Deardorff eddy viscosity subgrid closure model utilizing a Deardorff constant value of 0.1.

Nevertheless, other options are also included, such as the dynamic Smagorinsky and the more traditional constant Smagorinsky coefficient model. The sub-grid scale turbulent Prandtl number (P_r), which is normally determined by empirical correlations within the range of 0.2-0.9, and Schmidt number (S_c). Although dynamic procedures have been created for the modeling of these parameters, most fire simulations rely on constant values of S_c and P_r . Thermal radiation is simulated, in the current version, using the above mentioned finite volume methodology on the same grid as the flow solver. All solid surfaces are assigned thermal boundary conditions by taking into account information about the burning behaviour of the respective material. The time step is dynamically adjusted in order to satisfy the Courant-Friedrich-Levy (CFL) criterion, Equation 5-6. The CFL condition asserts that the solution of the equations cannot be updated with a time step larger than that allowing a parcel of fluids to cross a grid cell. The exact CFL value needed to maintain stability depends on the order of the time integration scheme and the choice of the velocity norm, $\frac{\|\mathbf{u}\|}{\delta x}$; three choices for the velocity norm are currently available in FDS, Equations 5-7, 5-8 and 5-9. For most large-scale calculations where convective transport dominates diffusive, the CFL condition restricts the time step, δt .

$$CFL = \delta t \frac{\|\mathbf{u}\|}{\delta x} \approx 1 \quad (5-6)$$

$$\frac{\|\mathbf{u}\|}{\delta x} = \max\left(\frac{|u|}{\delta x}, \frac{|v|}{\delta y}, \frac{|w|}{\delta z}\right) \quad (5-7)$$

$$\frac{\|\mathbf{u}\|}{\delta x} = \frac{|u|}{\delta x} + \frac{|v|}{\delta y} + \frac{|w|}{\delta z} \quad (5-8)$$

$$\frac{\|\mathbf{u}\|}{\delta x} = \sqrt{\left(\frac{u}{\delta x}\right)^2 + \left(\frac{v}{\delta y}\right)^2 + \left(\frac{w}{\delta z}\right)^2} \quad (5-9)$$

Combustion is usually associated with the occurrence of a complex sequel of exothermic chemical reactions between a fuel and an oxidant. During such a process, combustion products are generated accompanied by the release of heat or both heat and light in the form of flames. The speed of reactions varies but most chemical reactions develop rapidly as the temperature increases. In general, combustion of practical fires is full of complex chemical reactions and is greatly influenced by turbulence.

The most important parameters that influence chemical reactions are concentrations of the chemical compounds, pressure and temperature, presence of a catalyst or inhibitor and the effects of radiation heat transfer (Yeoh, 2009). Combustion processes are never perfect or complete in reality. There are some circumstances in field modeling where the great amount of chemical information produced by a detailed reaction mechanism is not entirely necessary and a simpler reaction mechanism should suffice.

Numerical models that consider large-scale flames may not be able to incorporate detailed kinetic mechanism because of the enormous computational costs that would likely be involved. For a given reaction mechanism, the computational costs depend predominately on the number of chemical species rather than on the total number of reactions. Conventional numerical solution techniques for partial differential equations indicate that the computer time requirements are roughly proportional to N^2 , where N is the number of species. As such, the total number of species to be considered in combustion can dramatically influence the computer requirements to resolve reacting flows.

In FDS, a new lumped species framework has been developed enabling the specification of minor product species, coupled with a more flexible combustion routine. Simulation of solid phase reactions (e.g. pyrolysis, dehydration) is performed utilizing the Arrhenius equation formulation. Equation 5-10 corresponds to the general form of the Arrhenius equation, used to determine the reaction rate (r_j) of the j -th chemical reaction that involves the i -th solid species as a reactant. The required kinetic parameters are the pre-exponential factor (A_j), the activation energy (E_j) and the reaction order (n_j). Selection of the proper kinetic parameters for solid reactions is very challenging; values derived from small- and large-scale experiments may exhibit differences of several orders of magnitude. In the FDS code, each solid component undergoing a chemical reaction may simultaneously yield user-defined quantities of solid residue (v_{res}), water vapour (v_{H2O}) and combustible gaseous fuel (v_{gas}), expressed as mass yields.

$$r_j = A_j Y_{s,i}^{n_j} \exp\left(-\frac{E_j}{RT}\right) \quad (5-10)$$

5.3. Numerical simulation of medium-scale compartment-façade fire tests

CFD modelling has been extensively used for the simulation of medium scale compartment fire tests but until now, emphasis was given mainly on the study of fire behavior inside compartments and the effect of the various ventilation parameters, e.g. (Hwang et al., 2010; Pierce and Moss, 2007). Nevertheless, it is widely recognized that it is not yet at a stage that allows for adequate simulation of complex ventilation-controlled fire scenarios (Empis, 2010; Floyd et al., 2003; Yang et al., 2010). Table 5-1 illustrates recent numerical studies on medium scale enclosure fires employing the FDS code. It has been reported that, turbulence parameters, C_s and Sc , do not affect HRR predictions (Zhang et al., 2002; Yang et al., 2010) but there are indications that Pr may influence mean compartment temperatures (Zhang et al., 2002).

Generally, FDS cannot accurately predict upper layer gas temperatures (Zhang et al., 2002; Floyd et al., 2003; Yang et al., 2010). The main drawback is that combustion inefficiencies occurring during under-ventilated fires cannot be sufficiently captured (Floyd et al., 2003; Yang et al., 2010). Despite the above mentioned limitations, FDS may adequately be used for a qualitative assessment of parameters that may influence internal medium scale enclosure fire development (Yuan and Zhang, 2009; Wang, 2009; Empis, 2010). A wealth of information regarding the detailed characteristics of the flow- and thermal-field developing inside or outside the compartment can be provided and as a result, the thermal impact of EVF on the façade elements can be thoroughly assessed.

Though numerous investigations have been conducted using CFD-based techniques to simulate fire development in compartment-façade configurations (Nguyen et al., 2014; Jahn et al. 2010; Giraldo et al., 2013; Martinez, 2013; Yan et al., 2013; Peng et al., 2013) there are scarce studies specifically focusing on the development and characterization of the resulting EVF in medium scale configurations and relevant façade fire safety issues (Floyd et al., 2003; Wang, 2009; Mammoser and Battaglia, 2004; Meunders et al., 2012; Satoh and Kuwahara, 1991; Galea et al., 1993). Aiming at filling this gap, a numerical methodology has been developed in an attempt to further investigate the EVF development and its effect on the façade in medium-scale compartment façade configurations.

Numerical predictions are compared to the obtained measurements for test cases D-1.00L, D-2.35L, D-4.70 L and W-2.35L as presented in detail in Chapter 4, in order to validate the accuracy of the developed methodology and enhance the understanding of the developed fire dynamics. Most available studies numerically investigate enclosure fire dynamics when porous burners (Floyd et al., 2003; Wang, 2009; Yang et al., 2010) or solid fuels (Yuan and Zhang, 2009) are used. In that respect, in the current chapter, emphasis is given in the temporal development of the fire at the interior of the fire compartment and the characterization of the occurring EVF plume under realistic fire conditions. An important aim has been to investigate how FDS treats under-ventilated fires, test cases D-2.35L, D-4.70 L and W-2.35L. Such analysis could not be easily achieved solely based on experimental data as the means required for the observation of developed flow field at the interior of the fire compartment are restricted.

Table 5-1. FDS numerical studies on medium scale enclosure (with a single opening) fires.

Reference	Short description	FDS versions	Fuel	Predictions and comparison with exp. data	Main conclusions
Zhang et al., 2002	Study of the turbulence structure of the flow and temperature field in an 1/2 ISO room fire	2	Heat source	Mean velocity and compartment temperature, intensity of velocity and compartment temperature fluctuations, turbulence heat flux and Reynolds stress	Turbulence parameter C_s does not strongly affect predictions. Turbulence parameter P_r influences predictions of mean compartment temperature. Predictions deviated farthest from experiments in the region near the ceiling.
Floyd et al., 2003	Assessment of mixture fraction combustion and radiation models in an 2/5 ISO room fire	1 and 2	Natural gas	Compartment temperature, velocity and temperature at the doorway centreline	Incapability of FDS to accurately predict EVF. Over-prediction of the upper layer compartment temperature. Combustion inefficiencies occurring during under-ventilated fires cannot be completely captured.
Yuan and Zhang, 2009	Fire spread in a compartment fire with solid combustibles	4	PUF	HRR, compartment smoke temperature and smoke interface height	Predictions agreement with experimental data. Ventilation conditions have a significant effect on the interaction of fuel pyrolysis and fire spread.
Wang, 2009	Study of under-ventilated 1/3 ISO compartment fire to investigate EVF occurrence, soot and CO production and behaviour of flames and heat fluxes	5	Propane and methane	Compartment temperature, transverse velocity, vertical velocity fluctuation	Further work is needed for transient fire growth for self-sustained liquid or solid fuel fires. Further investigation is needed for the identification of the factors responsible for fire evolution and EVF development.
Yang et al., 2010	Assessment of different combustion models under various GER in a 1/2 ISO room fire	4 and 5	Propane and natural gas	HRR, upper-layer room temperature and CO yield	Two-step reaction scheme generally under-predicts upper-layer temperatures for small fires ($GER < 0.23$) but over-predicts for larger fires ($0.53 < GER < 0.81$). Turbulence parameters, C_s , P_r and S_c , do not strongly affect total HRR prediction.
Current thesis	Assessment of parameters that influence fire development and EVF	6	Hexane	Room temperature, EVF temperature, temperature and heat flux at the façade, EVF dimensions	c.f. Section 5.5

characteristics
in a ¼ ISO
room fire

As oxygen calorimetry data were not available for the conducted experiments two approaches have been used concerning the strategy in which the heat release rate is numerically described. Initially the heat release rate used as input to the FDS simulations was derived from the actual mass loss data from the load cell during the experiments. The hexane pool fire was modeled as a fuel inlet boundary with a prescribed fuel mass flow rate (burning rate). A second approach, by treating fuel mass loss rate as a solution variable rather than a direct input, has also being thoroughly investigated.

The current numerical approach provides qualitative comparison to experimental results observed during experiments under both over- and under-ventilated fire conditions. In the current section, the examination of the fire and EVF behavior also focuses on understanding the variation in the thermal and chemical environment including flow dynamics in a range of different fire loads and opening dimensions.

5.3.1. Simulation details

5.3.1.1. Computational grid

One of the most important decisions made by a model user is the size of the numerical grid; in general the finer the numerical grid the better the numerical solution of the equation. FDS results are known to significantly depend on the size of the numerical grid due to the LES approximation (McGrattan et al., 2015). As FDS is second-order accurate in space and time, a fifty percent reduction in grid cell size will decrease the discretization error in the governing equations and increase the simulation time by a factor of four. Nevertheless, the decrease in the discretization error does not necessarily results in an analogous decrease of a given FDS output quantity. That is why it is necessary to perform a grid sensitivity study in order to compromise between model accuracy and computer capacity.

In the general context of compartment fire simulations, the quality of the utilized grid resolution is commonly assessed using the non-dimensional $D^*/\delta x$ ratio, where D^* is a characteristic fire diameter and δx corresponds to the nominal size of the grid cell, Equation 5-11. The $D^*/\delta x$ ratio corresponds to the number of computational cells spanning D^* and is representative of the adequacy of the grid resolution. The more cells spanning the fire the better the resolution of the calculations. If the value of the $D^*/\delta x$ ratio is sufficiently large, the fire can be considered well resolved. Several studies have shown that values of 10, Equation 5-12, or more are required to adequately resolve most fires and obtain reliable flame temperatures (Lin et al., 2009).

$$D^* = \left(\frac{Q}{\rho_{amb} C_p T_{amb} \sqrt{g}} \right)^{2/5} \quad (5-11)$$

$$\frac{D^*}{\delta x} > 10 \quad (5-12)$$

Supplementary to the abovementioned criterion two length scales, l_o and l_o^* , Equations 5-13 and 5-14, and their recommended values as presented in Equations 5-15 and 5-16 and Table 5-2, have been recently proposed aiming to estimate the errors and uncertainties associated with grid size and opening geometry for under-ventilated enclosure fires with external flaming (Zhao et al., 2015). The hydraulic diameter is calculated using Equation 5-17 where A/P is the area to perimeter ratio of the fire diameter.

$$l_o = \frac{l_1}{\delta x} = \frac{(A_o \sqrt{H_v})^{2/5}}{\delta x} \quad (5-13)$$

$$l_o^* = \frac{D_h}{\delta x} = \frac{\left(\frac{2W_v H_v}{W_v + H_v} \right)}{\delta x} \quad (5-14)$$

$$3.29 \leq l_o \leq 40 \quad (5-15)$$

$$l_o^* \geq 10 \quad (5-16)$$

$$D_h = \frac{A}{P} \quad (5-17)$$

All the criteria, Equations 5-12, 5-13 and 5-1, have been primarily implemented in the D-2.35L test case in order to evaluate the effectiveness of the computational grid. In order to proceed with this evaluation three different grids, 0.020 m, 0.025 m and 0.050 m cubic cell size computational grids, have been assessed, Figure 5-1. Based on the results, as presented in Table 5-2, and aiming to fulfil all the criteria previously presented and at the same time reduce the computational cost, a 0.025 m cell size computational grid selected. The same criteria were subsequently implemented to the rest of the test cases, as presented in Table 5-3, and the results indicate that this computational grid may safely be used for all the test cases.

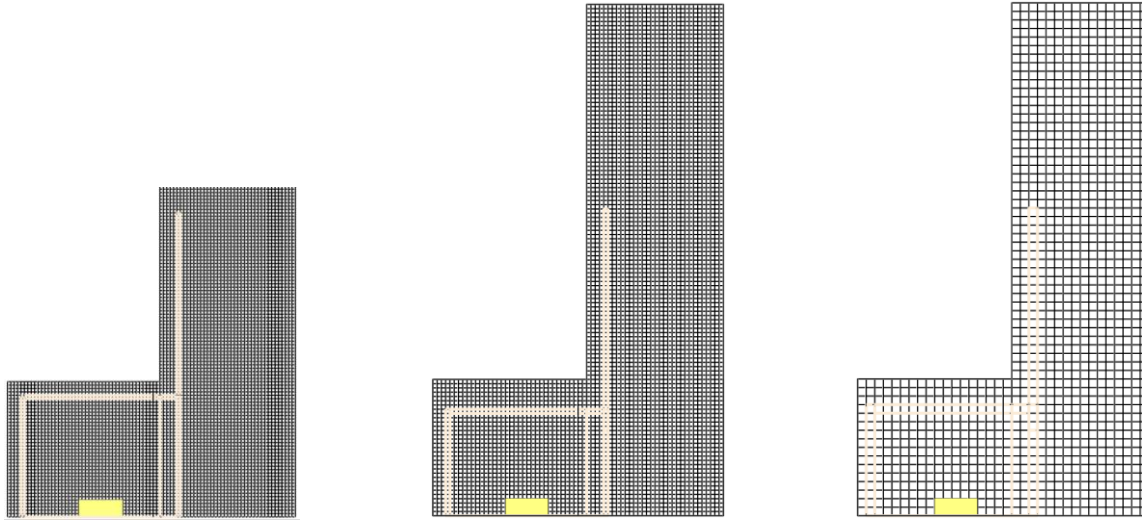


Figure 5-1. Computational meshes for test case D2-35L: 0.020m (left), 0.025m (middle) and 0.050m (right) cell size computational grids.

But in order to more extensively evaluate the appropriate choice of the computational grid, a grid sensitivity study of the main output quantities of the numerical methodology is illustrated for the D-2.35L test case. In that respect, predicted temperatures at the interior of the fire compartment, Figure 5-1, EVF temperature, Figures 5-2 and 5-3, façade temperature, Figure 5-4, and heat flux at the façade, Figure 5-5, are thoroughly compared to measured values using the three different grids; namely 0.020m, 0.025m and 0.050m cell size computational grids. In order to compare time dependent quantities, the error ε_1 and ε_2 , as defined by Audouin (Audouin et al., 2001) and ASTM (ASTM, 2006) standard guide, are calculated according to Equations 5-18 and 5-19. The first metric to quantify the predictive capability of the numerical model, ε_3 , is also defined as the normalised Euclidean distance between two vectors, Equation 5-20.

Table 5-2. Summary of quality grid resolution criteria for test case D-2.35L for 0.020m, 0.025m and 0.050m cell size computational grid.

Cell size (m)	$\frac{D^*}{\delta x} > 10$	$3.29 \leq l_o \leq 40$	$l_o^* \geq 10$
0.020	25.49	17.33	14.29
0.025	20.39	13.86	11.43
0.050	10.20	6.93	5.715

Table 5-3. Quality grid resolution criteria for test cases D-1.00L, D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L for 0.025m cell size computational grid.

Test Case	$\frac{D^*}{\delta x} > 10$	$3.29 \leq l_o \leq 40$	$l_o^* \geq 10$
D-1.00L	13.79	13.86	11.43
D-2.35L	20.39	13.86	11.43
D-4.70L	21.23	13.86	11.43
W-2.35L	15.44	10.20	9.60

In the current chapter's analysis, time dependent scalar quantities presented are only time dependent and are treated as one dimensional (time) vectors. Prior to quantifying the differences, the data have been interpolated to a common data discretization with a constant time step. Equation 5-19 essentially expresses the difference in the shape of two curves and is expressed as the cosine of the angle between two vectors, where x and y represents experimental and numerical values. This inner product cosine approaches unity when the angle between the two vectors tends to zero.

$$\varepsilon_1 = \frac{\|\bar{y} - \bar{x}\|}{\|\bar{x}\|} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i - x_i)^2}{\sum_{i=1}^n (x_i)^2}} \quad (5-18)$$

$$\varepsilon_2 = \cos(\bar{x}, \bar{y}) = \frac{\langle \bar{x}, \bar{y} \rangle}{\|\bar{x}\| \cdot \|\bar{y}\|} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i y_i}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i)^2 \sum_{i=1}^n (y_i)^2}} \quad (5-19)$$

$$\varepsilon_3 = \frac{y - x}{|x|} \quad (5-20)$$

Figure 5-2 shows the effect of different grid sizes on the predicted average gas temperatures at the interior of the fire compartment. It is obviously seen in this figure that numerical values bias towards under prediction near the back side of the compartment (CB) whereas near the opening (CF) predicted temperature values are closer to experimental measurements. When measurements and numerical results do not depend on time, they can be treated as scalar quantities. In that respect, the relative difference, Equation 5-20, is used to quantify the differences between experimental and numerical results of averaged gas temperature at the interior of the fire compartment. Though the discrepancies seem large, Table 5-4,

numerous studies report (Boehmer et al., 2009; Yang et al., 2010) that temperature estimates close to the fire source have a high degree of uncertainty due to the complexity involved.

In Figures 5-3 to 5-6, the experimental results are depicted as discrete points while straight lines have been used to connect the FDS results; this is purely to aid in visualisation. The numerical results of EVF temperature at the centreline plane at a distance of 0.123 m, Figure 5-2, and 0.246 m, Figure 5-3, from the facade using 0.020 m and 0.025 m cells sizes are in good agreement with the experimental results, Table 5-5. The 0.050 m cell size computational grid has resulted poorer predictions, under estimating experimental values.

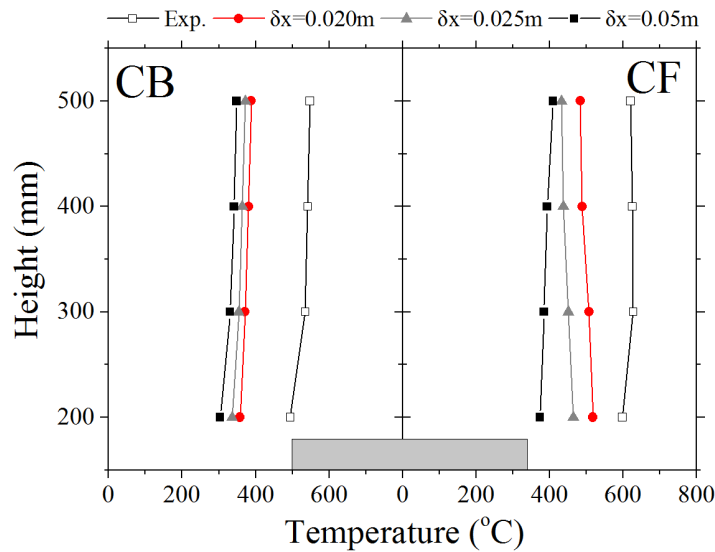


Figure 5-2. Grid sensitivity results of temperatures at the interior of the fire compartment for test case D-2.35L.

Façade temperatures, at a height of 0.71 m and 1.50 m from the ground level, Figure 5-4, suggest that 0.050 m cells size computational grid quantitatively yields less precise predictions. Based on the experimental data, radiative heat fluxes, Figure 5-5, gradually increase at the beginning, reach a steady state phase and then decline as the fuel mass is consumed. Numerical predictions with 0.020 m and 0.025 m computational grid also exhibit the same characteristics; however this is not the case for the 0.050 m computational grid.

Table 5-4. Average relative error (ϵ_3) of interior compartment temperature for test case D-2.35L for 0.020m, 0.025m and 0.050m cell size computational grid.

Cell size (m)	Position CB	Position CF
0.020	-41.3%	-23.8%
0.025	-48.5%	-38.5%
0.050	-60.0%	-58.3%

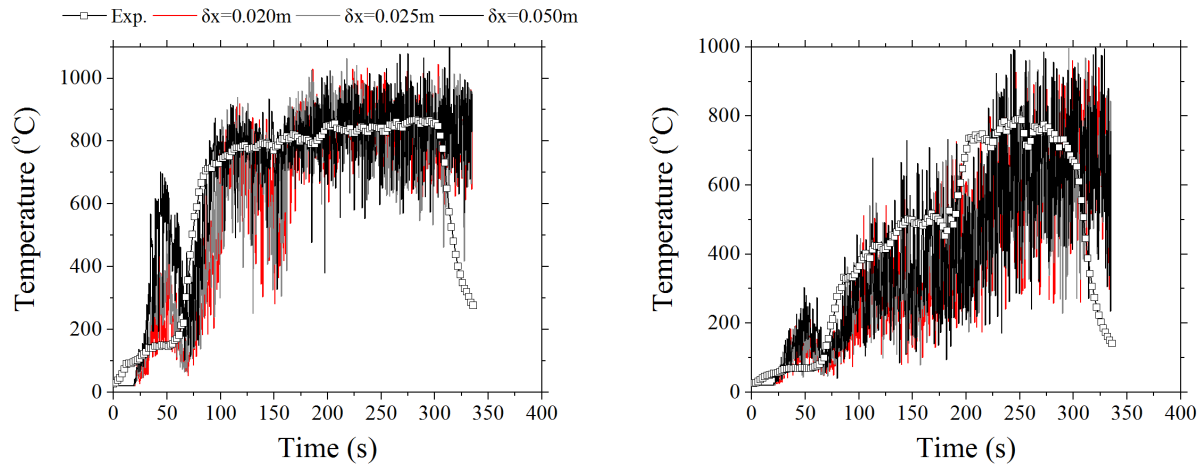


Figure 5-3. Grid sensitivity results of EVF temperatures at the quarter-width plane at a distance of 0.123 from the façade, at 0.71m (left) and 1.50m (right) height, for test case D-2.35L.

Table 5-5. Errors ε_1 , ε_2 and ε_3 for test case D-2.35L for 0.020m, 0.025m and 0.050m cell size computational grid.

Cell size (m)	EVF temperature				Facade temperature			Heat flux	
	@0.123 m		@0.246m		0.71m	1.00m	1.50m		
	0.71m	1.50m	0.71m	1.50m					
0.020	ε_1	0.528	0.442	0.291	0.523	0.244	0.382	0.192	0.524
	ε_2	1.73E-8	2.40E-8	1.68E-8	2.21E-8	3.03E-8	4.67E-8	3.09E-8	2.70E-6
	ε_3	-37.7%	-0.8%	+19.9%	+81.1%	+35.8%	-27.2%	+3.9%	+250.0%
0.025	ε_1	0.536	0.439	0.447	0.407	0.241	0.356	0.174	0.437
	ε_2	1.79E-8	2.48E-8	2.19E-8	3.47E-8	3.07E-8	4.62E-8	3.02E-8	3.01E-6
	ε_3	-39.2%	-3.0%	-30.1%	-11.7%	+42.1%	-24.3%	+10.3%	+230.0%
0.050	ε_1	0.507	0.453	0.407	0.441	0.459	0.321	0.322	0.722
	ε_2	1.62E-8	2.23E-8	1.55E-8	3.32E-8	2.52E-8	4.13E-8	2.56E-8	2.14E-6
	ε_3	-30.7%	+12.2%	+19.4%	-6.3%	+86.7%	-9.3%	+40.0%	+401.5%

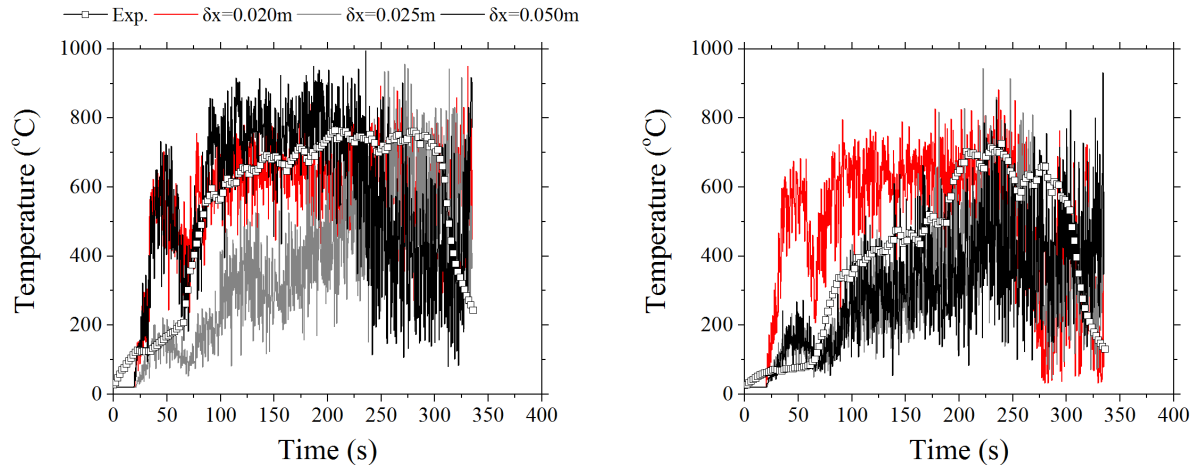


Figure 5-4. Grid sensitivity results through comparison of EVF temperatures at the centreline plane at a distance of 0.246 m from the façade, at 0.71m (left) and 1.50m (right) height, for test case D-2.35L.

Overall, the 0.025 m cell size computational grid appears to yield equally good or sometimes even better predictions than the 0.020 m cell size computational grid. This serves to illustrate that no advantage is gained by using the smaller grid size of 0.020 m and if the models run times are also considered, as illustrated in Table 5-6, it is apparent that 0.025 m cell size grid is the best modelling option with good predictive capability and an acceptable running time of 45 hours. The simulations are performed using a 16 GB RAM, Core i7-4770 Processor, desktop PC.

Table 5-6. FDS running times for test case D-2.35L for 0.020m, 0.025m and 0.050m cell size computational grid.

Cell size (m)	Run time
0.020	125 h
0.025	45 h
0.050	8 h

The selected 0.025 m cell size numerical grid consists of 8 computational meshes, thus allowing the utilization of the “parallel” version of the FDS code. The numerical grid extends to the outside of the enclosure, in order to effectively simulate air entrainment phenomena through the openings and burning outside the compartment. The size of the physical domain “extensions”, 0.935m in the x- and 2.375 m in the z-direction, have been selected following findings in a relevant study on the effect of computational domain size on numerical simulation of compartment fire (Zhang et al., 2010), Figure 5-7. The total number of computational cells is 159,744 and at the beginning of the numerical simulation, the entire computational domain (both indoors and outdoors) is assumed to be still (zero velocity), exhibiting a temperature of 20°C. Concerning turbulence modeling, both turbulent *Sc* and *Pr* values were chosen to be equal to 0.5.

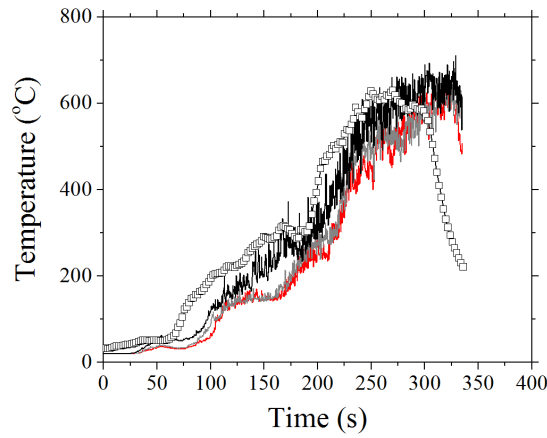
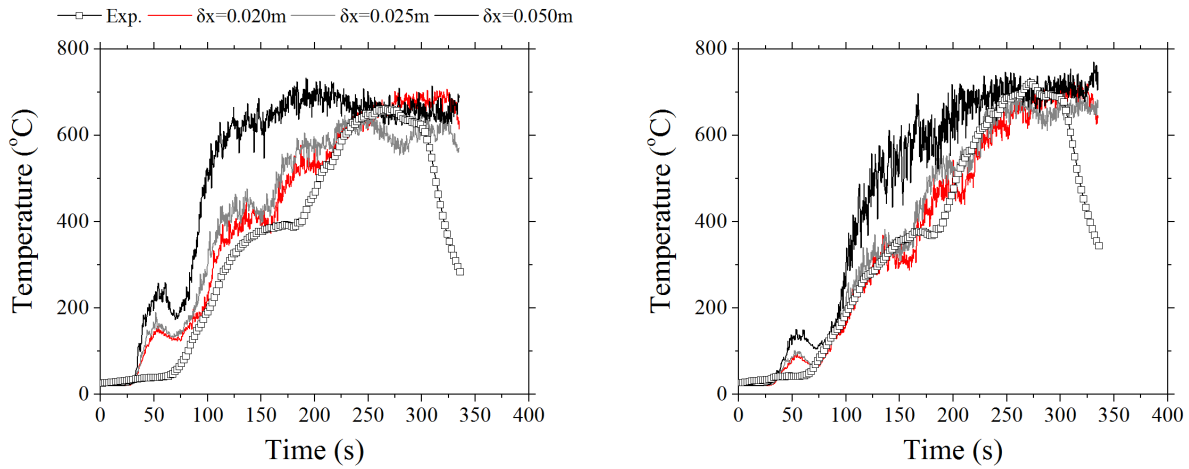


Figure 5-5. Grid sensitivity results through comparison of façade temperatures at the centreline plane at 0.71m (top, left), 1.00m (top, right) and 1.50m (bottom, middle) height for test case D-2.35L.

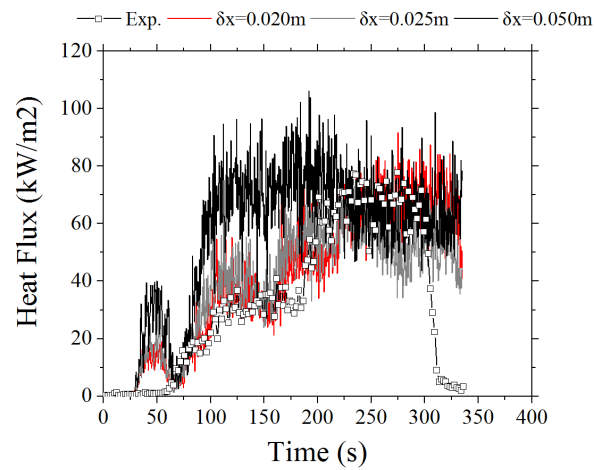


Figure 5-6. Grid sensitivity results through comparison of heat flux at the facade for test case D-2.35L.

There are no rigorous justifications for these choices other than through direct comparison with experimental data for strong buoyant flows originating from enclosure fires occurring inside compartments (Yang et al., 2010). Turbulent vortices with a characteristic size larger than the filter width are calculated directly from the equations. As a result, it is possible to take into account the large-scale eddy formations in flames and investigate the dominant role of the developing buoyant forces. In such a mathematical formulation of eddy viscosity the dissipation of kinetic energy from the flow and the stabilization effect in the numerical algorithm can be effectively treated.

For the RTE, 104 control angles are used whereas time and angle increment are valued 3 and 5 respectively. Concerning the radiation solver, it is assumed that the gas behaves as a grey medium with 0.125 m pathlength L for RADCAL calculations. The total simulation time is selected to be equal to the respective duration of each test case, c.f. Table 4-1. Open boundaries are imposed at all boundaries external to the enclosure and wall boundary conditions are used at walls, ceiling and floor. The heat transfer boundary condition on the gypsum plasterboard walls is prescribed using temperature-dependent properties as described in detail in Section 5.3.1.2. In order to simulate the “realistic” fire condition of each test case, a variable mass loss rate according to available experimental data of fuel consumption rate has been used as the model input for the fire source, c.f. Figure 4-9. The soot yield, which represents the fraction of n-hexane fuel mass converted to smoke particulates, is set equal to 3.5 %, according to available measurements (Tang et al., 2012).

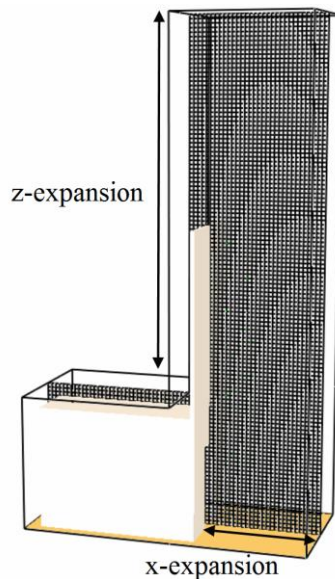


Figure 5-7. Physical domain and utilized computational mesh using 0.025m cell size.

5.3.1.2. Fire behavior of gypsum plasterboards

The characteristics of fire growth and spreading in a compartment fire strongly depend on the thermo-physical properties of the utilized construction materials (Jahn et al., 2008; Jahn et al., 2011). When exposed to a fire environment, the thermo-physical properties of the most commonly used construction

materials vary significantly with temperature. As a result, the incorporation of temperature-dependent thermo-physical properties in relevant numerical simulations is required in order to improve the accuracy of the obtained predictions. In the current thesis medium scale compartment-façade experiments, gypsum plasterboards (GP) were used as internal and external lining material, c.f. Chapter 4. There is a lack of consensus regarding the appropriate methodology of effectively describing the temperature-dependent thermo-physical properties of GP (Hopkin et al., 2012). The temperature-dependent physical properties of GP wall assemblies exposed to fire are commonly taken into account in the frame of one- (Kontogeorgos et al., 2012) or two-dimensional heat transfer simulations; however, no relevant CFD modelling studies are available in the open literature. The release of water vapour in the fire compartment is known to significantly affect the thermal behaviour of GP wall assemblies (Van der Heijden, 2011); however, water vapour mass diffusion phenomena are scarcely addressed in numerical simulations. Until now, the effects of water vapour release have been addressed in a few one-dimensional heat- and mass-transfer (Wang et al., 2004; Van der Heijden, 2011; Craft et al., 2008) simulations; there are no CFD studies available that take into account this phenomenon.

A typical GP consists of a gypsum layer sandwiched between two sheets of covering paper. The crystal lattice of raw gypsum ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) contains approximately 21% by weight chemically bound water. When exposed to a high temperature environment, calcium sulphate di-hydrate ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) undergoes two endothermic decomposition reactions during which the chemically bound water dissociates from the crystal lattice and evaporates. This process, known as “gypsum dehydration” (or “calcination”), occurs in the temperature region between 80°C and 250°C (Paulik et al., 1992); the good fire resistance characteristics of GP are mainly owed to this effect. Gypsum chemical decomposition (dissociation of the chemically bound water) occurs in two stages (Thomas, 2002).

In the first stage, Equation 5-21, calcium sulphate di-hydrate ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) loses 75% of its water, forming calcium sulphate hemi-hydrate ($\text{CaSO}_4 \cdot \frac{1}{2}\text{H}_2\text{O}$). If gypsum is further heated, a second reaction occurs, Equation 5-22, where the calcium sulphate hemi-hydrate loses the remaining water to form calcium sulphate anhydrite (CaSO_4). Both reactions are highly endothermic; as a result, heat transfer through a GP is practically impeded until the gypsum dehydration (GD) process is complete. The final products of the GD process are calcium sulphate anhydrite and water vapour; the latter diffuses through the gypsum's pore network and is finally released through the GP surface.

Gypsum dehydration results in two important macroscopic effects: significant variation of the thermo-physical properties (e.g. density, thermal conductivity, specific heat) of the GP with increasing temperature and production of water vapour which, by means of mass diffusion, is released through the GP surface (Kontogeorgos and Founti, 2010). It is well established that in order to effectively simulate the fire behaviour of GP wall assemblies, both these effects must be considered (Kolaitis and Founti, 2013); however, neither of these important phenomena is taken into account in currently available CFD modelling studies of GP wall assemblies.

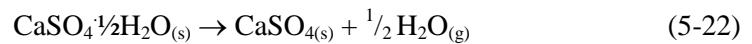
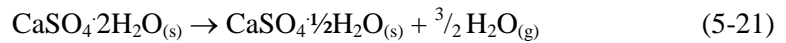
Available CFD studies focusing on simulations of full-scale GP wall assemblies exposed to fire (Boehmer et al., 2009; Moinuddin et al., 2011; Lopes et al., 2005) employ constant thermo-physical properties for the gypsum, thus neglecting the physical phenomena associated with the GD process. In fact, in a recent CFD study of natural fires in an ISO 9705 room (Moinuddin et al., 2011), it is concluded that the observed discrepancies between the obtained predictions and available experimental data are mainly attributed to the insufficient modelling of GP properties.

Motivated by the need to quantitatively simulate the water vapour release due to GD, an alternative modelling approach, based on Solid Reaction Kinetics (SRK), has been used (Kolaitis and Founti, 2013; Asimakopoulou et al., 2015) in the current numerical methodology in order to simulate the walls of the medium-scale compartment-façade fire tests (c.f. Chapter 4). In the developed model, GD is taken into account by using a two-step solid reaction kinetics scheme, which allows quantitative determination of the water vapour release rate. The respective reaction rates are estimated utilizing a standard first-order Arrhenius equation formulation.

The Arrhenius parameters (A , E , n), Equation 5-10, for each GD reaction have been estimated using Differential Scanning Calorimetry (DSC) measurements (Kolaitis and Founti, 2013; Asimakopoulou et al., 2015); the respective values, along with the relevant solid and gaseous product mass yields, are given in Table 5-7.

Table 5-7. Kinetic parameters used in the SRK gypsum dehydration and wood combustion models.

Model Parameter	Units	Equation (5-21)	Equation (5-22)
Reactant	-	$\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$	$\text{CaSO}_4 \cdot \frac{1}{2}\text{H}_2\text{O}$
Solid product	-	$\text{CaSO}_4 \cdot \frac{1}{2}\text{H}_2\text{O}$	CaSO_4
Gaseous product	-	H_2O	H_2O
Solid product mass yield	kg/kg	87.85 %	95.20 %
Gaseous product mass yield	kg/kg	12.15 %	4.80 %
A	s^{-1}	1.16407×10^{17}	2.95661×10^7
E	kJ/kmol	148636.15	78628.42
n	-	1	1
Endothermic heat of reaction	kJ/kg	329.79	109.93
Heat of combustion	kJ/kg	-	-



5.3.2. Fire compartment gas temperatures

Simulated scenarios fire evolution differs, Table 5-8, from that observed during experiments (c.f. Table 4-4, Chapter 4). IF stage is underestimated, resulting in EVF almost immediately emerging from the opening.

Table 5-8. Duration of the characteristic fire phases for all test cases simulated with FDS.

Test Case	D-1.00L		D-2.35L		D-4.70L		W-2.35L	
	Exp.	FDS	Exp.	FDS	Exp.	FDS	Exp.	FDS
IF (s)	0 – 143	0 – 13	0 – 59	0 – 27	0 – 27	0 – 15	0 – 64	0 – 9
IFE (s)	143 – 230	13 – 133	59 – 80	27 – 87	27 – 208	15 – 160	64 – 120	9 – 30
CEF (s)	230 – 372	133 – 372	80 – 525	87 – 525	208 – 595	160 – 595	120 – 659	30 – 659

The temporal evolution of the time-averaged gas temperatures at the interior of the compartment are presented in Figures 5-8 and 5-9 respectively; experimental measurements (Exp.) are compared to CFD predictions (FDS). Generally, predictions of the time-averaged gas temperature at the interior of the fire compartment show good levels of qualitative agreement with measured values. In test case D-1.00L, numerical results over-predict the gas temperature whereas in test cases D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L, FDS tends to under-predict the measured values. This behaviour may be attributed to the difficulty of the FDS code to accurately predict the presence of the fire plume in the interior of the fire compartment in under-ventilated conditions (Klopovic and Turan, 1998) due to oxygen depletion, pertaining to the examined test cases. As already mentioned, in FDS (McGrattan et al., 2015), the combustion model assumes that fuel and oxygen burn instantaneously when mixed. This assumption may not be appropriate for incomplete combustion that commonly characterizes under-ventilated compartment fires.

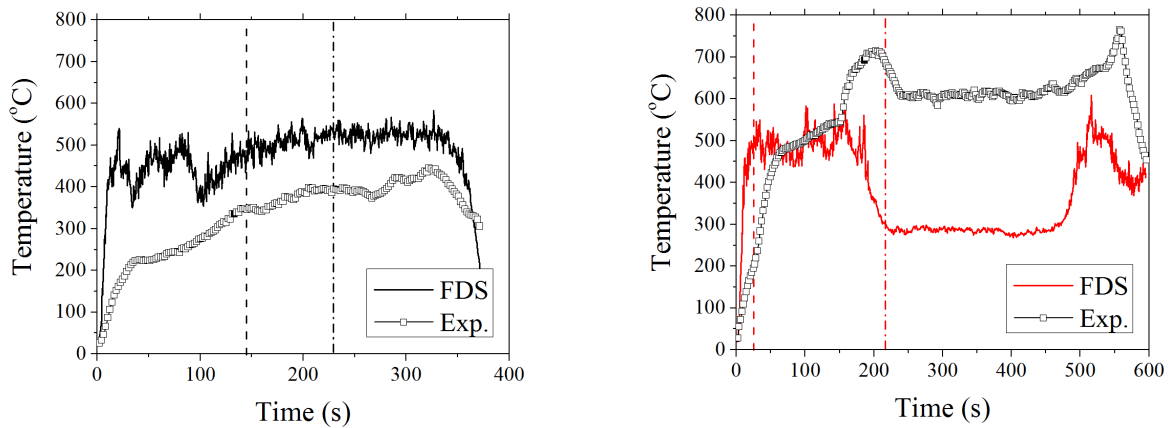


Figure 5-8. Temporal evolution gas temperature at the interior of the fire compartment for test cases D-1.00L (left) and D-4.70L (right).

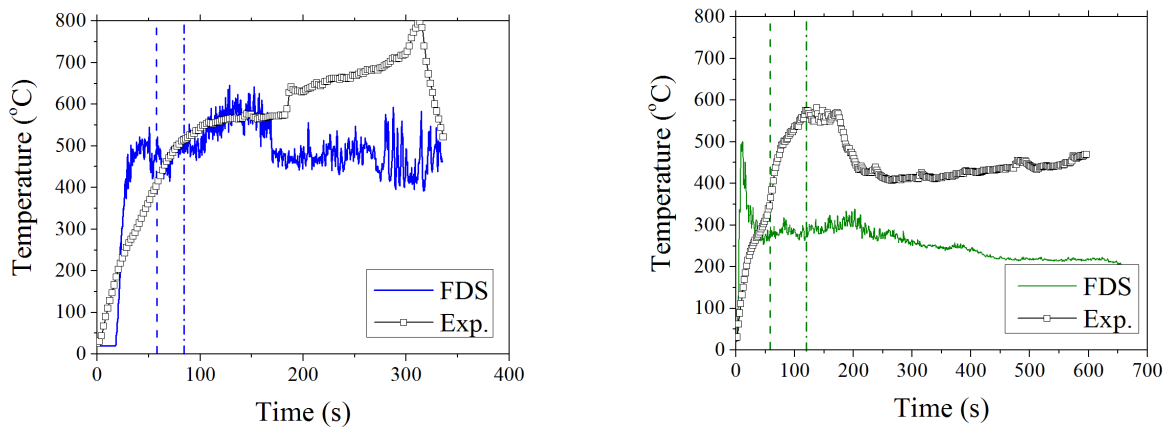


Figure 5-9. Temporal evolution gas temperature at the interior of the fire compartment for test cases D-2.35L (left) and W-2.35L (right).

5.3.3. EVF centerline temperatures

Figures 5-10 and 5-11 illustrate the temporal evolution of the gas mixture temperatures at the EVF centerline at heights of 0.71 m and 1.5 m. Initial calculations, employing the EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002) methodology, indicated that EVF projection from the opening is expected to be 0.49 m for test

cases D-1.00L, D-2.35L and D-4.70L (c.f. Chapter 7). The EVF centreline was assumed to be equal to $\frac{1}{2}$ of the overall projection distance, i.e. 0.246 m (at location T1C) (c.f. Figure 4-1). During the testing period, these preliminary estimations were found to be close to the observed centreline of the flame, c.f. Chapter 4. The effect of fire load on the EVF temperatures is evident; as expected, higher fire load results to a more intense EVF plume exhibiting higher temperature gradients. In general, good quantitative agreement is observed, especially at 0.71 m height. FDS generally under-predicts experimental values under well ventilated fire conditions corresponding to the whole duration of D-1.00L test case as well as during the IF and IFE phases of the D-2.35L and D-4.70L.

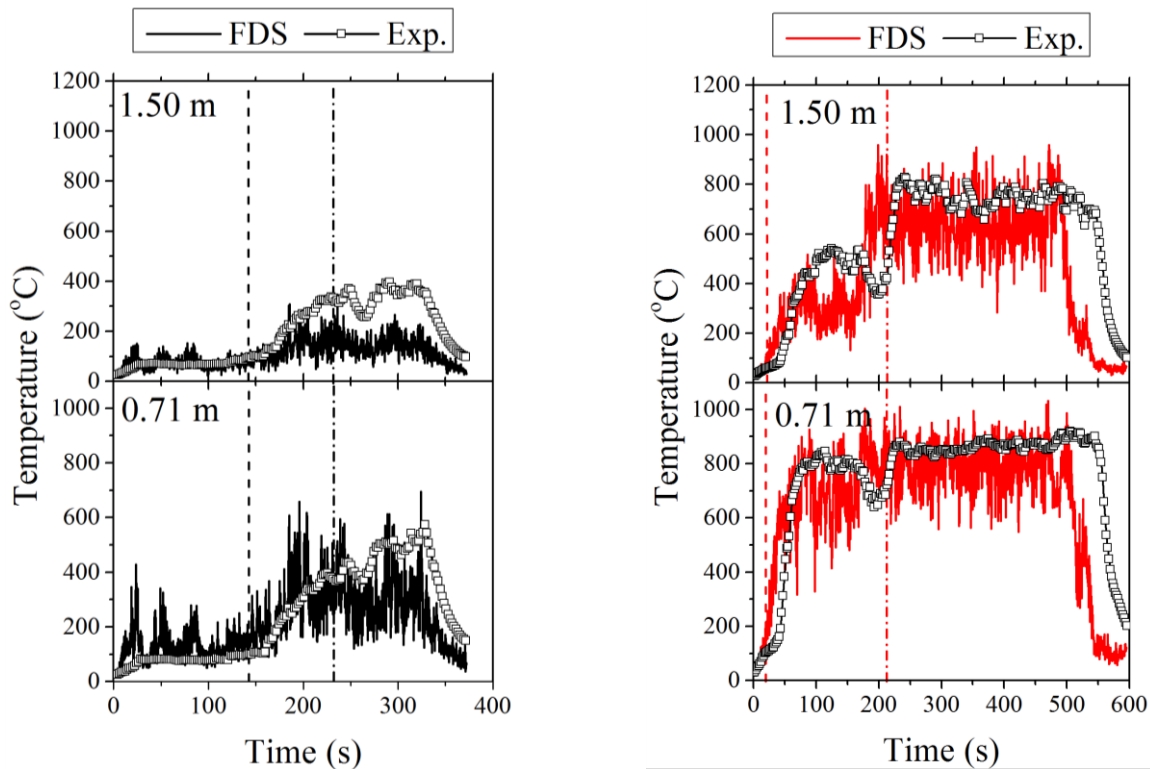


Figure 5-10. Temperature histories at a height of 0.71 m and 1.50m, 0.246 m away from the façade for test cases D-1.00L (left) and D-4.35L (right).

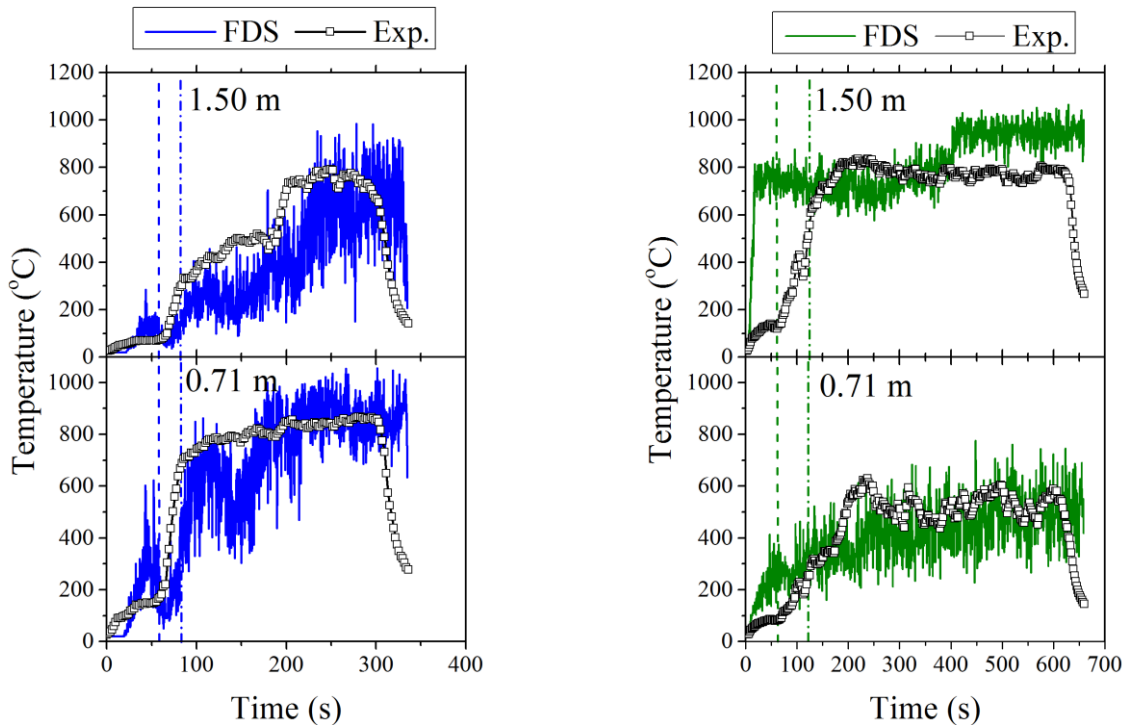


Figure 5-11. Temperature histories at heights of 0.71 m and 1.50m, 0.246 m away from the façade for test cases D-2.35L (left) and W-2.35L (right).

5.3.4. Thermal effects on the façade

5.3.4.1. Temperatures on the exposed façade surface

The temporal evolution of the façade temperatures at the centreline at 0.71 m and 1.50 m from the ground are presented in Figures 5-12 and 5-13. In test case D-1.00L, numerical results tend to under-predict measured values whereas in test cases D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L, FDS tends to over-predict them. This behaviour may be attributed to the difficulty of the FDS code to accurately predict the presence of the fire in the interior of the fire compartment in under-ventilated conditions and as a result flames are not sustained at the interior of the fire compartment and EVF emerge from the opening very quickly resulting in higher façade temperatures

Experimental, recorded by a thermal camera at the end of each experiment, and time-averaged predicted temperature distribution at the exposed façade surface is illustrated in Figures 5-14 and 5-15. Façade surface temperatures are found to generally increase with increasing height, until they reach their maximum value, where they start to decrease again. As expected, wall temperatures are directly correlated to EVF centreline temperatures (c.f. Figures 5-10 and 5-11), exhibiting a qualitatively similar vertical profile. Surface temperatures at the façade centreline directly exposed to EVF, exhibit higher values compared to values in off-centre positions. FDS generally under-predicts experimental values and only at lower heights, near the opening, an over-prediction can be observed.

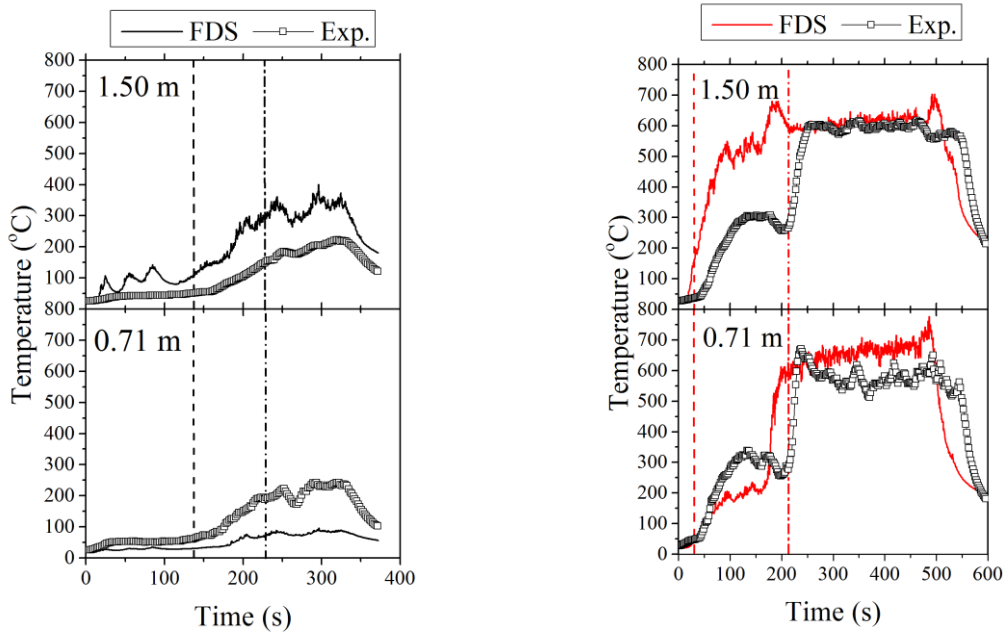


Figure 5-12. Façade temperatures at the centreline for test cases D-1.00L (left) and D-4.35L (right).

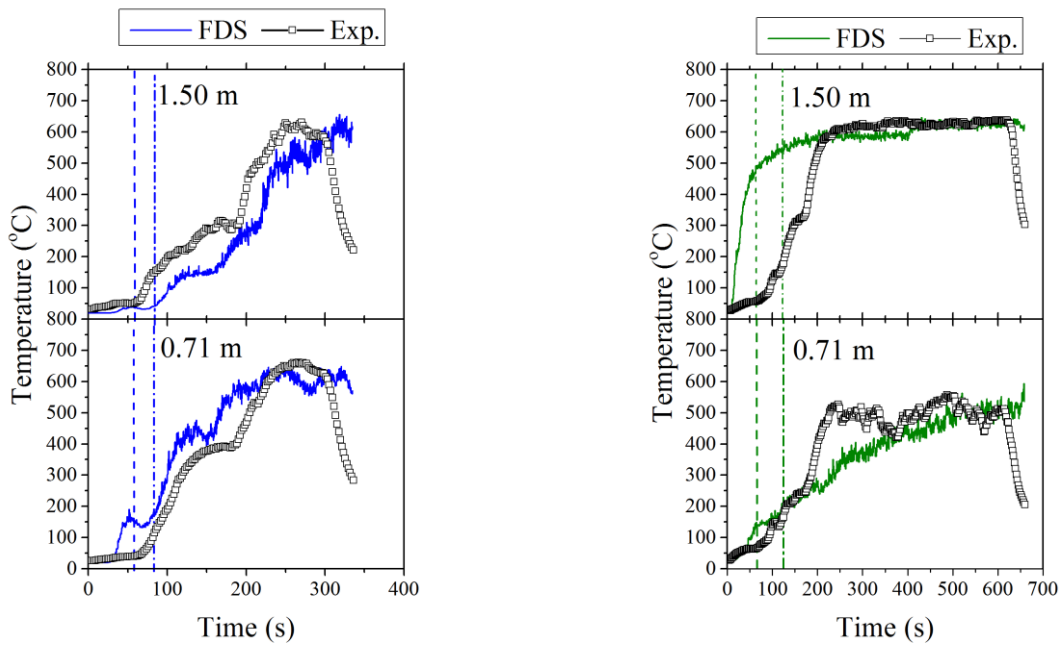


Figure 5-13. Façade temperatures at the centreline for test cases D-2.35L (left) and W-2.35L (right).

5.3.4.2. Heat flux on the exposed facade surface

The temporal evolution of the measured and predicted heat flux values at the façade centerline, at a height of 0.71 m from the ground level, are illustrated in Figures 5-16 and 5-17. A typical behavior of an under-ventilated compartment fire can be observed (Hurley, 2016). Initially, combustion is constrained in the interior of the fire compartment and in the vicinity of the fuel pan an advection stream is created. Gradually, the flame front moves away from the fuel pan, expanding radially and horizontally towards the opening. In that phase, external flame jets and quick flashes appear at the exterior of the fire compartment, signifying the beginning of the IFE stage.

As time passes, CEF is observed due to the sustained external combustion of unburnt volatiles, during the quasi-steady phase of fully developed fire. Throughout the latter phase, EVF consistently covers the region above the opening resulting in higher values of heat flux in the façade surface. Measured heat flux values are generally lower than CFD predictions in all under-ventilated cases, in accordance to the previously presented EVF centerline temperatures at 0.71 m height from the ground (c.f. Figures 5-10 and 5-11). As expected, the façade wall is directly exposed to a more intense EVF plume in test case D-4.70L, thus exhibiting higher heat flux gradients. CFD predictions in D-1.00L indicate better levels of agreement with experimental data.

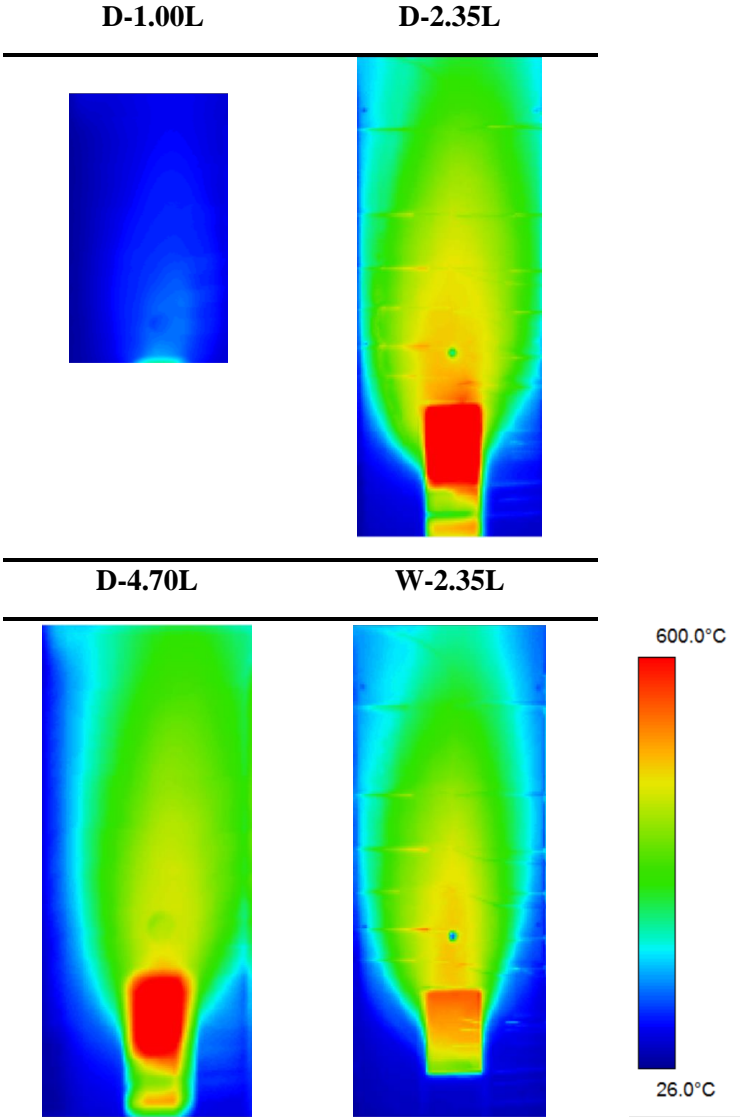


Figure 5-14. Experimental values of temperature profiles of the exposed façade surface at the end of test cases D-100L, D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L.

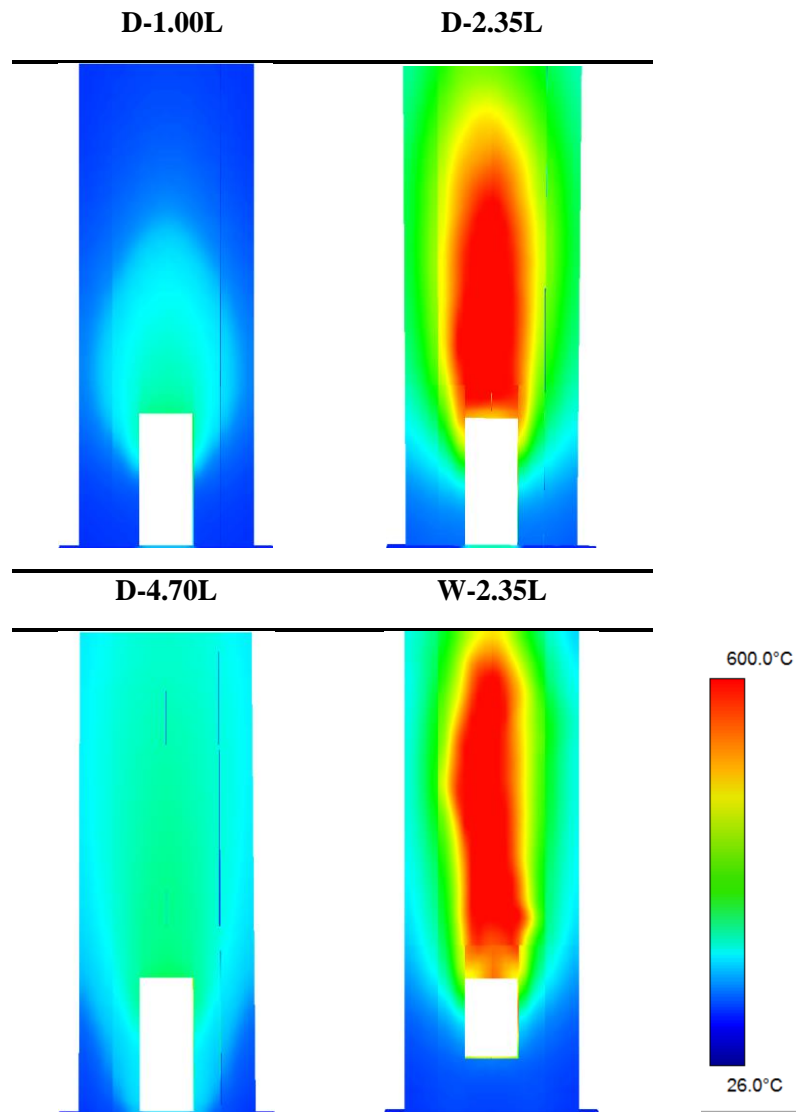


Figure 5-15. Prediction values of temperature profiles of the exposed façade surface at the end of test cases D-100L, D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L.

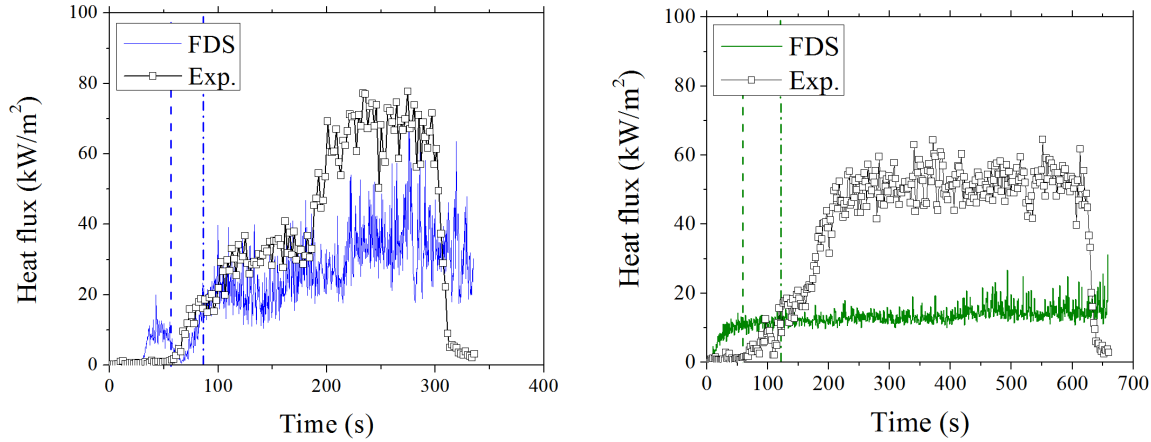


Figure 5-16. Temporal evolution of heat flux to the façade wall, at a height of 710 mm, for test cases D-2.35L (left) and W-2.35L (right).

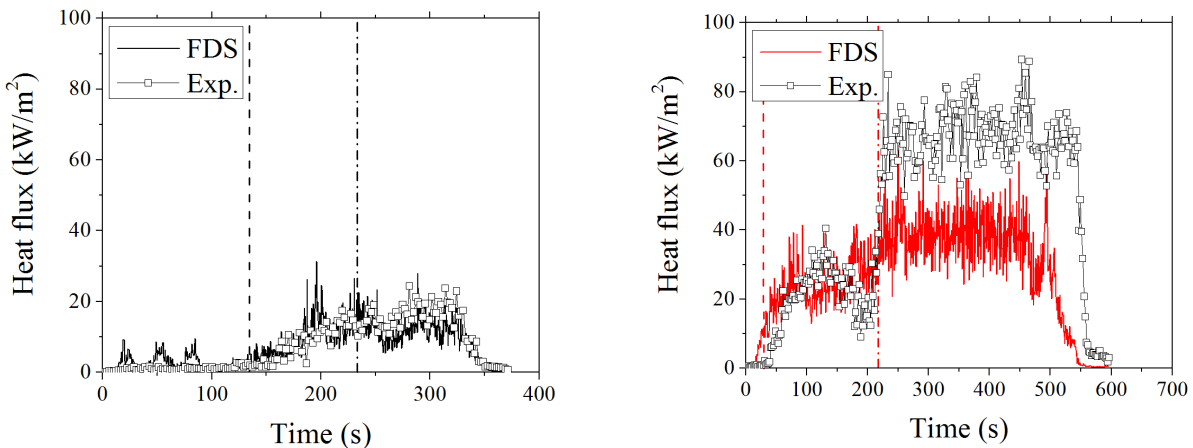


Figure 5-17. Temporal evolution of heat flux to the façade wall, at a height of 710 mm, for test cases D-1.00L (left) and D-4.70L (right).

5.3.5. EVF envelope dimensions

The in-house developed fire detection image processing tool (c.f. Appendix B), presented in Chapter 4, has been also applied for the analysis of the numerical simulations with FDS. Simulation results are displayed using Smokeview, a dedicated visualization program for FDS. The 3D graphics library OpenGL is used to visualizing fire and smoke data by specifying the location, color and lighting of objects residing within a 3D space as defined by FDS. Fire in Smokeview is by default colored a dark shade of orange wherever the computed Heat Release Rate Per Unit Volume (HRRPUV) exceeds a user-defined cutoff value

In that respect, the threshold limits used in the relevant criterion in the fire detection algorithm are accordingly adjusted to $R_{Limit} = 255$, $G_{Limit} = 128$ and $B_{Limit} = 0$. In FDS there is a limit on the amount of HRRPUV released in each grid cell. By default, an empirical value of 200 kW/m^3 is used as a limit based on the grid size which is also used in the current chapters' analysis of the numerical simulations.

The frequency of the images is specified in the input file and in the current simulations it was imposed at 30 frames per second, being the frame rate also used during the medium scale experiments. Individual frames were generated and saved in .png format at 640 x 480 pixels. Each image frame was cropped, aligned and assigned proper world coordinates.

The EVF envelope dimensions were determined by calculating the average flame probability (intermittency). The calculated spatial distribution of flame envelope probability, expressed via the flame intermittency, is thus illustrated in Figures 5-18 and 5-19. The variation of the time-averaged flame intermittency with height is depicted in Figure 5-20; the methodology presented in Chapter 4 is used to estimate the EVF “intermittent flame” region height, $L_{f,0.50}$ from the ground level. The mean EVF height is marked with an asterisk. The same methodology has been employed for the estimation of EVF width and projection.

The overall estimated values of the EVF height at the "continuous" ($L_{f,0.95}$), "intermittent" ($L_{f,0.50}$) and "far field" ($L_{f,0.05}$) regions, width (w_f), projection ($2*L_H$) and probability (P) are presented in Table 5-9. Results of the EVF envelope dimensions and probability as determined in Chapter 4 for the medium scale experiments are also tabulated for immediate comparison. It is generally observed that for under ventilated test cases, D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L, estimations based on numerical simulation of EVF dimensions err on the safe side, whereas this is not the case for over ventilated case D-1.00L. Regarding this test case, only estimations for the EVF projection err on the safe side. In all test cases, the estimated EVF probability is higher compared to the experimental values since flames are not sustained at the interior of the fire compartment and EVF emerge from the opening very quickly in the simulations.

Table 5-9. Summary of determined values of EVF height, width and projection.

Test case	D-1.00L		D-2.35L		D-4.70L		W-2.35L	
	Exp.	FDS	Exp.	FDS	Exp.	FDS	Exp.	FDS
$L_{f,0.05}$ (m)	1.37	1.32	1.70	2.38	1.77	2.71	1.79	1.98
$L_{f,0.50}$ (m)	1.03	0.81	1.31	1.42	1.35	1.59	0.93	1.49
$L_{f,0.95}$ (m)	0.51	0.60	0.93	0.71	0.88	0.84	0.80	0.79
w_f (m)	0.43	0.20	0.39	0.39	0.41	0.50	0.32	0.35
$2*L_H$ (m)	0.31	0.40	0.36	0.38	0.34	0.35	0.05	0.26
P (-)	0.382	0.962	0.761	0.949	0.650	0.972	0.818	0.986

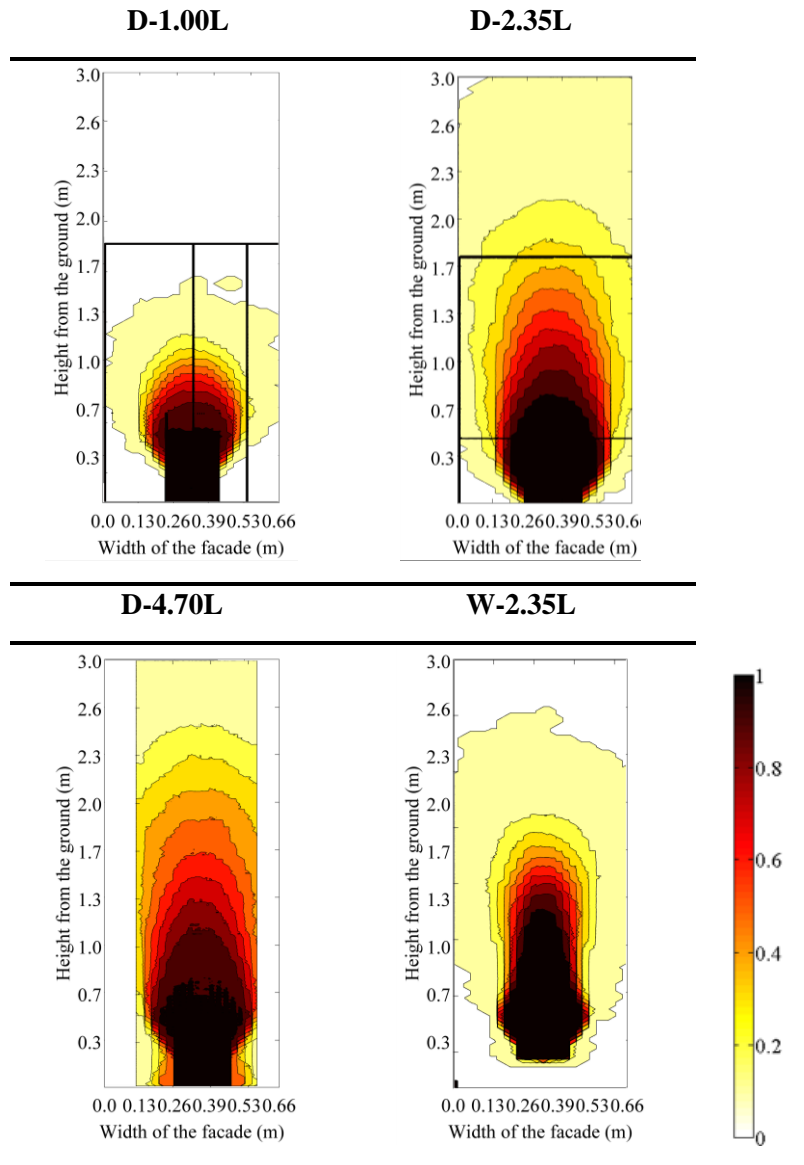


Figure 5-18. Front view of flame intermittency contours.

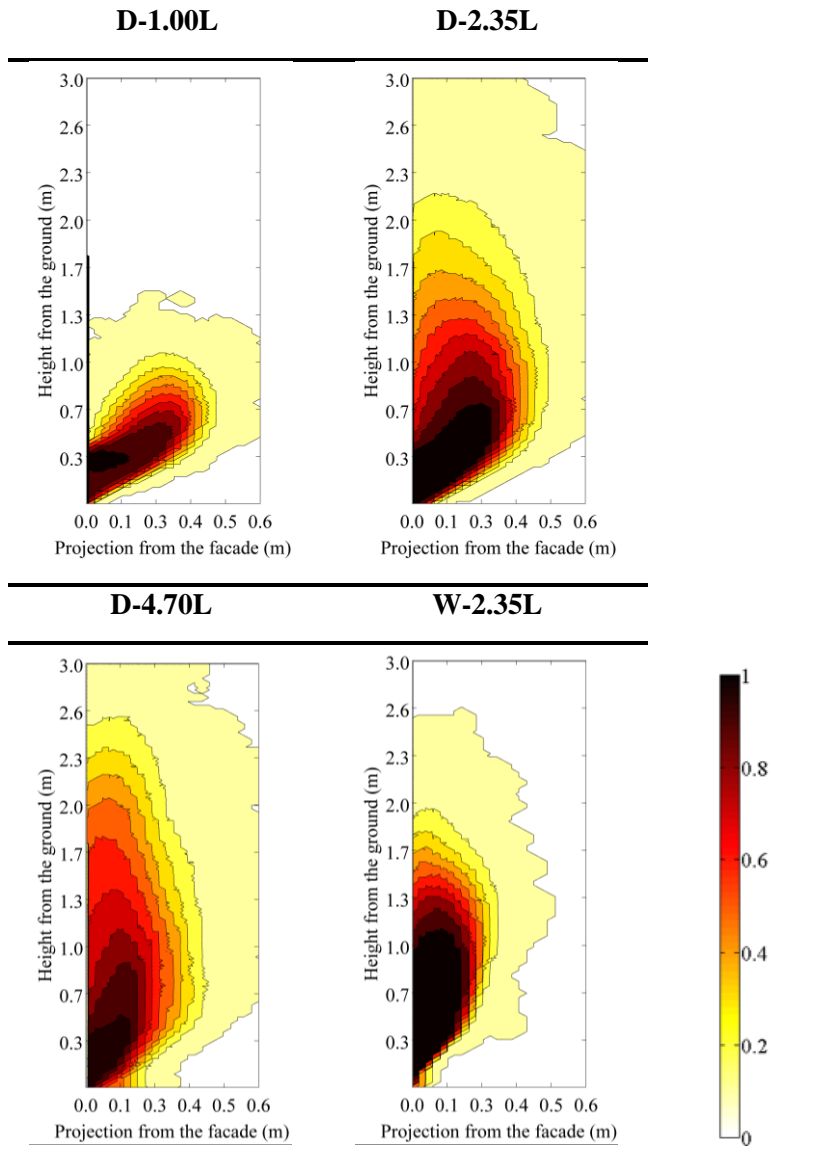


Figure 5-19. Side view of flame intermittency contours.

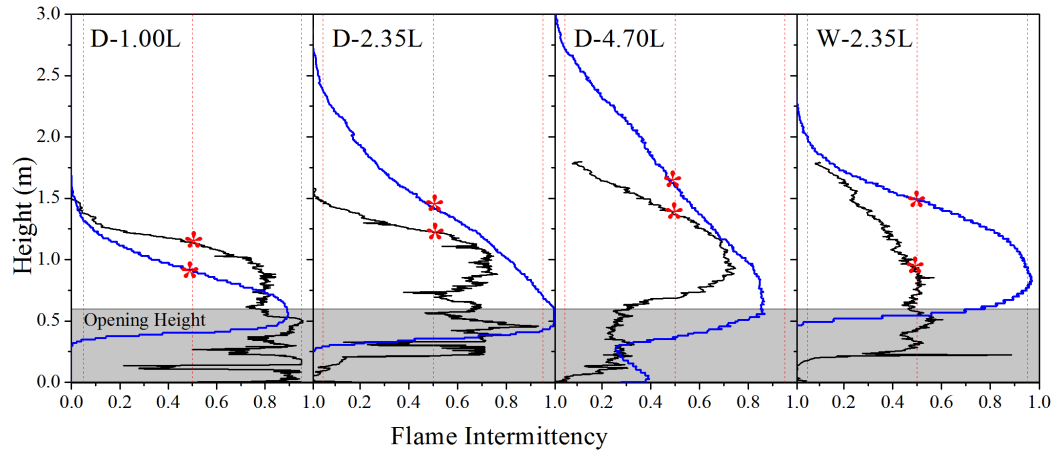


Figure 5-20. Determination of EVF flame height.

5.3.6. EVF gas velocity

Numerical simulation results are used in order to provide additional information concerning the developing flow field both at the interior and the exterior of the fire compartment. Predictions of the gas phase velocity along with the resulting EVF envelope in the symmetry plane of the fire compartment at each IF, IFE and CEF phase for all test cases are depicted in Figures 5-21, 5-22 and 5-23, respectively.

Initially during the IF phase for all test cases, Figure 5-21, the fire plume originating from the fuel pan at the centre of the fire compartment, moves upward by free convection and impinges on the ceiling; thereby changing its flow direction. The flow then starts to spread out horizontally and diffuses toward the opening, where it reacts with ambient air, resulting in EVF. Two large counter-rotating vortices are continuously formed at the interior of the fire compartment (c.f. Figure 5-21 and 5-22), creating a recirculation zone that further forces the formed EVF towards the exterior of the fire compartment. As a result, the flame front is mainly situated near the opening and an EVF is established at the exterior of the fire compartment at the beginning of the IFE phase. The internal flow can be classified into two patterns. On the basis of the zero velocity line, the flow vented toward the doorway in the front region, while the flow circulated along the ceiling, down the back wall and across the floor. This indicates that a portion of products formed near the doorway circulated counter clockwise inside the compartment.

The effect of fire load on the predicted EVF plume shape and velocity field is evident. In under-ventilated test cases D-2.35L, D-4.70L and W-2.35L, the larger portion of combustion takes place outside the fire compartment; Figure 5-23, thus resulting in a more intensified EVF plume that extends upwards from the opening. Air entrainment pushes EVF upward, forming a characteristic “neck” at the top of which, large eddy structures are formed (Tang et al., 2012). In the EVF zone, velocity is increased with height as air entrainment effects become more intense at the plume region. Near the end time of each test case, as depicted in detail in Figure 5-24 for test case D-4.70L, the gas dynamics inside the fire compartment change. When the fire starts decaying, the upper layer begins to cool and a stronger flow of air enters the fire compartment through the lower part of the opening. As a result, the flame front moves back towards the interior of the fire compartment, resulting in a gradually decreased EVF volume.

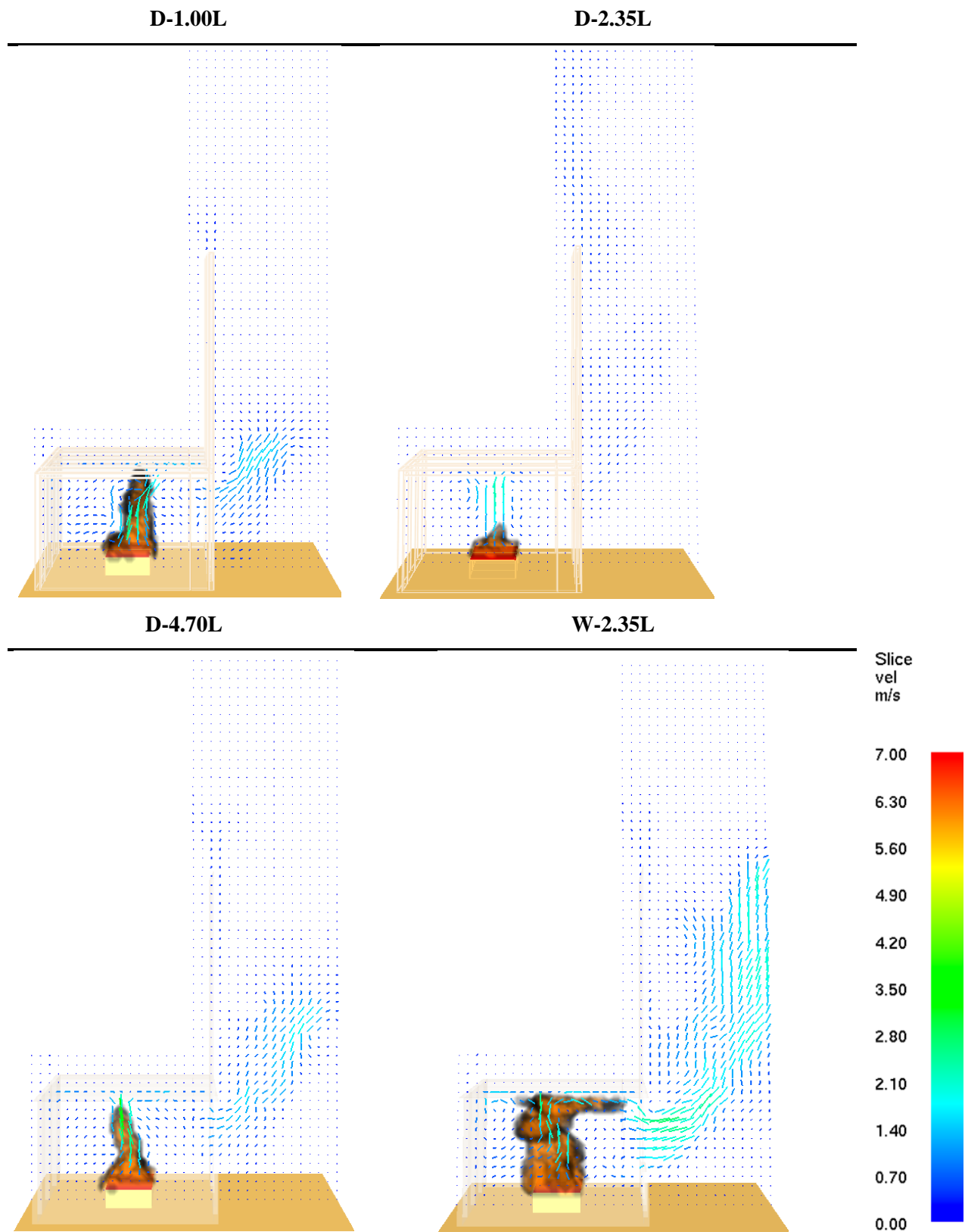


Figure 5-21. Predictions of velocity vectors and flame envelope 5 s after fire initiation during IF, for test cases D-1.00L (top left), D-2.35L (top right), D-4.70L (bottom left) and W-2.35L (bottom right).

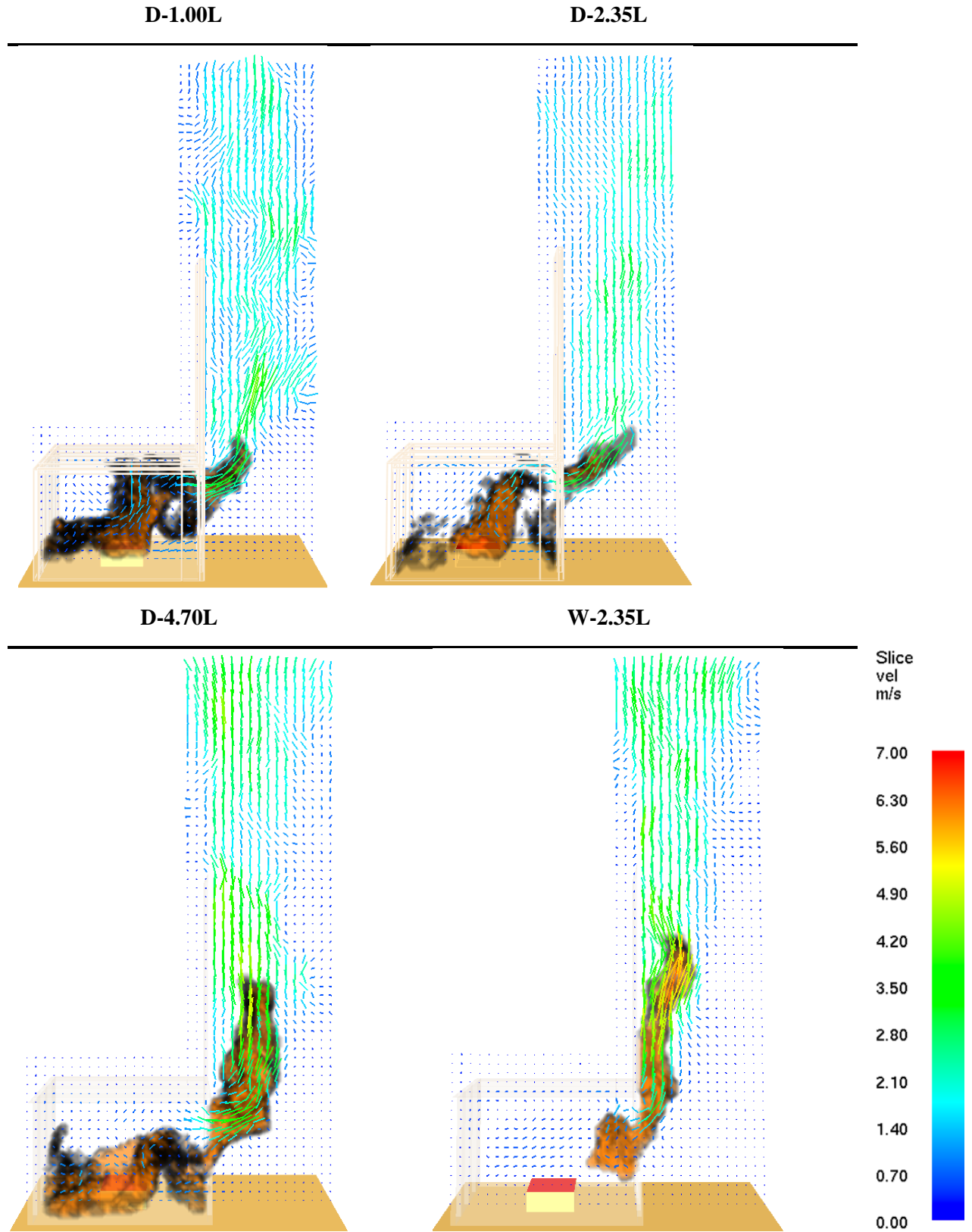


Figure 5-22. Predictions of velocity vectors and flame envelope 30 s after fire initiation during IFE, for test cases D-1.00L (top left), D-2.35L (top right), D-4.70L (bottom left) and W-2.35L (bottom right).

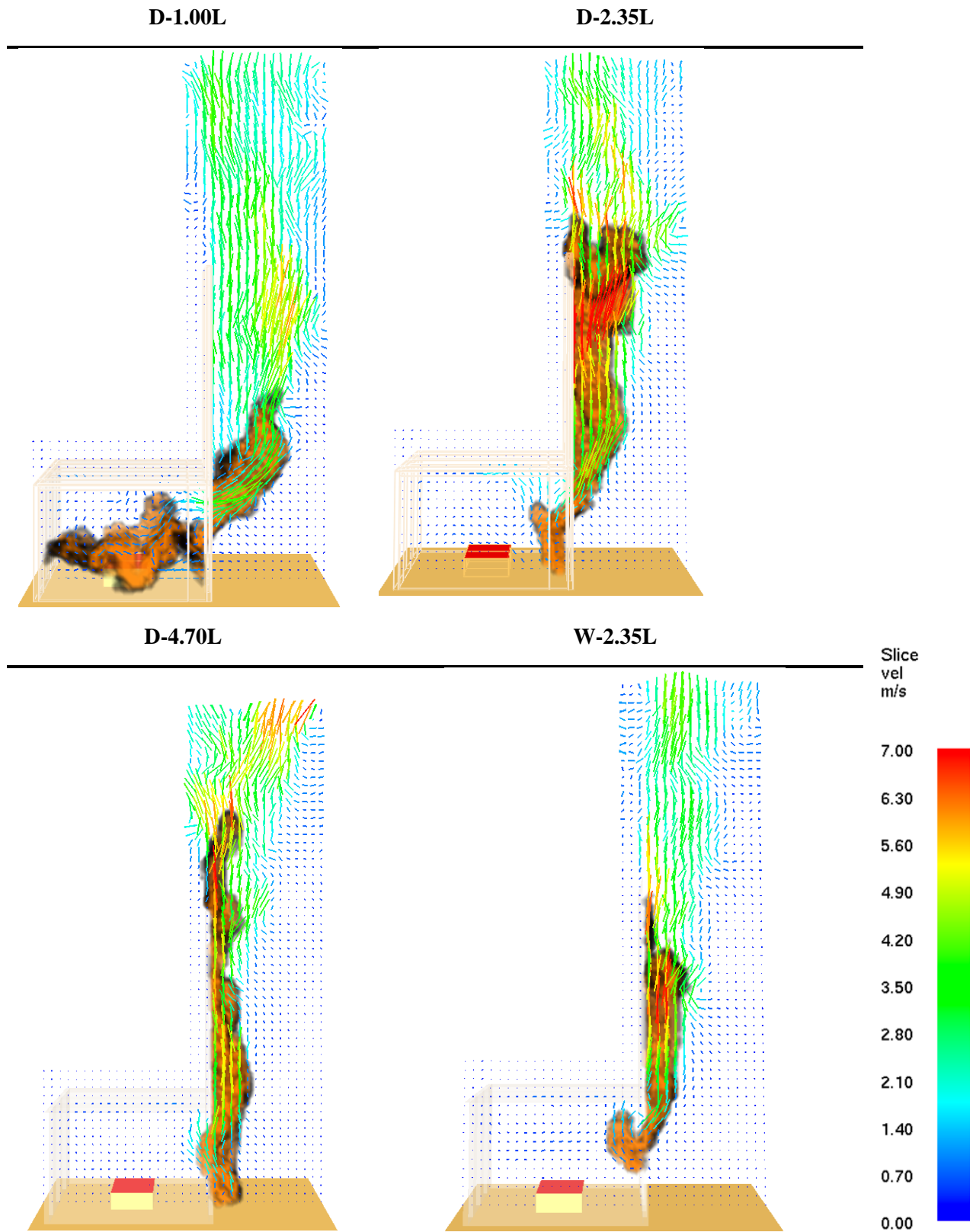


Figure 5-23. Predictions of velocity vectors and flame envelope 300 s after fire initiation during CEF, for test cases D-1.00L (top left), D-2.35L (top right), D-4.70L (bottom left) and W-2.35L (bottom right).

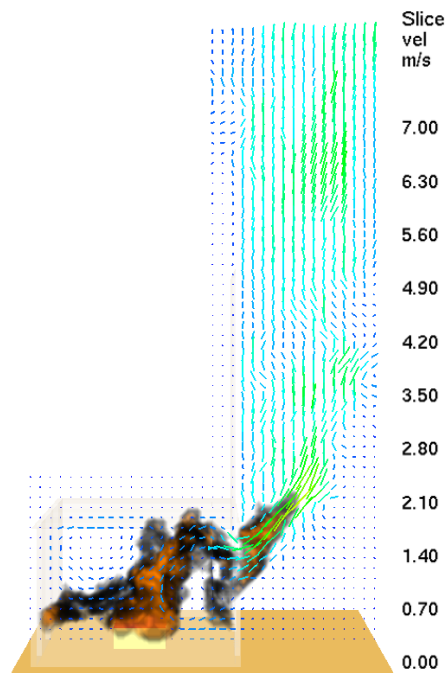


Figure 5-24. Predictions of velocity vectors and flame envelope 560 s after fire initiation for D-1.00L test case D-4.70L.

5.3.7. Pool fire scenario investigation

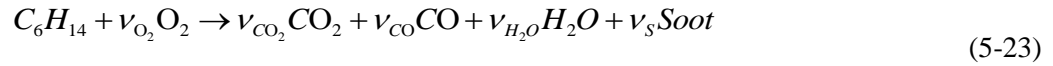
A posteriori simulations, as those prescribed until this point, show good agreement with experimental results. But the fuel mass consumption rate is not feasible to obtain without experiments. In that respect, it would be useful to develop a methodology in order to obtain it a priori.

In FDS, fires can be modeled in two ways, either by prescribing the fuel mass consumption rate as an input boundary condition or by utilizing the built in fuel pyrolysis/evaporation model. The second approach, by treating fuel mass loss rate as a solution variable rather than a direct input, has also been thoroughly investigated by designing and examining a pool fire scenario of test case D-2.35L (FDS-pool). The pool fire scenario has been widely used by researchers in order to investigate the vaporization process at the fuel surface as this is one of the most important stages of combustion. This fire scenario has 0.025 m cell size grid and the simulation details, with the exception of the reaction and material properties to describe fuel evaporation, are the same as described in section 5.3.1.

The fuel evaporation is initiated using a removable pilot-flame-like ignition device corresponding to 3 kW flame, sustained 5 sec over a 0.0625 m² area centrally located above the hexane pool surface. For a liquid fuel, the thermal properties are similar to those used for a solid materials and are determined on the &MATL line. Also, the inclusion of boiling temperature automatically sets to unity the number of reactions and as a result the only reaction that takes place is the phase change from liquid to gaseous fuel. Thus, in such a case the heat of reaction is the latent heat of vaporization. The gaseous fuel yield is set to 0.97, instead of 1.00, in order to account of impurities in the liquid fuel that do not take part in the combustion process.

Thermal conductivity, density and specific heat are used to compute the heat loss in the liquid fuel. In more detail, when implementing the pyrolysis model, FDS solves a one dimensional heat conduction equation for the liquid fuel. The absorption coefficient denotes the absorption in depth of thermal radiation as liquids do not just absorb radiation at the surface, but rather over a thin layer near the surface. Its effect on the burning rate is significant. The burnout time of the liquid fuel is calculated automatically based on the liquid layer thickness, density and the calculated burning rate.

For the chemistry model used in the pool fire scenario, the hexane single step reaction mechanism for complete combustion is assumed to be of the form as illustrated in Equation 5-23. The chemical formula and the carbon monoxide and soot yields and the volume fraction of hydrogen in the soot, X_H , are specified in the &REAC line. FDS uses this information and calculates the stoichiometric coefficients as prescribed in Equations 5-24 to 5-29.



$$\nu_{O_2} = \nu_{CO_2} + \frac{\nu_{CO}}{2} + \frac{\nu_{H_2O}}{2} \quad (5-24)$$

$$\nu_{CO_2} = 6 - \nu_{CO} - (1 - X_H)\nu_S \quad (5-25)$$

$$\nu_{H_2O} = \frac{14}{2} + \frac{X_H}{2}\nu_S \quad (5-26)$$

$$\nu_{CO} = \frac{W_F}{W_{CO}} y_{CO} \quad (5-27)$$

$$\nu_S = \frac{W_F}{W_S} y_S \quad (5-28)$$

$$W_S = X_H W_H + (1 - X_H) W_F \quad (5-29)$$

Fuel properties, as measured for the particular hexane blend used in the experiments in Chapter 4, and reaction properties (Hurley, 2016; McGrattan et al., 2015) used as input in the pool fire scenario are tabulated in Table 5-10.

Table 5-10. Fuel and reaction properties used as input in the pool fire scenario numerical model.

Property	FDS line	FDS variable	Value
Fuel type	&MATL	SPEC_ID	N-HEXANE
Absorption coefficient	&MATL	ABSORPTION_COEFFICIENT	187.5 m ⁻¹
Boiling temperature	&MATL	BOILING_TEMPERATURE	68.7 °C
Conductivity	&MATL	CONDUCTIVITY	0.124 W/m/K
Density	&MATL	DENSITY	654.8 kg/m ³
Emissivity	&MATL	EMISSIVITY	1.0 W/m ² K ⁴
Fuel yield	&MATL	NU_SPED	0.97
Heat of reaction	&MATL	HEAT_OF_REACTION	365.52 kJ/kg
Specific heat	&MATL	SPECIFIC_HEAT	2.26 kJ/kg/K
Carbon monoxide yield	&REAC	CO_YIELD	0.009
Heat of combustion	&REAC	HEAT_OF_COMBUSTION	43521 kJ/kg
Volume fraction of hydrogen in the soot	&REAC	SOOT_H_FRACTION	0.1
Soot yield	&REAC	SOOT_YIELD	0.035

Figure 5-25 illustrates the comparison of the experimentally measured and numerically predicted fuel mass consumption rate for test case D-2.35L by employing both methodologies. Generally, the burning rate is under-estimated and the duration of the fire event is over-estimated. In the initial stages of fire development, until the first 150 s, good agreement is achieved, however the maximum fuel mass consumption rate, at 300 s, was not achieved in the numerical simulation. The oscillations observed in the numerical results correspond to the fluctuations being part of the LES approach used in FDS and partially due to the low oxygen levels as predicted by the numerical model.

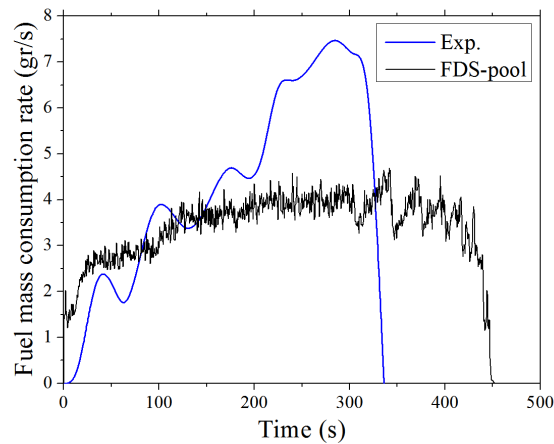


Figure 5-25. Predictions of pool fire scenario and comparison with experimental data of fuel mass consumption rate for test case D-2.35L.

The temporal evolution of the time-averaged gas temperatures at the interior of the compartment is presented in Figure 5-26. Though the duration of the fire event is not the same as observed during the experiments, numerical predictions by employing the pool fire methodology show good qualitative agreement. The temporal evolution of the façade and EVF temperatures at the centreline at 0.71 m and 1.50 m from the ground are presented in Figure 5-27. The same trend of underestimated experimental

values, especially in higher positions, is observed for the pool fire simulation. The temporal evolution of the measured and predicted heat flux values at the façade centerline 0.71 m height from the ground are illustrated in Figure 5-28, exhibiting the same trend.

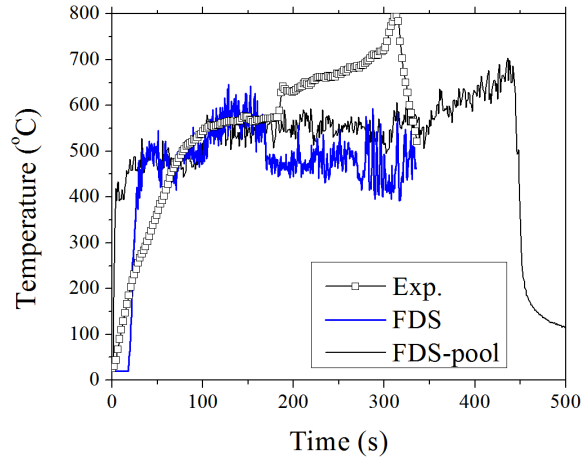


Figure 5-26. Temporal evolution gas temperature at the interior of the fire compartment for test case D-2.35L.

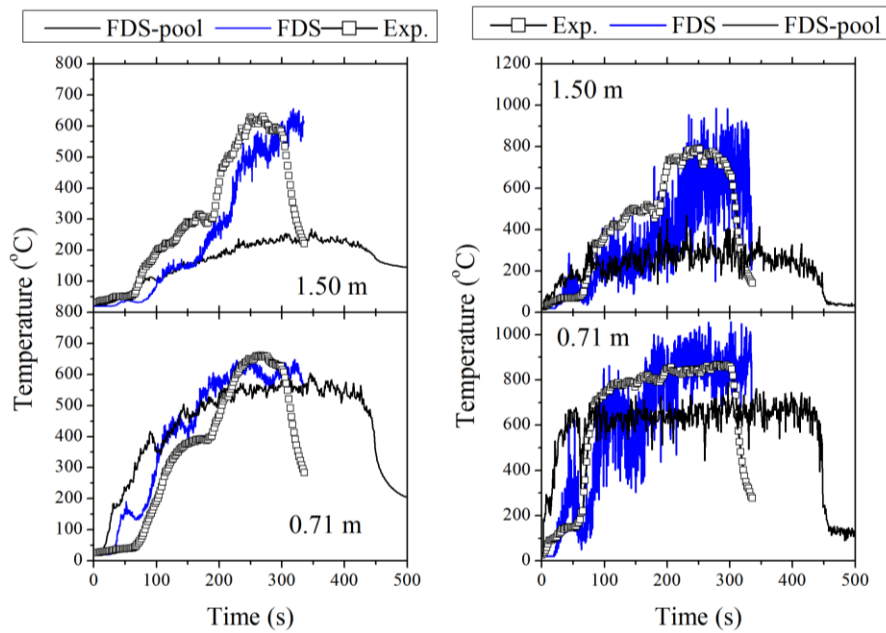


Figure 5-27. Façade temperatures at the centreline (left) and EVF temperature histories at heights of 0.70 m and 1.50m, 0.246 m away from the façade (right) for test case D-2.35L.

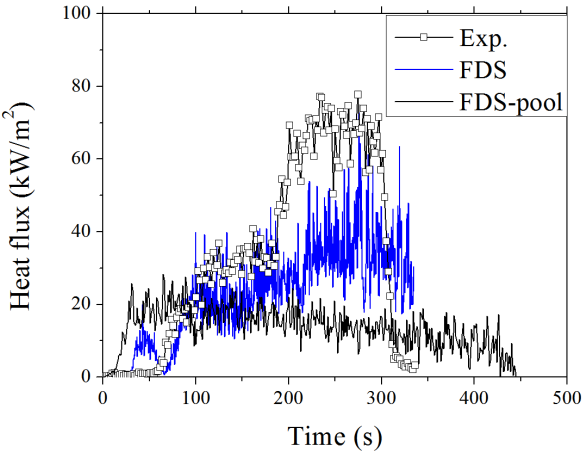


Figure 5-28. Temporal evolution of heat flux to the façade wall, at a height of 710 mm, for test case D-2.35L.

5.4. Numerical simulation of large-scale compartment-façade fire tests

Aiming to investigate the effect of ventilation conditions to the development of an EVF from a large-scale fire compartment, a set of relevant experimental results was selected from the literature (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b), Test cases 8 and 28 c.f. Table 2-1. Two different experimental layouts have been chosen, as shown in Figure 5-29, representing NoFD (Test case 8) and FD (Test case 28) ventilation conditions. The NoFD test case consists of a fire compartment-façade configuration, measuring 5.3 m x 3.6 m x 2.4 m (compartment) and 3.6 m x 7.5 m (façade) respectively, with a 2.4 m x 1.5 m single opening (W102) placed at the center of the southern fire compartment wall, 0.5 m above the floor. The fire compartment and façade were lined with 2 layers of 16 mm fire rated plasterboards. In the FD test case, the same fire compartment is located next to a corridor, which allows air flow through the compartment through a door, measuring 0.8 m x 2.0 m and located at the center of the northern wall. In both test cases, the fuel load was selected to mimic a typical residential environment, constituting of one three-seater couch with its back facing the window, two coffee tables, two single seaters, bookshelves and a carpet. An extensive set of measurements, i.e. mass loss rate, indoor and outdoor temperature, velocity and heat flux distributions, were available for the NoFD and FD test cases (Klopovic and Turan, 2001_b), providing a detailed description of the fire compartment conditions and the developing EVF.

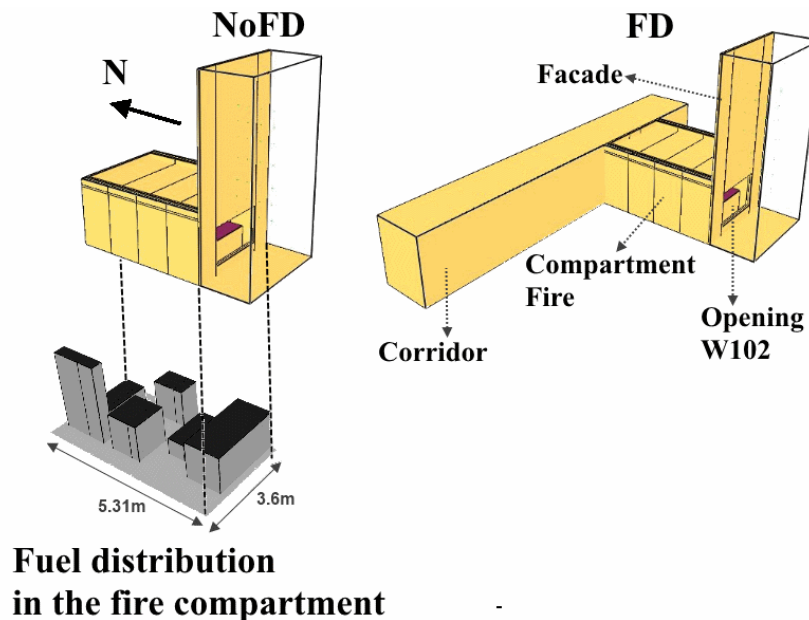


Figure 5-29. General configuration and fuel distribution in the fire compartment for the NoFD (left) and FD (right) test cases.

5.4.1. Simulation details

In the current set of large scale numerical simulations, aiming to fulfill the $D^*/\delta x > 10$ criterion and, at the same time, reduce the required computational cost, a 0.075m cell size was selected for the entire domain, except from the corridor (in the FD test case) where a 0.15m cell size was used. The numerical grid

extends to the outside of the fire compartment-façade configuration, in order to effectively simulate air entrainment phenomena (Zhang et al., 2010). Relevant numerical parameters and initial conditions used for NoFD and FD test cases are shown in Table 5-11. Open boundary conditions are imposed to all external boundaries. Measured values of the temporal evolution of HRR are taken into account (Figure 5-30). The use of realistic fire temperature curves in performance-based methodologies is known to increase the accuracy in the description of the actual fire performance of the structure (Ariyanayagam and Mahendran, 2013). In contrast, prescriptive codes are based on the use of nominal fire temperature curves to describe a uniform fire load inside the fire compartment as prescribed in detail in Chapter 1.

Table 5-11. Main parameters and initial conditions for the NoFD and FD test cases.

Parameter	Unit	Test Case	
		NoFD 8	FD 28
Corridor-Fire compartment door		Closed	Open
Opening W102		Open	Open
Total number of computational cells		285,768	314,928
Total simulation time	(s)	1900	1900
Wood equivalent fuel load	(kg/m ²)	28.32	26.36
Ambient temperature	(°C)	11	15.4
Wind speed	(m/s)	1.6	1.5
Wind direction		NE	NE

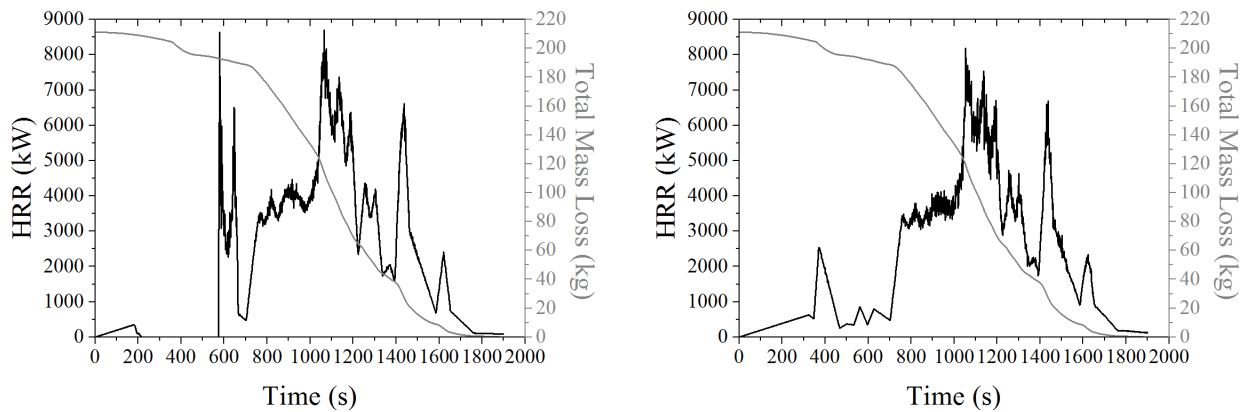


Figure 5-30. Temporal evolution of HRR and total mass loss of the fuel load, for the NoFD (left) and FD (right) test cases.

5.4.2. Fire compartment gas temperatures

Predictions of the peak and average temperatures obtained at the interior of the fire compartment are compared to respective experimental data in Figure 5-31. Both Peak Fire Compartment Temperature (PFCT) and Average Fire Compartment Temperature (AFCT) reach higher values in the NoFD test case, compared to the FD test case. In both cases, the PFCT values are overestimated by FDS by 10-15%, which is considered to be an acceptable level (Floyd, 2002). However, this is not the case for the AFCT values, where predictions significantly underestimate experimental data by 35-40%. This behavior may be

attributed to the difficulty of the FDS code to accurately predict gas temperatures in under-ventilated fire conditions (Klopovic and Turan, 1998), pertaining to both the examined test cases.

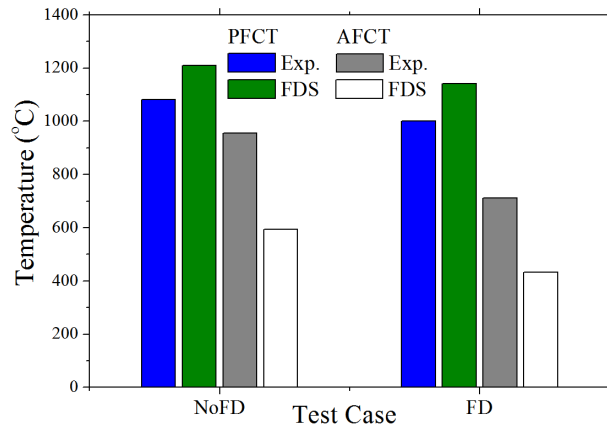


Figure 5-31. Peak Fire Compartment Temperatures (PFCT) and Average Fire Compartment Temperatures (AFCT) for the NoFD (left) and FD (right) test cases.

5.4.3. Fire compartment gas velocity

In the FD test case, the open door in the northern wall creates a bi-directional flow in the fire compartment. Temperature stratification results in hot gases exiting not only through the window, as in the NoFD test case, but also through the upper part of the door. Predictions of velocities at the center of the fire compartment's door, at a height of 250mm and 1750mm above the floor level, are plotted in Figure 5-32 against experimental data for the FD case. Negative values imply gas flowing out of the fire compartment. In general, very good quantitative agreement is observed, especially after the first 800s. At the lower layer of the door (250mm height), FDS generally over-predicts the measured values, whereas at the upper layer (1750mm height) there is an overall slight under-prediction.

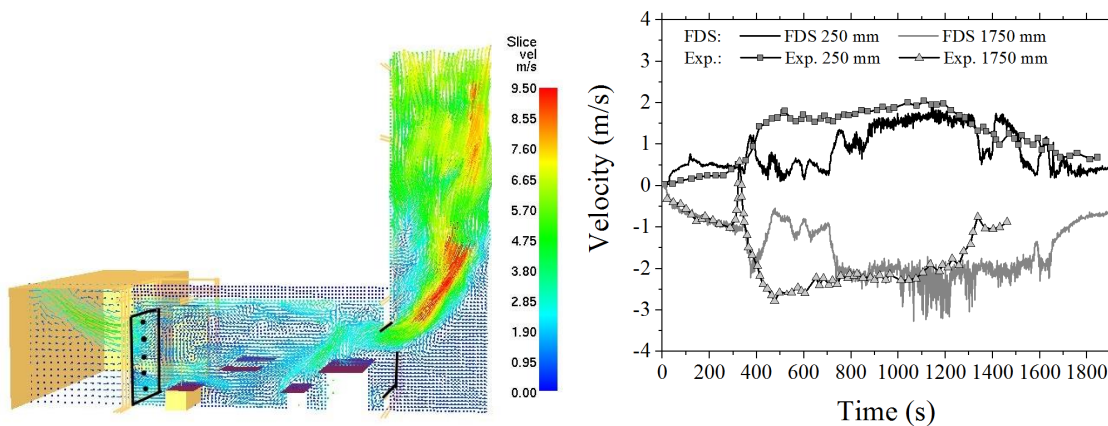


Figure 5-32. Velocity histories (right) at the center of the fire compartment door (left), at 250 mm and 1750 mm heights (FD test case).

5.4.4. EVF centreline temperatures

Predictions of the gas mixture temperature during the fully developed phase, 1000 s after fire initiation, are depicted in Figure 5-33, for both test cases; in Figure 5-34 the 540°C iso-surface is depicted. In the NoFD test case, the fire is sustained only by the air supply through the window, causing the flames to vent from the upper part of the window, while air is drawn in from its lower part. The effect of ventilation conditions is evident, since the upper hot gas layer inside the burn compartment in that case is considerably higher. On the other hand, in the FD case, it is evident that the additional air flow from the corridor through the door allows the flames to vent from almost the entire window opening area, resulting in considerable larger volume of unburned gases venting in the exterior domain, forming larger EVF and a stronger buoyant plume flow.

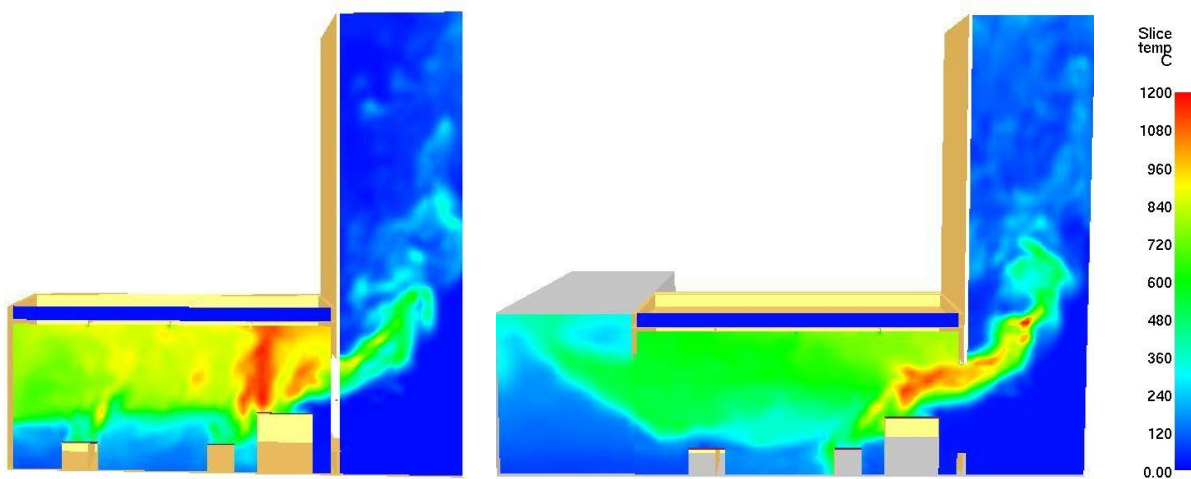


Figure 5-33. Predictions of gas mixture temperature ($^{\circ}\text{C}$), 1000 s after fire initiation, for test cases NoFD (left) and FD (right).

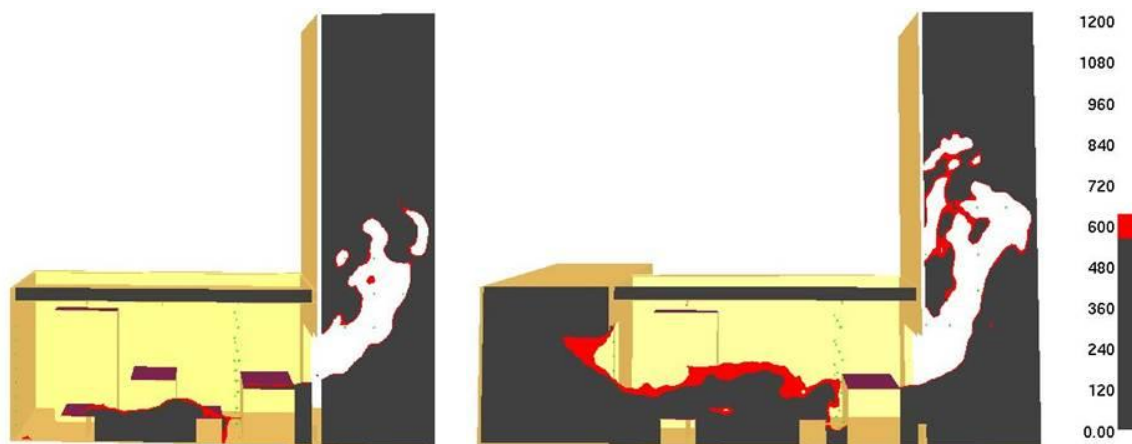


Figure 5-34. Predictions of gas mixture temperature (540 $^{\circ}\text{C}$ iso-surface), 1000 s after fire initiation, for test cases NoFD (left) and FD (right).

Numerical predictions of the EVF centerline temperatures are compared to experimental data in an attempt to evaluate the applicability and effectiveness of the numerical method to accurately predict centreline temperature in both NoFD and FD conditions. The measured and predicted EVF centerline values are essentially time-averaged values, over the duration of the experimentally observed CEF period. According to the experimental data, the CEF period for the NoFD and the FD test cases were observed at the time periods 945 s-1425 s and 1119 s-1399 s after fire initiation, respectively. CFD predictions of EVF centerline temperatures, Figure 5-35, indicate that good levels of qualitative agreement are observed in both the NoFD and FD test cases. Values obtained using the numerical methodology employed are not conservative (under-prediction compared to measurements) in the NoFD case. The significant under-prediction of the experimental data in the NoFD case, especially close to the window, may represent a potential risk when used for building design purposes.

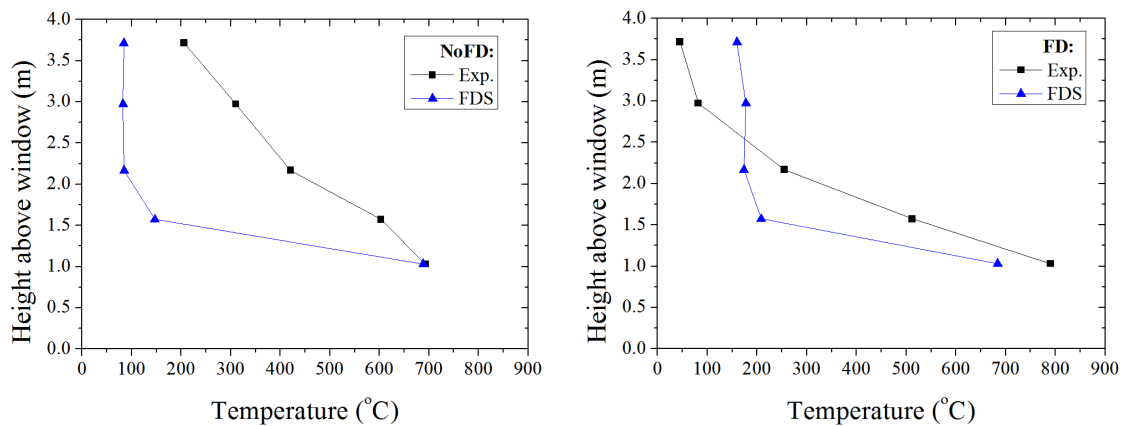


Figure 5-35. Predictions (FDS) and experimental (Exp.) values of EVF centreline temperatures, for test cases NoFD (left) and FD (right).

5.4.5. Thermal effects on the façade

The effect of ventilation conditions on the predicted temperatures at the façade wall is evident in Figure 5-36. As expected, the façade wall is directly exposed to a more intense EVF plume in the FD case, thus exhibiting higher temperature gradients. In the NoFD test case, the larger portion of combustion takes place in the interior of the fire compartment, thus resulting in a less intensified EVF plume that drifts further away from the façade and, therefore, exhibiting a reduced impact on the façade wall's temperature.

5.4.6. EVF envelope dimensions

Measured and predicted geometric characteristics of the EVF for both test cases are presented in Table 5-11. The presented computational data are averaged during the CEF period and as expected, the FD case results in larger shape and higher height of the EVF compared to the NoFD case. CFD predictions agree well with measurements of the maximum distance of the EVF from the façade; CFD simulations achieve a higher level of agreement in both the NoFD and FD cases. The numerical methodology yields

conservative (over-prediction of the measured values) approximation of the EVF projection. However, the height of the EVF from the top of the window is significantly under-predicted.

Table 5-11. Summary of determined values of EVF height and projection for the NoFD and FD test cases during CEF.

Test case	NoFD		FD	
	Exp.	FDS	Exp.	FDS
$L_{f,0.50}$ (m)	2.74-3.34	1.37	2.03	1.1
$2*L_H$ (m)	0.5-1.0	1.25	1.0-1.5	1.5

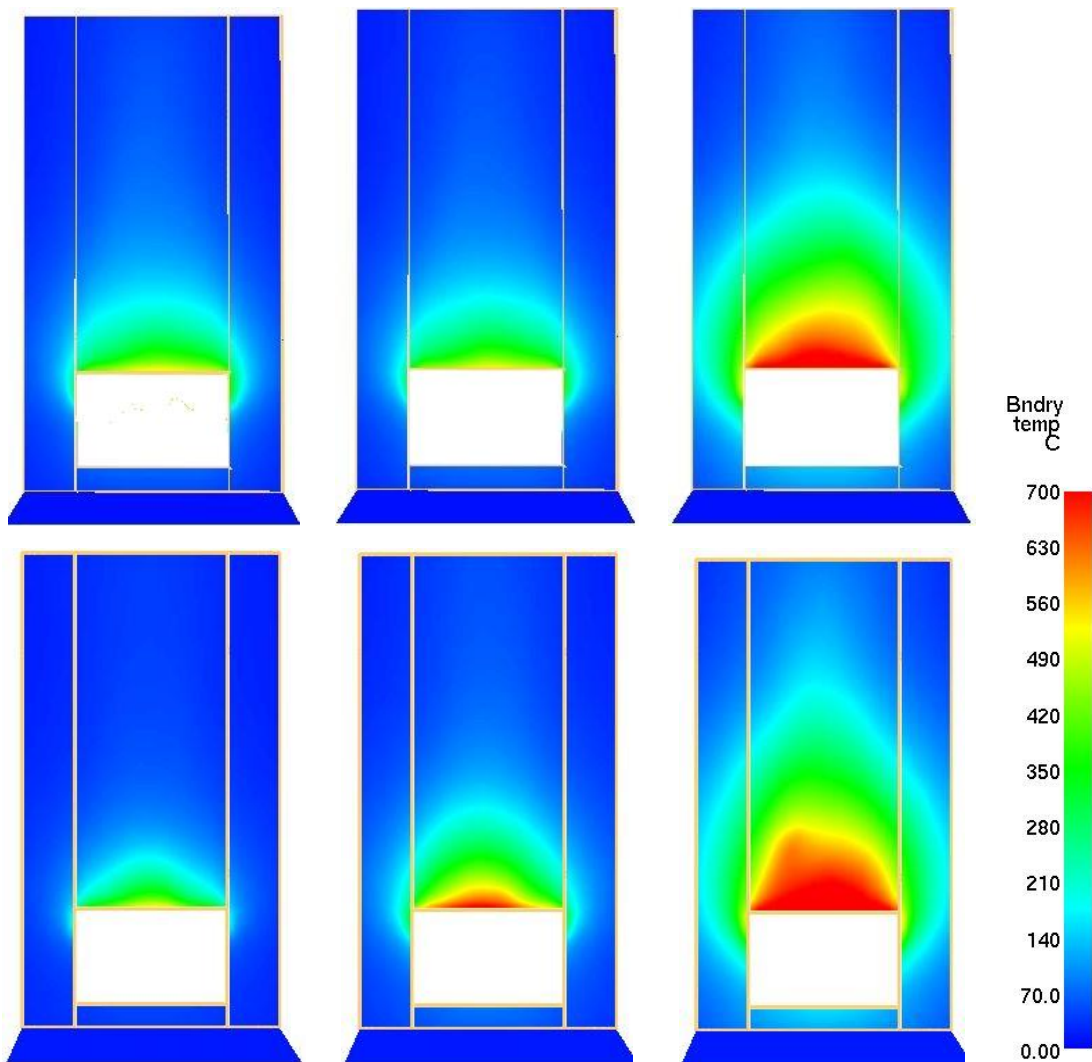


Figure 5-36. Predictions of facade wall temperature, 900s 1000 s and 1100 s after fire initiation (left to right) for test cases NoFD (top) and FD (bottom).

5.5. Concluding remarks

The dynamic nature of EVF requires the use of advanced modeling methodologies, capable of describing the relevant physical phenomena in sufficient detail; the commonly used prescriptive methodologies are based on a phenomenological approach that exhibits certain limitations, especially when unusual structures are considered, as presented in detail in Chapter 1.

Numerical tools may provide significant assistance to the fire safety engineering analysis of EVF, by offering the opportunity to obtain an in-depth view of the spatial and temporal distribution of important physical parameters such as velocity, gas temperatures, wall temperatures, heat flux etc. The ability of currently available CFD tools to adequately describe EVF is assessed in the current chapter, using in-house experimental measurements of a medium- and large-scale compartment-façade configuration exposed to realistic fire conditions found in literature. The obtained predictions are compared to available experimental data; good qualitative and, in certain cases, quantitative agreement is observed.

The overall qualitative assessment of the employed numerical methodologies for the estimation of EVF geometric and thermal characteristics in both medium- and large-scale compartment façade configurations under both NoFD and FD conditions is presented in Table 5-12. Overall it can be concluded that:

- In the **interior of the fire compartment**, good qualitative and occasionally quantitative agreement is observed for the average gas temperatures in medium-scale configurations under OV conditions. But this is not the case for medium-scale configurations under OV conditions and large-scale configurations under both OV and UV conditions. Nevertheless, in nearly all conditions, with the exception of medium-scale configurations under UV conditions, maximum compartment temperatures can be accurately predicted using the numerical methodology.
- The numerical methodology yields conservative predictions of the **EVF plume projection** in both medium- and large-scale configurations. However, the **EVF plume height** from the top of the window is significantly under-predicted in all cases with the exception of UV medium scale NoFD compartment façade configurations. **EVF plume width** experimental data were only available in the medium-scale experimental data and conservative calculations are only provided for UV medium scale NoFD compartment façade configurations.
- Concerning the **EVF centreline temperature** and the resulting **temperature at the exposed surface of the façade**, good quantitative agreement is observed, especially at lower heights near the opening. Nevertheless, FDS generally under-predicts experimental values under OV conditions in medium-scale and UV conditions in large-scale configurations.
- Measured **heat flux values at the exposed surface of the façade** are generally lower than CFD predictions in all UV medium-scale configurations, as imposed by the EVF centerline temperatures. The performance of the numerical methodology in estimating EVF gas temperatures and heat flux to the adjacent façade is improved in higher fire loads.
- Treating fuel mass loss rate as a solution variable rather than a direct input did not result in improved prediction accuracy since in this case FDS failed to accurately predict the duration and intensity of the fire event. One of the possible ways to control the flame extinction in the interior of the fire compartment is to manually modify the critical flame temperature in order to prevent increased burning near the opening. In FDS, the critical flame temperature concept is used to estimate the local ambient oxygen concentration at which extinction occurs. The value used in the

performed simulations is 1327°C (Hurley, 2016), a value representing combustion of typical hydrocarbon fires. In addition, as already mentioned, in FDS, the combustion model assumes that fuel and oxygen burn instantaneously when mixed. This assumption may not be appropriate for incomplete combustion that commonly characterizes under-ventilated compartment fires.

- Generally, in large-scale configurations, the performance of the numerical methodology is considerably improved when FD conditions are considered.
- In medium-scale configurations, the numerical methodology can be safely used under UV conditions.

Generally as observed, though good qualitative and, in certain cases, quantitative agreement is observed, CFD results cannot be always safely used for the EVF characterization.

Table 5-12. Qualitative assessment of the employed numerical methodologies for the estimation of EVF geometric and thermal characteristics under NoFD and FD conditions.

Characteristic	Medium scale				Large scale			
	NoFD		FD		NoFD		FD	
	OV	UV	OV	UV	OV	UV	OV	UV
Average fire compartment temperature	√	×	N/A	N/A	N/A	×	N/A	×
Peak fire compartment temperature	√	×	N/A	N/A	N/A	√	N/A	√
Velocity at the center of the fire compartment door	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	√
EVF height	×	√	N/A	N/A	N/A	×	N/A	×
EVF width	×	√	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
EVF projection	√	√	N/A	N/A	N/A	√	N/A	√
EVF centreline temperature	×	√	N/A	N/A	N/A	×	N/A	-
Temperature at the exposed face of the façade wall	-	√	N/A	N/A	N/A	×	N/A	-
Heat flux at the exposed face of the façade wall	-	√	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A

√ : Conservative (over-prediction) × : Non-conservative (under-prediction) - : Inconsistent behavior

CHAPTER 6: Experimental investigation of the fire behavior of the "ventilated façade" system

6.1. Introduction

Primary energy use in buildings accounts for approximately 40% of the total annual energy consumption and CO₂ emissions in the European Union. There is a large variety of construction techniques and materials available that can be used to improve the energy efficiency of buildings. Aiming to significantly reduce the total building energy demand, a range of systems that make use of renewable energy sources, such as solar energy, have been developed. One such system is the opaque ventilated façade (or rainscreen) concept, which is used to take advantage of the incident solar radiation on the building's façade. The ventilated façade (VF) system is essentially a double-wall construction, comprising an external lightweight cladding panel and the building's façade (outdoor side of the external wall), c.f. Chapter 1; these two layers are separated by an air cavity. The external cladding panel is heated by the incident solar radiation, thus heating the air in the cavity; the heated air flows upwards, due to thermal buoyancy (natural convection). Ambient air is allowed to enter and exit the cavity through ventilation openings in its lower and upper side. The upwards air flow developing in the air cavity provides a range of advantages in terms of energy consumption for heating and cooling, as well as prevention of moisture penetration. VF systems may be installed both in new and existing buildings (energy refurbishment).

VF systems were initially designed in order to protect buildings against rain and wind, enhancing wall durability and, eventually, improving energy performance. The system's energy performance is owed to the existence of the air cavity between the building's wall and the external cladding. Due to the incident solar radiation, the external cladding panel is heated, thus heating the air in the cavity; the heated air flows upwards, due to thermal buoyancy (natural convection), Figure 6-1 (left). Ambient air is allowed to enter and exit the cavity through ventilation openings in its lower and upper side. The air movement through this air cavity, due to the "chimney effect", contributes to limiting the appearance of moisture from rain or condensation. In the case of hot weather conditions, the amount of heat absorbed by the building can be reduced due to the partial reflection of solar radiation by the external coating and the air gap. As a result, ventilated façade systems are earning increasing recognition in contemporary architecture since they may be installed both in new and existing buildings (energy refurbishment).

Literature reports on VF systems focus mainly on investigating their behavior in terms of energy consumption reduction; there are only scarce reports on the fire behavior of such systems. However, during a fire event, VF systems may contribute to fire spreading on the facade, representing a significant risk to the upper floors of a building, especially in the case of externally venting flames (EVF). The "chimney effect" in such a case poses a severe threat, as the air cavity may serve as a pathway for the fire to spread beyond the room of fire origin, Figure 6-1 (right). Although several authors have highlighted the effect of the façade geometric characteristics on EVF development and propagation (Yokoi, 1960; Oleszkiewicz, 1989) there are scarce reports focusing on façade ventilated cavities, such as double skin facades (Chow, 2003; Chow and Hung, 2006; Chow, 2014), and more particularly on VF systems (Jeffs et al., 1986; Giraldo et al., 2013).

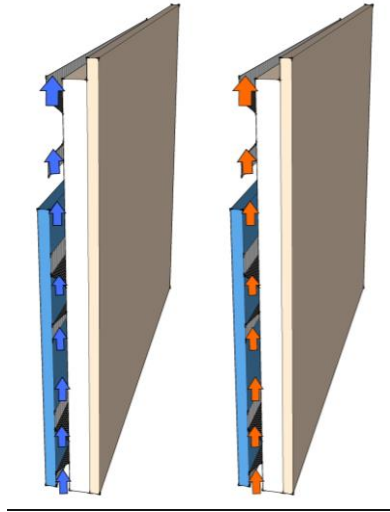


Figure 6-1. Ventilated façade system; “chimney effect” (left) and flames and hot gases pathway during a fire event (right).

Once the fire enters the air cavity, the hazards associated with fire spreading depend on the following factors (Giraldo et al. 2013):

- **Thermal properties of insulation:** The fire intensity increases when combustible insulation materials are used.
- **Structure of the façade:** The temperature within the fire envelope may achieve a local temperature exceeding 600°C. Regardless of the external panel construction, if the fire enters the cavity and comes into contact with the metal substructure, the latter may lose its strength and integrity as it is heated; under prolonged fire exposure conditions, the railing system could melt and may lead to localized system collapse.
- **Cavity shape and “chimney effect”:** The fire spread in a VF system occurs through the windows and the air cavity. This may occur simultaneously. When flames are confined by the cavity, they may become elongated as they seek oxygen and fuel to support the combustion process. This phenomenon, closely associated with the “chimney effect”, may lead to flame extension up to ten times greater than that of the fire plume spreading through the windows, regardless of the materials used as insulation. This may enable fire to spread quickly and unseen through the external cladding system, if appropriate fire barriers have not been provided.
- **Vulnerable areas:** The window and door frames may provide a direct entry route to the air cavity. These are usually made of aluminum or PVC and lack fire barriers or seals.

Preventing fire spread in the air cavity is crucial. The use of fire stops may prevent fire spread through the air cavity but currently there is a lack of test standards to support selection of appropriate fire stops. In this context, the main scope of this work is to investigate the underlying phenomena affecting fire behavior characteristics of the VF system, by means of a large-scale compartment-façade fire test.

6.2. Large scale experimental setup

Aiming to investigate the fire behavior of the VF concept a large-scale natural fire test was performed (Figure 6-2 and 6-3). Figure 6-4 presents a schematic drawing of the large scale compartment-façade experimental apparatus. The timber frame compartment was lined with two layers of 12.5 mm fire resistant gypsum plasterboards. The internal dimensions of the test compartment measured 1760 mm x 800 mm x 2100 mm. The compartment exhibits a single opening (window), measuring 765 mm x 1100 mm and providing the required ventilation. The external façade wall measured 2614 mm x 5230 mm. The window is located on the S side; the distance of the window sill from the compartment's floor is 940 mm. The façade surface is formed using commercial 15 mm thick gypsum plasterboard; timber studs and battens are used to support the façade on top of the compartment, Figure 6-5. The external cladding panels, comprising 12.5 mm thick cement boards covered by a 5 mm thick layer of plaster coating, are supported using perforated steel studs, at distances as indicated in Figure 6-6; the width of the air cavity formed between the two layers is 25 mm. An opening on the upper side of the widow frame (lintel) supplies ambient air to the air cavity, following the construction practice used in commercial solutions; the other 3 sides of the window frame are closed, Figure 6-7.



Figure 6-2. Photographs of the large scale compartment façade configuration: front and side view.

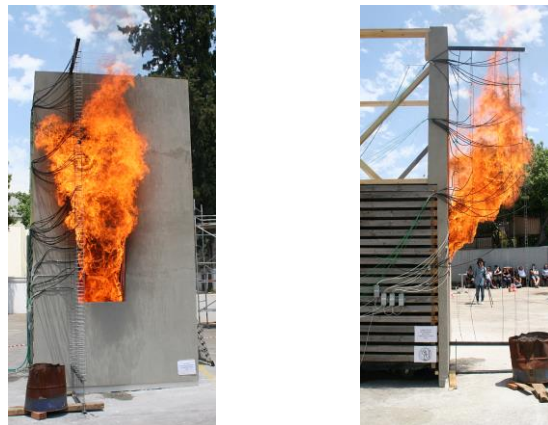


Figure 6-3. Indicative photos of the fire test configuration and the experimental setup.

CHAPTER 6: Experimental investigation of the fire behavior of the "ventilated façade" system

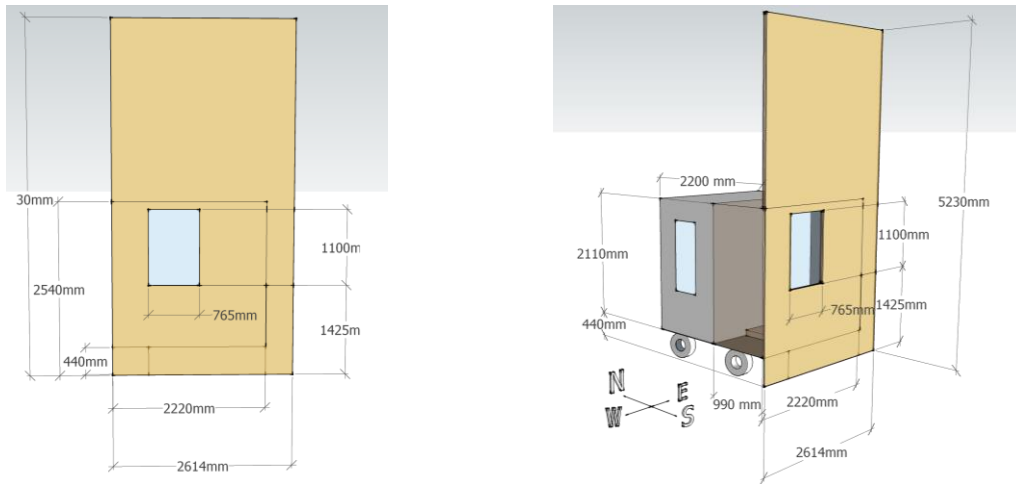


Figure 6-4. Schematic drawing of the large scale compartment façade configuration.

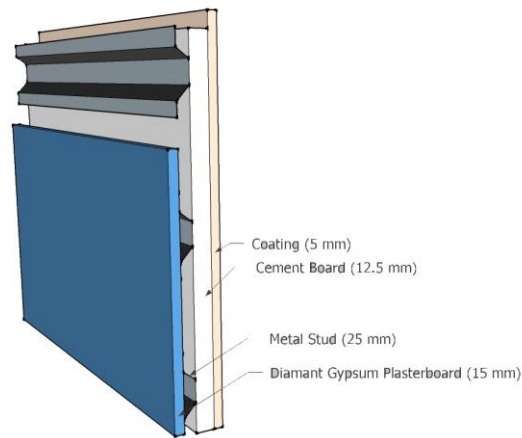


Figure 6-5. Schematic drawing of the façade wall assembly configuration (left) and stud geometry (right).

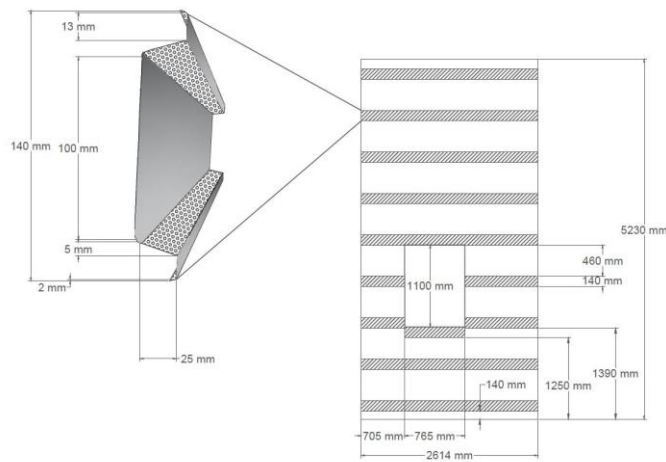


Figure 6-6. Schematic drawing of the façade wall assembly configuration (left) and stud geometry (right).



Figure 6-7. Construction details of the upper side of the window opening before (left) and after (right) the positioning of the cement board.

6.3. Sensors and data acquisition system

An extensive set of sensors was installed both inside and outside the test compartment, aiming to record the temporal variation of several important physical parameters (gas and wall surface temperatures, gas velocities, mass loss rate). Emphasis was given to the characterization of the temperature environment adjacent to the façade wall along the height of the EVF plume. Towards this end, 30 K-type thermocouples, 1.5 mm in diameter were used to measure gas temperatures in the vicinity of the flame, whereas 34 additional K-type thermocouples were installed at various heights along the façade, aiming to record wall surface temperatures at the exposed and unexposed sides of the VF system panels, as well as the thermal field developing inside the air cavity. Figure 6-8 depicts the positioning of the thermocouples at each different layer along the VF system. Positions “1” and “2” correspond to the unexposed and exposed surface of the internal gypsum plasterboard. Position “3” records temperatures at the middle of the air cavity and finally positions “4” and “5” correspond to the unexposed and exposed surface of the external board, consisting of the cement board and the plaster coating, Figure 6-9.

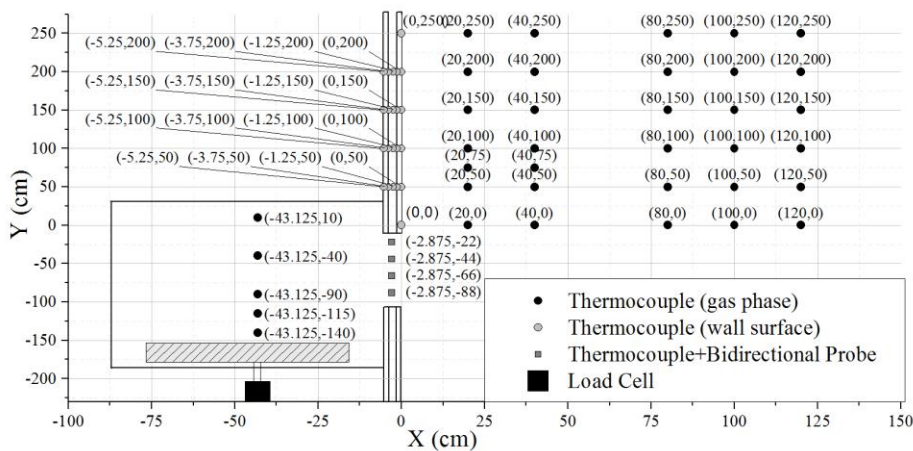


Figure 6-8. Layout of the large-scale compartment façade configuration, giving measurement equipment positioning.

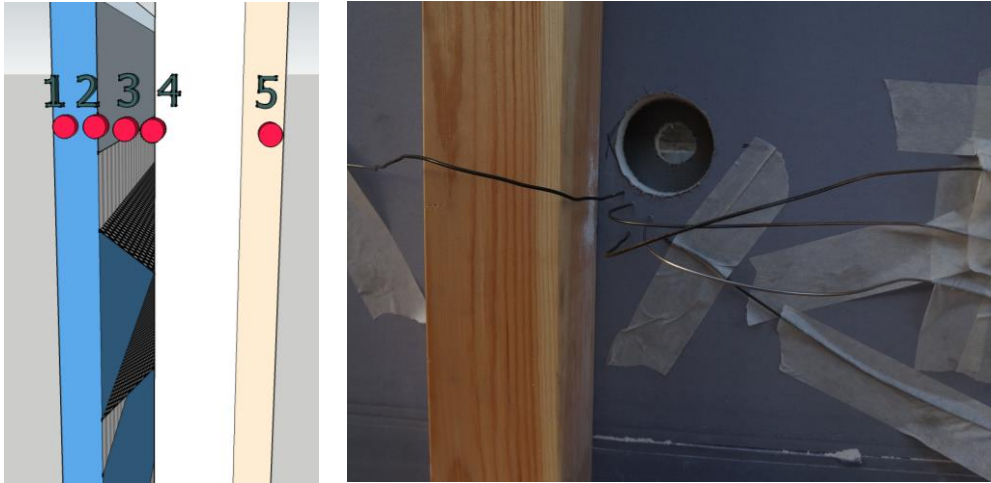


Figure 6-9. Positioning of the thermocouples at each different layer along the VF system (left) and representative photography of the non-exposed surface of the VF system (right).

Although emphasis was given on EVF characteristics (the construction details of the thermocouple positioning at the exterior of the fire compartment are depicted in Figure 6-10), the internal compartment thermal conditions were also investigated. Towards this end, 5 K-type thermocouples, located at different heights at the geometrical centre of the compartment and 4 thermocouples vertically distributed at the centreline of the opening, were used to monitor the temperature profiles developing at the interior of the fire compartment, Figure 6-11. The recorded thermocouple data, obtained at the interior of the compartment, were corrected for radiation using a “post-processing” methodology as presented in Appendix A (Kolaitis et al., 2014). All thermocouples measurements were recorded using a Universal Data Logging Interface designed in LabView software; the sampling frequency was 1 s.



Figure 6-10. Construction details of the thermocouple positioning at the exterior of the fire compartment.

In addition, measurements of velocity of gases entering and exiting the fire compartment through the window were acquired with a vertical array of four in-house built bidirectional probes placed on the centreline of the window, supplemented by thermocouples located at the same positions, as shown in Figure 6-12. This arrangement allowed the velocity results measured with the bi-directional probes to be temperature compensated.

Bidirectional probes measure the flow velocity of a fluid using a pressure differential. This device possesses two features ideally suited for application in fire research, in addition to being as rugged as a stainless steel pitot-static tube: angular insensitivity (measurements are accurate at a maximum angle of 50 degrees between the tube and the air flow), which allows a more accurate assessment of velocity where flow angles are difficult to predict; and secondary, owing to its symmetric nature, the probe responds to flow in either direction. This bidirectional property allows the probes to be located without prior knowledge of flow direction. The probe responds correctly when the flow at a point reverses its direction, e.g. when the opening neutral plane is lowered as a room fills during the build-up of a fire or when transient recirculation is occurring.

The probe consisted of a section of circular stainless steel tube of a 22 mm diameter with a barrier midway between the end points, which divided the tube into two chambers. The upstream chamber senses the pressure closer to the stagnation pressure of the flow. The downstream chamber senses a pressure slightly below the static pressure of the flow. The pressure sensing lines were tapped with silica hoses and led to an Omega PX277-0.1D5V differential pressure transducer which in turn was connected to the data logger. Conversion of the raw bi-directional velocity probe has been performed according to the work of McCaffrey and Heskestad on the design and calibration of bidirectional low-velocity probes for flame and fire applications (McCaffrey and Heskestad, 1976). The calculation procedure to obtain velocity values from the bi-directional probes is as follows:

- Initially, the gas density (ρ) is obtained based on each measurement position temperature.
- The pressure differential (ΔP) is calculated based on the differential pressure transducer voltage output (V). The settings of the pressure transducer and ΔP used in the current thesis are illustrated in Table 6-1.
- Finally the velocity is calculated according to Equation 6-1, assuming that the gas is acting as an ideal gas. K is assumed 1.08 based on McCaffrey and Heskestad research (McCaffrey and Heskestad, 1976). The probe positioned @(-2.875,-88) as depicted in Figure 6-8 was set at one-directional mode to increase accuracy.

$$Velocity(m/s) = \frac{1}{K} \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho}} \quad (6-1)$$

Table 6-1 Summary of the differential pressure transducer settings.

Values	Bidirectional mode	One-directional mode
Maximum pressure	-12.45 to 12.45 Pa	0 to 24.9 Pa
Accuracy	± 1.0 % Full Scale	± 1.0 % Full Scale
Voltage output (V)	0 to 5 V for -12.45 to 0 Pa 5 to 10 V for 0 to 12.45 Pa	0 to 10 V for 0 to 24.9 Pa
Pressure differential (ΔP)	2.49V-12.45	2.49V



Figure 6-11. Positioning of the thermocouples at the interior of the fire compartment, indicative picture of the non-exposed side of the south compartment wall (left) and their positioning at the geometrical center of the room (right).



Figure 6-12. Positioning of the bidirectional probes at the centreline of the window (left) and their connection with the differential pressure transducers placed in the west compartment wall (right).

A stainless steel rectangular pan, measuring 700 mm x 700 mm x 250 mm, was installed at the geometrical centre of the room, 100 mm above the compartment floor in order to hold the 56.7 kg of

liquid fuel; n-hexane was used as the liquid fuel of choice. The lower heating value of the n-hexane used in the tests was estimated, using an isoperibolic oxygen bomb calorimeter (ASTM D240-14), to be 43521.17 kJ/kg. The fuel mass was continuously monitored using a load cell, exhibiting a 2 mV/V sensitivity at a capacity of 500 kg, installed under the pan. This "expendable" fuel source was employed to better simulate realistic building fire conditions. The fire load and opening dimensions were selected in order to establish strongly under-ventilated fire conditions, thus ensuring the development of an EVF. Assuming an ideal 100% combustion efficiency and using the measured heating value of n-hexane, the average fire power during the fully developed fire stage (100-800s) was calculated to be approximately 2.76 MW.

Variations in EVF shape and position are recorded using 2 video cameras positioned opposite the facade, at a distance of 8.60 m, and at a right angle to the opening, at a distance of 9.40 m, at 30 frames per second. The obtained measurements provide a detailed physical description of the main characteristics of the turbulent, reactive and multi-component flow-field developing inside and outside the test compartment, as well as at the various layers of the VF system. A thermal camera was positioned 8.60 m away from the apparatus facing the façade to record additional information regarding the thermal response of the façade surface.

6.4. Data processing

6.4.1. Fuel consumption rate

Mass loss rate (MLR) is an important parameter in the evaluation of fire hazards. The combustion rate of a pool fire in a compartment is influenced by a variety of parameters such as ventilation, radiation from the surrounding walls and thermal characteristics of the exposed rim above the fuel (Thomas et al., 2007; DiNenno et al., 2002). An almost constant fuel combustion rate can be observed throughout the experiment duration, Figure 6-13. The pool fire is observed to burn steadily until it enters the decay stage after approximately 850 s. The rather noisy signal is attributed to the increased turbulence at the interior of the compartment.

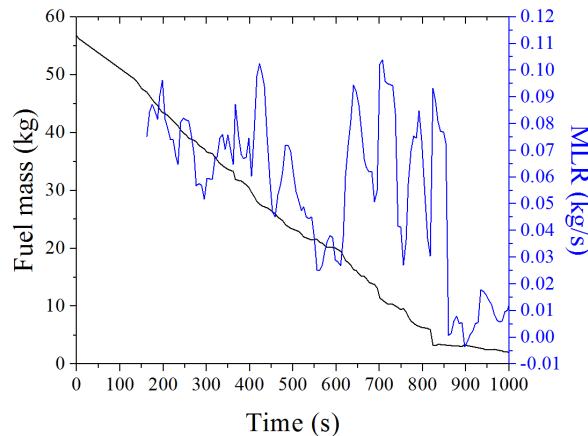


Figure 6-13. Measurements of fuel mass and instantaneous fuel mass consumption rate.

6.4.2. Gas temperature

Gas temperature evolution inside the compartment ($x = -457.4$ cm) is depicted in Figure 6-14. The three characteristic stages of fire growth, quasi steady state (corresponding to fully developed fire conditions) and decay phase, typically encountered in compartment fires, can be easily identified. As shown in Figure 6-14, temperatures at all heights increase rapidly after ignition and only the temperature at the lowest position just above the fuel pan decreases to a low temperature, at approximately 600°C , during the quasi-steady case. This is because the particular thermocouple was quickly heated up by the flame after ignition but temperature decreased as the flames inclined towards the window.

Generally, during fully developed fire conditions the gas temperature at the interior of the compartment fluctuates at a steady value while remaining practically constant. Those slight fluctuations are due to the severely turbulent flow-field established inside the compartment. As expected, gas temperature values increase with increasing height; maximum values in the interior of the compartment reached 1100°C .

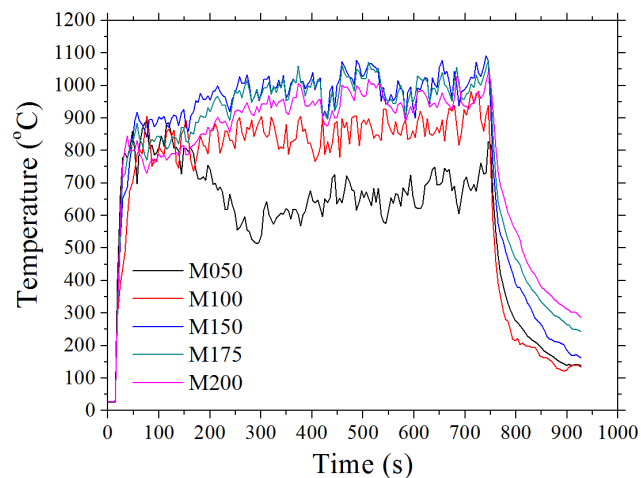


Figure 6-14. Temporal evolution of temperatures at the interior of the compartment at various heights.

6.4.3. Opening flow velocity

Velocity measurements at the centerline of the window at positions 22 cm, 44 cm, 66 cm and 88 cm, Figure 6-8 below the window lintel are depicted in Figure 6-15. Positive values, recorded constantly at the two measurement locations closest to the window lintel (-22 cm and -44 cm), correspond to gaseous combustion products, unburnt fuel and smoke exiting through the upper part of the opening. Negative velocity values, recorded close to the window sill (-88 cm) suggest ambient air entrainment into the fire compartment through the lower part of the opening.

Velocities measured at a distance of 0.66 from the window lintel do not exhibit a consistent sign, being sporadically either positive or negative, thus suggesting that this location is close to the opening's neutral plane. Peak combustion products exit velocities reach 4 m/s, whereas air entrainment velocities are, generally, not higher than 2 m/s. Intense velocity fluctuations are observed both in the entering and exiting flows; these are mainly attributed to the turbulent characteristics of the flow, as well as to the ever-changing ambient conditions (external wind velocity magnitude and direction).

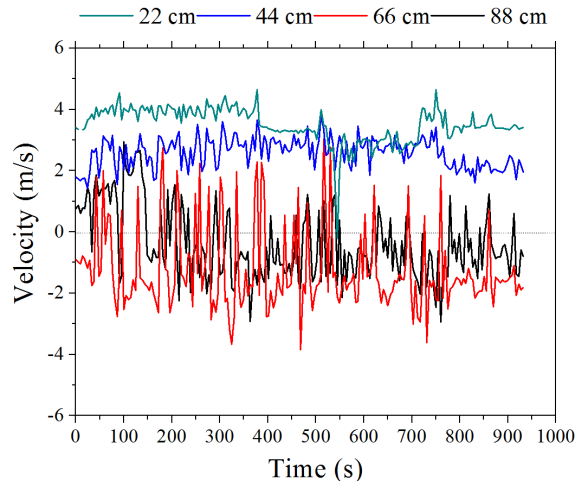


Figure 6-15. Velocity histories at the centreline of the opening at indicated heights below the window lintel.

6.4.4. Flame shape and dimensions

A representative EVF time line during the experiment is depicted in Figures 6-16 and 6-17 respectively at successive times; stages of internal combustion and continuous EVF can be observed. During the initial stages of fire development, where there is enough oxygen in the compartment, combustion is limited in the interior. As soon as the oxygen is depleted, flames stretch in the horizontal direction, gradually spreading over the ceiling. At approximately 120 s after fire initiation, EVF start emerging from the opening due to the expansion of the buoyant turbulent flame at the interior of the compartment. Throughout this latter stage, an oscillating behaviour of EVF is observed and EVF volume is highly fluctuating depending on external wind direction.

Flames are projected from the fire compartment approximately at an angle of 45° to the horizontal through the upper half of the opening and bend upwards, Figure 6-17. At specific instances, the EVF tend to curl back, due to peripheral air entrainment and impinge upon the wall above the opening. The EVF itself acts as a radiation source and as it evolves towards the surface of the façade it imposes a convective heat flux. The façade absorbs heat from the plume and the exposed surface temperature may reach up to 500°C (Figure 6-18).

6.5. Results

6.5.1. EVF envelope dimensions

The in-house developed fire detection image processing tool (c.f. Appendix B), as previously used in for analyzing experimental and numerical images in Chapters 4 and 5, has been also applied for the analysis of the EVF behavior in this large-scale experiment. Figure 6-19 illustrate the spatial distribution of the flame intermittency; image artifacts on the left of the front side view are owed to the presence of the thermocouple trees positioned at the exterior of the experimental configuration. As observed in the under ventilated medium scale experiments in Chapter 4, the EVF envelope tends to assume an elliptical shape.

CHAPTER 6: Experimental investigation of the fire behavior of the "ventilated façade" system

As the EVF plume emerges out from the entire window width, it tends to curl back to make contact tending to re-attach to the façade external surface.



Figure 6-16. EVF development at 2.5 min intervals (front view).



Figure 6-17. EVF development at 2.5 min intervals (side view).

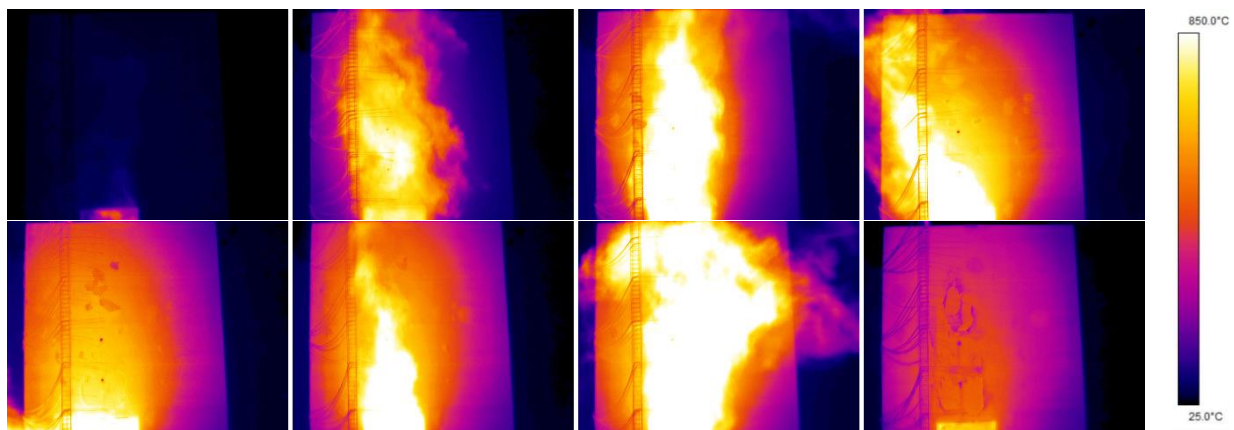


Figure 6-18. Thermal camera images of the front side of the façade at 2.5 min intervals.

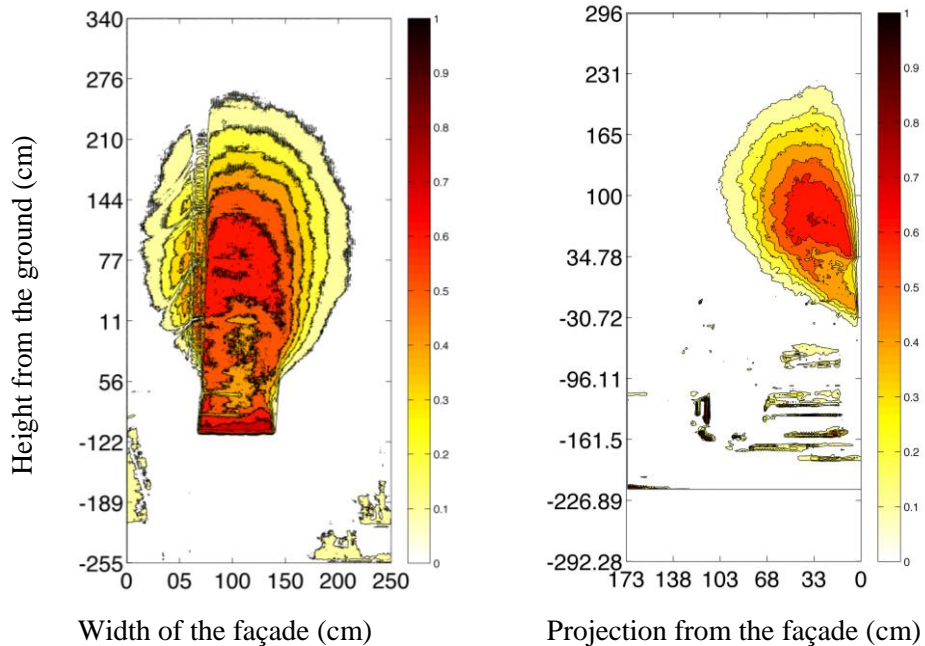


Figure 6-19. Front and side views of flame intermittency contours.

Figure 6-20 (left) illustrates the methodology followed to estimate the "intermittent flame" region height, $L_{f,0.50}$. The variation of time-averaged flame intermittency with height, at the centreline of the flame, is depicted; flame intermittency decreases with height from higher values to smaller values (in the intermittent flame region) until zero values are reached. The mean flame height is assumed to be equal to the largest height value where 50% flame intermittency is observed; this point is marked with an asterisk. The temporal evolution of the instantaneous EVF height, expressed via the $L_{f,0.50}$ at the EVF centreline, is illustrated in Figure 6-20 (right). The IF phase duration is approximately 50 s and no IFE phase is observed as EVF plume is continuously sustained after its ejection from the window. EVF plume is observed to consistently covering the region above the opening during this CEF period.

The EVF width (w_f) and projection ($2*L_H$) were estimated using the time-averaged values of the flame intermittency at a height 1.0 m above the window lintel. Figure 6-21 depicts schematically the variation of flame intermittency as a function of the horizontal distance from the façade and projection was assumed to be equal to the largest distance from the façade where 50% flame intermittency is observed (marked with an asterisk in Figure 6-21, right). EVF width is calculated as the difference between the maximum and minimum value of width where 50% flame intermittency is observed (marked with two asterisks in Figure 6-21, left). A summary of the estimated values for the EVF height at the "continuous" ($L_{f,0.95}$), "intermittent" ($L_{f,0.50}$) and "far field" ($L_{f,0.05}$) regions, width (w_f), projection ($2*L_H$) and EVF probability (P) is presented in Table 6-2.

6.5.2. Centreline temperature

Temperature contour plots shown in Figure 6-22 assist in determining the spatial distribution of the EVF-induced thermal field developing outside the compartment. The depicted data were obtained by linear

interpolation of the temperature measurements obtained at the exterior of the fire compartment. Four characteristic instances have been chosen, namely at 210 s (initial IF period), 420 s (fully-developed CEF period), 630 s (fully-developed CEF period) and 840 s (fire decay stage), in order to assess EVF characteristics throughout the duration of the fire event. In addition, in order to acquire an overall characterization of the EVF, time averaged data, throughout the entire duration of the fire test, are also depicted.

Calculated EVF dimensions according to EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002) are depicted in the form of dashed black lines. As expected, peak temperature values, up to 900°C, are observed at the vicinity of the opening, close to the façade surface ($x=0$ cm), at a region just above the window lintel ($z=0$ -100 cm) where the EVF is established. EVF temperatures gradually decrease with increasing height and distance from the opening. EVF dimensions calculated using the EN 1991-1-2 methodology slightly underestimate EVF projection as depicted in the time averaged temperature contour plot.

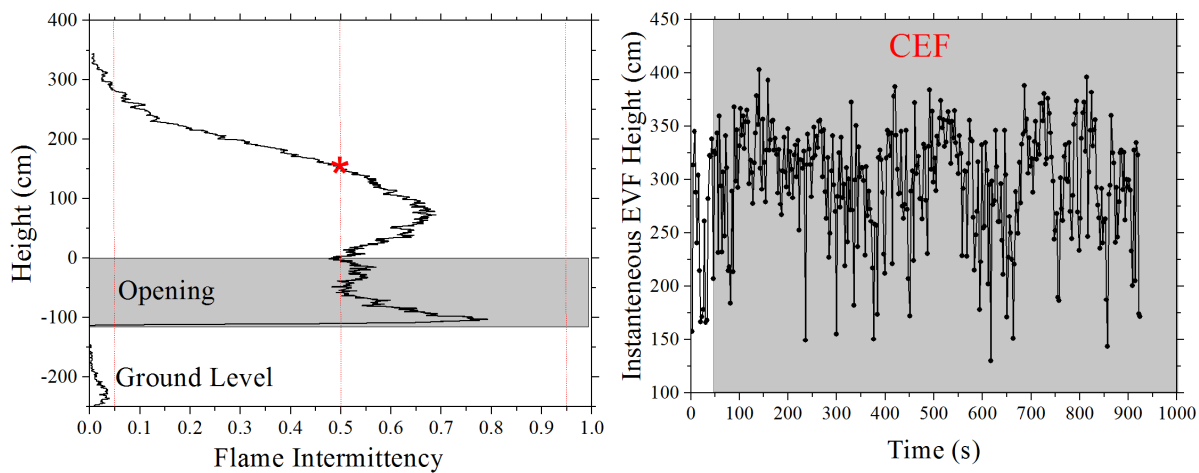


Figure 6-20. Determination of mean flame height using experimental data (left) and temporal evolution of instantaneous flame height (right).

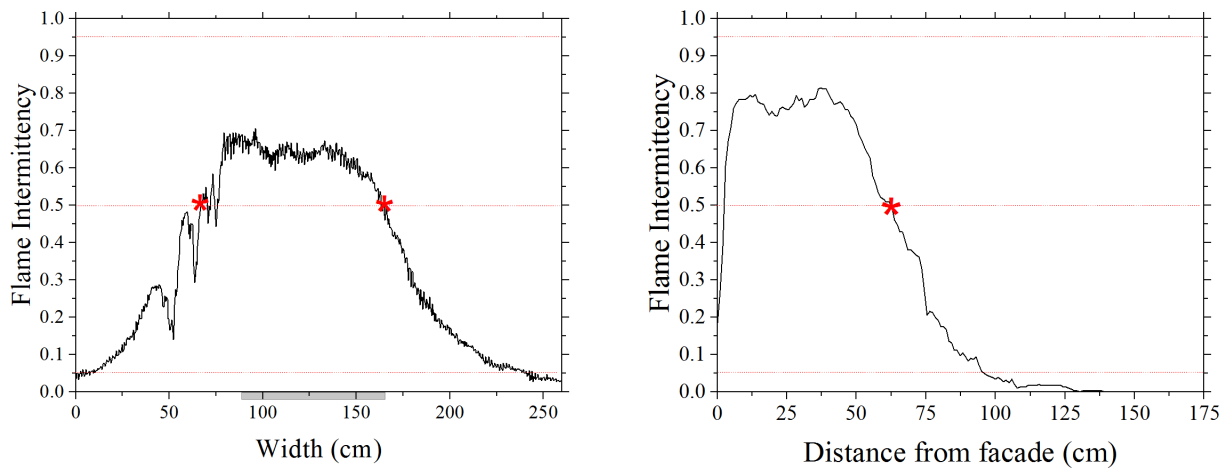


Figure 6-21. Determination of mean flame width (left) and projection (right) using experimental data.

Table 6-2 Summary of experimentally determined values of EVF height, width and projection.

Test duration (s)	850
CEF (s)	800
$L_{f,0.05}$ (m)	2.55
$L_{f,0.50}$ (m)	1.36
$L_{f,0.95}$ (m)	-
w_f (m)	0.96
$2*L_H$ (m)	0.62
P (-)	0.94

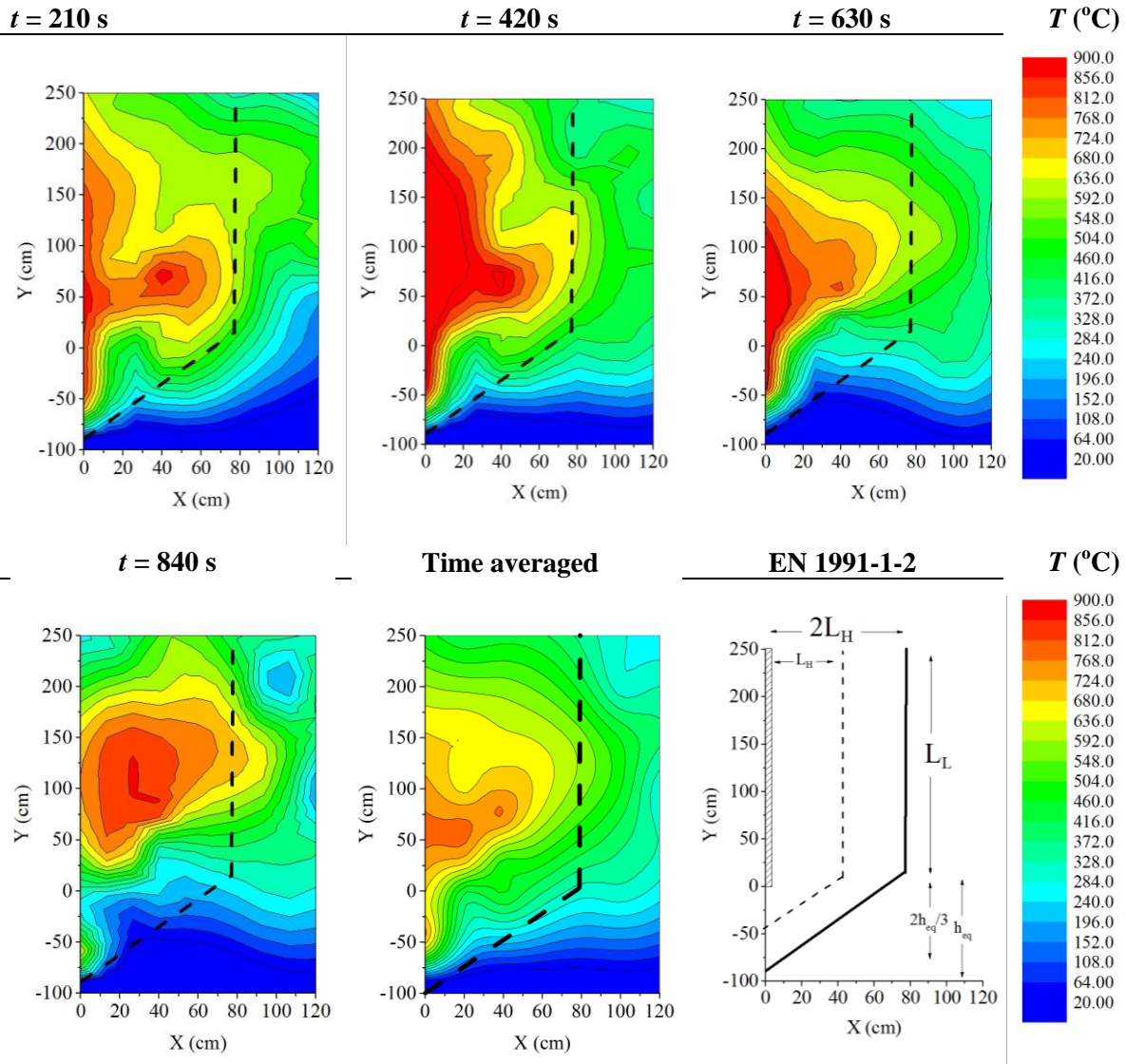


Figure 6-22. Temperature contours at the centreline plane perpendicular to the façade at various time instances and time-averaged throughout the duration of the experiment.

6.5.3. Façade temperature profiles

Temporal evolution of the temperature measurement at the VF system faces is depicted in Figure 6-23 at the measurement positions indicated in Figure 6-8. On the unexposed face of the VF system (position 1) temperatures increased slowly during the first 200 s and remained constant throughout the duration of the test. According to the Australian Standard AS1530.4, a plasterboard wall fails when the maximum temperature rise (above the ambient temperature) of the ambient facing side (unexposed side) exceeds 180°C (Clancy, 2002). Taking into account this criterion, it is safe to assume that the VF system proved to sufficiently sustain the 900 s fire exposure as in all measurement positions, the temperature of the unexposed face did not surpass 180°C. Furthermore, gypsum plasterboards exposed to fire are considered to exhibit mechanical failure when cracks or openings are observed through the wall (Manzello et al., 2007); after the fire test conducted, no visual observation of cracks was made at the internal façade wall (gypsum plasterboard).

Temporal profiles of temperatures across the various layers of the VF system exhibit similar qualitative characteristics for all measurement heights. In general, temperatures are constantly increasing until shortly after the end of the fully-developed fire stage (850 s), when the EVF is diminished and temperatures at the VF system begin to decrease. As expected, maximum temperature values are observed at the exposed surface ($x = 0$ mm), whereas they are gradually decreased with increasing distance from the façade face ($x < 0$ mm).

As depicted in the sudden increase in temperature measurements in the air gap (position 3) at 50 cm height, when EVF start to emerge from the opening the flame heats the top part of the opening. Subsequently, the exposed surface of the gypsum plasterboard (position 4) is instantly heated, but as EVF progressively evolve at the exterior of the compartment a considerable portion of the hot gases tend to exit from the upper part of the opening rather than through the air gap above the window lintel. Temperature values vary depending on the measurement position, becoming progressively higher as positions increase in height from 50 cm to 200 cm above the window lintel. From visual observation it was noted that flames did not pass through the air gap, only hot vitiated gases.

The thermal field developing due to the emergence of the EVF imposes a severe thermal loading on the exposed façade surface. However, due to the multi-layered construction of the VF system temperatures at both faces of the "main" façade ($x = -42.5$ cm and $x = -57.5$ cm) remain lower than 140°C in all cases, thus suggesting that the VF system essentially protects the building façade from direct exposure to the emerging EVF.

It is evident that even though combustion products and unburnt fuel vapours may manage to enter the air cavity, no consistent flaming is observed. Gas temperatures inside the cavity are gradually increasing, being less than 100°C for the first 8 min (480 s). Temperatures at the lowest measuring position ($z = 50$ cm) reach 280°C shortly after the end of the fully-developed fire stage; this may be attributed to the partial failure of the perforated metal inset used at the bottom opening of the air cavity close to the window lintel. The reported temperature measurements, assisted by visual observations during the fire test, suggest that the air cavity of the VF system does not assist flame spreading along the vertical direction.

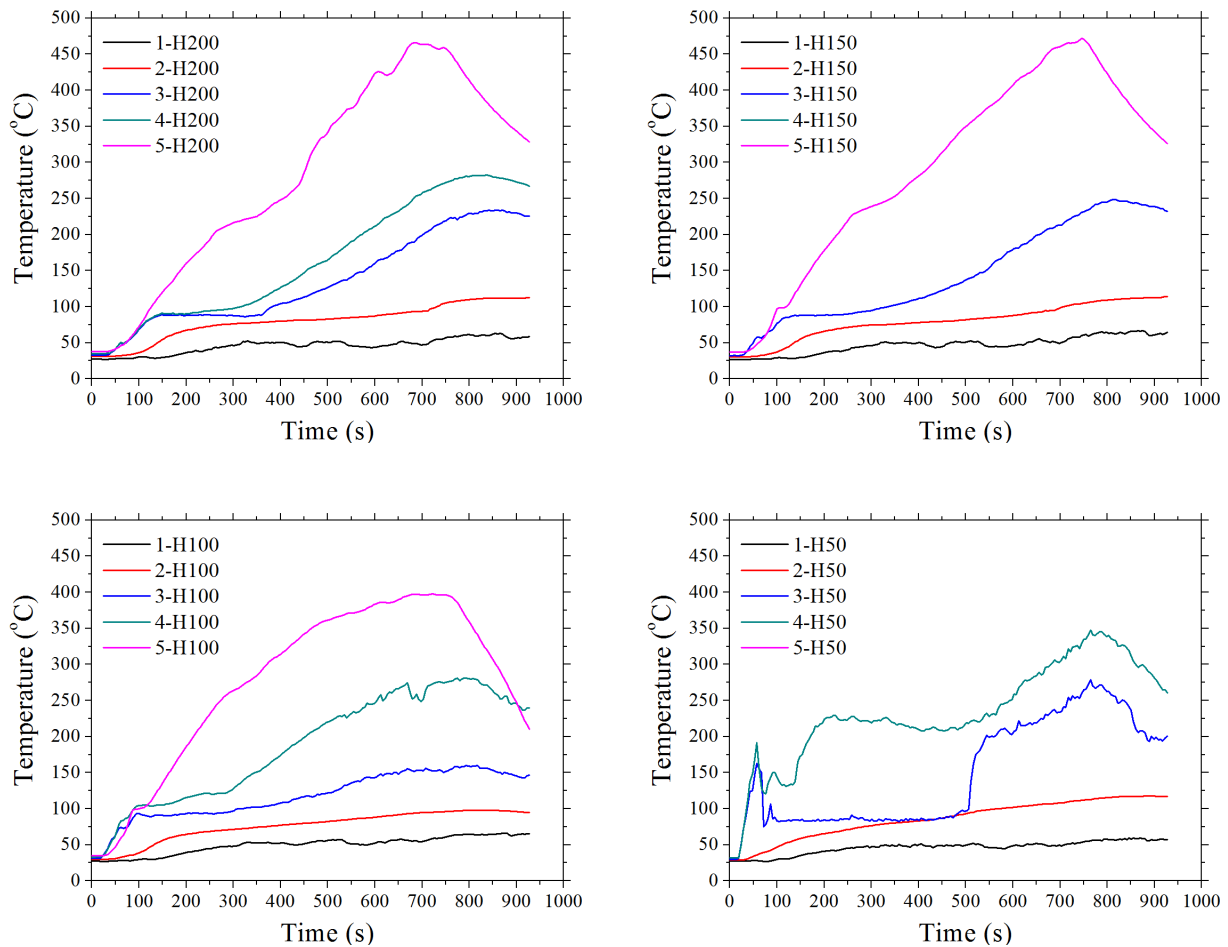


Figure 6-23. Temperature measurements at the various interfaces of the VF system (c.f. Figure 6-8), at a height of 50 cm (top left), 100 cm (top right), 150 cm (bottom left) and 200 cm (bottom right) above the window lintel.

6.6. Concluding remarks

A large scale compartment façade fire test was carried out in order to assess the performance of a typical VF system under fire conditions. An extensive set of sensors has been installed both inside and outside the test compartment, aiming to record the temporal variation of several important physical parameters, such as gas and wall surface temperatures, gas velocities and fuel mass loss rate. A particular emphasis has been given on the estimation of the thermal characteristics of the fire compartment and subsequent EVF, as these are the main physical parameters affecting the heat exposure of the VF façade system. A commercial VF system has been employed; no thermal insulation has been used, aiming to investigate the main aerodynamic and thermal phenomena affecting the flow of hot gases and flames in the air cavity of the VF system. In addition, no fire barriers have been installed, thus representing a “worst case” scenario for a VF system with no combustible materials.

CHAPTER 6: Experimental investigation of the fire behavior of the "ventilated façade" system

Analysis of the experimental data suggested that even though gaseous combustion products have managed to penetrate into the air cavity of the VF system, no consistent flaming conditions have been established. In addition, wall surface temperatures on the unexposed side of the system have remained constantly below 180°C throughout the duration of the fire test. In conclusion, a VF system where no combustible materials are used (e.g. thermal insulation) essentially protects the existing building façade and it does not enhance fire spreading in the vertical direction.

CHAPTER 7: Evaluation of fire engineering design correlations related to EVF

7.1. Introduction

In the present chapter calculation procedures for the evaluation of the EVF thermal and geometrical characteristics, including widely applied empirical correlations and employed methodologies are evaluated against available experimental data. Validation results are thoroughly assessed in order to identify possible sources of inaccuracy and demonstrated the importance of incorporating EVF transient nature on such fire engineering design correlations. In that frame, experimental data obtained in a wide range of medium-scale, as presented in Chapter 4, and large-scale building compartment-façade fire tests as presented in Chapter 2 and conducted in the frame of the present thesis, c.f. Chapter 6, are used to evaluate available fire engineering design procedures as part of the multi-scale approach followed in the current thesis.

An evaluation of the EVF plume dimensions and centreline temperature semi-empirical correlations as thoroughly presented in Chapter 3 against available medium-scale experimental data as presented in Chapter 4 and large-scale experimental data, as presented in Chapter 2, has been conducted. Emphasis is placed on their accurate estimation as these are the main physical parameters affecting the façade heat flux calculations. But the primary focus of the present chapter is on the heat flux received by the facade directly exposed to EVF due to the importance of preventing external fire spread and fire-induced external structural damage. Subsequently several analytical models and correlations for calculating thermal radiative and convective characteristics of EVF, presented in Chapter 3, are extensively evaluated against large-scale experimental data, as presented in Chapter 2. An overall qualitative assessment of the correlations and methodologies is presented and limitations are assessed.

7.2. Medium-scale fire tests

7.2.1. EVF dimensions

In Table 7-1, EVF dimensions (c.f. Chapter 4) and predictions using semi-empirical correlations (c.f. Chapter 3) are illustrated. EVF height predictions ($L_{f,0.50}$), using the semi-empirical correlations H1, H2, H3, H4 and H5 (c.f. Chapter 3) are depicted. Good levels of quantitative agreement are observed; fire engineering design correlations H1 and H5 when applicable, are found to err on the safe side when under-ventilated fire conditions are considered (test case D-4.70L), whereas correlations H2 and H5 under-predict experimental data when lower fire loads are considered. Correlation H2 in the window configuration of test case W-2.35L severely under-predicts experimental measurements.

The values of $L_{f,0.50}$, estimated using the methodology presented above, were used to determine the mean flame height (L_L) values required in correlations P2-P4 for the estimation of EVF projection ($2*L_H$). In all test cases having a “door-like” opening (test cases D-1.00L, D-2.35L and D-4.70L), only estimations of the EVF projection using correlation P1 errs on the safe side and only in test case W-2.35L all the rest correlations err on the safe side.

It is also observed, that the EVF width (w_f) has consistently in all test cases a greater value than the opening width (W_v). This observation is contradictory the popular assumption, as illustrated in Chapter 2, that the flame width (w_f) equals to the opening width (W_v).

Table 7-1. Summary of EVF dimensions, also labelled Exp., (c.f. Chapter 4) and predictions using semi-empirical correlations (c.f. Chapter 3); numbers in parentheses indicate the relative error.

Test case	D-1.00L	D-2.35L	D-4.70L	W-2.35L
$L_{f,0.50}$ (m) – Exp.	1.03	1.31	1.35	0.93
H1 (m)	Out of range	Out of range	2.10 (+ 35.7%)	Out of range
H2 (m)	Out of range	0.86 (-52.3 %)	0.96 (- 40.6 %)	0.26 (- 257.7 %)
H3 (m)	Out of range	Out of range	Out of range	Out of range
H4 (m)	Out of range	Out of range	Out of range	Out of range
H5 (m)	Out of range	1.11 (-18.0)	1.94 (+ 30.4 %)	Out of range
$2*L_H$ (m) – Exp.	0.31	0.36	0.34	0.05
P1 (m)	Out of range	Out of range	0.49 (+ 30.6 %)	Out of range
P2 (m)	0.16 (- 36.7 %)	0.10 (- 260.0 %)	0.25 (- 36.0 %)	0.12 (+ 58.3 %)
P3 (m)	0.24 (- 93.8 %)	0.15 (- 140.0 %)	0.37(- 8.1 %)	0.18 (+ 72.2 %)
P4 (m)	0.15 (- 106.7 %)	0.09 (- 300.0 %)	0.23(- 47.8 %)	0.11 (+ 54.5 %)
w_f (m) – Exp.	0.43	0.39	0.41	0.32
W_v (m)	Out of range	Out of range	0.20 (- 105.0 %)	Out of range

7.2.2. EVF Centerline temperature

A comparison of EVF centerline temperature measurements to predictions obtained by using the correlations T1-T4 are shown in Figure 7-1 where the vertical distribution of measured and predicted time-averaged centreline EVF temperatures are depicted. Correlation T1 has been applied only in test case D-4.70L as in the rest of the cases the total HRR was too low in respect to the correlation's range of applicability.

Under low fire load conditions (e.g. test case D-1.00L) correlations T2 and T3 (Thomas et al., 2007; Beyler, 1986) are found to over-predict experimental data, whereas correlation T4 (Himoto et al., 2009) shows a remarkable agreement with measured values. In cases of increased fire load (e.g. test case D-4.70L) correlation T1 (EN 1991-1-2; 2002) and T4, considerably under-predict measured values, whereas correlations T2 and T3 (Thomas et al., 2007) over-predict the experimental data. The point heat source assumption employed in correlation T2 (Beyler, 1986), results in good qualitative agreement with measured centerline temperatures in test cases D-1.00L, D-2.35L and W-2.35L. Nevertheless, predictions of this correlation, originating from the experimental investigation of fire plumes (considered as upward hot currents) do not agree quantitatively with EVF centerline temperature, especially near the opening. Yokoi's methodology, correlation T3, over-predicts experimental data in test cases D-1.00L, D-2.35L and D-4.70L but appears to accurately estimate temperatures near the opening for all test cases. Correlation T4 shows good qualitative and quantitative agreement in test cases D-1.00L, D-2.35L and W-2.35L but

slightly under-predicts the measured values in test case D-4.70L. Generally, the observed discrepancies between experimental data and correlations may be attributed to the fact that the performed experiments resulted in continuous and consistent EVF, whereas literature reports suggest that the majority of correlations originate from temperature measurements in the fire plume region.

Overall, the use of T1 correlation under-estimates experimental values but no safe conclusion can be derived as it was only applied in one medium-scale test case. Nevertheless, it has been demonstrated that the rest of the correlations, namely T2, T3 and T4, may be safely used, although they exhibit reduced accuracy in positions near the top of the opening.

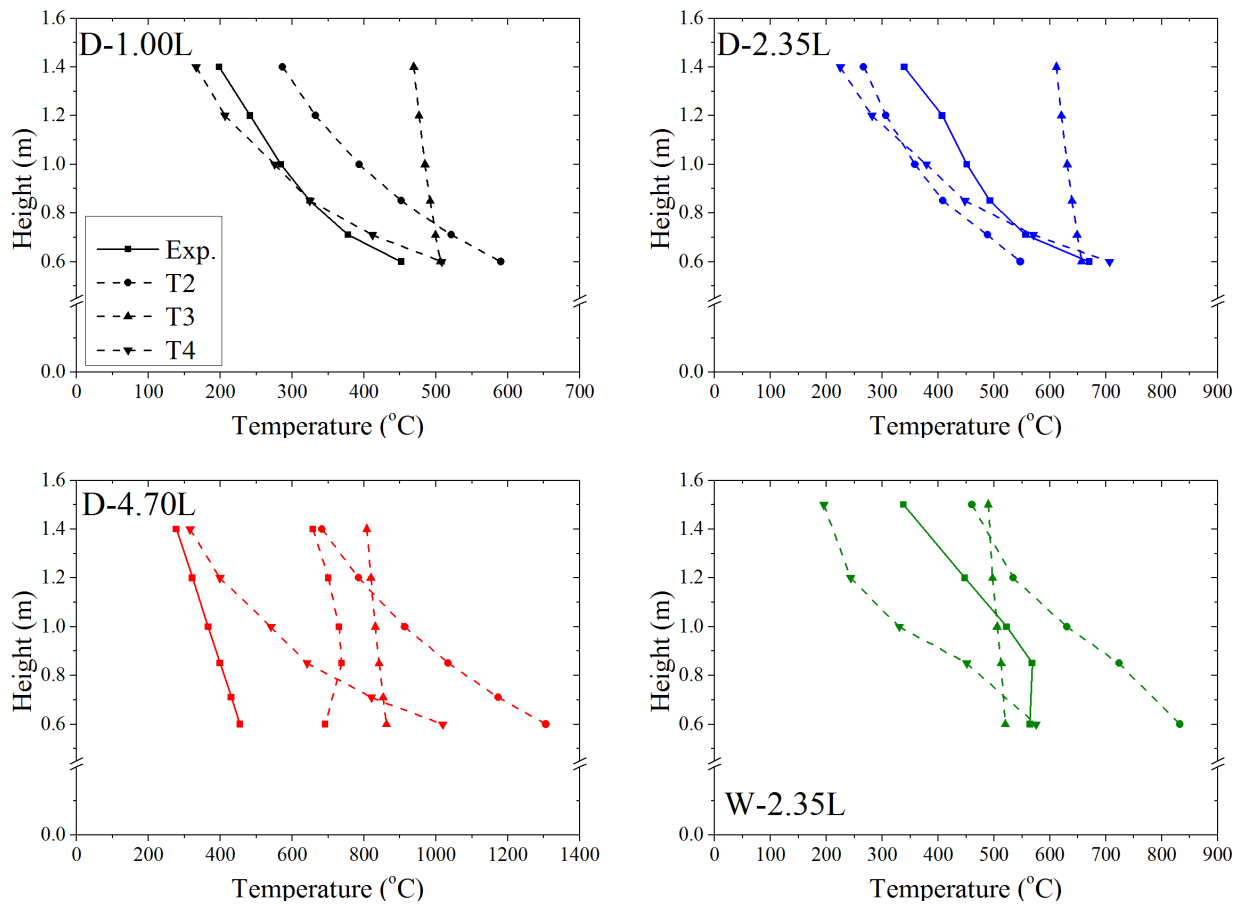


Figure 7-1. Vertical distribution of measured and predicted time-averaged centreline EVF temperatures; effect of fire load (left) and opening factor (right).

7.2.3. Heat flux on the exposed facade surface

The temporal evolution of the measured and calculated heat flux values at the exposed surface are illustrated in Figure 7-2; the latter values are estimated using the methodologies presented in Section 3.4 and Table 3-4. A typical behaviour of an under-ventilated compartment fire can be observed which is characterized by 3 distinct phases that appear in succession (Gottuk et al., 1992) (c.f. Chapter 1 and 4). Initially, combustion is constrained in the interior of the fire compartment (IF period) and in the vicinity of the fuel pan an advection stream is created. Gradually, the flame front moves away from the fuel pan, expanding radially and horizontally towards the opening. In that phase, external flame jets and quick flashes appear at the exterior of the fire compartment, signifying the beginning of the IFE stage.

As time passes, CEF is observed due to the sustained external combustion of unburnt volatiles, during the quasi-steady phase of fully developed fire. Throughout the latter phase, EVF consistently covers the region above the opening resulting in higher values of heat flux in the façade surface. CEF period, heat flux values measured at characteristics instances and predicted values employing each methodology are summarised in Table 7-2 for all test cases.

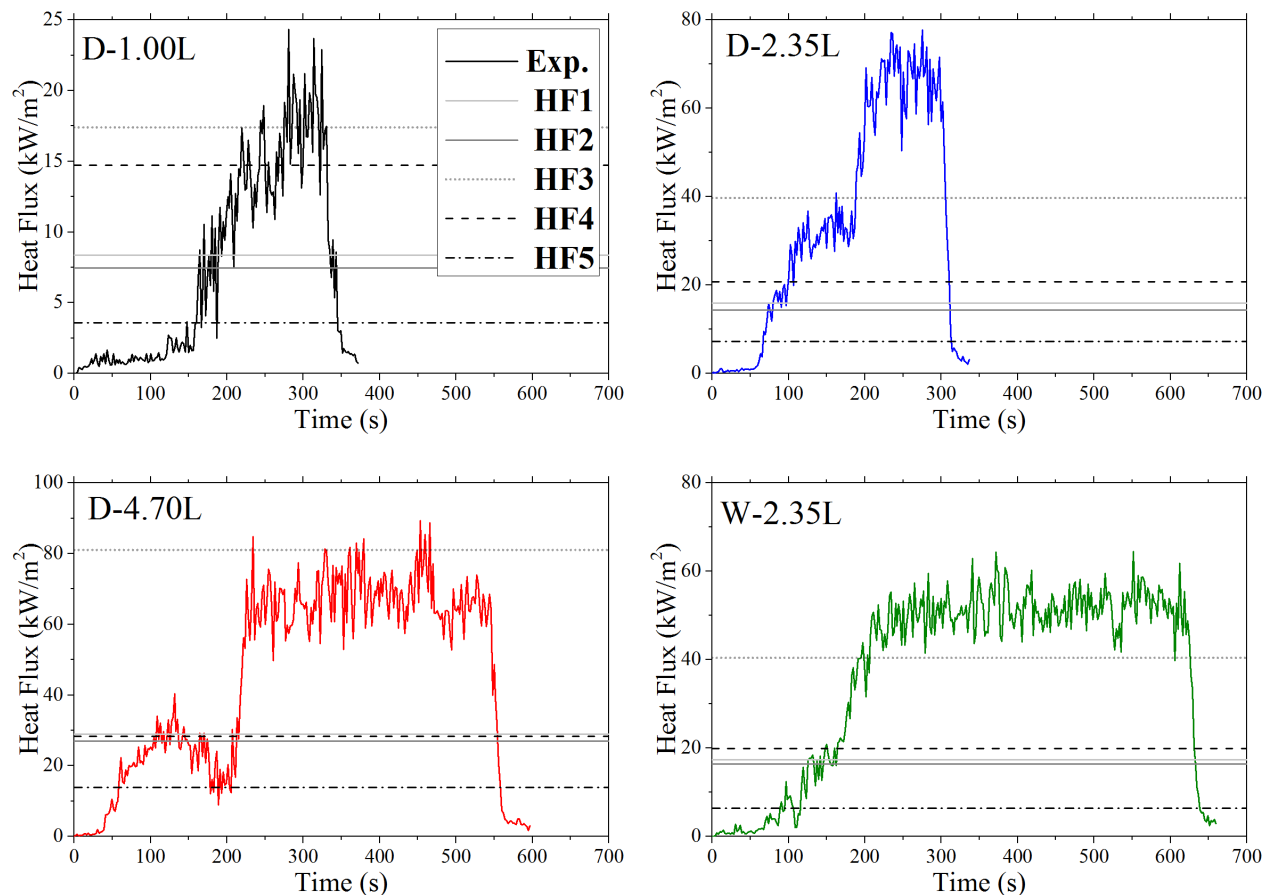


Figure 7-2. Temporal evolution of measured and predicted heat flux values on the exposed façade surface.

The impact of flame shape on the prediction of heat flux was investigated through comparison of methods HF1 and HF2. Method HF1 is used as a base case; its predictions under-predicted experimental data. Predictions of method HF2 outperformed method HF1; however the improvement on accuracy cannot be considered significant. When method HF3 is implemented, which takes into account the specific fuel properties for the estimation of the extinction coefficient, predictions err on the safe side with the exception of test case W-2.35L where a slight under-prediction is observed (approximately 10%). Less conservative calculations were derived when method HF4 was utilized, where a constant value of convective coefficient was employed, as proposed in EN 1991-1-2 for external fires.

When a more rigorous methodology was used to estimate the convective coefficient, by implementing method HF5, results was not significantly improved, on the contrary estimations severely under-predicted experimental data. This can be attributed to the fact that the guidelines for the application of Equation 3-12 on façades exposed to EVF are rather obscure. From the above mentioned, it appears that the most important parameter influencing the results is the effect of fuel properties on the calculation of extinction coefficient, method HF3

Table 7-2. Experimentally measured and predicted heat flux data at 0.11 m height above the opening soffit; numbers in parentheses indicate the relative error compared to the average experimental value.

Heat Flux (kW/m²)		D-1.00L	D-2.35L	D-4.70L	W-2.35L
Experimental data	t = 100 s	1.41	8.51	25.36	8.84
	t = 300 s	21.23	53.79	64.37	47.08
	t = 500 s	-	14.37	63.75	51.91
	t = 600 s	-	-	-	50.41
	Maximum value	24.32	53.79	89.33	64.48
	Average value	12.88	23.67	48.63	44.68
Predictions	Method HF1	8.38 (- 53.7 %)	15.92 (- 48.7 %)	28.99 (- 67.7 %)	17.43 (- 156.3 %)
	Method HF2	7.46 (- 72.7 %)	14.32 (- 65.3 %)	26.97 (- 80.3 %)	16.43 (- 171.9 %)
	Method HF3	17.40 (+ 25.9 %)	39.74 (+ 40.4 %)	81.03 (+ 39.9 %)	40.44 (- 10.5 %)
	Method HF4	14.74 (+ 12.6 %)	20.80 (- 13.8 %)	28.30 (- 71.8 %)	19.85 (- 125.1 %)
	Method HF5	3.60 (-257.7 %)	7.30 (- 224.2 %)	13.90 (- 249.9 %)	6.42 (- 595.9 %)

7.3. Large-scale fire tests

Experimental data obtained in a wide range of large-scale building compartment-façade fire tests, c.f. Chapter 2, and conducted in the frame of the present thesis, c.f. Chapter 6, are used in the current section to evaluate available fire engineering design correlations related to EVF, as presented in Chapter 3.

7.3.1. EVF dimensions

EVF plume dimensions were estimated using the correlations presented in Tables 7-3 and 7-4. The effect of external wind during full scale fires has been extensively investigated by Bechtold (Bechtold, 1978) in an effort to experimentally investigate the effect of EVF on facade elements and fire spread from floor to floor through external openings. In the majority of experimental data sets available, external wind velocity is not provided. In this work, in absence of wind velocity measurements, an indicative value of 6 m/s was used, as suggested (EN 1991-1-2, 2002; Hurley, 2016).

The effect of ventilation conditions on the EVF geometry is evident in Tables 7-3 and 7-4. As expected, the façade wall is directly exposed to a less intense EVF plume in the FD cases (test cases 28 and 29); in the NoFD test cases (test cases 2, 8 and 31), combustion takes place mainly at the interior of the fire compartment gradually resulting in a more intensive EVF plume that drifts closer to the façade and, therefore, exhibits an increased impact on it. Under NoFD conditions, correlations H2, H3 and H4 generally under-predict experimental values found in literature, thus resulting in non-conservative estimations. This is not the case for the in-house conducted experiment, test case 31, where the majority of the correlations results in over-prediction of experimental values. Under FD conditions, there is notable disagreement between experimental data and predictions when correlation H1 (Table 7-3) is used; the observed discrepancies are attributed to the assumed external wind velocity value of 6 m/s. The majority of the correlations available for the estimation of EVF height tend to under-predict experimental data, resulting in non-conservative estimations.

Good levels of agreement are observed in the estimation of the maximum projection of the EVF away from the façade (Table 7-4) under NoFD conditions for Test case 8. Nevertheless, this is not the case for and NoFD conditions for test case 31 and FD conditions, where all correlations, except P1, tend to significantly underestimate the experimentally determined values.

Table 7-3. Measured and estimated values for EVF length, L_L (m); numbers in parentheses indicate the relative error.

Test case	2	8	31	28	29
Vent. Cond.	NoFD	NoFD	NoFD	FD	FD
Exp. Data	3.1	2.78	1.36	2.03	2.2
H1	3.3 (+ 6.1 %)	1.74 (- 37.4 %)	1.89 (+ 28.0 %)	0.88 (- 130.7 %)	1.38 (- 37.3 %)
H2	2.69 (- 15.2 %)	3.41 (+ 22.7 %)	2.82 (+ 51.8 %)	2.6 (+ 21.9 %)	1.05 (- 52.3 %)
H3	2.69 (- 15.2 %)	2.81 (+ 1.1 %)	Out of range	2.58 (+ 21.3 %)	1.95 (- 0.1 %)
H4	2.19 (- 41.6 %)	2.3 (- 17.3 %)	0.88 (- 54.5 %)	2.09 (+ 2.9 %)	1.6 (- 27.3 %)
H5	2.24 (- 38.4 %)	2.28 (- 18.0 %)	3.18 (+ 57.2 %)	2.09 (+ 2.9 %)	1.64 (- 25.5 %)

Table 7-4. Measured and estimated values for EVF projection, $2*L_H$ (m); numbers in parentheses indicate the relative error.

Test case	8	31	28
Vent. Cond.	NoFD	NoFD	FD
Exp. Data	0.25	0.62	1.25
P1	0.50 (+ 50.0 %)	0.40 (- 55.0 %)	1.64 (+ 23.8 %)
P2	0.36 (- 30.6 %)	0.18 (- 122.2 %)	0.27 (- 362.9 %)
P3	0.54 (+ 53.7 %)	0.27 (- 48.1 %)	0.40 (- 215.7 %)
P4	0.33 (- 24.2 %)	0.16 (- 150.0 %)	0.27 (- 362.9 %)

7.3.2. Centerline temperature

In Figure 7-3, measurements of the vertical distribution of EVF centerline temperatures for test cases 8 and 28 (Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b) and in Figure 7-4 for test case 31 are compared to predictions obtained using correlations T1-T4 (Table 3-3). For test cases 8 and 28, determination of the virtual source and neutral plane height required for T_z is based on the assumption that the EVF emerges from the upper half of the opening, exhibiting a divergence angle of 15° , as observed during the experiments (Klopovic and Turan, 2001_b). Different HRR values were used for the calculations; $Q_{ins,m}$ was used for correlation T1 (EN 1991-1-2, 2002), whereas a fraction of this value (27%) (Klopovic and Turan, 2001_b) representing the HRR outside the compartment (Q_{ex}) (Klopovic and Turan, 2001_b, Beyler, 1986) was used for correlations T2, T3 and T4 (Yokoi, 1960; Himoto et al., 2009; Beyler, 1986) for test cases 8 and 28.

Under NoFD conditions (Figure 7-3, left and Figure 7-4), correlation T1 under-predicts experimental data whereas correlations T3 and T4 (Yokoi, 1960; Himoto et al., 2009) show very good quantitative and qualitative agreement. The point heat source assumption employed in correlation T2 (Beyler, 1986), results in good qualitative and quantitative agreement with the experimental data. Under FD conditions (Figure 3-1, right), only correlation T1 accurately estimated the temperature near the opening. Correlations originating from the experimental investigation of the fire plumes (either considered as upward hot jets), such as T2 and T4, significantly under-predict the EVF centerline temperature near the opening.

Based on the above, correlations seem to be suitable for the height calculation at regions above the height of the opening; all correlations, with the exception of correlation T1 under NoFD conditions, give conservative results. Reduced accuracy is observed in positions near the top of the opening.

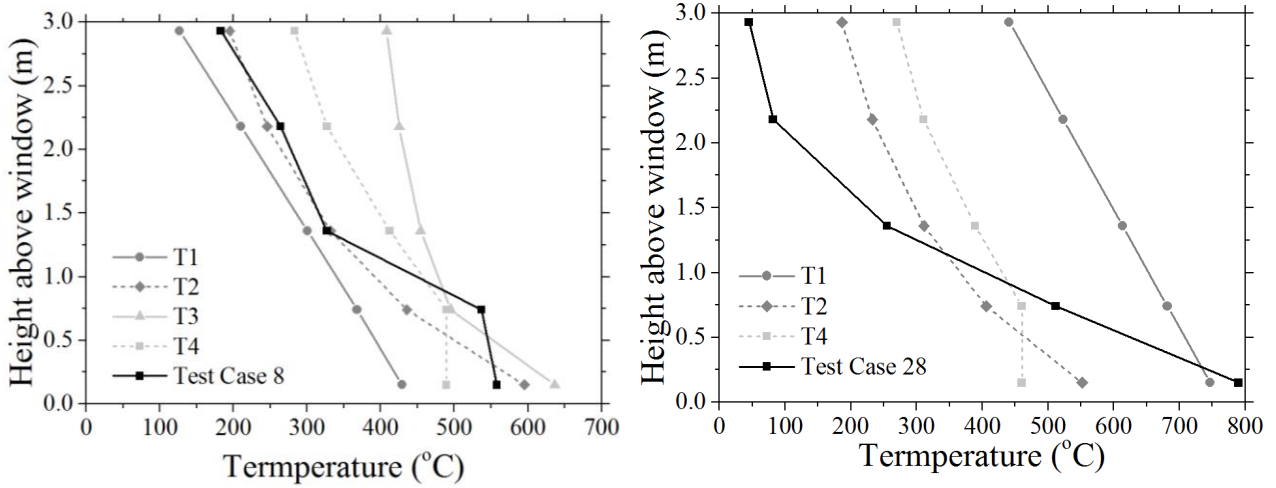


Figure 7-3. Vertical distribution of measured and predicted centreline EVF temperatures under NoFD (test case 8, left) and FD (test case 28, right) conditions.

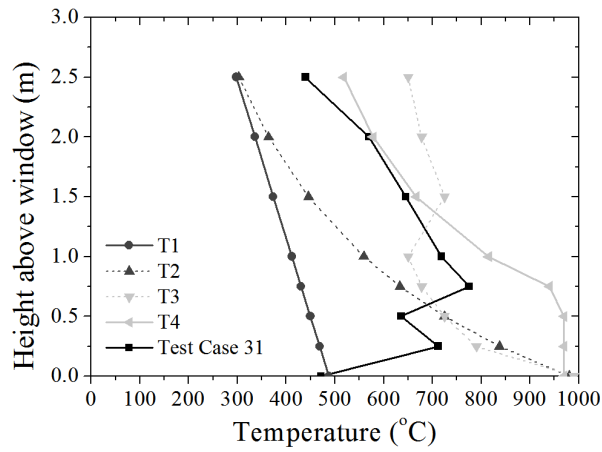


Figure 7-4. Vertical distribution of measured and predicted centreline EVF temperatures under NoFD (test case 31) conditions.

7.3.3. Heat flux to the exposed facade surface

7.3.3.1. Effect of EVF shape assumption

In this section, the effect of shape assumption is going to be assessed, by comparing predictions of HF1 (Layout I in Figure 2-4) and HF2 (Layout II in Figure 2-4) (c.f. Table 3-4). Initially, predicted values of heat flux using correlation HF1 are compared to experimental measurements (Oleszkiewicz, 1989; Klopovic and Turan, 2001_a; Klopovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010; Yoshioka et al., 2012). Aiming to determine the effect of fire power (HRR), opening factor ($OF = A_o H_o^{1/2}$) and height from the opening (z) predictions are depicted in “groups” exhibiting similar values of HRR (Figure 7-5), OF (Figure 7-6) and non-dimensional height z/H_o (Figure 7-7). It is evident that predicted values lie both in the “conservative” (over-prediction) and “non-conservative” (under-prediction) regions. Predicted values err on the safe side in roughly half of the NoFD test cases; however, the significant under-prediction of the experimental data under FD conditions may represent a potential risk when this methodology is used for building design purposes. There is no clear tendency of the effect of HRR, OF and height from the opening, Figures 7-5, 7-6 and 7-7. Consequently, the results using methods HF2-HF4 are presented “grouped” only according to HRR values. In all methods, it is generally observed that discrepancies are higher in reduced OF (Figure 7-6) and positions near the top of the opening (Figure 7-7).

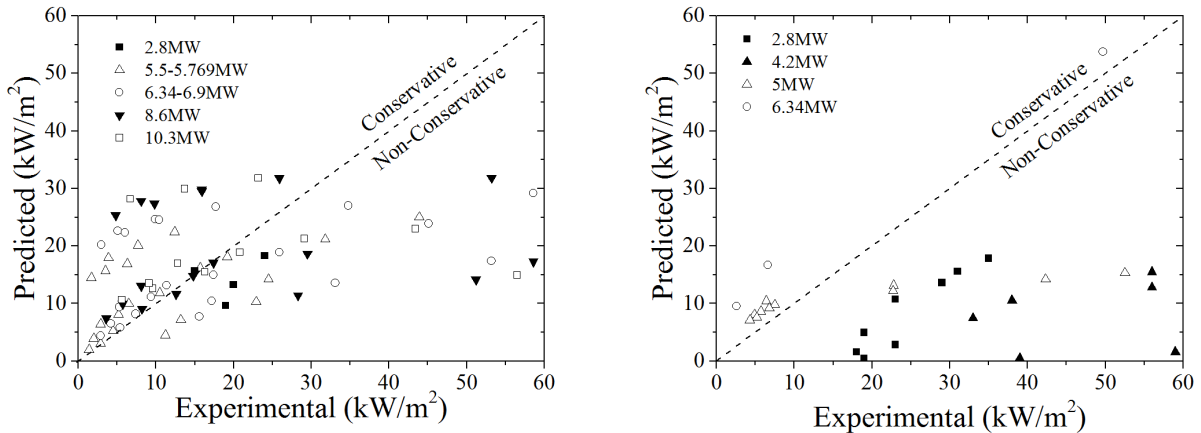


Figure 7-5. Experimental and predicted heat flux values (HF1) for NoFD (left) and FD (right) ventilation conditions (grouped with respect to HRR).

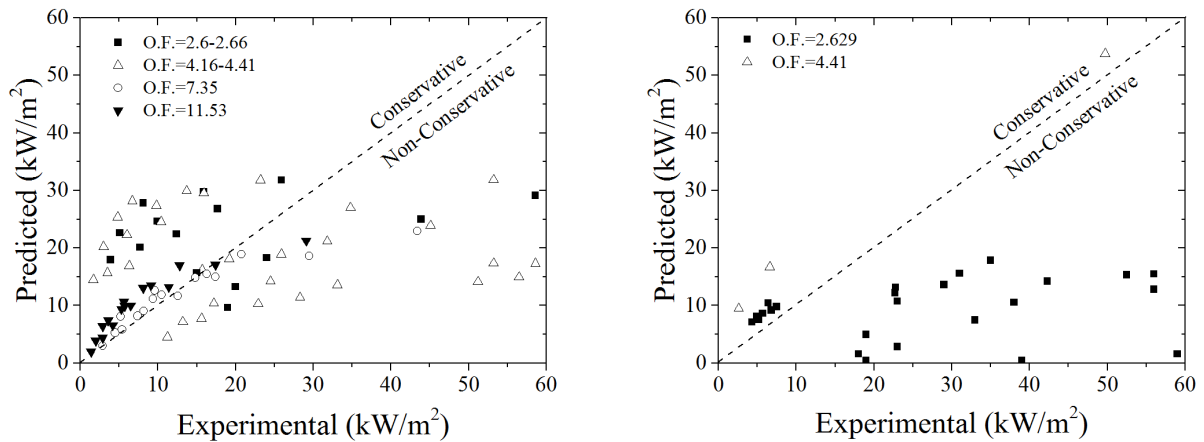


Figure 7-6. Experimental and predicted heat flux values (HF1) for NoFD (left) and FD (right) ventilation conditions (grouped with respect to OF).

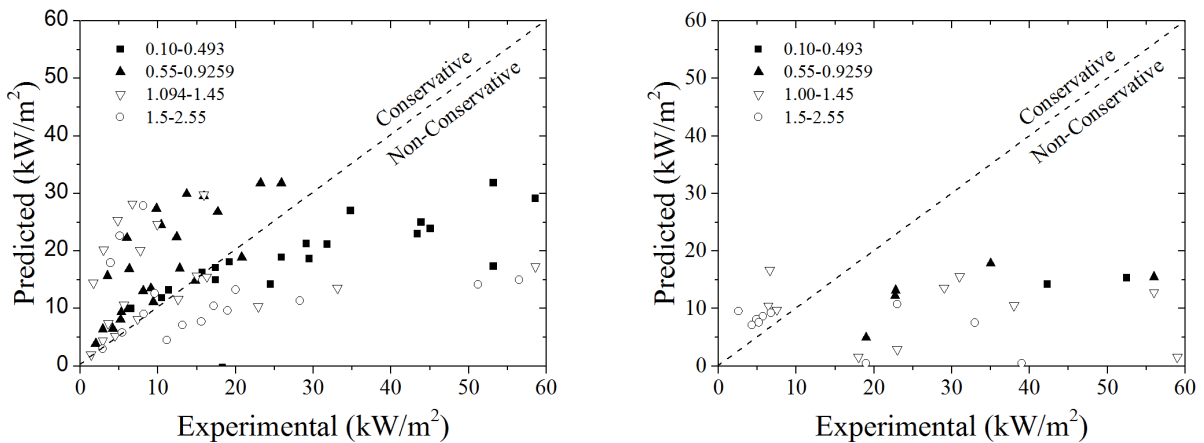


Figure 7-7. Experimental and predicted heat flux values (HF1) for NoFD (left) and FD (right) ventilation conditions (grouped with respect to height).

Method HF2 is a modification of method HF1, by assuming a triangular flame shape (non-constant flame thickness) corresponding to Layout II (Figure 2-4). This methodology is applicable only for NoFD conditions (Oleszkiewicz, 1989). Similar to predictions using HF1, there are significant discrepancies between the calculated values and measured data; though the scattering of the values is decreased, the improvement in accuracy cannot be considered significant. Thus, triangular EVF shape assumption does not considerably improve predicted heat flux values (Figure 7-8).

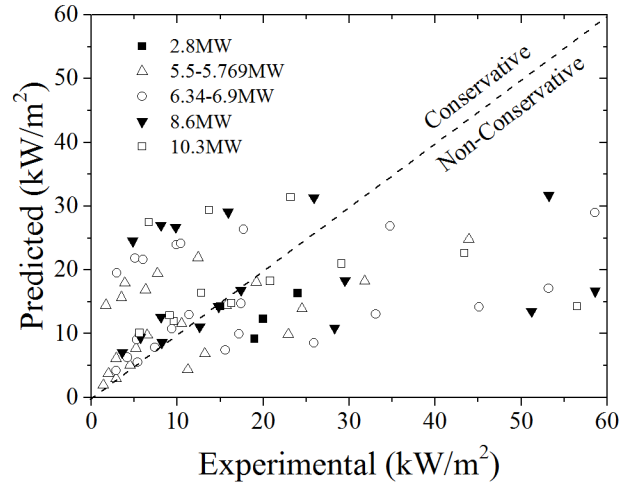


Figure 7-8. Experimental and predicted heat flux values (HF2) for NoFD ventilation conditions.

7.3.3.2. Effect of radiation extinction coefficient

It is well established that radiation is the dominant mode of heat transfer in flames with characteristic length scales exceeding 0.2 m, while convection is more significant in smaller flames (Quintiere, 2006). Accurate determination of the radiative heat transfer by the flame and combustion products is challenging since it is associated with numerous physical processes; such as energy exchange between surfaces and emission and absorption by various particles (mainly water vapour, carbon dioxide and soot). Knowledge of the temporal and spatial distributions of EVF temperature, soot size and gas species concentrations (Quintiere, 2006), contributes to the accurate determination of radiative heat transfer; however although it is possible to estimate these parameters (Mudan, 1984; Yuen and Tien, 1977), it is not practical for realistic fire scenarios. As an alternative, the use of reasonable estimates, empirical correlations or experimental measurements is commonly used in most analytical methodologies (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978). One of the main parameters influencing radiative heat flux from a flame to a surface is the local flame emissivity (ε_z), generally estimated using Equation 7-1 assuming a homogeneous flame; ε_z is strongly affected by the extinction coefficient of the fuel ($k_{fuel,\lambda}$) (Hurley, 2016; Quintiere, 2006; Mudan, 1984); in general, sootier flames result in higher emissivity values.

$$\varepsilon_z = \frac{1}{\sigma T_f} \int_0^{\infty} E_b(\lambda) \left[1 - e^{-k_{fuel,\lambda} \lambda z} \right] d\lambda \quad (7-1)$$

In recent years there has been considerable discussion on whether luminous flames can be regarded as being spectral gray (Hurley, 2016; Mudan, 1984; Yuen and Tien, 1977); a range of experimental investigations (Markstein, 1974; Buckius and Tien, 1977) suggest that the flame can be safely assumed to be spectrally gray for fire engineering applications. Using this assumption, Equation 7-1 can be significantly simplified in the form of Equation 7-2.

$$\varepsilon_z = 1 - e^{-k_{fuel}\lambda_z} \quad (7-2)$$

In a real fire environment, the extinction coefficient varies both spatially and temporally, based on the prevailing local conditions, e.g. gas mixture composition and temperature, soot concentration. Evidently, an accurate estimation of the extinction coefficient can only be achieved by means of either extensive measurements (e.g. direct sampling of the in situ soot volume fraction) or detailed numerical simulations (e.g. use of computational fluid dynamics tools). Since such approaches are of limited value in practical fire engineering design calculations, a simplified methodology is commonly employed by using an “effective radiation temperature”, assuming typical soot and gaseous concentrations for each fuel (Hurley, 2016). In the heat flux estimation methodology introduced by Law (Law, 1978) and later modified by Oleszkiewicz (Oleszkiewicz, 1989), a constant value for the extinction coefficient (k_{fuel}) was proposed, based on available wood crib fire experimental data (c.f. Chapter 2, Table 2-2). However, aiming to improve the accuracy of the EVF-induced heat flux estimations, the effect of using different extinction coefficient values for each fuel is investigated here. The extinction coefficient values used for each test case, based on the actual fuel employed in the respective fire test, are presented in Table 3-6 (Law, 1978; Hurley, 2016; Drysdale, 2011). The presented values, found in the literature, are indicative and may provide practical engineering estimates. If more accurate estimations are required, a thorough numerical simulation analysis should be performed, by employing a more rigorous heat transfer methodology.

Model HF3 is a modified version of HF1, where the effect of different type of fuel used in each fire test is taken into account by modifying the extinction coefficient (k_{fuel}) using values presented in Table 3-5. The obtained predictions are shown in Figure 7-9; it is evident that method HF3 outperforms method HF1 under both NoFD and FD conditions (c.f. Figure 7-5). Especially under FD conditions, even at high HRR values, by producing more conservative results predicted values tend to reasonable agreement with experimental data. The calculation method under NoFD conditions appears rather conservative and although the predicted values tend to be slightly lower than measured in positions near the top of the opening, they in general err on the safe side.

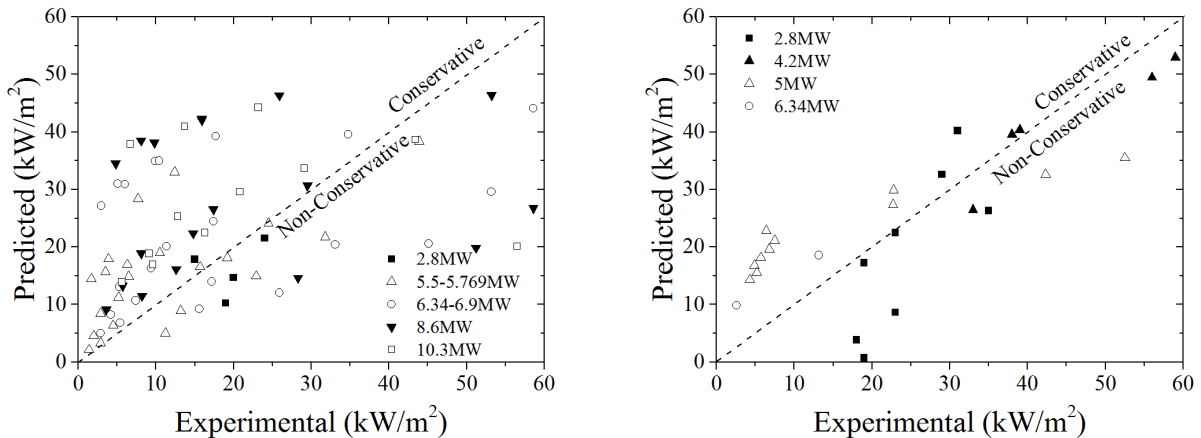


Figure 7-9. Experimental and predicted heat flux values (HF3) for NoFD (left) and FD (right) ventilation conditions (grouped with respect to HRR).

7.3.3.3. Effect of convective heat transfer coefficient

In this section, the effect of heat transfer coefficient is assessed, by comparing predictions of HF4 and HF5. Convective heat transfer is usually not emphasized in most fire events, since radiation dominates heat transfer in large scale applications (above 1 m in scale) (Hurley, 2016; Veloo and Quintiere, 2013); as a result, limited studies focus on the determination of the convective heat transfer coefficient (Veloo and Quintiere, 2013). However, in order to effectively calculate the heat transfer rate at the boundary layer formed between the hot EVF gases and the colder façade surface, estimation of the convective heat transfer coefficient is an important parameter. In an EVF, the convective heat transfer coefficient depends on the mass flow and temperature of the hot gases, as well as on the temperature, size and orientation of the receiving surface (Law, 1978; Hurley, 2016). The convective heat transfer is obtained from relationships employing the Nusselt and Reynolds number, assuming a natural convective flow perpendicular to a tube or an infinite plate (Oleszkiewicz, 1989; Law, 1978).

A fixed value for the convective coefficient, $a_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$, is used in method HF4, as suggested in Clause 3.2.2 of EN 1991-1-2 for external fire curves (EN 1991-1-2, 2002). Predicted results using this constant heat transfer coefficient value produce sufficiently accurate results, Figure 7-10, especially under FD ventilation conditions, where larger heat flux values were observed. Results obtained for lower heat flux values, away from the opening, and for higher opening factors generally err on the safe side. Although method HF4 does not outperform method HF1 under NoFD conditions, calculations under FD conditions certainly prove to be more conservative.

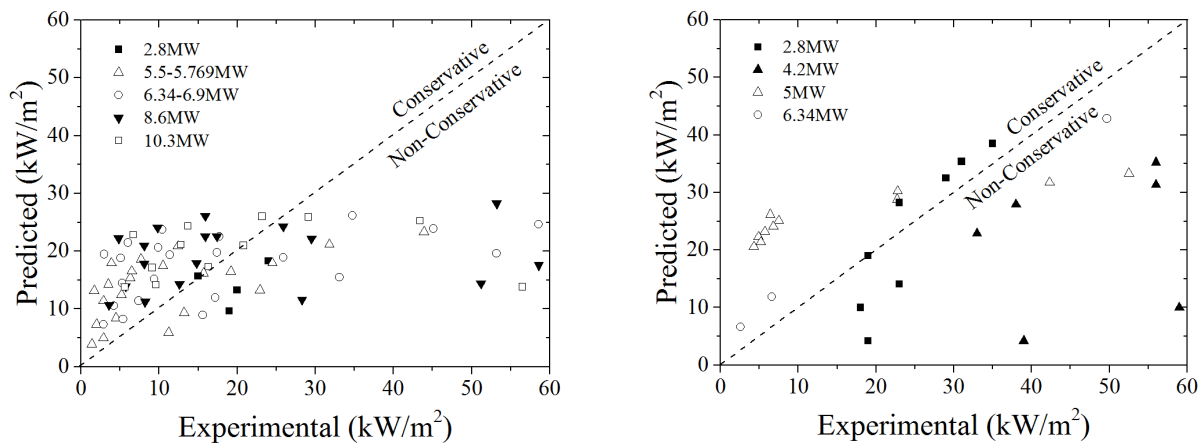


Figure 7-10. Experimental and predicted heat flux values (HF4) for NoFD (left) and FD (right) ventilation conditions (grouped with respect to HRR).

In Clauses B.4.1 and B.4.2 of EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002), the convective heat transfer coefficient can be estimated using Equations 7-3 and 7-4 for NoFD and FD conditions, respectively; values for the

HRR, the opening's geometry and ventilation conditions are needed in this case. In method HF5, these equations are used in order to determine the convective heat transfer coefficient for each measurement position on the facade. The main difficulty in using this methodology arises in cases where the point of interest is close to the opening, resulting in unrealistically high values of the convective heat transfer coefficient.

$$\alpha_{c, NoFD} = 4.67 \left(\frac{Q}{A_v} \right)^{0.6} \left(\frac{l}{d_{eq}} \right)^{0.4} \quad (7-3)$$

$$\alpha_{c, FD} = 9.8 \left(\frac{Q}{17.85 A_v} + \frac{V}{1.6} \right)^{0.6} \left(\frac{l}{d_{eq}} \right)^{0.4} \quad (7-4)$$

The agreement between experimental and predicted values is worse than methods HF1 and HF4 (Figure 7-11). In comparison to the other methodologies, predictions of HF5 turn from conservative to non-conservative underestimating, in almost all cases under NoFD conditions, the experimental values for all opening factors and HRRs. Better agreement is observed under FD conditions, especially in cases exhibiting larger HRRs.

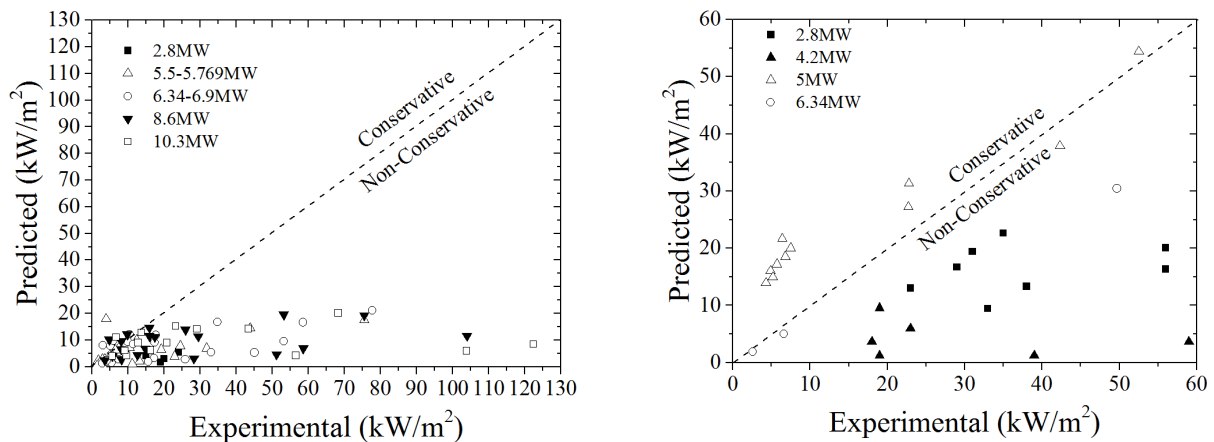


Figure 7-4. Experimental and predicted heat flux values (HF5) for NoFD (left) and FD (right) ventilation conditions (grouped with respect to HRR).

7.3.3.4. Overall analysis of the results

An overall comparison of the façade heat flux estimation methodologies (HF1-HF5) is shown in Figure 7-12, where relative errors for each model are depicted as a function of the normalized height above the opening lintel (z/H_0). Due to the largely dissimilar heat flux measurement points in each of the 30 experimental test cases considered (c.f. Table 2-2), results have been averaged among four normalized height levels, namely 0.0-0.5, 0.5-1.0, 1.0-1.5 and 1.5-3.0. The presented estimated relative error values correspond to the normalized difference between predictions and experimental data; a positive relative error value suggests a conservative estimation, whereas a negative value signifies a potentially hazardous under-prediction of the measured heat flux. All methods are found to underestimate the measured heat flux values close to the lintel opening ($z/H_0 < 0.5$). However, predictions become generally more conservative with increasing height. Method HF3 yields the most conservative results under both NoFD and FD conditions, whereas method HF1 significantly under-predicts the measured heat flux values when FD conditions prevail. The effect of the assumed flame shape is rather negligible, since predictions of HF1 and HF2 lie very close to each other. Method HF5 clearly fails in both NoFD and FD conditions by consistently under-estimating the façade heat flux levels at elevation values below 1.5 ($z/H_0 < 1.5$).

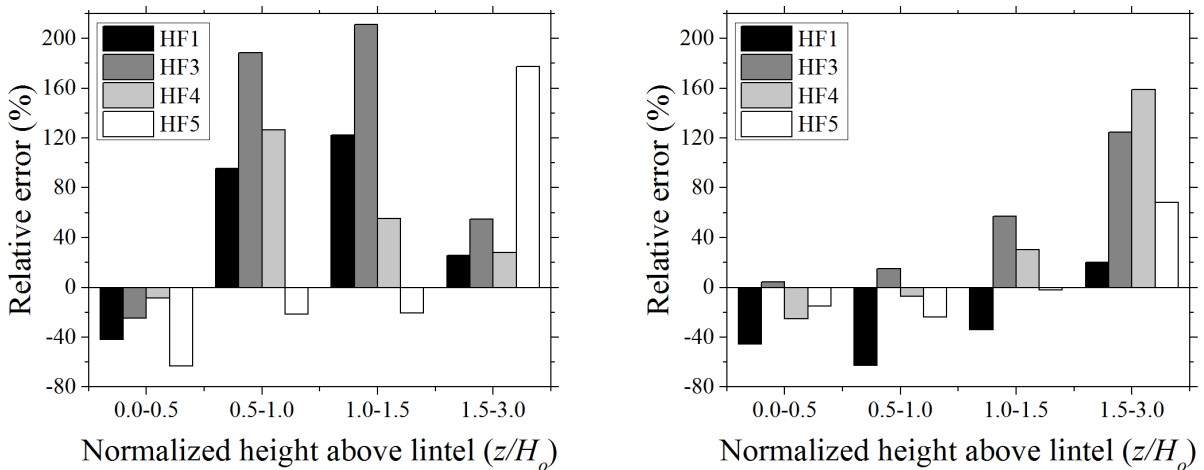


Figure 7-5. Relative errors of predicted heat flux values, under NoFD (left) and FD (right) conditions.

An overall evaluation of the methodologies used for the heat flux calculation is summarized in an evaluation matrix (Table 7-5). Relative errors are calculated for each test case and methodology, presented in detail in Sections 7.3.3.1-7.3.3.3. Average values are calculated for test cases under NoFD (Average NoFD) and FD (Average FD) ventilation conditions; an overall relative error is also calculated for all cases (Average ALL). Method HF1 is used as a "benchmark" case; predictions under NoFD conditions exhibit reasonable agreement with experimental data. However, this is not the case under FD conditions, where measurements are under-predicted, on average, by a relative error of 25%. The effect of flame shape is investigated only under NoFD conditions. Although, method HF2 generally outperforms method HF1, the improvement on accuracy cannot be considered significant; method HF2 over-predicts the experimental data by an overall relative error of 42%, whereas method HF1 yields an overall relative error of 47%.

CHAPTER 7: Evaluation of fire engineering design correlations related to EVF

When method HF3 is implemented, by taking into account the specific fuel properties on the estimation of the extinction coefficient for the calculation of heat flux radiative component, predictions are on the safe side, under both NoFD and FD conditions. Even more conservative estimation are derived for FD conditions when method HF4 is used, where a constant value for the convective heat transfer coefficient is employed. An attempt to use a more rigorous methodology for the calculation of the convective heat transfer coefficient has not proven to be successful, as demonstrated by the large errors obtained when method HF5 is used. This can be attributed to the fact there are not clear guidelines for the application of Equations 7-3 and 7-4 on facades exposed to EVF.

Overall, it seems that the effect of fuel properties on the extinction coefficient (c.f. Section 7.3.3.2) has the highest impact on façade heat flux predictions.

Table 7-5. Overall error evaluation matrix for the investigated heat flux correlations.

Test Case	HF1	HF2	HF3	HF4	HF5	Vent. Cond.
1	-25.4%	-31.7%	-16.0%	-25.4%	-81.7%	NoFD
3	139.9%	136.7%	195.8%	131.1%	68.3%	NoFD
4	316.2%	316.2%	316.4%	278.3%	-20.2%	NoFD
5	-50.6%	-52.2%	-30.9%	-36.2%	-81.6%	NoFD
6	22.6%	18.4%	63.6%	91.5%	-52.0%	NoFD
7	78.0%	72.5%	124.9%	223.0%	-27.8%	NoFD
8	-43.8%	-63.9%	-45.7%	-43.8%	-83.5%	NoFD
9	123.3%	117.1%	214.6%	86.5%	-14.3%	NoFD
10	239.8%	230.0%	367.9%	227.4%	48.4%	NoFD
11	-54.1%	-55.7%	-35.5%	-47.5%	-83.8%	NoFD
12	5.7%	1.8%	46.3%	45.3%	-57.3%	NoFD
13	50.0%	44.6%	97.9%	136.7%	-35.5%	NoFD
14	74.7%	70.5%	146.9%	32.3%	-32.3%	NoFD
15	163.4%	156.7%	265.1%	131.4%	16.5%	NoFD
16	-70.6%	-71.7%	-57.4%	-70.1%	-89.3%	NoFD
17	-8.4%	-12.0%	30.9%	11.9%	-62.0%	NoFD
18	59.9%	53.5%	118.0%	122.9%	-28.7%	NoFD
20	106.5%	102.2%	181.3%	67.8%	-11.4%	NoFD
21	-81.9%	-82.5%	-73.1%	-83.2%	-93.3%	NoFD
22	-7.4%	-11.2%	36.5%	3.2%	-60.6%	NoFD
23	36.2%	30.5%	92.1%	72.3%	-36.2%	NoFD
24	-51.3%	-	3.8%	14.8%	-39.7%	FD
25	-87.5%	-	-61.7%	-40.3%	-74.2%	FD
26	-96.3%	-	-3.9%	-81.4%	-92.2%	FD
27	-74.7%	-	-4.4%	-34.5%	-67.8%	FD
28	142.4%	-	129.9%	73.3%	-29.7%	FD
30	12.0%	-	137.9%	195.3%	133.6%	FD
Average NoFD	47.5%	42.3%	91.4%	51.9%	-40.7%	
Average FD	-25.9%	-	34.9%	51.8%	-28.3%	
Average ALL	32.9%	42.3%	79.3%	51.9%	-38.0%	

7.1. Concluding remarks

Acknowledging the importance of practical methodologies in filling the gap between the use of "blurry" predefined values and elaborate scientific performance-based design methodologies, the current chapter aimed at evaluating a broad range of empirical correlations and widely employed methodologies for the estimation of EVF characteristics, using medium- and large-scale experimental data. The fundamental physical mechanisms and parameters influencing the development of EVF have been analyzed with respect to safety, emphasizing on the EVF dimensions and centerline temperatures. In terms of the heat flux received by the exposed side of the façade, several analytical models and correlations used to estimate the radiative and convective heat flux components have been reviewed and their limitations have been discussed.

Particular emphasis has been given in the estimation of the EVF dimensions and centerline temperatures, since these are the main physical parameters that affect the heat flux to the façade. Predictions using the semi-empirical correlations for the estimation of the EVF height (L_L), projection (L_H) and width (w_f) were compared against available medium scale experimental data. Digital camera recordings were used for the determination of the dynamically changing EVF envelope as presented in Chapters 4 and 8 and from data found in literature as presented in Chapter 2. Correlations for the estimation of L_L were found to lay on the safe side in under-ventilated fire conditions in medium scale experiments under NoFD conditions, though their applicability was limited; increasing the heat release rate results in more conservative predictions for both L_L and L_H . For large-scale configurations L_L correlations mostly under predict experimental data. Values of flame projection (L_H) and flame width (w_f) were found to strongly depend on both excess heat release rate from the compartment fire and height from the ground. Under NoFD conditions, in large-scale configurations, empirical correlations for the estimation of the EVF geometric characteristics exhibited a qualitative agreement with experimental values in large-scale experimental data sets; however, this was not the case for FD conditions, when all correlations were found to underestimate the measured values. For medium scale configurations, with the exception of correlations used in EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002), all correlations under predict experimental data. The necessity to derive appropriate criteria for the identification of L_H was demonstrated. Regarding the EVF centreline temperature estimation, it has been demonstrated that the use of correlation T1 under-estimates experimental values under NoFD conditions, whereas it errs towards conservative estimations under FD conditions. Correlations T2, T3 and T4 may also be safely used, although the accuracy of calculations in positions near the top of the opening is generally limited. The observed discrepancies may be attributed to the fact that the majority of the empirical correlations have been developed based on combustion of mainly cellulosic fuels (Yokoi, 1960; Law, 1978) or constant HRR burners (Lee et al., 2008), which do not fully correspond to realistic fire loads.

Predictions of the heat flux to the façade, under both medium- and large-scale configurations, using various methodologies, under both NoFD and FD ventilation conditions, highlighted the importance of the extinction coefficient (k_{fuel}). It has been found that the assumption of a triangularly shaped EVF (HF2) does not affect the accuracy of the calculations. When model HF3 is used, predicted values generally err on the safe side being, under both NoFD and FD conditions. In the case of FD conditions, more conservative predictions have been obtained using model HF4, where a constant value for the convective heat transfer coefficient is employed. An attempt to use a more rigorous methodology for the calculation of the convective heat transfer coefficient has not been successful, as demonstrated by the large errors

CHAPTER 7: Evaluation of fire engineering design correlations related to EVF

obtained when method HF5 was used. Overall, model HF3, where the effect of the fuel type used in each fire test is taken into account, has been found to outperform the other methodologies, under both FD and NoFD conditions. Therefore, method HF3 is deemed to be safe for use in fire engineering design calculations. An overall qualitative assessment of the correlations and methodologies investigated in this chapter is presented in Table 7-6.

Table 7-6. Qualitative assessment of the employed methodologies for the estimation of EVF geometric and thermal characteristics.

EVF Characteristic	Correlation - Methodology	Ref.	Medium scale				Large scale			
			NoFD		FD		NoFD		FD	
			OV	UV	OV	UV	OV	UV	OV	UV
EVF height	H1	(EN 1991-1-2, 2002)	OR	√	N/A	N/A	N/A	-	N/A	×
	H2	(Cox and Chitty, 1985)	OR	×	N/A	N/A	N/A	-	N/A	-
	H3	(Heskestad, 1983)	OR	OR	N/A	N/A	N/A	-	N/A	-
	H4	(Hasemi and Tokunaga, 1984)	OR	OR	N/A	N/A	N/A	×	N/A	-
	H5	(Tang et al., 2012)	OR	√	N/A	N/A	N/A	×	N/A	-
EVF projection	P1	(EN 1991-1-2, 2002)	OR	√	N/A	N/A	N/A	√	N/A	√
	P2	(Yokoi, 1960)	×	×	N/A	N/A	N/A	×	N/A	×
	P3	(McCaffrey, 1983)	×	×	N/A	N/A	N/A	√	N/A	×
	P4	(Beuther and George, 1982)	×	×	N/A	N/A	N/A	×	N/A	×
EVF width	W_V	(EN 1991-1-2, 2002)	OR	×	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
EVF centreline temperature	T1	(EN 1991-1-2, 2002)	OR	√	N/A	N/A	N/A	×	N/A	√
	T2	(Beyler, 1986)	√	√	N/A	N/A	N/A	-	N/A	-
	T3	(Yokoi, 1960)	√	√	N/A	N/A	N/A	√	N/A	OR
	T4	(Himoto et al., 2009)	√	-	N/A	N/A	N/A	√	N/A	-
EVF-induced heat flux	HF1	(EN 1991-1-2, 2002)	×	×	N/A	N/A	√	√	×	×
	HF2	(Oleszkiewicz, 1989)	×	×	N/A	N/A	√	√	OR	OR
	HF3	(Hurley, 2016)	√	√	N/A	N/A	√	√	√	√
	HF4	(EN 1991-1-2, 2002)	×	×	N/A	N/A	√	√	√	√
	HF5	(EN 1991-1-2, 2002)	×	×	N/A	N/A	×	×	×	×

√ : Conservative (over-prediction), × : Non-conservative (under-prediction), - : Inconsistent behavior, OR: Out of range

CHAPTER 8: Conclusions and Outlook

8.1. General comments and elements of originality

The current thesis covers the computational, experimental and theoretical investigation of fire spreading in buildings and façade systems due to EVF. When a building fire is fully developed, flames may spill out of external openings and it is well established that they significantly increase the risk of fire spreading to higher floors or adjacent buildings. Nowadays, due to the ever-stricter requirements for building energy performance, there is a growing trend of installing combustible thermal insulation materials on building façades. This energy saving practice is adversely affecting the building's fire safety characteristics related to EVF. However, the majority of fire safety codes are lacking specific methodologies to evaluate the risks associated with EVF, since new façade design requirements and construction materials challenge the established fire safety solutions. There is an alarming occurrence of recent EVF events in high rise buildings, resulting in a large number of casualties, structural damage and property loss, as presented in detail in Chapter 1, a fact that renders the need to improve design guidelines for EVF an urgent priority. This urge motivated the development of a holistic fire safety design methodology in the frame of performance based design, as presented in the current thesis, challenging traditional concepts of fire safety that can be applied in real life structures and fire safety engineering problems.

In the present thesis particular focus is given on the fundamental physical phenomena governing EVF in medium- and large-scale configurations, aiming to advance the frontiers of scientific knowledge and improve the relevant design guidelines. This multi-disciplinary research applies in the diverse fields of fire science, fire safety, materials performance and building codes and standards. Fire engineers, product manufacturers, building owners, fire and public services, construction sector, stand to benefit from the understanding of the physical phenomena governing the fundamental flow and thermal characteristics of EVF.

More specifically, the contribution of the current thesis lies in the following:

- The main phenomenology and fire safety aspects of façade fires due to EVF are reviewed in Chapters 1 and 2, emphasizing on the impact of heat fluxes and EVF plume geometric characteristics on the fire resistance and spread on façade assemblies. A complete dataset on the current state-of-the art medium- and large-scale fire experiments and numerical studies related to EVF fire events, as presented in detail in Chapters 1, 2 and 5, formed for the first time, provides the opportunity to identify the important parameters influencing EVF development. A key parameters sensitivity analysis is performed towards identifying the origins, applicability and limitations of widely applied fire engineering design correlations and methodologies, Chapter 3.
- Correlations and methodologies for the estimation of EVF geometric characteristics have been evaluated in terms of applicability, accuracy and ease of implementation. A range of methodologies for the estimation of the heat flux on the exposed façade surface has been presented, in Chapter 3, and the best methodology (method HF3) for the accurate estimation of the heat flux on exposed façade surface has been identified.
- A dedicated series of medium-scale compartment-façade experiments has been designed and performed in order to investigate the fundamental physical phenomena and factors influencing the dynamic development of EVF, Chapter 4. A parametric study has been further performed to investigate the effect of fire load and opening factor to the EVF geometric and thermal

characteristics; EVF plume effect on the façade wall was also thoroughly investigated in terms of heat flux and temperature temporal measurements.

- A large-scale compartment façade experiment has been designed and performed for the first time in order to investigate the EVF related phenomena associated with an innovative energy efficient VF system, Chapter 6. The relevant phenomena influencing EVF development and its impact on VF systems have been analyzed and assessed.
- A dedicated numerical methodology for the accurate description of the EVF characteristics in medium- and large-scale compartment façade configurations has been developed in the context of performance-based design guidelines currently implemented in many countries. A methodology has been developed accounting for the fire behavior of gypsum plasterboards. Numerical predictions were thoroughly compared to the obtained experimental measurements from medium-scale configurations as presented in Chapter 4 and available data for large-scale configurations from the dataset presented in Chapter 2, in order to evaluate the accuracy of the numerical methodology.
- Correlations and methodologies for EVF description presented in Chapter 3 have been extensively validated against available and in house performed medium- and large-scale compartment façade experiments, Chapters 2, 4 and 6.

It is widely accepted that the suitability of a holistic fire safety engineering design methodology, as the one developed in the current thesis, is determined by its intended application and by verification through detailed experimental measurements; only a method that is both versatile and practical, yielding sufficiently accurate results, may prove suitable for practical applications. Taking into account that simplified methodologies, such as the ones presented in Chapter 3, should produce conservative design values, there is an urgent need for design guidelines that provide explicit recommendations on how to use them. Even when more sophisticated models are available, as those presented in Chapter 5, a compromise is often necessary between accuracy, cost and time during fire safety design. Knowledge of the errors and limitations of fire engineering correlations, as demonstrated in Chapter 7, is necessary if an analytical approach is intended to be used as an alternative to the more advanced performance-based methodologies as the one presented in Chapter 5.

Implementation of the current thesis research results can be proven very beneficial for society, as it will contribute to the reduction of fire losses and improve fire protection by providing tangible fire safety engineering techniques relating advantages in innovative design and construction techniques to everyday life safety.

In this chapter, summaries of the main results presented in Chapters 3-7 are given. An overall qualitative assessment of the numerical methodologies (Num.) and employed correlations and fire engineering methodologies (CM) for the estimation of fire compartment and EVF geometric and thermal characteristics in medium- and large-scale configurations based on the findings of the current thesis is presented in Table 8-1. The latter presented results are discussed in detail in the next sections,

8.2. Theoretical assessment of fire engineering design correlations and methodologies related to EVF

While fire plumes and ceiling jet flows have received a great deal of attention over the past fifty years, significant problems relating to EVF plumes are yet to be solved. The purpose of the presented theoretical analysis in Chapter 3 was to review the substantial progress that has been made in developing correlations and methodologies towards a solid understanding of the physical aspects of EVF plumes and illustrating how this understanding can bring to bear in fire safety engineering analysis. Proper EVF plume expressions and its derived heat flux are required in order to assess the hazards associated with room occupants, calculation of heat transfer to façade systems and structural members in general and likelihood of ignition and flame spread through the façade. Nevertheless, before focusing on the above mentioned applications it is essential to mathematically describe EVF plume geometric and thermal characteristics. This extensive presentation and analysis of the currently available correlations and methodologies eventually allows one to choose appropriate models for particular problem situations.

The key parameters analysis of the employed methodologies for the estimation of EVF characteristics and EVF induced heat flux at the exposed façade wall can be summarised as follows:

- Neither compartment size nor shape were found to have a noticeable influence on the EVF plume geometry; only heat release rate, opening dimensions and ambient conditions appear to affect its geometric characteristics (c.f. Table 3-6).
- In most available correlations, EVF height (L_L) is proportional to heat release rate or excess heat release rate and inversely proportional to the hydraulic diameter of the “effective” area of the fire source. All EVF height correlations, with the sole exception of correlation H3, can be used for both under-ventilated (UV) and over-ventilated (OV) fire conditions. Though it is a frequently encountered fire scenario, the effect of FD conditions is taken into account only in correlations H1 and P1, suggested in the widely applied methodology as presented in EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002). The rest of the correlations for EVF height calculation (H2, H3 and H4), though widely used in the fire engineering community, are mainly derived using experimental data from open air pool fires.
- Correlations to estimate the EVF projection (L_H) are commonly based on flow analysis methodologies assuming a non-radiative heat source located at the upper half of the opening. Although some of the correlations are also derived from open air pool fire experimental data, they can be safely used for the determination of EVF average dimensions by assuming the upper half of the opening as the fuel source. An important point derived from the analysis is that when applying the latter correlations, one should use only the convective fraction of the heat release rate at the opening.
- The EVF width (w_f) is commonly assumed to be equal to the opening width (w_t); only scarce reports in the literature indicate its dependence on EVF height and aspect ratio of the opening.
- In the majority of the investigated correlations for the estimation of centreline temperature, there is a strong dependence to the $2/3^{\text{rd}}$ power of the heat release rate.
- Heat flux values are mainly influenced by the compartment geometry, HRR, ambient conditions (e.g. temperature, wind speed), interior compartment temperature and fuel properties. One notable feature of the various heat flux estimation methodologies is the suggested use of predefined

values for the extinction and convection heat transfer coefficients but as revealed, an important issued that should also be taken into account is the fuel properties.

In all the investigated methodologies, the external dimensions of the EVF are assumed constant in time (steady-state conditions), enabling estimation of the relevant geometrical properties using simple trigonometry rules. Nevertheless, the current thesis experimental observations based on both medium- and large-scale experiments strongly indicated the need to derive time dependent correlations.

8.3. Experimental investigation of EVF and their impact on facades

The difficulty of attaining a full set of experimental data specifically emphasizing on EVF transient nature, motivated the design and performance of medium-scale compartment-façade experiments at the premises of the HMCS laboratory at NTUA. The innovative elements and main conclusions derived by this set of experiments can be summarised as follows:

- Construction of a robust experimental compartment-façade apparatus enabling medium-scale experimental testing of façade systems. The constructed metal skeleton enables the easy positioning of internal fire compartment lining materials and façade systems.
- An “expandable” fuel source, in contradiction to the majority of medium-scale fire tests that use as primary fuels source porous burners or wood cribs, has been employed emphasizing on achieving “realistic” fire conditions. Heat release rate temporal evolution, as observed in actual residential fires, was observed.
- An extensive sensor network and data acquisition system has been installed both at the interior and exterior of the experimental apparatus. Temporal values of fuel mass loss rate, interior fire compartment gas temperature, EVF temperature at the exterior, façade wall temperature, heat flux and species concentration were measured.
- A post process “correction” methodology for radiation correction of the thermocouples at the interior of the fire compartment was exercised in all test cases.
- Non-dimensional functionality of the experiments was determined in order to design fire scenarios according to post-flashover conditions imposed by design guidelines widely employed for fire safety design calculations. The Π theorem has been employed to scale the fire power and the radiative heat transfer between the prototype and the designed model.
- A thorough repeatability study has been carried out by performing a one way statistical analysis of variances on the obtained experimental data. Performed tests exhibited good repeatability.
- The ASME methodology has been used to estimate the uncertainty of the experimental measurements.
- As the uncertainty in determining EVF dimensions arises mainly from the different definitions of the mean or peak flame values of EVF height, projection and width, a fire detection image processing analysis tool has been developed. The developed tool was used for the post analysis of the time series of digital fire video frames of the experiments, allowing the determination of the mean and temporal variations of EVF geometric characteristics.
- The duration and characterization of each fire phase, namely IF, IFE and CEF, for all test cases was determined by means of visual observation, fuel mass loss rate and calculated GER. When under-ventilated conditions prevail, similar fuel consumption rates are observed during the IF

phase. With the exception of increased fire loads, fuel consumption rates remained practically constant also during the IFE phase. During the CEF phase, average fuel consumption rates are generally increased; however, the fuel consumption rate is decreased with decreasing opening area. Under over-ventilated conditions, fuel consumption rates remained practically constant during all three phases. Very low GER values characterize the IF phase in all test cases. Gas sampling downstream the EVF plume provided the means to assess the EVF combustion efficiency. The rapid reduction of CO at the end of the IF phase proved to be a strong indication of EVF occurrence. Using data from video footage, it was observed that EVF emerged at an average GER value of 0.2 - 0.5. During the IFE phase, GER values are generally increased, indicating the transition from over- to under-ventilated conditions; for GER values less than 0.6 - 0.8, almost negligible CO production was observed. GER values are further increased during the CEF phase. The duration of the CEF phase was significantly increased with decreasing opening area. GER values tend to increase with decreased opening factor, since the reduced air mass flow rate entering through the opening results in increasingly poor ventilation conditions.

- EVF dimensions in low fire load and over-ventilated fire conditions, are significantly limited in comparison to higher fire load under-ventilated fire conditions. In general, the EVF envelope tends to assume an elliptical shape, which is compatible to the EVF shapes proposed in widely used fire engineering design methodologies. EVF development mainly depends on fuel concentration and temperature of the hot unburnt gases exiting the fire compartment through the opening. EVF width is found to generally increase with increasing height, until it reaches a maximum value; it then starts to decrease again.
- EVF temperatures gradually decrease with increasing height. The EVF shape depends on both the fire load and the opening geometry; the total volume of the EVF envelope is increased with increasing fire load and opening area. When the fuel load is increased, the EVF becomes wider, whereas it is narrowed when the opening area is decreased.
- The initial fuel load and the size of the opening area were found to have a significant impact on the heat flux to the façade. Increased heat flux levels are observed during the CEF phase for all test cases. The opening area does not seem to have a significant effect on heat flux values during the CEF phase. Nevertheless, decreasing the opening area results in lower peak heat flux values, but prolonged combustion time, due to the strongly under-ventilated environment established.

8.4. Numerical investigation of EVF

A dedicated numerical methodology has been developed specifically aiming to characterize in detail the EVF driven flow- and thermal fields in medium- and large-scale compartment-façade experiments. In that frame the Fire Dynamics Simulator (FDS) version 6 open source code, has been used to simulate the turbulent, multi-component and reactive flow-field developing at the interior and exterior of a series of compartment-façade configurations. Numerical predictions are compared to the obtained experimental measurements from medium-scale configurations (c.f. Chapter 4) and available data for large-scale configurations found in the literature (c.f. Chapter 2) in order to evaluate the accuracy of the numerical methodology. The innovative elements and main conclusions derived by this dedicated numerical model can be summarised as follows:

- As FDS results are known to significantly depend on the size of the numerical grid due to LES approximation, a grid independence study was performed. The quality of the utilized grid resolution was assessed using a combination of “traditional” and recently introduced to the fire safety engineering community quality grid resolution criteria for under-ventilated enclosure fires with external flaming and error analysis based on appropriate metrics of time dependent output quantities.
- In the frame of incorporating time-dependent thermos-physical properties in numerical models, an innovative methodology has been developed accounting for the fire behavior of gypsum plasterboards. A two-step solid reaction scheme allowing the quantitative determination of water vapour release rate was used based on standard first-order Arrhenius formulation. The Arrhenius parameters were estimated based on Differential Scanning Calorimetry measurements.
- In the interior of the fire compartment, agreement is observed for the peak gas temperatures in medium-scale configurations under over-ventilation conditions and in large-scale under both over- and under-ventilation conditions in NoFD and FD conditions.
- The developed fire detection image processing tool has been applied for the analysis of the numerical simulations with FDS by appropriately adjusting the threshold limits based on Smokeview illustrated HRRPUV values in order to attain the mean and temporal variations of EVF geometric characteristics. It is generally observed that the numerical methodology yields conservative results for EVF plume projection under all investigated cases. EVF height and width numerical simulations err on the safe side only in under-ventilated conditions in NoFD medium-scale experiments.
- Good quantitative agreement of EVF centreline temperature and resulted temperature at the exposed surface of the façade is observed at lower heights but the numerical methodology generally under-predicts experimental values under over-ventilated medium-scale and under-ventilated large-scale configurations.
- In under-ventilated medium-scale configurations numerical predictions of heat flux at the façade generally err on the safe side. The performance of the numerical methodology in estimating EVF gas temperatures and heat flux to the adjacent façade is improved in higher fire loads.
- The performance of the numerical methodology is considerably improved when FD conditions are considered.
- In medium-scale configurations, the numerical methodology can be safely used in under-ventilated conditions.
- The approach of treating fuel mass loss rate as a solution variable rather than a direct input did not yield adequately acceptable results as FDS failed to accurately predict the duration and intensity of the fire event.

8.5. Experimental investigation of the fire behavior of the VF system

The fire behavior of the VF system was investigated by means of a large scale test that was designed and constructed for the first time. The extensive installed set of sensors recording the temporal variation of several important physical parameters was used to fully characterize EVF physical characteristics and thermal environment adjacent to the façade wall along the height of the EVF plume. Emphasis was also given on the characterization of the flow field at the window opening by measuring the thermal and velocity field using a set of in-house constructed bi-directional probes. The developed fire detection

image processing tool was used for the post analysis of the time series of digital fire video frames of the experiments, allowing the determination of the mean and temporal variations of EVF geometric characteristics

The multi-layer construction of the VF system essentially protected the building façade from direct exposure to the developed EVF, even though gaseous combustion products have managed to penetrate the air cavity. Temperature measurements at the unexposed surface of the VF system constantly remained below 180°C throughout the duration of the large-scale fire test.

8.6. Evaluation of fire engineering design correlations related to EVF

Calculation procedures for the evaluation of the EVF thermal, geometrical characteristics and induced heat flux at the façade, as presented in Chapter 3, were evaluated against available experimental data obtained in a wide range of medium-scale (Chapter 4) and large-scale (Chapter 2) compartment-façade fire tests and in fire tests conducted in the frame of the present thesis (Chapter 6). The fundamental physical mechanisms and parameters influencing the development of EVF have been analysed with respect to safety, emphasizing on the EVF dimensions and centerline temperatures. In terms of the heat flux received by the exposed side of the façade, several analytical models and correlations used to estimate the radiative and convective heat flux components have been reviewed and their limitations and range of applicability have been discussed. Particular emphasis has been given in the estimation of the EVF dimensions and centerline temperatures, since these are the main physical parameters that affect the heat flux to the façade. Predictions using the semi-empirical correlations for the estimation of the EVF height (L_L), projection (L_H) and width (w_f) were compared against available medium scale experimental data. The main conclusions derived by this theoretical analysis can be summarised as follows:

- Correlations for the estimation of EVF height were found to lay on the safe side in under-ventilated fire conditions in medium scale experiments under NoFD conditions, though their applicability was limited whereas for large-scale configurations they under predicted experimental data.
- The necessity to derive appropriate criteria for the identification of flame projection was demonstrated. In general, values of both flame projection and flame width strongly depend on both excess heat release rate from the compartment fire and height from the ground. In large-scale NoFD configurations, correlations for the estimation of EVF projection exhibited a qualitative agreement with experimental values. In medium-scale configurations only correlations used in EN 1991-1-2 accurately predicted experimental data.
- Regarding the EVF centreline temperature estimation, it has been demonstrated that the use of correlation T1 under-estimates experimental values under NoFD conditions, whereas it errs towards conservative estimations under FD conditions. Correlations T2, T3 and T4 may also be safely used, although the accuracy of calculations in positions near the top of the opening is generally limited.
- Predictions of the heat flux to the façade, under both medium- and large-scale configurations, using various methodologies, under both NoFD and FD ventilation conditions, highlighted the importance of the extinction coefficient immediately dependent on the fuel type. This effect was

CHAPTER 8: Conclusions and Outlook

incorporated in model HF3 and when applied in medium- and large-scale configurations predicted values err on the safe side, under both NoFD and FD conditions.

Table 8-1. Overall qualitative assessment of the numerical methodologies (Num.) and employed correlations and fire engineering methodologies (CM) for the estimation of fire compartment and EVF geometric and thermal characteristics in medium- and large-scale configurations.

EVF – Characteristics	CM	Ref.	Medium scale								Large scale							
			NoFD				FD				NoFD				FD			
			OV		UV		OV		UV		OV		UV		OV		UV	
			Num.	CM	Num.	CM	Num.	CM	Num.	CM	Num.	CM	Num.	CM	Num.	CM	Num.	CM
AFCT			√	N/A	×	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	×	N/A	N/A	N/A	×	N/A
PFCT			√	N/A	×	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	√	N/A	N/A	N/A	√	N/A
Velocity			N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	√	N/A
EVF height	H1	(EN 1991-1-2, 2002)		OR		√		N/A		N/A		N/A		-		N/A		×
	H2	(Cox and Chitty, 1985)		OR		×		N/A		N/A		N/A		-		N/A		-
	H3	(Heskestad, 1983)	×	OR	√	OR	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	×	-	N/A	N/A	×	-
	H4	(Hasemi and Tokunaga, 1984)		OR		OR		N/A		N/A		N/A		×		N/A		-
	H5	(Tang et al., 2012)		OR		√		N/A		N/A		N/A		×		N/A		-
EVF projection	P1	(EN 1991-1-2, 2002)		OR		√		N/A		N/A		N/A		√		N/A		√
	P2	(Yokoi, 1960)		×		×		N/A		N/A		N/A		×		N/A		×
	P3	(McCaffrey, 1983)	√	×	√	×	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	√	√	N/A	N/A	√	×
	P4	(Beuther and George, 1982)		×		×		N/A		N/A		N/A		×		N/A		×
EVF width	W_v	(EN 1991-1-2, 2002)	×	OR	√	×	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
EVF centreline temperature	T1	(EN 1991-1-2, 2002)		OR		√		N/A		N/A		N/A		×		N/A		√
	T2	(Beyler, 1986)		√	√	√	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	×	-	N/A	N/A	-	-
	T3	(Yokoi, 1960)	×	√	√	√		N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	×	√	N/A	N/A	-	OR
	T4	(Himoto et al., 2009)		√		-		N/A		N/A		N/A		√		N/A		-
Temperature façade wall			-	N/A	√	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	×	N/A	N/A	N/A	N/A	-	N/A
EV Induced heat flux	HF1	(EN 1991-1-2, 2002)		×		×		N/A		N/A		√		√		×		×
	HF2	(Oleszkiewicz, 1989)		×		×		N/A		N/A		√		√		OR		OR
	HF3	(Hurley, 2016)	-	√	√	√	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	√	N/A	√	N/A	√	N/A	√
	HF4	(EN 1991-1-2, 2002)		×		×		N/A		N/A		√		√		√		√
	HF5	(EN 1991-1-2, 2002)		×		×		N/A		N/A		×		×		×		×

√ : Conservative (over-prediction), × : Non-conservative (under-prediction), - : Inconsistent behavior N/A : Not available, OR : Out of range

8.7. Outlook for future research

It is recommended that further extensive numerical and experimental research be carried out in order to expand the limits of applicability of the methodology presented in this thesis. The following research topics could form the basis of such a potential future research:

- The effect of varying the location of the opening, the number and dimensions of openings on different walls should be further investigated. There is still a large potential for conducting research in compartment fires near the ventilation limit in order to fully characterize the transition between IF, IFE and CEF phases.
- The effect of different fuel loads should be explored by further varying the location of the fuel within the fire compartment in order to further assess the effect of fuel properties on the subsequent heat flux to the façade in terms of flame emissivity. Additional experiments using wood cribs and real furniture should be performed especially under FD conditions.
- An experimental data set by employing combustible wall-lining at the interior of the fire compartment (e.g. gypsum plasterboards containing phase change materials) will shed light to fire propagation in such building configurations. Also the investigation of more complex façade construction techniques, such as buildings with curtain walls or where the external cladding has inadequate fire stops such that fire can spread vertically through the cavities between the façade wall and the cladding (external flaming into “confined” spaces) and materials used, e.g. combustible materials, is essential in order to adequately characterize such fire incidents in terms of fire safety.
- Impact of balconies or horizontal-vertical projections could be further explored by means of experimental and numerical methodologies. Focus must be placed on the trajectory of the emerging EVF plume formed under such conditions as there is an increased risk of secondary fires in rooms above the room of fire origin due to direct flame contact. Also radiation effects under such conditions should be further investigated in terms of theoretical and experimental analysis.
- The effect of downward flame spread, a phenomenon observed in recent high rise fire incidents as presented in Chapter 1, and fire spread to adjacent buildings due to external flaming is an important issue that needs to be further studied.
- Exterior wind conditions and their effect on EVF plume dimensions and trajectory must also be further investigated.
- The application of scaling laws to enable modelling of smaller computational domains should be further investigated.
- The image processing algorithm could be further enhanced so as to be used in real time and not as a post-process tool.
- The ability of the Smokeview post processing tool to reproduce the EVF dimensions requires further investigation. This includes determining the frequency of the Smokeview images required to obtain a reliable time-averaged contour plots for intermittency and further study into the ability of realistically reproducing EVF.

References

- Antonatus E., "Facades fire safety aspects in the context of increasing use of thermal insulation", Proceedings of 2013 Interflam, 2013.
- AO2000 Manual (2012), Advance Optima AO2000 Series, Continuous Gas Analyzers, Models AO2020, AO2040, Data Sheet 10/24-1.20 EN Rev. 5.
- Argos User's Guide, Danish Institute of Fire Technology, Datovej 48, DK 3460 Bikerøed, 1991.
- Ariyanayagam A.D., Mahendran M., "Fire safety of buildings based on realistic fire time-temperature curves", Proceedings of the World Building Congress 2013, Brisbane Convention and Exhibition Centre, Brisbane, Australia, 5-9 May 2013.
- Asimakopoulou E.K., Kolaitis D.I., Founti M.A., "Assessment of fire engineering design correlations used to describe the geometry and thermal characteristics of Externally Venting Flames", Fire Technology, 2016_a (DOI: 10.1007/s10694-016-0594-2).
- Asimakopoulou E.K., Kolaitis D.I., Founti M.A., "Characteristics of Externally Venting Flames and their effect on the façade: a detailed experimental study", Fire Technology, 2016_b (DOI: 10.1007/s10694-016-0575-5).
- Asimakopoulou E.K., Kolaitis D.I., Founti M.A., "Fire safety aspects of PCM-enhanced gypsum plasterboards: An experimental and numerical investigation", Fire Safety Journal, 72, 50-58, 2015.
- Astapenko V., Koshmarov Y., Molchadski I., Shevlyakov A., "Termogazodinami of Fires in the Rooms", Moscow, Stroiizdat, 1988.
- ASTM D240-14, "Standard Test Method for Heat of Combustion of Liquid Hydrocarbon Fuels by Bomb Calorimeter", American Society for Testing and Materials International, West Conshohocken, U.S.A, 2014.
- ASTM E1355-97, "Standard guide for evaluating the predictive capability of deterministic fire models", American Society for Testing and Materials International, West Conshohocken, U.S.A, 2006.
- Audouin L., Chandra L., Consalvi J.L., Gay L., Gorza E., Hohm V., Hostikka S., Ito T., Klein-Hessling W., Lallemand C., Magnusson T., Noterman N., Park J.S., Peco J., Rigollet L., Suard S., Van-Hees P., "Quantifying differences between computational results and measurements in the case of large scale well confined fire scenario", Nuclear Engineering and Design, 241, 18-31, 2011.
- Audouin L., Kolb G., Torero J.L., Most J.M., "Average centreline temperatures of a buoyant pool fire obtained by image processing of video recordings", Fire Safety Journal, 24, 167-187, 1995.
- Audouin L., Such J.M., Malet J.C. and Casselmam C., "A real scenario for a Ghosting Flame", Proceedings of the 5th International Symposium on Fire Safety Science, 1261-1272, 1997.

References

- Baum R.H., Rehm G.R., "Calculations of Three Dimensional Buoyant Plumes in Enclosures", *Combustion Science and Technology*, 40, 55–77, 1984.
- Baum R.H., Gehm G.R., Barnett D.P., Corley M.D., "Finite difference calculations of buoyant convection in an Enclosure, Part I: The basic algorithm", *SIAM Journal of Scientific and Statistical Computing*, 4, 117–135, 1983 (DOI:10.1137/0904009).
- Bechtold R., "The role that facades play in fire spread – 2", *Fire International: The Journal of International Fire Protection Services*, 5 (59), 1978.
- Bentley R., "Handbook of temperature measurement", Springer-Verlag, Singapore, 1998.
- Beuther P.D., George W.K., "Measurement of the turbulent energy and temperature balances in an axisymmetric buoyant plume in a stably stratified environment", *Proceedings of the 7th International Heat Transfer Conference*, Munich, Germany, 1982.
- Beyler C.L., "Fire Plumes and Ceiling Jets", *Fire Safety Journal*, 11, 53-75, 1986 (DOI:10.1016/0379-7112(86)90052-4)
- Bisby L., Gales J., Maluk C., "A contemporary review of large-scale non-standard structural fire testing", *Fire Science Reviews*, 2:1, 1-27, 2013.
- Bodart, X., Curtat, M., "CIFI Computer Code: Air and Smoke Movement During a Fire in a Building With Ventilation Ducts Networks Equipment", CIB Publication 104, CIB W14, Workshop on Fire Modeling, Berlin, West Germany, March 1987.
- Boehmer H., Floyd J., Gottuk D.T., "Fire dynamics and forensic analysis of limited ventilation compartment fires, Volume 2: modelling", Grant No. 2007-DN-BX-K240, Hughes Associates, Baltimore, USA, 2009.
- BRANZFIRE User's Guide , Building Research Association of New Zealand, 2000.
- BRI Standards, "Draft British Standard Code of Practice for the Application of Fire Safety Engineering Principles to Fire Safety in Buildings, Panel FSM/-/5 and Technical Committee FSM/24 Fire Safety Engineering", London, UK, 1994.
- Buckius R.B., Tien C.L. " Infrared flame radiation", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1977 (DOI:10.1016/0017-9310(77)90001-1)
- Celik T., Demirel H., Ozkaramanli H., Uyguroglu, M., "Fire detection using statistical color model in video sequences", *Journal of Visual Communication and Image Representation*, 18, 176-185, 2007.
- CFX User's Guide, AEA Technology, Harwell, UK, 2000.
- Chamichine A.V., Makhviladze G.M., Oleszczak P., Yakush S.E., " Flame exhaust from pool fires in a small scale compartment with a single opening", *Proceedings of the 5th International Seminar on Fire and Explosion Hazards*, Edinburgh, U.K., 23-27 April 2007.
- Chow C.L., "Spread of smoke and heat along narrow air cavity in double-skin façade fires", *Thermal Science*, 18, S405-S416, 2014.
- Chow W.K., "Fire safety in green or sustainable buildings: Application of the fire engineering approach in Hong Kong", *Architectural Science Review*, 46, 297-303, 2003.
- Chow W.K., Hung W.Y., "Effect of cavity depth on smoke spreading of double skin façade",

- Building and Environment, 7, 970-979, 2006.
- Clampett J.C., Edwards P.J., Webber R.J., "The impact of fire safety engineering and performance based regulations on the approval process for fire safety in buildings", On the Approval Process for Fire Safety in Buildings, AOFST 3, 1988.
- Clancy P., "A parametric study on the time-to-failure of Wood framed walls in fire", Fire Technology, 38, 243-269, 2002.
- Cooper L.Y., Forney G.P., "The consolidated compartment fire model (CCFM) computer code application CCFM.VENTS, Part I", NISTIR 4342, National Institute of Standards and Technology, 1990.
- Cooper L.Y., Stroup D. W., "Calculating Available Safe Egress Time (ASET) – A computer program and User's Guide", NBSIR 82-2578, National Bureau of Standards, 1982.
- Cox G., Chitty R., "Some source-dependent effects of unbounded fires", Combustion and Flame, 60, 219-232, 1985 (DOI:10.1016/0010-2180(85)90027-6).
- Cox G., Kumar S., "Field Modelling of Fire in Forced Ventilated Enclosures", Combustion Science and Technology, 52, 1986.
- Craft S.T., Isgor B., Hadjisophocleous G., Mehaffey J.R., "Predicting the thermal response of gypsum board subjected to a constant heat flux", Fire and Materials, 32, 333-355, 2008.
- Curtat M.R., "NAT (NATural FireConditions)", CIB Publication 104, CIB W14 Workshop on Fire Modeling, Berlin, 1987.
- CW Staff, Sharjah Al Baker Tower fire caused by cigarette, Construction Week Online, 2012 (<http://www.constructionweekonline.com/article-16634-sharjah-al-baker-tower-fire-caused-by-cigarette/>).
- Delichatsios M., Lee Y., Tofilo P., "A new correlation for gas temperature inside a burning enclosure", Fire Safety Journal, 44, 1003-1009, 2009.
- Delichatsios M.A., "Flame heights in turbulent wall fires with significant flame radiation", Combustion Science and Technology, 39, 195-214, 1984 (DOI:10.1080/00102208408923789).
- De Ris J., "Fire radiation – A review", Proceedings of the 17th International Symposium on Combustion, 17, 1003-1016, 1979.
- Dieck R.H., "Measurement uncertainty models", ISA Transactions 36, 29–35, 1997.
- Dietenberger M.A., "Technical Reference and User's Guide for FAST/FFM Version 3", NIST-GCR-91-589, National Institute of Standards and Technology, 1991.
- Dietenberger M.A., "Validated Furniture Fire Model with FAST (HEMFAST)", NISTGCR-89-564, National Institute of Standards and Technology, 1989.
- Drysdale D., "An Introduction in Fire Dynamics", John Wiley and Sons, New York, U.S.A., 2011.
- DSLAYV User's Guide: Simulating Fires in Natural and Forced Ventilated Enclosures, FOA Report C20637, National Defense Research Institute, Sweden, 1986.
- Emmons H.W., "The further history of fire science", Combustion Science and Technology,

References

- 40:1-4, 167-174, 1984.
- Empis C.A., "Analysis of the compartment fire parameters influencing the heat flux incident on the structural façade", Ph.D. Thesis, University of Edinburgh, U.K., 2010.
- Empis C.A., Reszka P., Steinhilber T., Cowlard A., Biteau H., Welch S., Rein G., Torero J. L., "Characterization of Dalmarnock Fire Test One", *Experimental Thermal and Fluid Science* 32, 1334-1343, 2008.
- EN 1991-1-2, "Eurocode 1: Actions on structures, Part 1-2 – General Actions – Actions on Structures Exposed to Fire", European Committee for Standardization, Brussels, Belgium, 2002.
- EN 1993-1-2, "Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-2 – Structural fire design", European Committee for Standardization, Brussels, Belgium, 2002.
- EN 1995-1-2, "Eurocode 5: Design of timber structures – Part 1-2: General – Structural fire design", European Committee for Standardization, Brussels, Belgium, 2004.
- Feasey R., Buchanan A., "Post-flashover fires for structural design", *Fire Safety Journal*, 37, 83-105, 2002 (DOI:10.1016/S0379-7112(01)00026-1).
- FireFOAM, <https://github.com/fireFoam-dev>, 2015.
- Floyd J.E., "Comparison of CFAST and FDS for fire simulation with HDR T51 and T52 tests", National Institute of Standards and Technology, NISTIR 6866, U.S., 2002.
- Floyd J.E., McGrattan K.B., Hostikka S., Baum H.R., "CFD fire simulation using mixture fraction combustion and finite volume radiative heat transfer", *Journal of Fire Protection Engineering*, 13, 11-36, 2003.
- FLUENT User's Guide, Fluent/UNS and Rampant 4.2 , 1st Edition, 1997.
- Forell B., Hosser D., "The relationship between ventilation conditions and carbon monoxide source term in fully-developed compartment fires", In: Drysdale D et al., *Proceedings of the 5th International Seminar on Fire and Explosion Hazards*, Edinburgh, UK, 23-27 April 2007, 825-835, 2007.
- Galea E.R., Berhane D., Hoffmann N.A., "CFD Analysis of Fire Plumes from windows with external protrusions in high rise buildings", *Proceedings of the 6th International INTERFLAM Conference*, 307-319, Oxford, UK, 30 March – 1 April, 1993.
- Gardiner A. J., "The mathematical modeling of the interaction between sprinkler sprays and the thermally buoyant layers of gases from fires", South Bank Polytechnic, PhD Thesis, 1988.
- Gautier B., Pages O., Thibert E., "MAGIC: Global Modelling of Fire Into Compartments", *Proceedings of the 8th Interflam Conference*, Vol. 2, Edinburgh, Scotland, 1999.
- Giraldo P.M., Lacasta A., Avellaneda J., Burgos C., "Computer simulation on fire behaviour in the ventilated cavity of ventilated façade systems", *MATEC Web of Conferences* 9, 03002, 2013.
- Glancey J., "Beijing's newest skyscraper survives blaze", *The guardian*, 11 February 2009 (<http://www.theguardian.com/world/2009/feb/11/television-cultural-centre-tower-beijing-fire>).

- Gottuk D.T., Roby R.J., Beyler C.L., "A study of CO and smoke yields from compartment fires with external burning", *Proceedings of Combustion Institute*, 24,1729-1735, 1992.
- Gray M., "Fire breaks out at luxury Dubai skyscraper", CNN, 21 February 2015 (<http://edition.cnn.com/2015/02/20/middleeast/dubai-tower-fire/>).
- Grosshandler W., "RadCal: A narrow band model for radiation calculation in a combustion environment", NIST Technical Note (TN 1402), National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland 20899, 1993.
- Hadjisophocleous G.V., Yakan A., "Computer Modeling of Compartment Fires", Internal Report No. 613, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Ottawa, ON, 1991.
- Hadjisophocleous G.V., Benichou N., "Performance criteria used in fire safety design", *Automation in Construction* 5, 489-501, 1999.
- Hagglund B., "A Room Fire Simulation Model, Department of Defense", FAO Report 620501-D6, Stockholm, Sweden, 1983.
- Hakkarainen T., "Post-flashover fires in light and heavy timber construction compartments", *Journal of Fire Sciences* 20, 133-175, 2002.
- Hamins A., Maranghides A., McGrattan K., Johnsson E., Ohlemiller T., Donnelly M., Yang J., Mulholland G., Prasad K., Kukuck S., Anleitner R., McAllister T., "Federal building and fire investigation of the World Trade Center disaster: Experiments and modelling of structural elements exposed to fire", NIST NCSTAR 1-5B, National Institute of Standards and Technology, U.S.A., 2005.
- Hanna J., Fantz A., Sholcet C.E., "Fire engulfs downtown Dubai's high-rise Address hotel", 1 January 2016 (<http://edition.cnn.com/2015/12/31/middleeast/dubai-address-hotel-fire/>).
- Harmathy T.Z., "Design to cope with fully developed fires, Design of Buildings for Fire Safety". ASTM STP 685, E.E. Smith and T.Z. Harmathy, Eds., American Society for Testing and Materials, 1979.
- Hasemi Y., Tokunaga T., "Flame geometry effects in the buoyant plumes from turbulent diffusion flames", *Fire Safety Science and Technology*, 4, 15-26, 1989 (DOI: 10.3210/fst.4.15).
- Haynes E.K., "Development of WPI/FIRE 3.0: A Multiroom Model", Masters Thesis, Worcester Polytechnic Institute, 1994.
- Heins T., "Simulation Model for the Safety Assessment of Spreading Smoke From Fires in Extended Enclosures", PhD Thesis, Technical University Braunschweig, 1991.
- Heskestad G., "Virtual origins of fire plume", *Fire Safety Journal*, 5, 109-114, 1983 (DOI:10.1016/0379-7112(83)90003-6).
- Himoto K., Tsuchihashi T., Tanaka Y., Tanaka T. (2009) Modeling thermal behaviors of window flame ejected from a fire compartment. *Fire Safety J* 44:230-240. doi: 10.1016/j.firesaf.2008.06.005
- Himoto K., Tsuchihashi T., Tanaka Y., Tanaka T., "Modeling the trajectory of window flames with regard to flow attachment to the adjacent wall, *Fire Safety Journal*, 44, 250-258, 2009.

References

- Himoto K., Tsuchihashi T., Tanaka Y., Tanaka T., "Modeling thermal behaviors of window flames ejected from a fire compartment", *Fire Safety Journal*, 44, 230-240, 2009..
- Ho V., Siu N., Apostolakis, G., "COMPBRN III–A Fire Hazard Model for Risk Analysis", *Fire Safety Journal*, 13, 1988.
- Holborn P.G., Nolan P.F., Golt J., "An analysis of fire sizes, fire growth rates and times between events using data from fire investigations", *Fire Safety Journal*, 39, 481-524, 2004.
- Hopkin D.J., Lennon T., El-Rimawi J., Silberschmidt V.V., "A numerical study of gypsum plasterboard behavior under standard and natural fire conditions", *Fire and Materials*, 36, 107-126, 2012.
- Hu L., Lu K., Delichatsios M., He L., Tang F., "An experimental investigation and statistical characterization of intermittent flame ejecting behaviour of enclosure fires with an opening", *Combustion and Flame*, 159, 1178-1184, 2012.
- Hu L., Qiu Z., Lu K., Tang F., "Window ejected flame width and depth evolution along façade from under-ventilated enclosure fires", *Fire Safety Journal*, 76, 44-53, 2015.
- Huang H., Ooka R., Liu N., Zhang L., Deng Z., Kato S., "Experimental study of fire growth in a reduced scale compartment under different approaching external wind conditions", *Fire Safety Journal*, 44, 311-321, 2009.
- Hurley M.J., "SFPE Handbook of fire protection engineering", 5th Ed., SFPE, Quincy, Massachusetts, U.S.A., 2016.
- Hwang C.H. , Lock A., Bundy M. , JohnssonE., Ko G.H., "Studies on fire characteristics in over- and under ventilated full-scale compartments", *Journal of Fire Sciences*, 28, 460-486, 2010.
- Hwang C.H., Lock A., Bundy M., Johnson E., Ko G.H., "Effects of fuel location and distribution on full-scale underventilated compartment fires", *Journal of Fire Science*, 29, 21-52, 2011.
- Ingberg S.H., "Test of the severity of building fires", *National Fire Protection Association Quarterly*, 22, 43-61, 1928.
- ISO 9705, "International Organization for Standardization, ISO 9705 Fire Tests: Full-Scale Room Test for Surface Products", 1st Edition, Geneva, Switzerland, 1993.
- Jahn W., Rein G., Torero J. L., "A posteriori modelling of the growth phase of Dalmarnock Fire Test One", *Building and Environment* 46, 1065-1073, 2011.
- Jahn W., Rein G., Torero J. L., "The effect of model parameters on the simulation of fire dynamics", *Fire Safety Science*, 9, 1341-1352, 2008.
- Janssens M.L., "An introduction to mathematical fire modeling", 2nd Edition, Technomic Publishing Company, Inc., 2000.
- Jeffs G.M.F., Klingelhofer H.G., Prager F.H., Rosteck H., "Fire-Performance of a ventilated façade insulated with a B2-classified rigid polyurethane foam", *Fire and Materials*, 10, 78-89, 1986.
- Jones J.C., "Thermocouple usage in an irradiance experiment", *Journal of Fire Science*, 32, 563-567, 2014.

- Kameleon FireEx 99 User's Guide, SINTEF Energy Research report TRF5119, Trondheim, Norway, 1999.
- Karlsson B., Quintiere J.C., "Enclosure Fire Dynamics", CRC Press LLC, U.S.A., 2000.
- Kawagoe K., "Fire behavior in rooms", Report No.27, Tokyo: Building Research Institute, Ministry of Construction, 1958.
- Klopovic S., "Experiment and computational study of flames venting externally during full scale flashover", PhD Thesis, Victoria University of Technology, 1999.
- Klopovic S., Turan O.F., "A comprehensive study of externally venting flames, Part I: Experimental plume characteristics for through-draft and no through-draft ventilation conditions and repeatability", *Fire Safety Journal*, 36, 99-133, 2001_a.
- Klopovic S., Turan O.F., "A comprehensive study of externally venting flames, Part II: Plume envelope and centre-line temperature comparisons, secondary fires, wind effects and smoke management system", *Fire Safety Journal*, 36, 135-172, 2001_b.
- Klopovic S., Turan O.F., "Flames venting externally during full-scale flashover fires: two sample ventilation cases", *Fire Safety Journal*, 31, 117-142, 1998.
- Kolaitis D.I., Asimakopoulou E.K., Founti M.A., "Fire protection of light and massive timber elements using gypsum plasterboards and wood based panels: A large-scale compartment fire test", *Construction and Building Materials*, 73, 163-170, 2014.
- Kolaitis D.I., Founti M.A., "Development of a solid reaction kinetics gypsum dehydration model appropriate for CFD simulation of gypsum plasterboard wall assemblies exposed to fire", *Fire Safety Journal*, 58, 151-159, 2013.
- Kontogeorgos D.A., Founti M.A., "Numerical investigation of simultaneous heat and mass transfer mechanisms occurring in a gypsum board exposed to fire conditions", *Applied Thermal Engineering*, 30, 1461-1469, 2010.
- Kontogeorgos D.A., Wakili K.G., Hugi E., Founti M.A., "Heat and moisture transfer through a steel stud gypsum board assembly exposed to fire", *Construction and Building Materials*, 26, 746-754, 2012.
- Korhonen T., Hietaniemi J., "Fire safety of wooden facades in residential suburb multi-storey buildings", VTT Working Papers 32, 2005.
- Law M., "Fire Safety of External Building Elements – The Design Approach", *AISC Engineering Journal*, 2nd Quarter, 1978.
- Law M., O'Brien T., "Fire safety of bare external structural steel", Constrado, Croydon, U.K., 1981.
- Lawson J.R., "A history of fire testing", NIST Technical Note 1628, March 2009.
- Lee Y., Delichatsios M.A., Silcock G.W.H., "Heat flux distribution and flame shapes on the inert façade", *Fire Safety Science*, 9, 193-204, 2008 (DOI:10.3801/IAFSS.FSS.9-193).
- Lennon T., Hopkin D., El-Rimawi J., Silberschmidt V., "Large scale natural fire tests on protected engineered timber floor systems", *Fire Safety Journal* 45, 168-182, 2010.
- Lin C.H., Ferng Y.M., Hsu W.S., "Investigating the effect of computational grid sizes on the predicted characteristics of thermal radiation for a fire", *Applied Thermal Engineering*,

References

- 29, 2243-2250, 2009.
- Lin C.Y., "Study of exposure fire spread between buildings by radiation", *Journal of Chinese Institute of Engineering*, 23, 493-504, 2000 (DOI:10.1080/02533839.2000.9670570).
- Lock A., Bundy M., Johnsson E.L., Hamins A., Ko G.H., Hwang C., Fuss P., Harris R., "Experimental study of the effect of fuel type, fuel distribution and vent size on full-scale underventilated compartment fires in an ISO 9705 room", *NIST Technical Note 1603*, 2008.
- Lopes A.M., Vaz G.C., Santiago A., "Numerical predictions of the time-dependent temperature field for the 7th Cardington compartment fire test", *Steel and Composite Structures Journal*, 5, 421-441, 2005.
- MacArthur C.D., "Dayton Aircraft Fire Cabin Model, Version 3", U.S. Department of Transportation, Atlantic City, NJ, DOT/FAA. CT-81/69-I, June 1981.
- Mackay D., Barber T., Yeoh G.H., "Experimental and computational studies of compartment fire behavior", *Building and Environment* 45, 2620-2628, 2010.
- Magnusson S.E., Thelandersson, S., "Temperature-Time Curves of Complete Process of Fire Development, Theoretical Study of Wood Fuel Fires in Enclosed Spaces", *APS CI 65*, Department of Fire Safety Engineering, Lund University, Sweden, 1970.
- Makhviladze G.M., Shamshin A.V., Yakush S.E., Zykov A.P., "Experimental and numerical study of transient compartment fires", *Combustion Explosion and Shock Waves*, 42, 723-730, 2006.
- Mammoser J.H., Battaglia F., "A computational study on the use of balconies to reduce flame spread in high-rise apartment fire", *Fire Safety Journal*, 39, 277-296, 2004.
- Manzello L.S., Gann G.R., Kukuck R.S., Lenhert, B.D., "Influence of gypsum board type on real fire performance of partition assemblies", *Fire and Materials*, 31, 425-442, 2007.
- Markstein G.H., "Radiative energy transfer from gaseous diffusion flames", *Progress in Energy and Combustion Science*, 15, 1285-1294, 1974 (DOI: 10.1016/0010-2180(76)90005-5).
- Martinez B.R., "Contribution to the study by numerical simulation of a fire plume coming out through a window on façade: Application to the comprehension of the wind influence on an eventually stack effect", *MATEC Web of Conferences*, Volume 9, Article 03004, found in *Proceedings of the 1st International Seminar for Fire Safety of Facades*, Paris, France, 14-15 November 2013.
- Matsushita T., Fukai H., Terai T., "Calculation of smoke movement in building in case of fire", *Proceedings of the 1st International Symposium on Fire Safety Science*, 1985.
- McCaffrey B.J., "Momentum implications for buoyant diffusion flames", *Combustion and Flame*, 52, 149-156, 1983 (DOI:10.1016/0010-2180(83)90129-3).
- McCaffrey B.J., Heskestad G., "A robust bidirectional low velocity probe for flame and fire application", *Combustion and Flame*, 26, 125-127, 1976.
- McDermott R.J., "A velocity divergence constrain for large-eddy simulation of low-Mach flows", *Journal of Computational Physics*, 274, 413-431, 2014.
- McGrattan K., Floyd J., Forney G., Baum H., Hostikko S., "Improved radiation and

- combustion routines for a large eddy simulation fire model", *Fire Safety Science*, Proceedings of the 7th International Symposium, 827-838, 2002.
- McGrattan K., Hostikka S., McDermott R., Floyd J., Weinschenk C., Overholt K., "Fire Dynamics Simulator User's Guide", NIST Special Publication 1019, 6th Edition, 2015.
- McGrattan K., McDermott R., Weinschenk C., Overholt K., "Fire Dynamics Simulator User's Guide, Volume 3: Validation", NIST Special Publication 1018-3, 6th Edition, 2015.
- McGrattan K.B., Baum H.R., Walton W.D., Trelles J.J., "Smoke Plume Trajectory from In Situ Burning of Crude Oil in Alaska – Field Experiments and Modeling of Complex Terrain", NISTIR 5958, National Institute of Standards and Technology, 1997.
- McGrattan K.B., Forney, G.P., "Fire Dynamics Simulator – User's Manual", NISTIR 6469, National Institute of Standards and Technology, 2000.
- McKiridy E., "Huge blaze engulfs residential tower in United Arab Emirates", CNN, 29 March 2016 (<http://edition.cnn.com/2016/03/28/middleeast/uae-ajman-tower-blaze/index.html>).
- Mehaffey J.R., Cuerrier P., Carisse GA., "A model for predicting heat transfer through gypsum board/ wood-stud walls exposed to fire", *Fire and Materials*, 18, 297-305, 1994.
- Meland O., Skaret E., "User's Manuel for RVENT", Report STF25 A91034, The Foundation for Scientific and Industrial Research at the Norwegian Institute of Technology (SINTEF), Trondheim, Norway, 1987.
- Merci B., Van Maele K., "Numerical simulations of full-scale enclosure fires in a small compartment with natural roof ventilation", *Fire Safety Journal*, 43, 495-511, 2008.
- Merci B., Vandeveld P., "Experimental study on natural roof ventilation in full-scale enclosure fire tests in a small compartment", *Fire Safety Journal*, 42, 523-535, 2007.
- Meunders A., Trettin C., Wittbecker F., "The capability of FDS to model flames and plumes emerging from compartment openings", *Proceedings of the International Congress of Fire Computer Modelling*, 457-470, Santander, Spain, 18-19 October, 2012.
- Milke J.A., Mowrer F.W., "A Design Algorithm for Smoke Management Systems in Atria and Covered Malls", Report FP 93-04, Report to the American Society of Heating, Refrigerating and Air Conditioning Engineers (ASHRAE), University of Maryland, May 1993.
- Mitler H.E., Rockett J.A., "User's Guide to FIRST", A Comprehensive Single-Room Fire Model, NBSIR 87-3595, National Bureau of Standards (now National Institute of Standards and Technology), 1987.
- Moinuddin K.A.M., Al-Menhali J.S., Prasannan K., Thomas I.R., "Rise in structural steel temperatures during ISO 9705 room fires", *Fire Safety Journal*, 46, 480-496, 2011.
- Morgado H., Rodrigues J., "Balcony effect on the external fire spread into upper floors", *Journal of Structural Fire Engineering*, 6, 255-273, 2015.
- Mower W., "Window breakage induced by exterior fires", National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg MD, 1998.
- Mudan S.K., "Thermal radiation hazards from hydrocarbon pool fires," *Progress in Energy and Combustion Science*, 10, 59-80, 1984 (DOI:10.1205/095758297528841).

References

- Nakamura K., Tanaka T., "Predicting capability of a multi-room fire model", Proceedings of the 2nd International Symposium on Fire Safety Science, 1988.
- Nakos J.T., "Uncertainty analysis of thermocouple measurements used in normal and abnormal thermal environment experiments at Sandia's radiant heat facility and Lurance Canyon burn site", Technical Report SAND2004-1023, Sandia National Laboratories, Albuquerque, U.S.A., 2004.
- Nasr A., Suard S., El-Rabii H., Gay L., Garo J.P., "Fuel mass-loss rate determination in a confined and mechanically ventilated compartment fire using a global approach", *Combustion Science and Technology*, 183, 1342-1359, 2011.
- Nguyen Q.T., Tran P. Ngo T.D., Tran P.A., Mendis P., "Experimental and computational investigations on fire resistance of GFRP composite for building façade", *Composites Part B: Engineering*, 62, 218-229, 2014.
- Nicholas B.D., Gregory W.S., "FIRAC User's Manual: A Computer Code to Simulate Fire Accidents in Nuclear Facilities", NUREG/CR-4561, LA-10678-M, Los Alamos National Lab, 1986.
- Nishio Y., Yoshioka H., Noguchi T., Kanematsu M., Ando T., Hase Y., Hayakawa T., "Fire spread caused by combustible facades in Japan", *Fire Technology*, 53, 1-26, 2015 (DOI:10.1007/s10694-015-0535-5).
- Novozhilov, V., Harvie, D. J. E., Green, A. R. and Kent, J. H., "A Computational Fluid Dynamic Model of Fire Burning Rate and Extinction by Water Sprinkler," *Combustion Science and Technology*, Vol. 123, No. 1-6, 1997, pp. 227-245.
- NUREG-1824 and ERPI 1011999, "Verification and validation of selected fire models for nuclear power plant applications", Vol. 1-7, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC and Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, 2007.
- O'Connor D.J., "Building façade or fire safety façade", *CTBUH Journal*, Issue II, 30-39, 2008.
- Offenhauser F., Barth U., Schnatz G., "CFIRE-X: Simulation of Extinguishing Methods Concerning Room Fires", *VFDB*, 1, 1991.
- Ohmiya Y., Tanaka T., Wakamatsu T., "A room fire model for predicting fire spread by external flames", *Fire Science and Technology*, 18, 11-21, 1998.
- Olenick S.M., Carpenter D.J., "An updated international survey of computer models for fire and smoke", *Journal of Fire Protection Engineering*, 13, 87-110, 2003.
- Oleszkiewicz I., "Fire exposure to exterior walls and flame spread on combustible cladding", *Fire Technology*, 26, 357-375, 1990.
- Oleszkiewicz I., "Heat transfer from a window fire plume to a building façade", Reprinted from "Collected papers in heat transfer", HTD-Vol. 123, Editors: Marner WJ, Chen TC, Faghri M, Peterson GP, Kuehn TH, Pate MB, Mahajan RL and Lavine AS, Book No. H00526, 1989.
- Östman B., Tsantaridis L., "Fire scenarios for multi-storey facades with emphasis on full-scale testing of wooden facades", *Fire Technology*, 51, 1495-1510, 2015.
- Ozone, Competitive Steel Buildings through Natural Fire Safety Concept, Part 2: Natural Fire

- Models, Final Report, Profil ARBED, March 1999.
- Pape R., Waterman T., Eichler T.V., "Development of a Fire in a Room from Ignition to Full Room Involvement – RFIRES", NBS-GCR 81-301, National Bureau of Standards (now National Institute of Standards and Technology), 1981.
- Parkes A.R. , "The impact of size and location of pool fires on compartment fire behaviour", PhD Thesis, University of Canterbury, New Zealand, 2009.
- Paulik F., Paulik J. , Arnold M., "Thermal decomposition of gypsum", Thermochemical Acta, 200, 195-204, 1992.
- Peacock R.D., Reneke P.A., Jones W.W., Bukowski R.W., Forney G.P., "A User's Guide for FAST: Engineering tools for estimating fire growth and smoke transport", NIST Special Publication 921, National Institute of Standards and Technology, 2000.
- Peng L., Bu Z., Huang X., "Review on the fire safety of exterior wall claddings in high-rise buildings in China", Procedia Engineering, 62, 663-670, 2013 (DOI:10.1016/j.proeng.2013.08.112).
- Peng L., Ni Z., Huang X., "Experimental and numerical study of fire spread upon double-skin glass facades", MATEC Web of Conferences, Volume 9, Article 03002, Proceedings of the 1st International Seminar for Fire Safety of Facades, Paris, France, 14-15 November 2013.
- Persson B., Ingason H., "Modelling of Interaction Between Sprinklers and Fire Vents: Present Knowledge", Swedish National Testing Institute, SP REPORT 1996:32, Sweden, 1996.
- PHOENICS User's Guide,
http://www.cham.co.uk/phoenics/d_polis/d_docs/tr326/tr326top.htm.
- Pierce J.B.M., Moss J.B., "Smoke production, radiation heat transfer and fire growth in a liquid-fuelled compartment fire", Fire Safety Journal, 42, 310-320, 2007.
- Pitts W.M., "An algorithm for estimation carbon monoxide formation in enclosure fires", Proceedings of the 5th International Symposium on Fire Safety Science, International Association for Fire Safety Science, 535-546, 1997.
- Pope N.D., Bailey C.G., "Quantitative comparison of FDS and parametric fire curves with post-flashover compartment fire test data", Fire Safety Journal, 41, 99-110, 2006.
- Quintiere J., McCaffrey B., "The Burning of Wood and Plastic Cribs in an Enclosure: Volume I", NBSIR 80-2054, National Bureau of Standards (now National Institute of Standards and Technology), 1980.
- Quintiere J.G., "Fundamentals of fire phenomena", John Wiley, West Sussex, U.K., 2006.
- Rehm R.G., Barnett P.D., Baum H.R., Corley D.M., "Finite Difference Calculations of Buoyant Convection in an Enclosure: Verification of the Nonlinear Algorithm", Applied Numerical Mathematics, 1, 515-529, 1985.
- Rehm R.G., Baum H.R., "The Equations of Motion for Thermally Driven, Buoyant Flows", Journal of Research of the NBS, 83, 297-308, 1978.
- Rockett J., "Using the Harvard/National Institute of Standards and Technology Mark VI Fire Simulation", NISTIR 4464, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, November 1990.

References

- Rubini P. A., "SOFIE – Simulation of Fires in Enclosures", Proceedings of the 5th International Symposium on Fire Safety Science, 1997.
- Saber H.H., Kashef A., "CFD simulations for different fire ventilation scenarios in a room", 5th NRC Symposium on Computational Fluid Dynamics and Multi-Scale Modeling, Ottawa, Ontario, 21 January 2008.
- Saber H.H., Kashef A., Bwalya A. C., "Post-flashover compartment fire for different fire ventilation settings in a medium-sized residential room", ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Boston, Massachusetts, 2-6 November 2008.
- Saito K., "Study of fire induced flow along the vertical corner wall, Part 2", final report. NIST GCR 93-628, 1993.
- Satoh K., Kuwahara K., "Numerical study of window-to-window propagation in high-rise building fires", Proceedings of the 3rd International Symposium of Fire Safety Science, 355-364, Edinburgh, UK, 8-12 July 1991.
- Satterfield D.B., Barnett J.R., "User's Guide to WPI-HARVARD Version 2 (WPI-2) – A Compartment Fire Model", Worcester Polytechnic Institute, Center for Fire Safety Studies, Worcester, MA, August 1990.
- Sauer J.M., Smith E.E., "Mathematical Model of a Ventilation-Controlled Compartment Fire", Journal of Fire Sciences, 1, 235–254, 1983.
- SBG01 Manual v1208, "SBG01: Water cooled heat flux sensor according to Schmidt Boelter", 2011.
- Schneider U., Lebeda C., Max U., "An Evaluation and Applicability Study for Use of Different Fire Codes in NPP Fire Design", Proceedings of the Post Smirt Conference n. 6, Lyon, France, August 1997.
- Schneider V., "WinKobra 4.6 – User's Guide", I.S.T. Intefrierte Sischerheits-Technik GmbH, Germany, 1993.
- Seigel L.G., "The projection of flames from burning buildings", Fire Technology 5, 43-51, 1969 (DOI:10.1007/BF02591612).
- SICOM, Introductory Report of a Compartment Fire Simulation using a Two-Zone Model– June, 1999, Centre Technique Industriel de la Construction Metallique (CTICM), France.
- SMARTFIRE V2.0 User Guide and Technical Manual, Doc Rev 1.0, July 1998.
- Star-CD V3.100A User Guide, Computational Dynamics Ltd., <http://www.cd.co.uk>.
- STM E603-13, "Standard Guide for Room Fire Experiments", ASTM International, West Conshohocken, U.S.A., 2013.
- Sugawa O., Momita D., Takahashi W., "Flow behavior of ejected fire plume from an opening effected by external side wind", Fire Safety Science, 5, 249-260, 1997 (DOI:10.3801/IAFSS.FSS.5-249).
- Sun J., Hu L., Zhang Y., "A review on research of fire dynamics in high rise buildings", Theoretical and Applied Mechanics Letters 3, 1–13, 2013 (DOI: 10.1063/2.1304201).

- Takeda H., Yung, D., "Simplified Fire Growth Models for Risk-Cost Assessment in Apartment Buildings", *Journal of Fire Protection Engineering*, 4, 1992.
- Tang F., Hu L.H., Delichatsios M.A., Lu K.H., Zhu W., "Experimental study on flame height and temperature profile of buoyant window spill plume from an under-ventilated compartment fire", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 55, 93-101, 2012.
- Taylor B.N., Kuyatt C.E., "Guidelines for Evaluating and Expressing the Uncertainty of NIST Measurement Results", NIST Technical Note, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, U.S.A., 1994.
- Thomas G., "Thermal properties of gypsum plasterboard at high temperatures", *Fire and Materials*, 26, 37-45, 2002.
- Thomas I. R., Bennetts I.D., Dayawansa P., Proe D.J., Lewins R.R., "Fire tests of the 140 William St. office building", BHP Research Melbourne Laboratories Rep. No. BBPR/ENG/R/92/043/SG2S, 1992.
- Thomas I.R., Moinuddin K.A., Bennetts I.D., "The effect of quantity and location of fuel on small enclosure fires", *Journal of Fire Protection Engineering*, 17, 85-102, 2007.
- Thomas P.H., "Fire, flames and dimensional analysis", *Proceedings of the 3rd International Symposium on Fire Safety Science*, International Association for Fire Safety Science, 3-26, 1991.
- Thomas P.H., "Some problem aspect in fully developed room fires", *Fire Standards and Safety*, ASTM STP 614, A.F. Robertson, Eds., American Society for Testing and Materials, 112-130, 1977.
- Thomas P.H., Heselden A.J.M., "Fully developed fires in single compartments: a cooperative research programme of the Conseil Internationale du Batiment", *Conseil Internationale du Batiment Report No 20*, Fire Research Note No 923, 1972.
- Thomas P.H., Law M., "The projection of flames from burning buildings", FRN 921, Fire Research Station, Borehamwood, U.K., 1972.
- Toscano N., Spooner R., "Docklands apartment tower fire fuelled by material in building's walls", *The Age Victoria*, 28 April 2015, (<http://www.theage.com.au/victoria/docklands-apartment-tower-fire-fuelled-by-material-in-buildings-walls-says-mfb-20150427-1mukhx.html>).
- Ukleja S., "Production of smoke and carbon monoxide in underventilated enclosure fires", PhD Thesis, Ulster University, 2012.
- Utiskul Y., "Theoretical and experimental study on fully-developed compartment fires", NIST GCR 07-907, National Institute of Standards and Technology, U.S.A., 2006.
- Utiskul Y., Quintiere J. G., Rangwala A. S., Ringwelski B. A., Wakatsuki K., Naruse T., "Compartment fire phenomena under limited ventilation", *Fire Safety Journal*, 40, 367-390, 2005.
- Van der Heijden G.H.A., Pel L., Huinink H.P., Kopinga K., "Moisture transport and dehydration in heated gypsum, an NMR study", *Chemical Engineering Science*, 66, 4241-4250, 2011.
- Veloo P.S., Quintiere J.G., "Convective heat transfer coefficient in compartment fires",

References

- Journal of Fire Science, 31, 410-423, 2013 (DOI:10.1177/0734904113479001).
- Viegas J.C.G., "Seguranca Contra Incendios Em Edificios. Modelacao Matematica De Incendios E Validacao Experimental (Fire Safety in Buildings, Mathematical Modelling of Fire and Experimental Validation)", PhD Thesis, Lisbon, Portugal: Instituto Superior Tecnico, 1999.
- Vipin V., "Image processing based forest detection", International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering, 2, 87-95, 2012.
- Wang C.Y., Ang, C.N., "The effect of water movement on specific heat of gypsum plasterboard in heat transfer analysis under natural fire exposure", Construction and Building Materials, 18, 505-515, 2004.
- Wang H.Y., "Numerical study of under-ventilated fire in medium-scale enclosure", Building and Environment, 44, 1215-1227, 2009.
- Webster C.T., Raftery M.M., Smith P.G., "The burning of fires in rooms – Part III", FRN 474, Joint Fire Research Organization, Borehamwood, U.K., 1961.
- Welch S., Jowsey A., Deeny S., Morgan R., Torero J.L., "BRE large compartment fire tests – Characterising post-flashover fires for model validation", Fire Safety Journal, 42, 548-567, 2007.
- White N., Delichatsios M., "Fire hazards of exterior wall assemblies containing combustible components", 1st Edition, SpringerBriefs in Fire, Springer, New York, U.S.A., 2014.
- Wickstrom U., Goransson, U., "Flame Spread Predictions in Room/Corner Test Based on the Cone Calorimeter", Proceedings of the Interflam Conference, 1990.
- Wolfe A.J., Mealy C.L., Gottuk D.T., "Fire Dynamics and Forensic Analysis of Limited ventilation Compartment Fires, Volume 1: Experimental", US Department of Justice, National Institute of Justice, NCJ 230164, 2009.
- Yan Z., Zhao C., Liu Y., Deng X., Ceng X., Liu S., Lan B., Nilsson R., Jeansson S., "Experimental study and advanced CFD simulation of fire performance of building external wall insulation system", MATEC Web of Conferences, Volume 9, Article 03005, found in Proceedings of the 1st International Seminar for Fire Safety of Facades, Paris, France, 14-15 November 2013.
- Yang D., Hu L.H., Jiang Y.Q., Huo R., Zhu S., Zhao X.Y., "Comparison of FDS predictions by different combustion models with measured data for enclosure fires", Fire Safety Journal, 45, 298-313, 2010.
- Yang K.T., Chang L.C., "UNSAFE-1: A Computer Code for Buoyant Flow in an Enclosure", NBS GCR 77-84, National Bureau of Standards (now National Institute of Standards and Technology), 1977.
- Yokoi S., "Study on the prevention of fire spread caused by hot upward current", Building Research Institute, Report No 34, Tokyo, Japan, 1960.
- Yoshioka H., Ohmiya Y., Noak M., Yoshida M., "Large-scale façade tests conducted based on ISO 13785-2 with noncombustible façade specimens", Fire Science and Technology, 31, 1-22, 2012 (DOI:10.3210/fst.31.1).
- Yuan S., Zhang J., "Large eddy simulation of compartment fire with solid combustibles", Fire

- Safety Journal, 44, 349-632, 2009.
- Yuen W.W., Tien C.L., "A simple calculation scheme for the luminous flame emissivity", *Progress in Energy and Combustion Science*, 16, 1481-1487, 1977
(DOI:10.1016/S0082-0784(77)80430-X).
- Zhang W., Hamer A., Klassen M., Carpenter D., Roby R., "Turbulence statistics in a fire room model by large eddy simulation", *Fire Safety Journal*, 37, 721-752, 2002.
- Zhang, X., Yang, M., Wang, J., He, Y., "Effects of computational domain on numerical simulation of building fires", *Journal of Fire Protection Engineering*, 20, 225-250, 2010.
- Zhao G., Beji T., Merci B., "Application of FDS to under-ventilated enclosure fire with external flaming", *Fire Technology* 2015 (DOI:10.1007/s10694-0150055204).
- Zukoski E., Kubota T., "Two-layer modeling of smoke movement in building fires", *Fire and Materials*, 4, 1980.

APPENDIX A: Correction methodology for gas temperature measurement uncertainties

In the current Appendix the correction methodology for gas temperature measurement uncertainties at the interior of a fire compartment is thoroughly presented. This methodology is followed for all temperature measurements at the interior of fire compartment in the medium and large scale experiments conducted in the current thesis, c.f. Chapters 4 and 6. Additionally, the methodology is demonstrated in detail for the interior gas temperature acquired in the supplementary large scale experiment as thoroughly presented in Appendix C of the current thesis.

When a bare bead thermocouple is used to measure gas temperatures at the interior of a fire compartment, the obtained values are not fully representative of the actual local gas temperature, due to a variety of physical phenomena, such as radiative heat transfer between the bead and the surrounding bodies (gas, wall surfaces), conductive heat transfer along the thermocouple wire or the transient response of the bead (Welch et al., 2007; Mackay et al., 2010; Kolaitis et al., 2011; Broheza et al., 2004). The relative impact of radiative heat transfer is significantly higher compared to other sources of error; as a result, the latter are typically neglected (Welch et al., 2007; Luo, 1998). A bare bead thermocouple located at the upper gas layer may result in a temperature reading lower than the actual gas temperature, due to radiative heat losses to the surrounding cold bodies, such as the compartment walls or the low temperature ambient air entering the compartment through the openings. On the other hand, a bare bead thermocouple located at a low height may result in temperature readings higher than the actual gas temperature, due to radiative heat gains from the surrounding hot bodies, such as the flame or the high temperature upper gas layer. Aiming to mitigate the impact of errors associated with radiative heat transfer, a variety of bare bead thermocouple “measurement correction” methodologies has been developed (Welch et al., 2007; Mackay et al., 2010; Luo, 1998).

The methodology is applied in 14 chromel type K bare bead thermocouples selected to monitor gas temperatures inside the test compartment based on the large scale compartment fire test as described in detail in Appendix C, since they exhibit good dynamic response characteristics in the fast changing thermal field inside the fire compartment (Brundage et al., 2011). Aiming to mitigate the gas temperature measurement errors associated with radiative heat transfer, a post-processing “correction” methodology, proposed by Welch et al. (Welch et al., 2007), is used. The correction methodology is based on the solution of the heat balance equation for the thermocouple bead, which results in Equation (A.1), where T_{gas} (K) is the actual gas temperature, T_{TC} (K) is the temperature value measured by the thermocouple, T_S (K) is the “effective” temperature of the bead’s surroundings, ϵ_{TC} is the bead’s emissivity, $\sigma = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ is the Stefan-Boltzmann constant and h_{TC} (W/m²K) is the convective heat transfer coefficient. The latter is estimated to be approximately 190 W/m²K, using a correlation for spherical bodies immersed in a flow (Whitaker, 1972) and taking into account that typical velocities developed in compartment fires range between 0.5 m/s and 2.0 m/s (Broheza, 2004). The thermo-physical properties of the surrounding gas (e.g. density, conductivity, dynamic viscosity), assumed to be air, are estimated using temperature-dependent correlations (Hurley, 2016). A bead emissivity value of 0.9, corresponding to a significantly oxidized thermocouple bead surface (Brundage et al., 2011), is used.

$$T_{gas} = \frac{\varepsilon_{TC}\sigma}{h_{TC}}(T_{TC}^4 - T_S^4) + T_{TC} \quad (A-1)$$

Aiming to approximate the radiation field at the position of each thermocouple, the “effective” temperature of its surroundings (T_S) is estimated by employing temperature measurements obtained in all the other (N) thermocouples that are present in the respective thermocouple tree (Equation A.2). A weighting factor (w_i) is used to estimate the radiative influence from each “ i ” thermocouple location to the examined position, by taking into account their relative distances, the effective emissivity of the gas surrounding the “ i ” thermocouple and the radiative transmission properties of the intervening participating medium, characterised by an extinction coefficient. The extinction coefficient was assumed to be unity (Welch et al., 2007), since the fire test corresponded to an under-ventilated fire and the soot yield of the wood cribs can be assumed to be less than 2% (Hurley, 2016).

$$T_S = \left(\sum_{i=1}^N w_i T_{gas,i}^4 \right)^{\frac{1}{4}} \quad (A-2)$$

In order to determine the “corrected” gas temperature at each thermocouple location (T_{gas}), the system of Equations (A-1) and (A-2) was solved using an iterative method, by employing a relaxation factor (equal to 0.22). The time evolution of the calculated “relative error” in gas temperature measurements, expressed via $(T_{gas} - T_{TC})/T_{TC}$, is shown in Figure A-1, for all thermocouple locations in both thermocouple trees (TCT-NW, TCT-SE). As expected, “corrected” gas temperatures are higher than the measured values in thermocouples located higher than 1000 mm, whereas they are lower in thermocouples located at lower heights (less than 500 mm). Mean error values are higher at lower heights (-7.2% at 50 mm) compared to middle (0.02% at 1000 mm) or high heights (3.71% at 1900 mm). Maximum error values are observed at the lower measuring locations of TCT-NW, due to the accumulation of hot gaseous products at the NW corner of the test compartment.

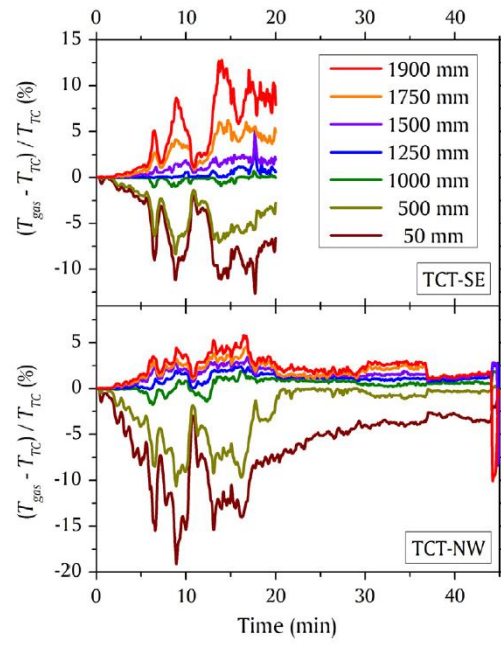


Figure A-1. Time evolution of calculated “relative error” in gas temperature measurements, for the TCT-SE (top) and the TCT-NW (bottom) thermocouple tree.

Appendix A: References

- Broheza S., Delvosalle C., Marlair G., "A two-thermocouples probe for radiation corrections of measured temperatures in compartment fires", *Fire Safety Journal* 39, 399–411, 2004.
- Brundage A.L., Donaldson A.B., Gill W., Kearney S.P., Nicolette V.F., Yilmaz N., "Thermocouple response in fires, Part 1: consideration in flame temperature measurements by a thermocouple", *Journal of Fire Science* 29, 195–211, 2011.
- Hurley M.J., "SFPE Handbook of fire protection engineering", 5th Ed., SFPE, Quincy, Massachusetts, U.S.A., 2016.
- Kolaitis D.I., Asimakopoulou E.A., Founti M.A., Touliatos P., "Experimental investigation of the fire behaviour of contemporary timber construction techniques (in Greek)", *Greek Fire Academy Report*, 2011.
- Luo M., "Effects of radiation on temperature measurement in a fire environment", *Journal of Fire Science* 15, 443–461, 1998.
- Mackay D., Barber T., Yeoh G.H., "Experimental and computational studies of compartment fire behaviour", *Building and Environment* 45, 2620-2628, 2010.
- Welch S., Jowsey A., Deeny S., Morgan R., Torero J.L., "BRE large compartment fire tests - Characterising post-flashover fires for model validation", *Fire Safety Journal* 42, 548-567, 2007.
- Whitaker S., "Forced convection heat transfer correlations for flow in pipes past flat plates, single cylinders, single spheres and for flow in packed beds and tube bundles", *AICHE Journal*, 18, 361–371, 1972.

APPENDIX B: Fire detection image processing analysis

B1. Introduction

Image processing is a growing method currently used in the analysis of fire experiments, e.g. as depicted in Figure B-1, due to the development of digital video cameras coupled with increased computer power (Vipin, 2012; Celik et al., 2007). In the current Appendix the in-house developed fire detection digital image processing program is thoroughly presented. The MATLAB algorithm was used for the formation of this image processing tool as it provides a comprehensive set of reference-standard algorithms, functions and apps that are proven most appropriate for image processing, analysis, visualization and algorithm development. Time series of digital fire video frames are obtained and processed aiming to determine the geometrical characteristics of the EVF plume. This post analysis of the fire experiments video footages enables the visual determination of EVF geometric characteristics as a function of time.

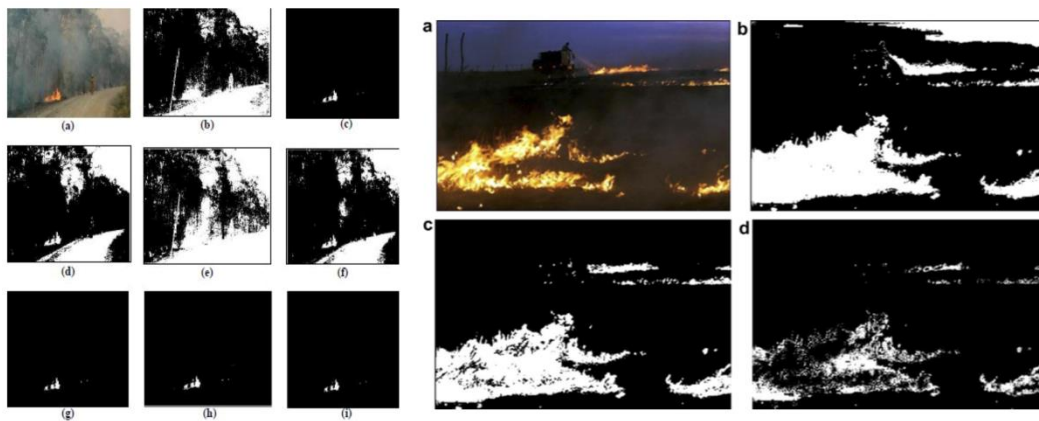


Figure B-1. Image processing analysis of fire experiments, left (Vipin, 2012) and right (Celik et al., 2007).

B2. Image processing algorithm

There exist few algorithms which directly deal with the “fire” pixel classification in the literature. The methodology followed and presented in the current Appendix, to find the “fire” pixels is based to a large extent on the previous work of Vipin (Vipin, 2012). The algorithm developed follow the steps described below and the basic functions are illustrated in Figure B-2.

Images are extracted from the video files at a rate of one image per second and each image frame was cropped, aligned and assigned proper world coordinates. Generally, a digital coloured image has three planes: Red, Green and Blue (R , G , and B). The combination of the RGB colour planes gives the ability for a colour to be represented in a digital environment. Each colour plane is quantized into discrete levels and usually 256 levels are used for each plane. A colour image consists of pixels and every pixel is represented by a spatial location in

APPENDIX B: Fire detection image processing analysis

a rectangular (x,y) grid accompanied with a corresponding colour vector $(R(x,y), G(x,y), B(x,y))$.

Each frame is converted into a binary image using a set of rules, employing appropriate threshold limits for R , G and B colour levels and luminance (Y), based on the prevailing lighting conditions in each test case, Figure B-3. A flow diagram of the algorithm developed is illustrated in Figure B-4.

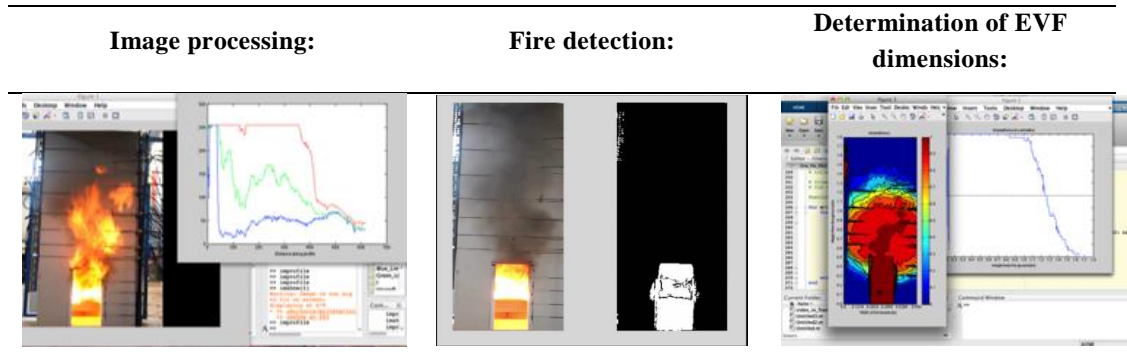


Figure B-2. Basic functions of the fire detection image processing tool developed in MATLAB.



Figure B-3. Determination of threshold values based on prevailing lighting conditions of each experiment.

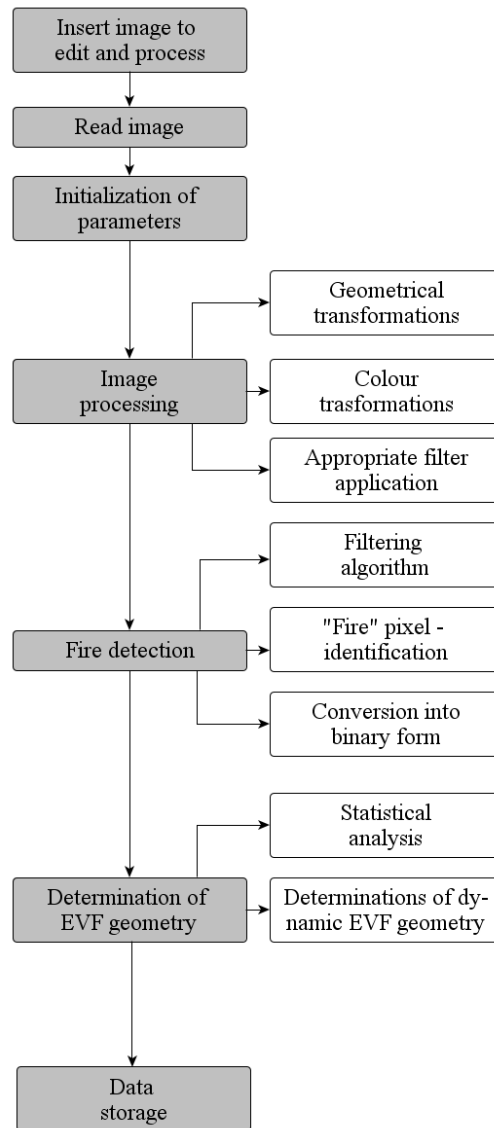


Figure B-4. Flow chart of the fire detection image processing tool developed in MATLAB.

Then the image is converted from a greyscale image, with 256 intensity values, valued from 0 (corresponding to black colour) to 255 (corresponding to white colour) to a binary image with each pixel having a value of 0 (black) or 1 (white) and information concerning each pixel is stored as an integer in appropriate tables. Each pixel in the image is categorized, classified as “fire” or “no fire” pixel, by assigning it either of these values. A set of rules are applied in order to identify “fire” pixels. The threshold limits used in these rules are acquired during a pre-processing extended statistical analysis of the various flame regions in each stage of the EVF plume. The rules used for determining each “fire” pixels the image processing tool developed, are thoroughly presented:

1. $R(x,y) > G(x,y) > B(x,y)$: the value of red color in each pixel fire must be greater than the value of the green color, which in turn must be greater than the value of the blue color. This criterion applies to all flame regions as depicted in Figure B-5 showing a representative image of the EVF plume in the medium scale compartment façade experiments.

2. $R(x,y) > R_{Limit}$ AND $G(x,y) > G_{Limit}$ AND $B(x,y) < B_{Limit}$: The value of each color must be greater than the corresponding threshold value, as determined by the statistical processing of large number of fire images. The threshold values used: $R_{Limit} = 220$, $G_{Limit} = 200$ and $B_{Limit} = 130$.

Table A-0-1. Threshold values used in the image processing in each experimental and numerical data set.

Threshold value	Medium scale experiments (Chapter 4)	Medium and large scale experiments FDS numerical investigation (Chapter 5)	Large scale experiments (Chapter 6)
R_{Limit}	220	255	220
G_{Limit}	200	128	200
B_{Limit}	130	0	130

3. $Y(x,y) > C_b(x,y)$: When the first two rules are applied, the image is converted from RGB to $Y C_b C_r$ color space. Y is the luminance and C_b and C_r are the blue and red component of each color (chrominance). In particular, the C_b expresses the color difference in blue and the C_r in red. The luminance value must be greater than the value of the blue component of the color.
4. $C_r(x,y) > C_b(x,y)$: The value of the Red color component must be greater than the value of the Blue color component.

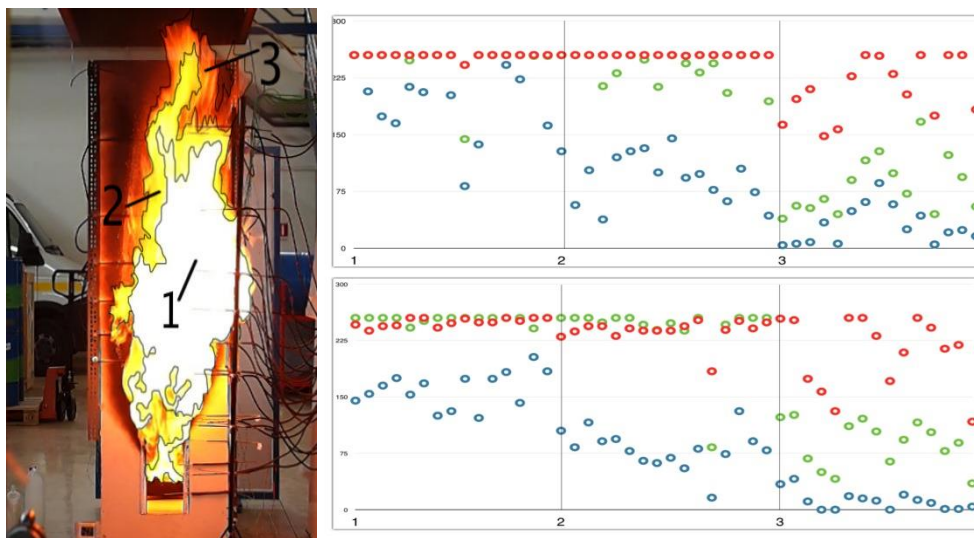


Figure B-5. EVF regions at a medium scale compartment façade fire experiment (left) and corresponding values of Red, Green and Blue at several points in each region (right).

5. $Y(x,y) \geq Y_{mean}$ AND $C_b(x,y) \leq C_{b,mean}$ AND $C_r(x,y) \leq C_{r,mean}$: The values of the brightness of the blue and red component of each pixel fire must be less than the respective average values of these sizes.

6. $abs(C_b C_r(x,y)) \geq Th_{Limit}$: The absolute value of the product of the two components, blue and red, should be less than the threshold value $Th_{Limit} = 70$.
7. $C_b(x,y) \leq C_{b,Limit}$ AND $C_r(x,y) \geq C_{r,Limit}$: The value of the Blue color component of the fire pixel must be less than the threshold value, $C_{b,Limit} = 90$. Respectively, the value of the Red color component of the fire pixel must be greater than the threshold value, $C_{r,Limit} = 150$.

The algorithm recognizes as “fire” pixels those meeting all the above rules and stores the corresponding zero table a value of 1. Otherwise if there is no fire, the position in the table is valued 0. The analytical process for the determination of the “fire” pixels is illustrated in Figure B-6. Then, based on the information stored at the table, the likelihood of flame presence (intermittency) is calculated as illustrated in Figure B-4.

The EVF envelope dimensions, namely the average and maximum height, length and width, are then determined using the calculated probability distribution of the flame location (intermittency) in each direction of the EVF plume. In more details, the intermittency is defined as the fraction of time that part of the flame is above a certain height and for example the mean flame height can be calculated according to intermittency values, e.g. mean flame height is the height at which the intermittency is 0.5 or can be determined as the average of the heights at which the intermittency is 0.95 and 0.05.

In order to acquire all the necessary geometrical information, the algorithm should be applied to image data recorded from both the front and the side of the experimental apparatuses. The video camera images were synchronized with the data logging system for each experiment before the analysis of the results. This procedure ensured that the EVF geometric characteristics corresponded to the rest of the experimental measurements conducted each time (e.g. temperatures, heat fluxes and gas concentrations).

This image processing tool can be successfully used in a wide range of applications. In the current thesis it has been used for the analysis of EVF geometric characteristics during medium scale compartment-façade fire experiments (c.f. Chapter 4), Figure B-7, large scale compartment-façade fire experiment (c.f. Chapter 6) and the numerical simulations using FDS of the medium scale compartment-façade fire experiments (c.f. Chapter 5). The processed images and resulting EVF geometric characteristics were consistent with visual comparison from the test cases in all experiments that image analysis was conducted.

B3. Video Camera used and file storage

The digital video cameras which were used to capture the videos analyzed in the current thesis are SONY A3000 and OLYMPUS C-5060 capable of taking 2.5 and 3 frames per second respectively at 640 x 480 pixels resolution. The zoom feature of the cameras was set at its widest setting and was not altered during filming. The camera settings were maintained throughout all experiments.

The video files analyzed were not compressed. The exact position of the camera was recorded relative to a stationary point in each frame in order to acquire the dimensions of the flame in relation to real word coordinated. This position must guarantee that the entire volume of the flame is captured, this means that sufficient distance between the camera and the flame exists.

APPENDIX B: Fire detection image processing analysis

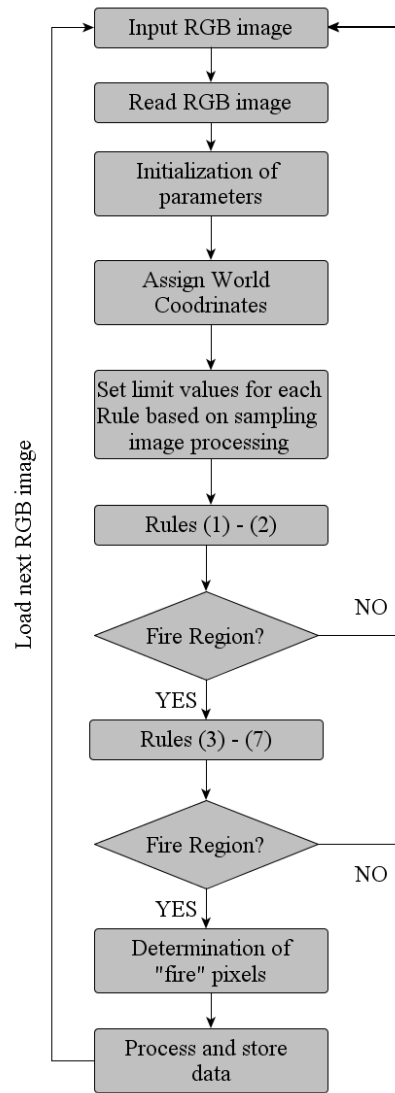


Figure B-6. Flow chart of the “fire” pixels identification procedure.

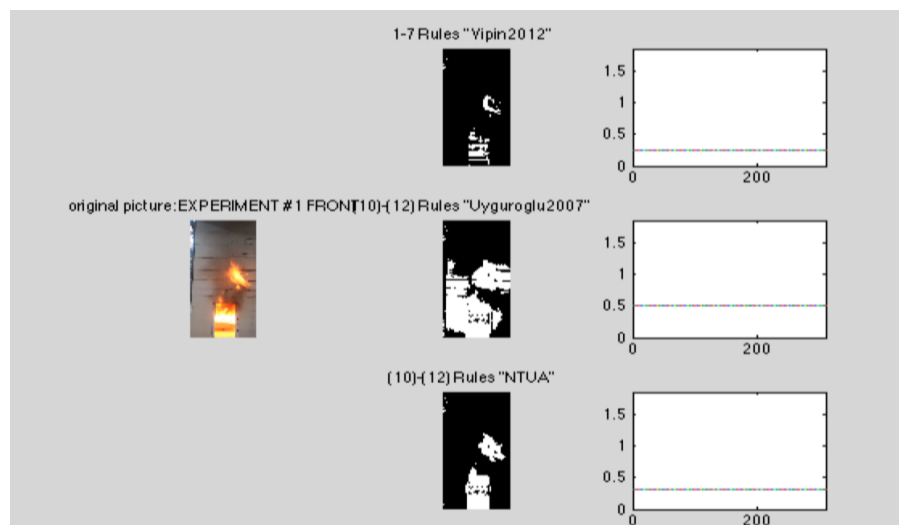


Figure B-7. Image processing of an original fire image in the MATLAB tool.

Appendix B: References

Vipin V., "Image processing based forest detection", *International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering*, 2, 87-95, 2012.

Celik T., Demirel H., Ozkaramanli H., Uyguroglu, M., "Fire detection using statistical color model in video sequences", *Journal of Visual Communication and Image Representation*, 18, 176-185, 2007.

APPENDIX C: Fire Protection of Light and Massive Timber Elements using Gypsum Plasterboards and Wood Based Panels: A Large-Scale Compartment Fire Test

C1. Introduction

Timber construction offers a range of advantages in terms of cost, time for construction, energy efficiency and sustainability (Pajchrowski et al., 2014); it is also capable of exhibiting high anti-seismic and fire-safety performance, which is at least on par with "massive" construction techniques (e.g. reinforced concrete) (Östman et al., 2010). Since raw wood is essentially a solid fuel, fire safety regulations dictate the use of fire protection means for timber elements, aiming to reach the required levels of fire resistance (e.g. load bearing function, integrity). Fire protection of timber elements is commonly achieved either by the application of fire retarding agents (e.g. intumescent coatings, impregnation) or by the installation of fire protecting claddings on the "fire exposed" side of the elements. The most common materials used as fire protection claddings are gypsum plasterboards (GP) and wood-based panels (WBP) (EN 1995-1-2, 2004).

Gypsum plasterboards are extensively used as a fire protection cladding for timber construction (EN 1995-1-2, 2004; Tsantaridis et al., 1999). A typical gypsum plasterboard consists essentially of a gypsum layer sandwiched between two heavy paper sheets. The crystal lattice of raw gypsum ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) contains approximately 21% by weight chemically bound water. When exposed to an increasing temperature environment, calcium sulphate di-hydrate ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) undergoes two endothermic decomposition reactions during which the chemically bound water dissociates from the crystal lattice and evaporates. This process, known as "gypsum dehydration" (or "calcination"), occurs in the temperature region between 90°C and 250°C. Gypsum chemical decomposition (dissociation of the chemically bound water) occurs in two stages (Kolaitis and Founti, 2013). In the first stage, calcium sulphate di-hydrate ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) loses 75% of its water, thus forming calcium sulphate hemi-hydrate ($\text{CaSO}_4 \cdot \frac{1}{2}\text{H}_2\text{O}$). If gypsum is further heated, a second reaction occurs, where the calcium sulphate hemi-hydrate loses the remaining water to form calcium sulphate anhydrite (CaSO_4). Both reactions are endothermic, requiring large amounts of energy to be completed. Therefore, heat transfer through gypsum plasterboards is practically impeded until the dehydration process is complete; the advanced fire resistance characteristics of gypsum plasterboards are mainly owed to this effect.

In the current Appendix C, the fire protection potential of gypsum plasterboards and wood-based panels for light and massive timber elements is comparatively assessed. A large-scale compartment fire test is performed; temperatures at various depths of the multi-layered wall assemblies are continuously monitored, aiming to thoroughly investigate the thermal behaviour of timber elements and the respective fire protection claddings (Kolaitis and al., 2011; Kolaitis and al., 2014).

C1.1 Light and Massive Timber Element Construction

Two contemporary timber construction techniques are employed in this study, namely the Timber Frame (TF) and the Cross Laminated Timber (CLT) system. The timber frame system is used worldwide (e.g. N. America, Japan, N. Europe) for the construction of load-bearing wall and floor assemblies, especially in the case of low-rise buildings. The timber frame system is based on *light* timber structural members of rectangular cross-section (studs, battens) that provide a stable frame to which interior and exterior walls are attached. The timber frame is covered by a variety of sheathing panels (e.g. plywood, oriented strand boards, medium density fibreboards, particleboards, chipboards), whereas the air cavities formed between the TF members are usually filled with thermal and acoustic insulation materials.

The CLT system, also known as Glued Laminated Timber, Glulam or XLam, is a relatively new timber construction technique used for the construction of mid- and high-rise buildings, which is becoming increasingly popular in certain regions (e.g. Austria, Italy, N. America). The CLT system is based on prefabricated *massive* timber panels, consisting of 3 to 7 timber layers stacked crosswise (typically at 90 degrees) and glued together; the thickness of each individual timber layer ranges from 10 mm to 50 mm and its width may vary from 60 mm to 240 mm. The CLT panels are used to construct load-bearing wall or floor assemblies. The CLT system offers a range of advantages over the timber frame system, such as higher in-plane and out-of-plane strength and stiffness, better air tightness and lower risk of fire spreading due to the absence of air cavities. Due to the inherent nature of thick timber members to char slowly and at a predictable rate, massive timber systems can maintain significant structural resistance for an extended period of time when exposed to fire (Gagnon and Pirvu, 2011). CLT panels have the potential to provide excellent fire resistance characteristics, often comparable to typical massive assemblies of non-combustible construction. However, the CLT panels may increase the total fire load; the addition of a fire protection cladding at the exposed side increases the overall fire resistance rating of the system.

C1.2 Large-Scale Compartment Fire Tests of Protected Timber Structures

Standard *fire resistance* tests of wall assemblies are conducted under rigorously controlled furnace conditions, using gaseous fuel burners to reproduce the ISO 834 temperature-time curve (ISO 834-1, 1999). The increasing interest in CLT construction has stimulated a number of studies focusing on the behaviour of CLT elements when exposed to a standard fire resistance test (Frangi et al., 2009; Yang et al., 2009; Dagenais et al., 2013; Schmid et al., 2013; Teibinger, 2013). However, results obtained in fire resistance furnaces may not be representative of realistic fire scenarios, where wall assemblies are not actually heated in a uniform or continuous manner (Park et al., 2011). On the other hand, *natural fire* tests, where “solid fuel packages” (e.g. wood cribs or real furniture items) are used, create more realistic fire conditions. Despite the increasing number of experimental studies on natural fire tests in large scale compartments (Welch et al., 2007; Wald et al., 2009; Hwang et al., 2010; Moinuddin et al., 2011), there are few relevant literature reports focused on the fire behaviour of load-bearing CLT elements.

A series of fire experiments in a full-scale compartment has been performed by VTT (Hakkarainen, 2002), using both light and massive timber construction techniques. It was

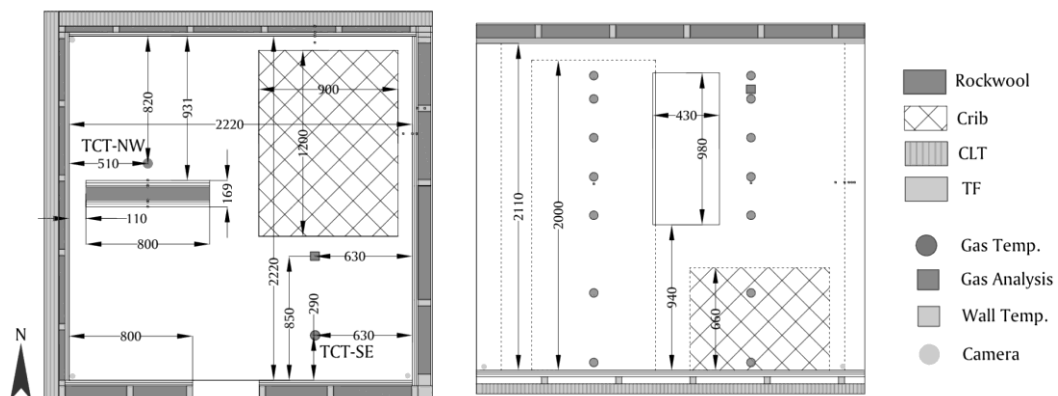
demonstrated that when gypsum plasterboards are used as a fire protection cladding, heat flux to the timber structure is dramatically (90%-97%) reduced and the onset of charring is considerably delayed (by 20-40 min). In addition, the use of gypsum plasterboards cladding was found to result in higher compartment gas temperatures and lower probability of external flaming; the Eurocode correlation (EN 1991-1-2, 2002) was found to significantly over-predict the measured indoor air temperatures by 300-500°C. A large-scale natural fire test has been performed by the CNR-IVALSA group on a three-storey CLT building (Frangi et al., 2008). The 10 m high building was exposed to a typical residential fire scenario; gypsum plasterboard protection was found to limit the observed charring depth in the CLT panels. A very systematic study, comprising 5 full-scale compartment fire tests using protected and unprotected CLT panels, has been recently performed in Carleton University (McGregor et al., 2013). It was observed that protected CLT panels exhibited no noticeable contribution to the fire load, while unprotected CLT panels delaminated and had a significant contribution to the total fire load of the compartment.

The main scope of the current Appendix is to evaluate the effectiveness of gypsum plasterboards and wood-based panels as fire protection claddings for timber construction, using either light or massive timber elements; towards this end, a natural fire test is performed in a full-scale compartment where both timber frame and CLT construction systems are simultaneously used. In addition, the extensive set of measurements obtained during the test is intended to serve as a detailed validation suite for relevant fire simulation tools.

C2. Experimental Methodology

C2.1 General Layout of the Test Compartment

The internal dimensions of the test compartment are 2220 mm x 2220 mm x 2110 mm. An open window, measuring 430 mm x 980 mm, provides the required ventilation (Figure C-1). The window is located on the S side; the distance of the window sill from the compartment's floor is 940 mm. A fire-protected door is installed at the E wall to facilitate access to the fire compartment; the door is closed during the test. Aiming to simultaneously investigate the fire behaviour of two timber construction systems, a symmetrical layout is selected; timber frame is used in two vertical walls (E, S) and the ceiling, whereas CLT is used in the remaining vertical walls (W, N) and the floor. The installation of the fire protection claddings (e.g. spacing of fasteners) is performed in accordance with the Eurocode 5 (EN 1995-1-2, 2004) design guidelines.



APPENDIX C: Fire Protection of Light and Massive Timber Elements using Gypsum Plasterboards and Wood Based Panels: A Large-Scale Compartment Fire Test

Figure C-1. Top (left) and side (right) sections of the test compartment; locations of main measuring devices.

C2.2 Detailed Construction of the Wall Assemblies

Rectangular (85 mm x 40 mm) cross-section timber studs and battens are used to construct the basic frame of the timber frame wall assemblies, with 10 mm thick plywood panels serving as the sheathing layer; the closed cavities created by the timber frame are filled with an 85 mm layer of rock wool (Figure C-2, left). The CLT wall assemblies are formed using pre-fabricated 5-layer CLT panels, 95 mm thick; rectangular (40 mm x 85 mm) wood studs on the indoor side provide the frame for installing a 40 mm rock wool layer (Figure C-2, middle). In both timber frame and CLT wall assemblies, a final fire protection cladding layer, consisting of two 12.5 mm fire-resistant (type DF) gypsum plasterboard panels, is installed on the indoor side. A double layer of 12.5 mm fire-resistant gypsum plasterboard panels is also used for the internal lining of the floor and the ceiling; in this case, an additional fire-resistant chipboard panel, 16 mm thick, is installed beneath the gypsum plasterboard layers to reinforce their mechanical strength.

In addition, a free standing wood-based panels wall, measuring 800 mm x 2000 mm is constructed inside the test compartment, using the timber frame technique (Figure C-1). Multiple layers of fire-resistant engineered timber panels are used in the TF-WBP wall assembly; it consists, from the N to the S side, of two layers of 16 mm fire resistant (Euroclass B - s2, d0) chipboard, one layer of 10 mm plywood, the 85 mm x 40 mm timber studs combined with 85 mm rock wool, one layer of 10 mm plywood and two layers of 16 mm fire resistant (Euroclass C - s3, d0) MDF (Fig. C-2, right). The chipboard panels, due to their higher reaction to fire rating compared to the MDF panels, are installed at the northern side of the free standing wall, which lies closer to the fire load.

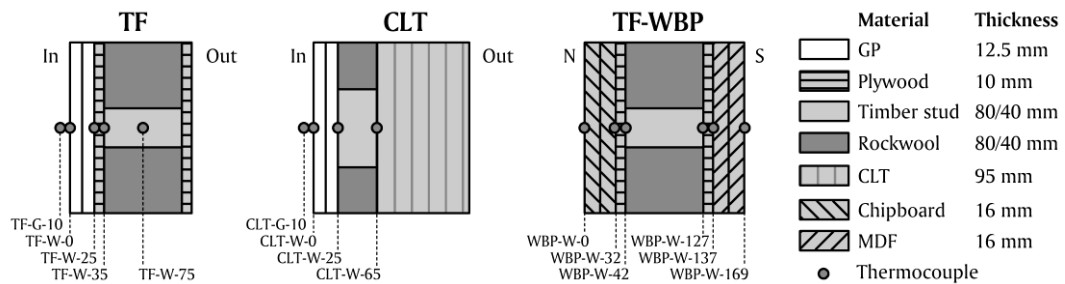


Figure C-2. Layout of the timber frame (left), CLT (middle) and wood-based panel protected timber frame (right) wall assemblies and relevant thermocouple positions.

C2.3 Fire Load

In *natural fire* large-scale compartment fire tests, the fire load is commonly simulated using wood cribs (Hakkarainen, 2002; Frangi et al., 2008; Lennon et al., 2010; Wolfe et al., 2009). Wood cribs exhibit a range of advantages over real furniture, such as enabling sufficient air entrainment in the fire load and intensifying the levels of heat transfer and turbulent mixing (Mackay et al., 2010). Consequently, a wood crib is selected for the current study.

The design fire load density is estimated following the methodology described in Eurocode 1 (EN 1991-1-2, 2002), assuming a typical office room (420 MJ/m²). The fire load is simulated

using 105 kg of fir wood; its lower heating value (19.87 MJ/kg) was measured, according to the ISO 1716 standard (ISO 1716, 2002), using a Parr 6200 isoperibolic oxygen bomb calorimeter. The wood crib assembly, measuring 900 mm x 1200 mm x 660 mm, is placed at the NE corner of the room, in such a way as to provide uniform thermal exposure conditions to the adjacent timber frame (E) and CLT (N) walls (Figure C-1).

The fire ventilation conditions in the test compartment are estimated using a correlation for the calculation of the global equivalence ratio, $GER = (m'_f r_o / m'_a Y_{O_2,air})$ (Hurely, 2016). The constant fuel mass loss rate, m'_f (kg/s), is calculated by assuming complete combustion of the entire fire load at the end of the test (45 min). For the oxygen to fuel stoichiometric mass ratio, the value of $r_o = 1.52$, suggested in a relevant experimental study on wood crib compartment fires (Tewarson, 1985), is used. The mass flow rate of the entrained air, m'_a (kg/s), is estimated using an empirical correlation, $m'_a = 0.52AH^{1/2}$, where A (m²) is the total area of the opening and H (m) the opening height (Tang et al., 2012). The calculated value of the global equivalence ratio, $GER = 1.17$, suggests that slightly under-ventilated fire conditions are developed in the test compartment.

C2.4 Instrumentation

An extensive set of measuring devices is installed in the test compartment, aiming to continuously monitor a broad range of physical parameters (Fig. C-1). The obtained measurements allow a detailed description of the thermal behaviour of the multi-layered wall assemblies and of the main characteristics of the multi-component flow-field developing inside the test compartment.

Gas temperatures inside the test compartment are monitored using 14 chromel type K bare bead thermocouples, 1 mm in diameter, located in two thermocouple trees (Figure C-1), arranged at 7 different heights (50, 500, 1000, 1250, 1500, 1750 and 1900 mm above the floor). The first thermocouple tree (TCT-NW) is installed near the NW corner of the test compartment, where, due to the presence of the TF-WBP free standing wall, combustion products are expected to accumulate. The second thermocouple tree (TCT-SE) is installed near the SE corner of the test compartment, close to the open window (Figure C-1). The used thermocouples exhibited a standard calibration uncertainty of $\pm 2.5^\circ\text{C}$ between -40°C and 333°C and of 0.75% for the temperature range 333°C to 1200°C . Bare bead thermocouples installed at the interior of fire compartments are known to exhibit systematic errors owed to radiative heat transfer (Welch et al., 2007; Mackay et al., 2010; Luo, 1998). The recorded thermocouple data are corrected for radiation using a “post-processing” methodology, see Appendix A.

Wall surface temperatures and temperatures at the interfaces between the various wall assembly layers are monitored using 15 type K thermocouples, installed at 3 representative timber frame, CLT and wood-based panel protected timber frame wall assemblies (Figure C-2). All thermocouples are installed at a height of 1490 mm from the floor; they are placed at the main interfaces between the various material layers. The coding used for naming the wall assembly temperature measurements comprises 3 parts; the first corresponds to the wall assembly type (TF, CLT, WBP), the second to whether the measured temperature refers to either the gaseous environment (G) or the wall (W) and the third part indicates the distance (in mm) of the thermocouple from the exposed surface of the wall assembly (Figure C-2). Aiming to describe in sufficient detail the dynamic behaviour of the developing thermal-field

APPENDIX C: Fire Protection of Light and Massive Timber Elements using Gypsum Plasterboards and Wood Based Panels: A Large-Scale Compartment Fire Test

in the test compartment, a 5 s sampling rate is used for the gas and wall surface temperature measurements.

An infra-red camera, aimed through the window at the northern CLT wall, is used to monitor temperature variations at the exposed side of the wall. Flame shape and location are recorded using 3 high-definition video cameras installed at the corners of the test compartment (Figure C-1). A Madur GA40-Plus gas analyser is used to monitor variations in the gaseous concentrations of key species (O_2 , CO_2 , CO , SO_2 , NO , NO_2 and total NO_x). The gas analyser probe is installed 300 mm below the ceiling (Figure C-1); a 25 s sampling rate is used. Finally, the vertical velocity of the gaseous products emanating from the upper part of the window is measured using a Pitot tube.

C3. Results and Discussion

C3.1 Fire Development

Fire initiation is achieved by igniting a paraffin soaked fabric located under the crib. The fire is allowed to develop freely (*natural fire*), until the end of the test, 45 min after fire initiation, when it is suppressed. Table E-1 summarises the observed major events and correlates them to representative measured average gas temperatures. A rapid increase of the fire power is observed during the initial fire growth stage; the gaseous temperature quickly reaches 750°C . Approximately 9 min after fire initiation, there is a sudden decrease in the gas temperatures; a local minimum (420°C) is reached at the 11 min mark. A sudden drop in oxygen concentration is simultaneously recorded at the same time period (9 - 11 min). This behaviour suggests that strongly under-ventilated fire conditions are temporarily established in the compartment, owed to the rapidly increasing concentrations of combustion products; however, the ambient air entrainment through the window results in a gradual increase of the indoors oxygen concentration, thus allowing gas temperatures to regain their previous levels, roughly 13 min after fire initiation. Approximately 17 min after fire initiation, the fire growth stage is completed and gas temperatures reach their peak values (830°C). Fully developed fire conditions are then established that last until the end of the test. At the 21 min mark, the thermocouple tree installed near the SE corner (TCT-SE) failed. The S side of the TF-WBP free standing wall, partially collapsed approximately 35 min after fire initiation.

Table E-1. Major events during the fire test.

Time (min)	Mean Gas Temperature ($^\circ\text{C}$)	Event
0	20	Test initiation - Ignition
9	744	Decrease in fuel consumption rate
11	420	Increase in fuel consumption rate
17	831	Peak temperature - Fully developed fire
21	785	Failure of TCT-SE thermocouple tree
35	690	Partial collapse of TF-WBP wall (S side)
45	700	Test termination - Fire extinguishment

Temperature measurements across the timber frame and CLT wall assemblies, as well as post-fire visual inspection, suggest that no charring occurs in any timber frame or CLT element; this is mainly attributed to the fact that the double gypsum plasterboard wall fire protection layer stays in place and does not collapse, despite the occasional cracking observed at the exposed side (Figure E-3). Even though a partial collapse of the exposed gypsum plasterboard layer protecting the ceiling is observed, the unexposed gypsum plasterboard layer remains intact, thus effectively protecting the timber frame ceiling assembly. Figure E-3 also illustrates the collapse of the S side of the TF-WBP wall, protected by a double layer of fire resistant MDF; its N side, covered by a double layer of fire resistant chipboard, stands in place. In the TF-WBP wall assembly, substantial charring is observed in the, eventually, unprotected timber studs.



Figure C-3. Post-fire photograph of the western timber frame and the wood-based panel protected timber frame wall assemblies.

C3.2 Gas Temperatures

The time variation of radiation corrected gas temperatures, measured at both thermocouple tree locations, is presented in Figure C-4. A thermally stratified flow is quickly established in both cases; as expected, temperatures at lower heights (50 - 500 mm) are significantly lower than the respective upper layer gas temperatures (1000 - 1900 mm). In general, the initial fire growth stage (0 - 17 min) is followed by the fully-developed fire stage (17 - 45 min), where quasi-steady state conditions are established in the upper layer and the corresponding temperatures remain practically constant. During the fire growth stage, gas temperatures gradually increase and no distinct flashover event is observed. Qualitative characteristics are similar in both measuring locations; however, the recorded values of TCT-SE temperatures are relatively higher than their TCT-NW counterparts. This is mainly owed to the accumulation of gas products between the NW corner of the compartment and the TF-WBP free standing wall that results in the development of drastically different thermal conditions compared to that prevailing at the vicinity of the TCT-SE, which lies close to the open window (Figure C-1).

APPENDIX C: Fire Protection of Light and Massive Timber Elements using Gypsum Plasterboards and Wood Based Panels: A Large-Scale Compartment Fire Test

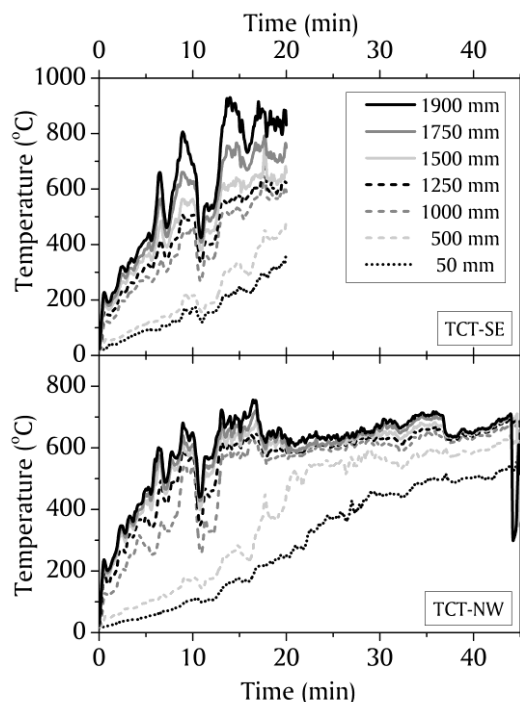


Figure C-4. Gas temperatures measured at the TCT-SE (top) and the TCT-NW (bottom) thermocouple trees.

Oxygen concentration measurements, supported by video recordings of the flame, suggest that the sudden drop in the upper layer gas temperatures, observed after the initial fire growth stage (9 - 11 min), is a result of local oxygen starvation due to the development of strong under-ventilated fire conditions. Gradual entrainment of fresh air through the open window leads to an increase of the mean gas temperature, which reaches its previous levels approximately 13 min after the fire initiation. The TCT-SE thermocouple tree failed 21 min after the fire initiation. The modest drop in TCT-NW measurements observed at the 35 min mark is owed to the impact of the partial collapse of the free standing wall, supporting the TCT-NW thermocouple tree, on the developing flow and thermal fields.

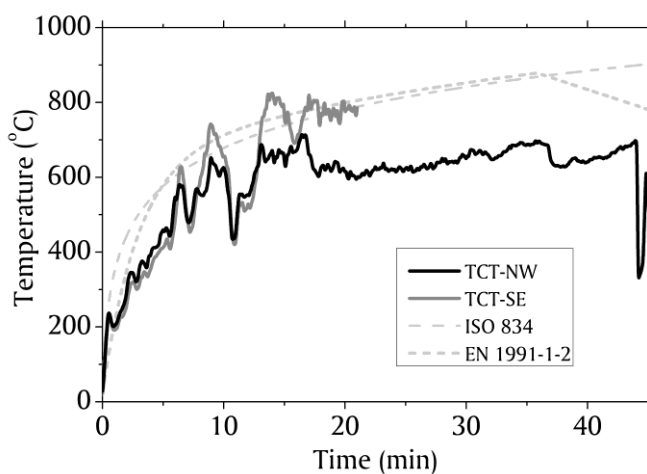


Figure C-5. Comparison of upper layer gas temperatures to standard time-temperature curves.

In Fig. C-5, upper layer gas temperatures, measured at a height of 1900 mm, are compared to the standard ISO 834 (ISO 834, 1999) and Eurocode 1 (EN 1991-1-2, 2002) time-temperature curves. A good qualitative agreement is observed in both thermocouple tree positions; however, the measured gas temperatures are generally lower, by up to 200 K, than the respective standard curves. This observation corroborates the conservative nature of the standard curves, which are known to systematically overestimate the upper layer gas temperature (Wald et al., 2009; Hakkarainen, 2002).

C3.3 Thermal Behaviour of Wall Assemblies

The temporal evolution of gas and timber element temperatures across the timber frame and CLT wall assemblies is depicted in Fig. C-6. In order to properly characterize the thermal exposure of each wall assembly, measurements of gas temperatures, at a distance of 10 mm from the exposed wall surface, are also shown. Comparison of gas temperatures measured 10 mm from the exposed wall surfaces (TF-G-10, CLT-G-10) suggests that, due to the careful positioning of the wood crib fire source, both wall assemblies are exposed to almost identical thermal environments. Despite the fact that gas temperatures exceed 500°C, the recorded temperatures at the exposed gypsum plasterboard surface (TF-W-0, CLT-W-0) remain below 300°C in both cases. Due to the very good fire-resistance characteristics of the gypsum plasterboards owed to gypsum dehydration phenomena, temperatures at the unexposed gypsum plasterboard side (TF-W-25, CLT-W-25) are kept constantly lower than 120°C. The plywood sheathing in the timber frame wall assembly further impedes the heat flow, thus resulting in temperatures that never exceed 60°C at the exposed side of the timber stud (TF-W-35) or 30°C at its middle span (TF-W-78). Due to the lower thickness of the rock wool layer used in the CLT wall assembly and the absence of the plywood sheathing, the exposed side of the CLT (CLT-W-65) reaches somewhat higher temperatures; however, measured values remain consistently lower than 90°C, thus preventing the onset of charring. Based on a post-fire optical inspection analysis, no charring or cracking is observed in either type of timber element (timber frame, CLT). This observation, combined with the fact that the measured temperature rise at the unexposed sides of the wall assemblies never exceeded 140 K, suggests that both the timber frame and the CLT wall assemblies satisfy the fire resistance “separating function” requirements, with respect to the integrity (E) and insulation (I) criteria, for the entire duration of the fire test (45 min) (EN 1995-1-2, 2004).

Recorded temperature values at the TF-WBP free standing wall assembly (Figure C-7) suggest that the fire protection capability of wood-based panels is worse than that of gypsum plasterboards. As expected, high temperatures are observed at both the exposed sides of the free standing wall; temperatures at the N side (WBP-W-0), directly facing the wood crib and the NW corner of the test compartment where combustion products are accumulated, increase faster than the respective temperatures at the S side (WBP-W-169). However, temperatures at the unexposed sides of both the chipboard (WBP-W-32) and the MDF (WBP-W-137) fire protection layers, as well as the timber stud surface (WBP-W-42, WBP-W-127) never exceed 100°C. The high thermal stress imposed on the free standing wall, owed to the strongly asymmetric heating on its N and S face, resulted in a partial collapse of the S side, observed approximately 35 min after fire initiation.

APPENDIX C: Fire Protection of Light and Massive Timber Elements using Gypsum Plasterboards and Wood Based Panels: A Large-Scale Compartment Fire Test

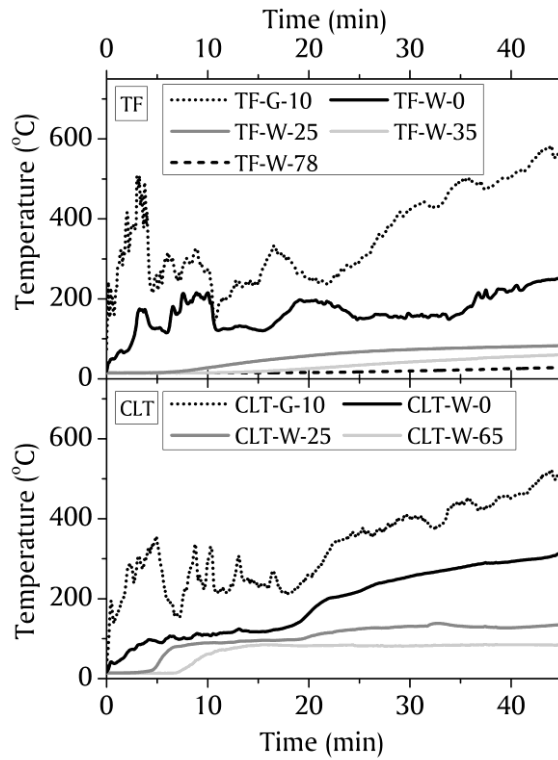


Figure C-6. Time evolution of gas and wall temperatures across the timber frame (top) and CLT (bottom) wall assemblies.

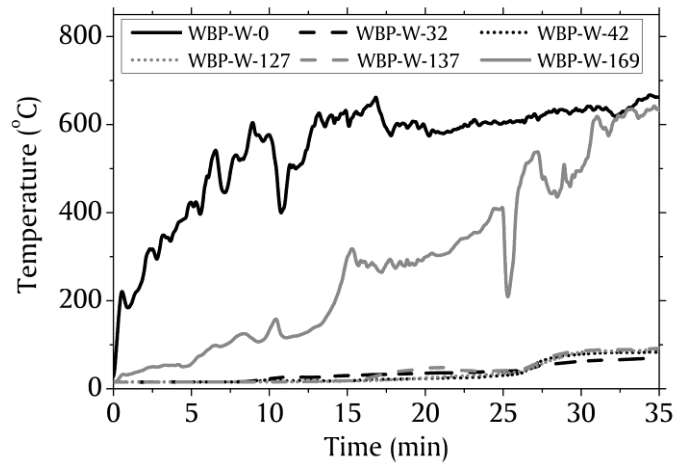


Figure C-7. Temporal evolution of wall temperatures across the wood-based panel protected timber frame wall assembly.

C3.4 Characteristic Failure Times

It is well established that the onset of charring is delayed when timber elements are protected by a fire protection cladding; the time to charring initiation depends on the thermal performance of the fire protection material. The thermal behaviour of a fire protected timber element is also affected by the integrity of the fire protection cladding; mechanical failure of the cladding may result in increased charring rates. Failure of the fire protection cladding may

occur due to thermal degradation of the material or failure of the fasteners (EN 1995-1-2, 2004; Koenig, 2005). However, if the fire protection cladding remains intact, the charring rate on the timber element is always lower than the charring rate observed in an unprotected timber element (EN 1995-1-2, 2004).

Table C-2. Calculated and experimentally observed characteristic failure times.

Timber element	Fire protection cladding	t_{ch} (min)		t_f (min)	
		Calc.	Exp.	Calc.	Exp.
TF	GP (2 x 12.5 mm)	49	> 45*	> 49	> 45*
CLT	GP (2 x 12.5 mm)	49	> 45*	> 49	> 45*
TF-WBP	Chipboard (2 x 16 mm)	37.2	12.5	37.2	> 45*
TF-WBP	MDF (2 x 16 mm)	33.4	30.5	33.4	35

* test duration

Correlations proposed in Eurocode 5 (EN 1995-1-2, 2004) allow estimation of two characteristic fire protection failure times, namely “time to failure of the fire protection cladding” (t_f) and “time to charring initiation of the timber member” (t_{ch}). Aiming to quantify the fire protection capabilities of the investigated gypsum plasterboard and wood-based panel claddings, values of these characteristic failure times estimated using the Eurocode 5 correlations (Est.) are compared to the respective fire test observations (Exp.) in Table C-2. As expected, the fire behaviour of the gypsum plasterboards claddings is significantly better compared to the fire-resistant wood-based panel claddings. In the case of gypsum plasterboard, no cladding failure or timber member charring is expected to occur during the 45 min duration of the fire test, a fact supported by both Eurocode estimations and experimental observations. On the other hand, significant charring is observed in the timber frame studs of the TF-WBP wall assembly (c.f. Figure C-3) due to the partial collapse of its S side, protected by the MDF cladding. Estimated values of the time to failure of the fire protection cladding (t_f) are in good agreement with the experimentally observed ones, thus corroborating the good prediction capabilities of the respective Eurocode 5 (EN 1995-1-2, 2004) correlations. The time to charring initiation (t_{ch}) of the timber frame members in the TF-WBP assembly is assumed to be equal to the time that the temperature of the non-exposed side of each cladding layer (chipboard, MDF) reaches the critical value of 300°C, a temperature threshold commonly utilized to signify the onset of charring (EN 1995-1-2, 2004). Also in this case, measured values of the charring onset time are found to be in good agreement with the estimated Eurocode values.

C4. Conclusions

In the current Appendix E a full-scale *natural fire* test aiming to investigate the potential of gypsum plasterboards and wood-based panels as fire protection claddings for *light* (timber frame) and *massive* (CLT) timber elements has been presented. The test compartment was constructed using a variety of timber element and fire protection cladding combinations,

APPENDIX C: Fire Protection of Light and Massive Timber Elements using Gypsum Plasterboards and Wood Based Panels: A Large-Scale Compartment Fire Test

enabling, for the first time, a comparative assessment of their fire behaviour when they are simultaneously exposed to the same fire environment. Aiming to achieve realistic fire conditions, a wood crib was used to simulate the fire load; the measured upper gas layer temperatures reproduced well the Eurocode 1 and ISO 834 time-temperature curves for compartment fires. An extensive set of measuring devices was installed in the test compartment to record the time evolution of a range of physical parameters, such as gas temperatures, temperatures at the interfaces between the various wall assembly layers and gas concentrations. The obtained set of detailed measurements can be used for validation of relevant fire simulation tools, appropriate for modelling the fire behaviour of timber construction systems.

Experimental evidence (measured wall surface temperatures, optical inspection after the conclusion of the test) showed that gypsum plasterboards offer better fire protection than wood-based panels. No charring was observed in either the timber frame or the CLT elements protected by gypsum plasterboards; both timber element types retained, for the 45 min duration of the test, their separating function in the context of fire resistance requirements. In contrast, recorded temperatures and optical evidence (significant charring, partial collapse of the wall) suggested that wood-based panels provided insufficient fire protection to the TF-WBP free standing wall, thus demonstrating their inferior fire protection capability compared to gypsum plasterboards. No vertical wall gypsum plasterboard layer failed, whereas the chipboard fire protection cladding of the TF-WBP wall collapsed approximately 35 min after fire initiation. Measured values of characteristic failure times, such as time to failure of the fire protection cladding time and onset of timber member charring were compared to respective Eurocode 5 correlations, achieving good levels of agreement, thus corroborating the validity of the respective correlations in realistic fire conditions.

Appendix C: References

- Dagenais C., Osborne L., Benichou N., "Full-scale fire performance of cross-laminated timber walls and floors", Proceedings of the 13th International Conference and Exhibition on Fire Science and Engineering, 2013 June 24-26, Windsor, UK. London: Interscience Communications Limited, 1157-1168, 2013.
- EN 1991-1-2, "Eurocode 1: Actions on Structures, Part 1-2: General Actions on Structures Exposed to Fire", Brussels: European Committee for Standardization, 2002.
- EN 1995-1-2. Eurocode 5, "Design of timber structures – Part 1-2: General – Structural fire design", Brussels: European Committee for Standardization, 2004.
- Frangi A., Bochicchio G., Ceccotti A., Lauriola M.P., "Natural Full-Scale Fire Test on a 3 Storey XLam Timber Building", Proceedings of the 10th World Conference on Timber Engineering, 2008 June 2-5, Miyazaki, Japan, 2008.
- Frangi A., Fontana M., Hugi E., Joebstl R., "Experimental analysis of cross-laminated timber panels in fire", Fire Safety Journal 44, 1078-1087, 2009.
- Gagnon S., Pirvu C., "CLT Handbook", FP Innovations, Special Publication SP-528E, Quebec, Canada, 2011.
- Hakkarainen T., "Post-flashover fires in light and heavy timber construction compartments", Journal of Fire Sciences 20, 133-175, 2002.
- Hurley M.J., "SFPE Handbook of fire protection engineering", 5th Ed., SFPE, Quincy, Massachusetts, U.S.A., 2016.
- Hwang C.H., Lock A., Bundy M., Johnsson E., Ko G.H., "Studies on fire characteristics in over- and underventilated full-scale compartments", Journal of Fire Sciences 28, 459-486, 2010.
- ISO 1716, "Reaction to fire tests for building products – Determination of the Heat of Combustion", Switzerland: International Standards Organization; 2002.
- ISO 834-1, "Fire-resistance tests - Elements of building construction - Part 1: General requirements", Switzerland: International Standards Organization, 1999.
- Koenig J., "Structural Fire Design According to Eurocode 5 – Design rules and their background", Fire and Materials 29, 147-163, 2005.
- Kolaitis D.I., Asimakopoulou E.A., Founti M.A., Touliatos P., "Experimental investigation of the fire behaviour of contemporary timber construction techniques (in Greek) ", Greek Fire Academy Report, 2011.
- Kolaitis D.I., Asimakopoulou E.K., Founti M.A., "Fire protection of light and massive timber elements using gypsum plasterboards and wood based panels: a large-scale compartment fire test", Construction and Building Materials 7, 163-170, 2014.
- Kolaitis D.I., Founti M.A., "Development of a solid reaction kinetics gypsum dehydration model appropriate for CFD simulation of gypsum plasterboard wall assemblies exposed to fire", Fire Safety Journal 58, 151-159, 2013.

APPENDIX C: Fire Protection of Light and Massive Timber Elements using Gypsum Plasterboards and Wood Based Panels: A Large-Scale Compartment Fire Test

- Lennon T., Hopkin D., El-Rimawi J., Silberschmidt V., "Large scale natural fire tests on protected engineered timber floor systems", *Fire Safety Journal* 45, 168-182, 2010.
- Luo M., "Effects of radiation on temperature measurement in a fire environment", *Journal of Fire Science* 15, 443-461, 1998.
- Mackay D., Barber T., Yeoh G.H., "Experimental and computational studies of compartment fire behaviour", *Building and Environment* 45, 2620-2628, 2010.
- McGregor C., Hadjisophocleous G., Craft S., "Contribution of cross laminated timber panels to room fires", *Proceedings of the 13th International Conference and Exhibition on Fire Science and Engineering*, 2013 June 24-26, Windsor, UK. London: Interscience Communications Limited, 1453-1464, 2013.
- Moinuddin K.A.M., Al-Menhali J.S., Prasannan K., Thomas I.R., "Rise in structural steel temperatures during ISO 9705 room fires", *Fire Safety Journal* 46, 480-496, 2011.
- Östman B., Mikkola E., Stein R., Frangi A., König J., Dhima D., "Fire safety in timber buildings: Technical guideline for Europe", *SP Report* 19, 2010
- Pajchrowski G., Noskowiak A., Lewandowska A., Strkowski W., "Wood as a building material in the light of environmental assessment of full life cycle of four buildings", *Construction and Building Materials* 52, 428-436, 2014.
- Park S.H., Manzello S.L., Bundy M.F., Mizukami T., "Experimental study on the performance of a load-bearing steel stud gypsum board wall assembly exposed to a real fire", *Fire Safety Journal* 46, 497-505, 2011.
- Schmid J., Menis A., Fragiaco M., Bostroem., Just A., "The load-bearing performance of CLT wall elements in full scale fire tests", *Proceedings of the 13th International Conference and Exhibition on Fire Science and Engineering*, 2013 June 24-26, Windsor, UK. London: Interscience Communications Limited, 1143-1155, 2013.
- Tang F., Hu L., Wang Q., Lu K.H., Yang L.Z., "An experimental investigation on temperature profile of buoyant spill plume from under-ventilated compartment fires in a reduced pressure atmosphere at high altitude", *International Journal of Heat and Mass Transport* 55, 5642-5649, 2012.
- Teibinger M., "Fire resistance of timber constructions – Evaluation of improved design models", *Proceedings of the 13th International Conference and Exhibition on Fire Science and Engineering*, 2013 June 24-26, Windsor, UK. London: Interscience Communications Limited, 1465-1476, 2013.
- Tewarson A., "Fully developed enclosure fires of wood cribs", *Proceedings of the 20th International Symposium on Combustion*, 1984 August 12-17, Michigan, UK. Elsevier, 1555-1566, 1985.
- Tsantaridis L.D., Oestman B.A.L., Koenig J., "Fire protection of wood by different gypsum plasterboards". *Fire and Materials*, 23, 45-48, 1999.
- Wald F., Chlouba J., Uhlir A., Kallerova P., Stujberova M., "Temperatures during fire tests on structure and its prediction according to Eurocodes", *Fire Safety Journal* 44, 135-146, 2009.

- Welch S., Jowsey A., Deeny S., Morgan R., Torero J.L., "BRE large compartment fire tests - Characterising post-flashover fires for model validation", *Fire Safety Journal* 42, 548-567, 2007.
- Wolfe A.J., Mealy C.L., Gottuk D.T., "Fire Dynamics and Forensic Analysis of Limited Ventilation Compartment Fires Volume 1: Experimental", Grant No. 2007-DN-BX-K240. Maryland: Hughes Associates Inc., 2009.
- Yang T.H., Wang S.Y., Tsai M.J., Lin C.Y., "Temperature distribution within glued laminated timber during a standard exposure test", *Materials and Design* 30, 518-525, 2009.

APPENDIX C: Fire Protection of Light and Massive Timber Elements using Gypsum
Plasterboards and Wood Based Panels: A Large-Scale Compartment Fire Test

APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building: investigation of fundamental phenomena related to EVF

D1. Introduction

In Appendix D the effect of the two most fundamental factors affecting the development of a compartment fire, namely fuel availability and ventilation, will be investigated. In building fires, the confined space controls the air supply and thermal environment of the fire, which affect the spread and growth of the fire, its maximum burning rate and its duration. To evaluate their impact on the development of fire, a detailed numerical study is performed using the FDS numerical tool. The role of numerical tools in fire research is steadily increasing as the models become progressively robust and sophisticated and validation studies make them more reliable. The CFD approach is considered to be fundamental to the future development of fire models which can provide the basis for performance-based fire safety regulations. In this context, the use of numerical tools is necessary to extend beyond simplified geometrical configurations in order to ascertain their applicability in real building fires (Yeoh and Yuen, 2009). However, most of the available studies focus mainly in single-room or two-room simulations, e.g. (Hasib et al., 2007, Merci and Maele, 2008). Scarce reports are available in the open literature regarding multi-room compartment fire simulations; they mainly focus on the investigation of accidental fires in restaurants (Vettori et al., 2002) or single-family dwellings (Rein et al., 2006). A recent round-robin study revealed the difficulties associated with modelling fire dynamics in complex fire scenarios using numerical tools, suggesting that the respective accuracy of fire growth predictions is still generally poor (Rein et al., 2009).

D1.1 Simulation details

For the simulations carried out with the use of the FDS CFD tool (McGrattan et al., 2015), typical residential two floor geometry (model building) has been used, as illustrated in Figures D-1 and D-2. The ground floor consists of two rooms, Room 1 and 2 which communicate with each other via the Door 2, measuring 0.90 m x 2.00 m. On the north wall of the Rooms 1 and 3, Doors 1 and 3, measuring 0.90 m x 2.00 m, are located respectively and in the southern wall of the Rooms 2 and 3 there are Windows 1 and 2 with dimensions 0.90 m x 1.10 m. The two floors of the building are enclosed within a parallelepiped computational domain, measuring 6.0 m, 7.2 m and 6.0 m, in the x-, y- and z- directions respectively. The physical volume is divided into 259,200 cubic computational cells, each having a side of 0.1m. Certain construction and decorative details are “roughly” approximated in order to limit the size of the computational grid required for the simulations. Cooking equipment is the primary cause of reported home fires and home fire injuries in the U.S.A. (Arhens et al., 2004). The fire source was a 0.90 m x 0.9 m rectangular “patch” located on the upper surface (at a height of 0.890 m) of the bench kitchen bench at the southwest part of the Room 2, thus simulating a typical cooking fire scenario.

At the beginning of the numerical simulation ($t=0s$), the entire computational domain (both indoors and outdoors) is assumed to be still (zero velocity), exhibiting a temperature of 20°C.

APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF

The total simulation time was 25 min, aiming to capture in sufficient detail the most important characteristic stages of the developing fire, namely initiation, spreading and decay. The total CPU-time needed for the complete simulation was approximately 23 hours on a 16 GB RAM, Core i7-4770 Processor desktop PC, using the “parallel computation” version of the FDS code.

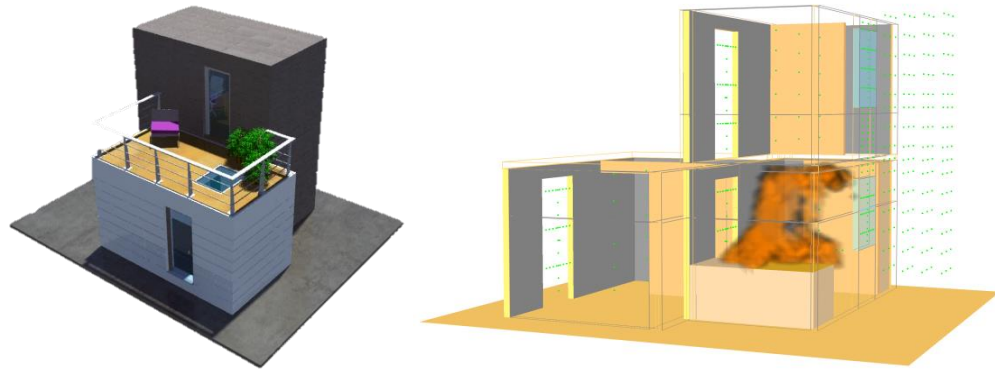


Figure D-1. Photorealistic view of the simulated building (left) and computational domain used in the simulations (right).

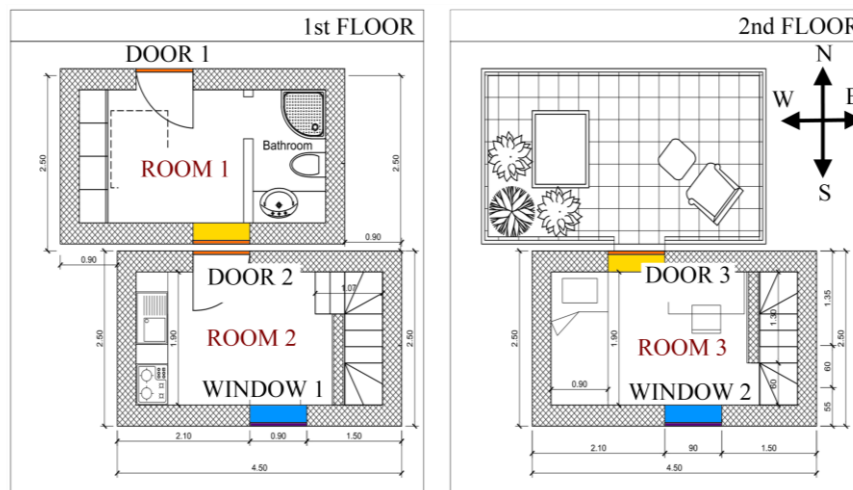


Figure D-2. Top section view of the ground (left) and first floor (right).

D1.2 Parametric study

Six different scenarios have been developed in order to investigate the effect of the fuel load and ventilation conditions in the developing flow field and fire propagation characteristics at the interior and exterior of the building. The main characteristics of each test cases studied are detailed in Table D-1. In order to have a detailed representation of the flow and thermal field at the building model, time dependent predictions of the gas velocity, temperature and heat release rate of the fire were used to depict the fire development at the interior and exterior of the model building.

Initially the effect of fuel load in over- and under- ventilation conditions has been investigated by employing **Test Cases 1-1** and **1-2**, respectively. In both cases all doors of the model building remained open, whereas all windows on the ground floor and the first floor remained closed throughout the duration of the simulation. The impact of the ventilation conditions in the development and spread of fire were investigated using Test Cases 1-1 and 1-2:

- In **Test Case 2-1**, all doors remained closed while only Window 1 in Room 2 downstairs was open.
- In **Test Case 2-2**, Doors 1 and 2 in Room 1 and Window 1 in Room 2 were open.
- In **Test Case 2-3**, all doors remained and only Window 1 in Room 2 downstairs was also open.
- In **Test Case 2-4**, all doors remained open and only Window 2 in Room 3 at the first floor remained open.

Table D-1. Main characteristics of simulated Test Cases.

Test Cases	1-1	1-2	2-1	2-2	2-3	2-4
Door 1	✓	✓	x	✓	✓	✓
Door 2	✓	✓	x	✓	✓	✓
Door 3	✓	✓	x	x	✓	✓
Window 1	x	x	✓	✓	✓	x
Window 2	x	x	x	x	x	✓
O [m^{1/2}]	0.067	0.067	0.0123	0.0346	0.0793	0.0793
HRR [MW]	5.6	10.7	5.6	5.6	5.6	5.6
q_{f,d} [MJ/m²]	650	650	650	650	650	650
t_g[s]	708	981	708	708	708	708
t_{e,d} [s]	447	447	447	447	447	447
t_{total} [s]	1470	1470	1470	1470	1470	1470
Ventilation Conditions	Over-ventilated	Under-ventilated	Under-ventilated	Over-ventilated	Over-ventilated	Over-ventilated

Where,

O , opening factor (m^{1/2})

t_g , time to reach the fully developed fire stage (s)

$t_{e,d}$, equivalent time of fire exposure (s)

t_{total} , total time for all fire growth stages (s)

HRR , Heat Release Rate (MW)

$q_{f,d}$, design fire load density related to the surface area (MJ/m²)

D2. Results and Discussion

D2.1 Effect of fuel load [Test Cases 1-1 and 1-2]

The effect of fuel load can be assessed on the basis of Heat Release Rate (HRR) and the developing flow- and thermal-field. For this reason, Test Cases 1-1 and 1-2 are presented in detail and the characteristics of the fire growth in each test case are evaluated.

D2.1.1 Heat Release Rate

Fire load is the starting point for estimating the potential size and severity of a fire, and consists of all combustible contents and the relevant combustible parts of a construction, including linings and finishings. A typical fire is divided in three stages, as analytically presented in Chapter 1 of the current thesis. Fire load density is defined as the heat release rate per unit floor area in (MJ/m²) and depends on the materials properties on fire. The calculation procedure of the fire load density is analytically presented in Annex E of the EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002). The design value of the fire load may be determined from a national fire load classification of occupancies or specifically for an individual project by performing a fire load survey. The design value of the fire load $q_{f,d}$ (MJ/m²) is defined according to Equation D-1.

$$q_{f,d} = q_{f,k} \cdot m \cdot \delta_{q1} \cdot \delta_{q2} \cdot \delta_n \quad (\text{D-1})$$

Where,

$q_{f,k}$, characteristic fire load density per unit floor area (MJ/m²)

m , combustion factor

δ_{q1} , factor taking into account the fire activation risk due to the size of the compartment

δ_{q2} , factor taking into account the activation risk due to the type of occupancy

δ_n , factor taking into account the different active firefighting measures (e.g. sprinklers, detection, automatic alarm transmission, firemen). These active measures are generally imposed for life safety reasons.

Values for all the above mentioned factors can be found in specific tables in EN1991-2. For normal firefighting measures, which should almost always be present, such as the safe access routes, firefighting devices and smoke exhaust systems in staircases, the δ_n values should be taken as 1.0. However, if these firefighting measures have not been foreseen, the corresponding δ_n should be taken as 1.50. The fire load should consist of all combustible contents and the relevant combustible parts of the construction, including linings and finishings. Combustible parts of the construction which do not char during the fire need not to be taken into account. When the fire load density is determined using a fire load classification of buildings, the overall fire load consists of the fire load from occupants, given by the classification, and fire load from the building (construction elements, linings and finishings) which are generally not included in the classification. The characteristic fire load is calculated according to Equation (D-2) and the characteristic fire load density per unit area is defined as depicted in Equation (D-3). Fire load densities should be classified according to occupancy,

be related to the floor area, and be used as characteristic fire load densities according to Table D-2.

$$Q_{fi,d} = \sum M_{k,i} \cdot H_{ui} \cdot \Psi_i = \sum Q_{fi,k,i} \quad (D-2)$$

$$q_{f,k} = \frac{Q_{fi,d}}{A} \quad (D-3)$$

Where,

$M_{k,i}$, amount of combustible material (kg)

$H_{u,i}$, net calorific value (MJ/kg)

Ψ_i , optional factor for assessing protected fire loads

A , floor area of the fire compartment or reference space

Table D-2. Fire load densities ($q_{f,d}$) for different building types.

Occupancy	Average fire load densities	80% Fractile fire load densities
Dwelling	780	948
Hospital (room)	230	280
Hotel (room)	310	377
Library	1500	1824
Office	420	511
School classroom	285	347
Shopping center	600	730
Theater (cinema)	300	365
Transport (public space)	100	122

The fire load density depends also on the occupancy and the type of fire load. For mainly cellulosic materials the combustion factor m may be assumed as 0.8. The Heat Release Rate (HRR), Q (W) as depicted in Figure D-3, during the growing phase can be calculated using Equation (D-4). The growing phase is limited by a horizontal plateau corresponding to the stationary state and to a value of Q_{max} given by Equation (D-5). The horizontal plateau is limited by the decay phase which starts when 70% of the total fire load has been consumed. The decay phase may be assumed to be a linear decrease starting when 70% of the fire load has been burnt and completed when the fire load has been completely burnt. If the fire is ventilation controlled, this plateau level has to be reduced following the oxygen availability, either automatically in case of the use of computer program based on one zone model or by the simplified expression as given in Equation (D-6). The parameter t_a and the maximum rate of heat release RHR_t , for different occupancies are given in Table D-3.

$$Q = 10^6 \left(\frac{t}{t_a} \right)^2 \quad (D-4)$$

APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF

Where,

t , time (s)

t_a , time needed to reach a rate of heat release of 1 MW (s)

$$Q_{\max} = RFR_f \cdot A_{fi} \quad (D-5)$$

$$Q_{\max} = 0,10 \cdot m \cdot H_u \cdot A_v \cdot \sqrt{h_{eq}} \quad (D-6)$$

Where,

m , combustion factor equal to 0,80

A_v , opening area (m²)

A_{fi} , maximum area of the fire which is the fire compartment in case of uniformly distributed fire load but way much smaller in case of a localized fire (m²)

H_u , net calorific value of wood equal to 17,5 MJ/kg

h_{eq} , mean height of the openings (m)

Table D-3. Fire growth rate and (RFR_f) for different occupancies.

Occupancy	Fire growth rate	t_a (s)	RFR_f (kW/m ²)
Dwelling	Medium	300	250
Hospital (room)	Medium	300	250
Hotel (room)	Medium	300	250
Library	Fast	150	500
Office	Medium	300	250
School classroom	Medium	300	250
Shopping center	Fast	150	250
Theater (cinema)	Fast	150	500
Transport (public space)	Slow	600	250

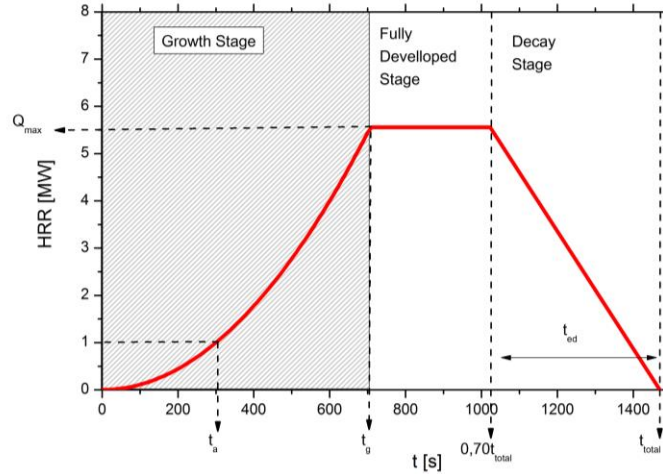


Figure D-3. HRR curve and fire growth stages at the interior of a fire compartment.

The approach described in the current section may be used in cases where the design of members is based on tabulated data or other simplified rules, related to the standard fire exposure. The method described is material dependent and should not be applied to composite steel and concrete or timber constructions. If the fire load densities are specified without specific consideration of the combustion behavior, then this approach should be limited to fire compartments with mainly cellulosic type fire loads. The equivalent time of standard exposure $t_{e,d}$ (min) is defined by Equation (D-7).

$$t_{ed} = (q_{f,d} \cdot k_b \cdot w_f) \cdot k_c \quad (D-7)$$

Where,

k_b , conversion factor according to Table D-4

w_f , ventilation factor

k_c , correction factor function of the material composing structural cross-sections and defined in Table D-5

The term b equals to the square root of the product of the density, thermal conductivity and specific heat of each material. Where no detailed assessment of the thermal properties of the enclosure is made, the conversion factor k_b may be taken as 0.7.

Table D-4. Conversion factor (k_b) depending on the thermal properties of the enclosure.

b ($\text{J/m}^2\text{s}^{1/2}\text{K}$)	k_b ($\text{min m}^2/\text{MJ}$)
$b > 2500$	0,04
$720 \leq b \leq 2500$	0,055
< 720	0,07

APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF

Table D-5. Correction factor (k_c) in order to cover various materials.

Cross-section material	k_c
Reinforced concrete	1,0
Protected steel	1,0
Non protected steel	13,7·0

The ventilation factor O is calculated according to Equation (D-8).

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_{eq}}}{A_t} \quad (D-8)$$

Where,

A_v , area of the vertical openings in all fire compartment walls (m²)

A_t , the total area of the compartment (including openings) (m²)

The ventilation factor w_f may be calculated according to Equations (D-9) and (D-10).

$$w_f = \left(\frac{6}{H} \right)^{0,3} \left[0,62 + 90 \frac{(0,4 - a_v)^4}{1 + b_v a_h} \right] \quad (D-9)$$

$$b_v = 12,5(1 + 10a_v - a_v^2) \quad (D-10)$$

Where,

a_v , area of vertical openings in the façade related to the floor area of the compartment where the limit $0.025 < a_v < 0.25$

a_h , area of horizontal openings in the roof related to the floor area of the compartment

H , height of the fire compartment (m)

The calculated HRR based on the fire load density and the dimensions of the building, which is considered a residential building, according to the presented methodology is depicted in Figure D-4. In accordance with the calculation methodology, which is analytically presented in EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002), the maximum HRR primarily depends on the area of the openings which exist in each room. The duration of the fire for both cases are common, but in Test Case 1-2 the maximum HRR value is almost twice as large (10.7 MW) in relation to Test Case 1-1 (5.6 MW).

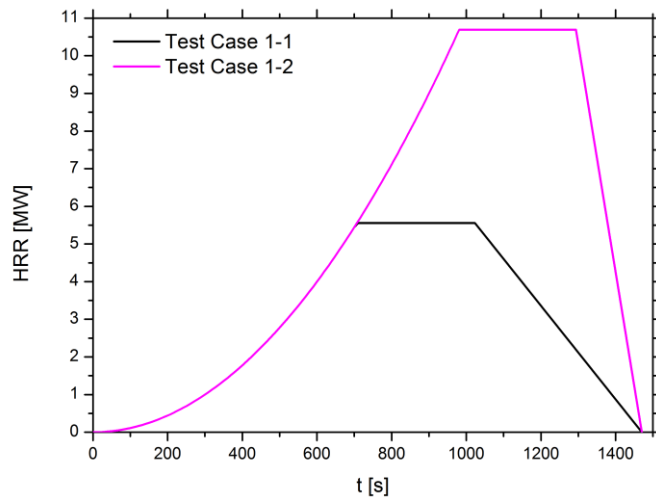


Figure D-4: Heat Release Rate (HRR) for Test Cases 1-1 and 1-2.

D2.1.2 Predictions of the developing flow field

Predictions of the movement of hot (red arrow) and cold (blue arrow) gases for Test Cases 1-1 and 1-2 are depicted in Figure D-5. The hot exhaust gases emerge from the upper sections of Door 1 on the ground floor and Door 3 on the first floor, while fresh ambient air (cold gas) enters the building through the bottom part of the respective openings. The hot exhaust gases close to the fire location, in Room 2, move upwards towards Room 3 on the first floor; a small fraction moves towards Room 1. The pattern of the flow of gases is common in both cases, although in Test Case 1-2 there is an increased volume of hot exhaust gases moving towards the first floor via the staircase.

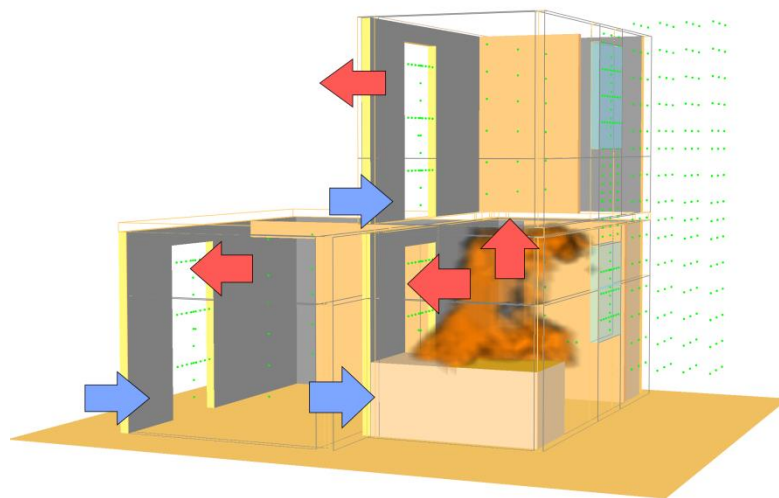
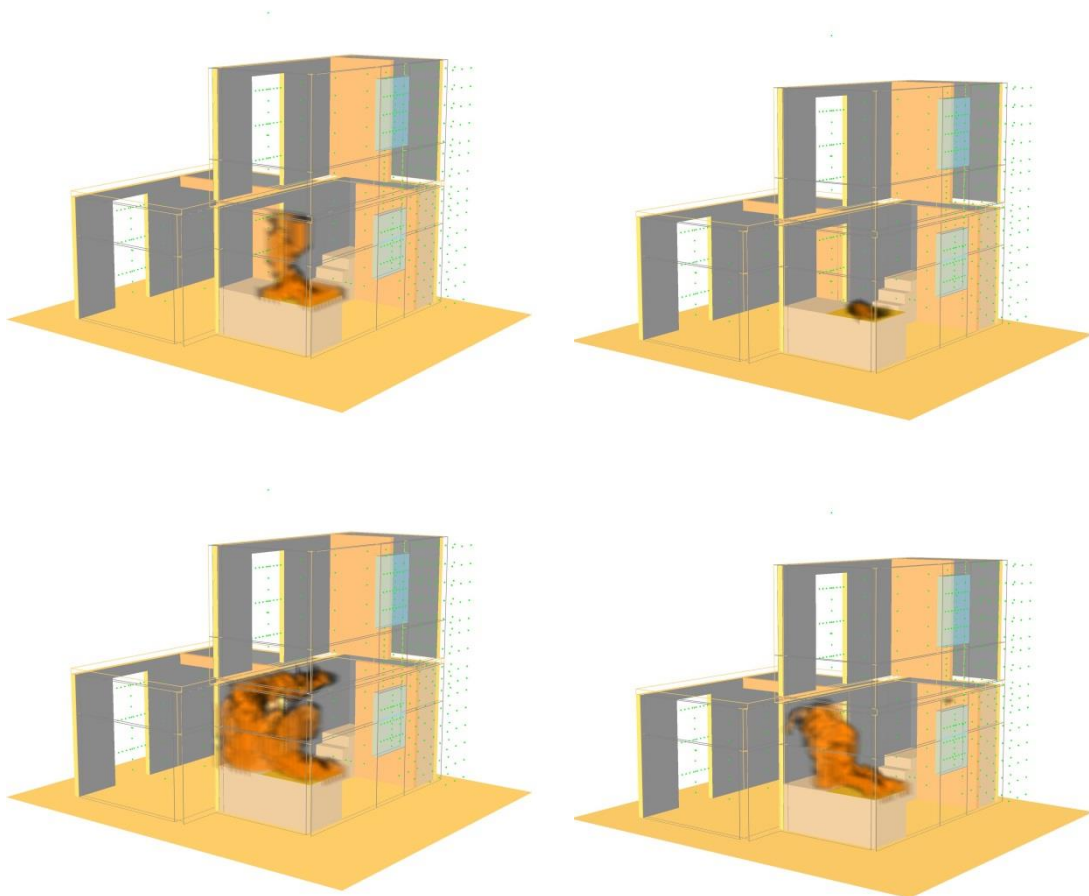
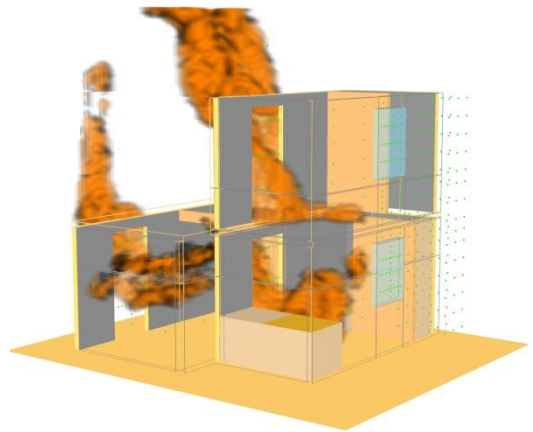
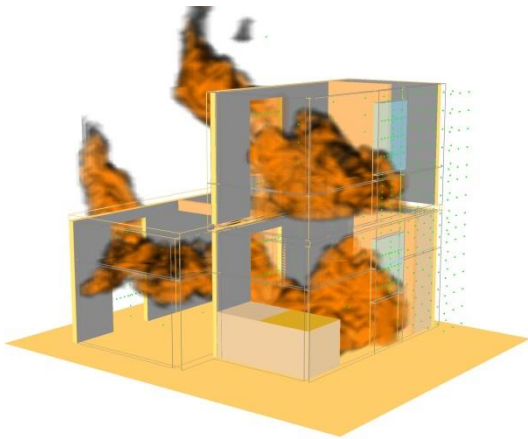
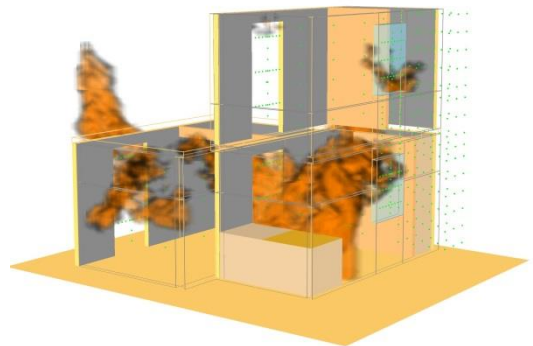
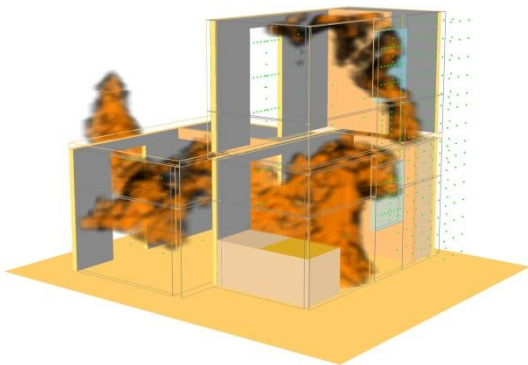
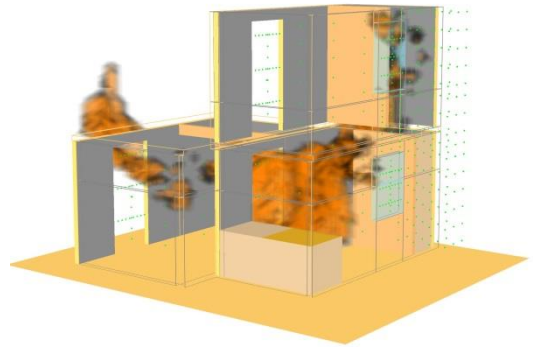
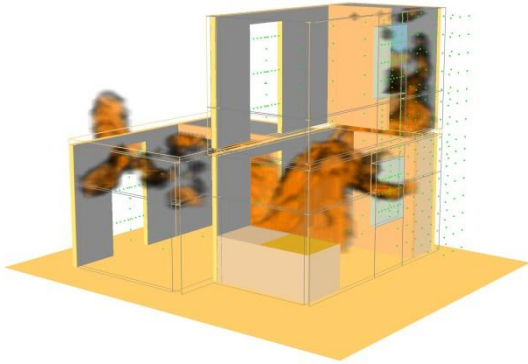


Figure D-5. General movement of hot and cold gas currents for Test Cases 1-1 and 1-2.

APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF

Predictions of the flame location for Test Cases 1-1 (left) and 1-2 (right), during the 1st, 4th, 8th, 10th, 15th and 20th minute of the simulations are presented in Figure D-6. During the first 8 min the fire is limited in Room 2, but after this time the hot exhaust gases and unburned hydrocarbons produced during combustion are transferred to Room 1 where and begin to burn. Simultaneously, a strong movement of the exhaust gas to the site of the staircase is observed. After 10 minutes, during the fully developed stage, the fire is transferred in Room 3 where it starts, in Test Case 1-1, to vent at the exterior of the building. In Test Case 1-2, this stage begins after the first 15 min, where a much bigger fire plume, in relation to Test Case 1-1, emerges from Door 3. The fire in Test Case 1-1, after the first 20 min reaches the stage of extinction and is located only in Rooms 1 and 2 while in Test Case 1-2, which is still at the stage of full development, the fire is detected in all three rooms while EVF are observed in Doors 1 and 3.





APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF

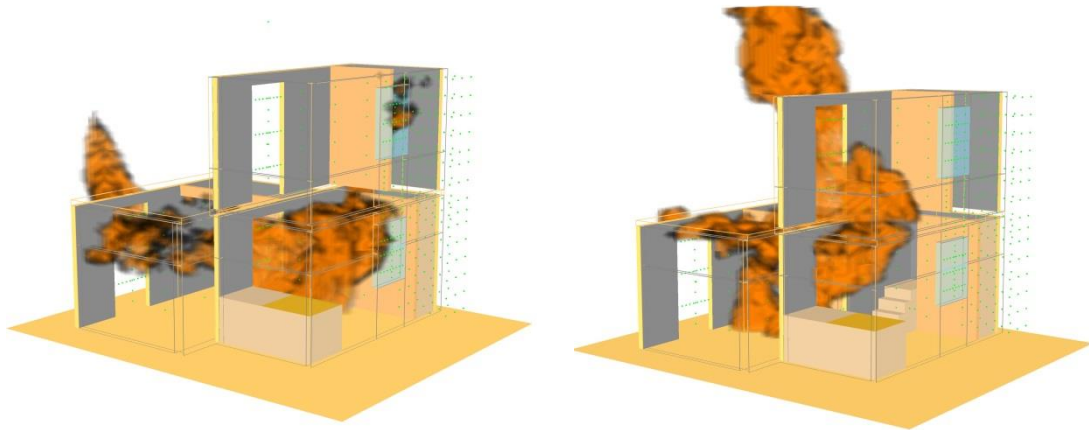


Figure D-6. Predictions of the flame location for Test Cases 1-1 (left) and 1-2 (right) during the 1st, 4th, 8th, 10th, 15th and 20th min (top to bottom).

Time evolution of velocities at the centreline of Doors 1 and 3 for Test Cases 1-1 and 1-2, at heights 0.6 m and 1.4 m, are depicted in Figure D-7. Regarding the movement of exhaust gases from the rooms 1 and 3 to the external environment, analytical happening as follows: in the early stages of fire, combustion products formed is most warmly with lower density with effect to move upwards until they reach the ceiling of the room. Regarding the movement of exhaust gases from Rooms 1 and 3 to the exterior of the building, the following stages are observed: during the early fire stages, the combustion products formed have increased temperature and low density and as a result they tend to move upwards until they reach the ceiling of the room. This warm layer of exhaust gas moves horizontally until it meets an obstacle which impedes its further movement. So the upper gas layer becomes denser and extends to lower heights eventually reaching down to the level of the door where it finds an outlet and moves at the exterior of the room. These phenomena lead to stratified hot and cold regions that create a flow into Room 2 leading the hot exhaust gases to Rooms 1 and 3. In addition, simultaneously with the exhaust gas outlet on Doors 1 and 3, a flow of ambient air from the exterior to the interior of Rooms 1 and 3 is observed. This behavior of exhaust gas and in general of hot and cold flows, is in complete agreement with the ventilation and fire spread studies as presented in the literature (Drysdale, 2001; Quintiere, 2006). For Test cases 1-1 and 1-2 the maximum values of velocity observed in Door 3 at a height of 1.4 m, are up to 5.5 m/s; velocities up to 2.5 m/s are observed in Door 1 at a height of 1.4 m for both Test cases 1-1 and 1-2. Velocity values at lower layers (0.6 m height) remain constant at 1.0 m/s for Test Case 1-1 in both doors, whereas in Test Case 1-2 an increased air flow is observed leading to velocities up to 2.0 m/s. In Figure D-7, a periodic instability of the flame is observed (puffing). This puffing mainly depends on the air entrainment rate and affects both the combustion rate and the heat release rate (Hurley, 2016).

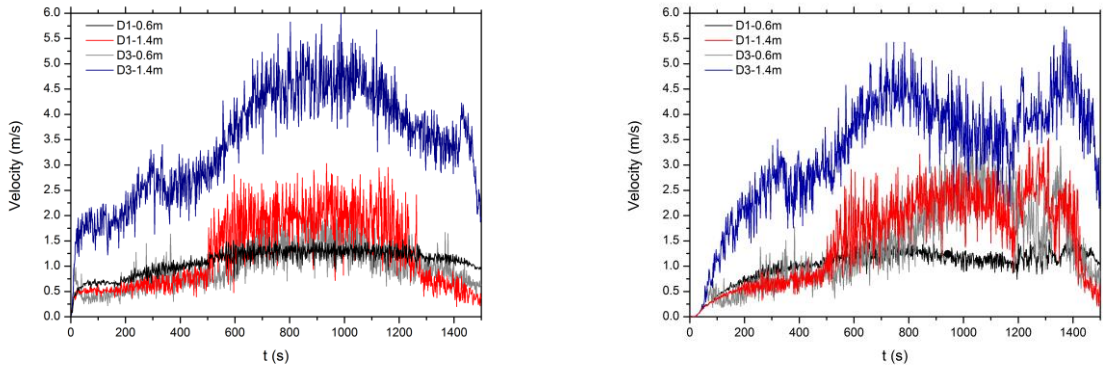
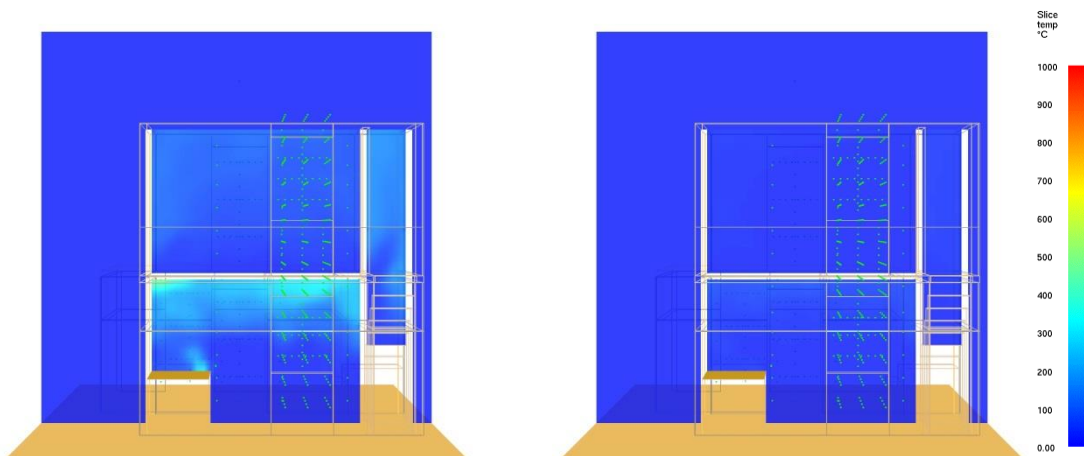


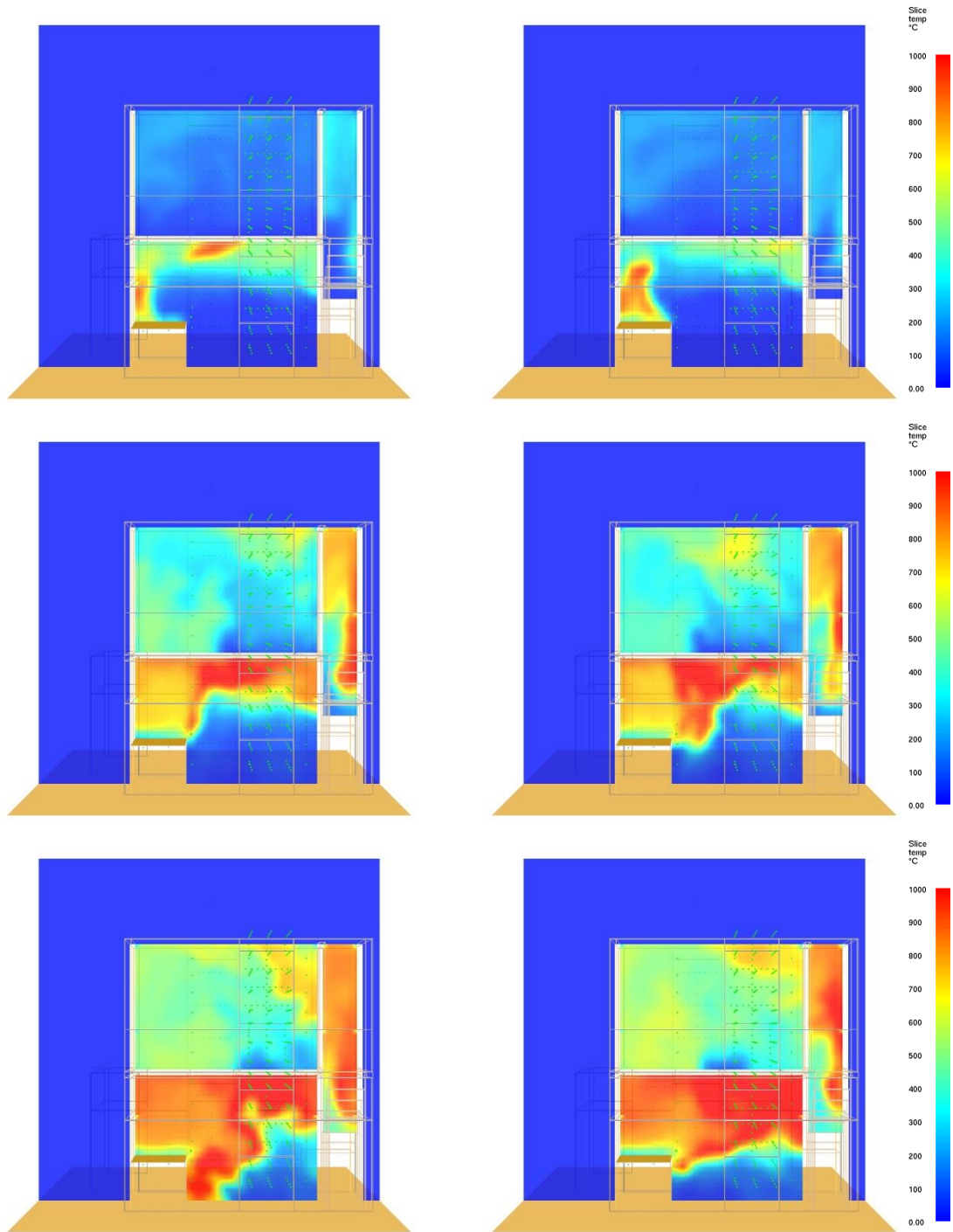
Figure D-7. Time evolution of velocities at the centreline of Door 1 (D1) and Door 3 (D3) for Test Cases 1-1 (left) and 1-2 (right), at heights 0.6 m and 1.4 m.

D2.1.2 Developing thermal field

Predictions of the gas temperature temporal evolution for Rooms 1 and 3 for Test Cases 1-1 and 1-2 for the first 20 min of the simulations are depicted in Figure D-8. In this figure, a horizontal slice (plane) of the gas temperature at the interior of the building for the 1st, 4th, 8th, 10th, 15th and 20th minute of the simulation is presented. Initially, the temperature remains constant at 20°C. After the first few minutes a gradual increase in the average temperature in Room 2 for both Test Cases 1-1 and 1-2 is observed. In Room 2, from the beginning of the combustion and until the end of each simulation, temperatures remain at approximately 800-1000°C above the fire source in both test cases. Due to the large indoor openings that do not impede flow circulation and the geometry of the building, which serves as a “thermal fly-wheel” not allowing the local temperatures to rise significantly, “conventional” flashover is not observed. Maximum values of temperature are observed over the fire source and close to the stairwell on the first floor of the building. After the first 8 min, the stratification of the developing flow-field leads to the formation of a similarly stratified thermal field at Room 2, in both cases. A similar thermal stratification, although less distinct, also develops in the upper floor.



APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF



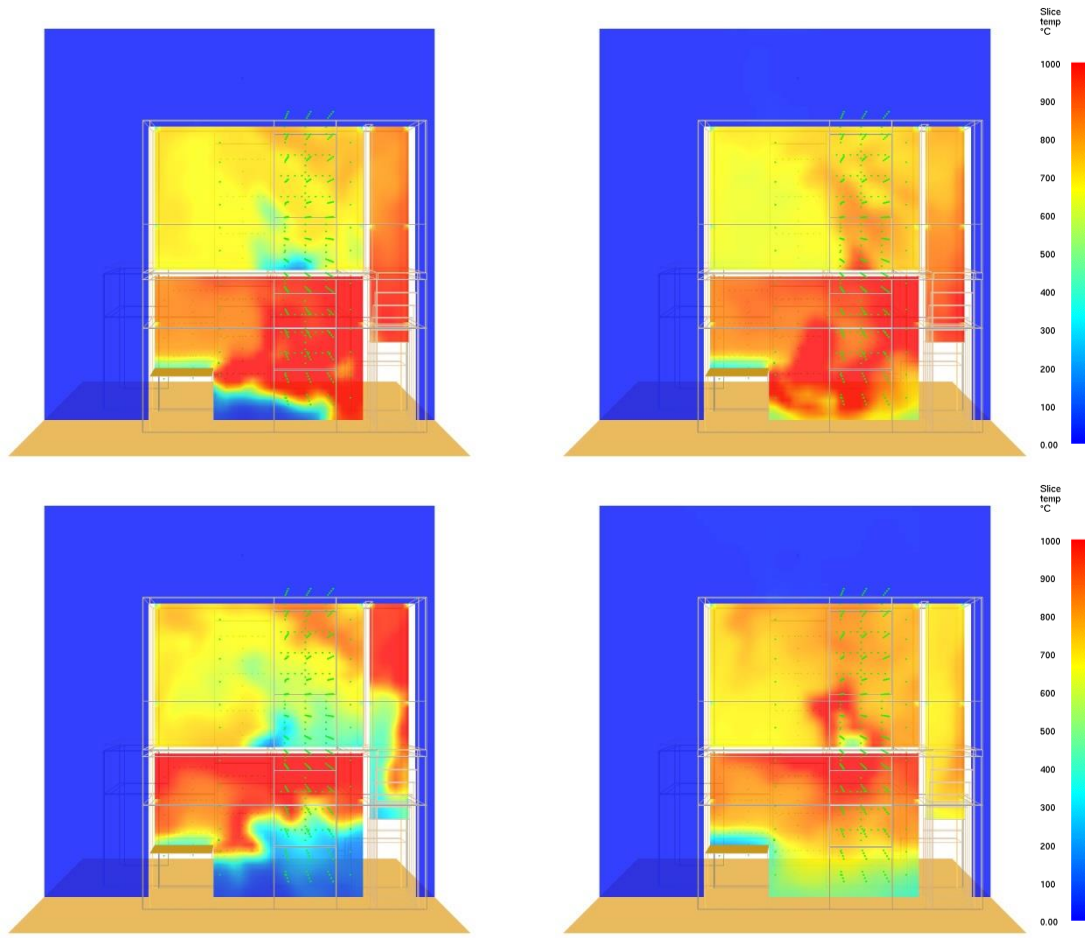


Figure D-8. Predictions of the gas temperatures of Rooms 1 and 3 for Test Cases 1-1 (left) and 1-2 (right) during the 1st, 4th, 8th, 10th, 15th and 20th min (top to bottom).

The time evolution of the gas temperature at the center of each room for Test Cases 1-1 and 1-2, at heights 0.35 m, 0.70 m, 1.05 m, 1.40 m, 1.70 m and 2.10 m are depicted in Figures D-9 to D-11. The characteristics of the thermal stratification, as mentioned above are obvious. In Rooms 1 and 2, the hot combustion products are moving upwards forming a hot air layer, while the coldest gases are moving toward the lower layers. In Room 1, Figure D-9, in Test Case 1-1, there is a noticeable decrease in temperature after 20 min of the simulation due to the gradual oxygen deprivation. For Test Case 1-2, this decrease occurs after 23 min while the temperatures at the lower layers remain increased after the first 10 min. After the first 8 min, EVF are observed at the exterior of Room 1 and the maximum temperatures vary between 1000°C and 1100°C.

APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF

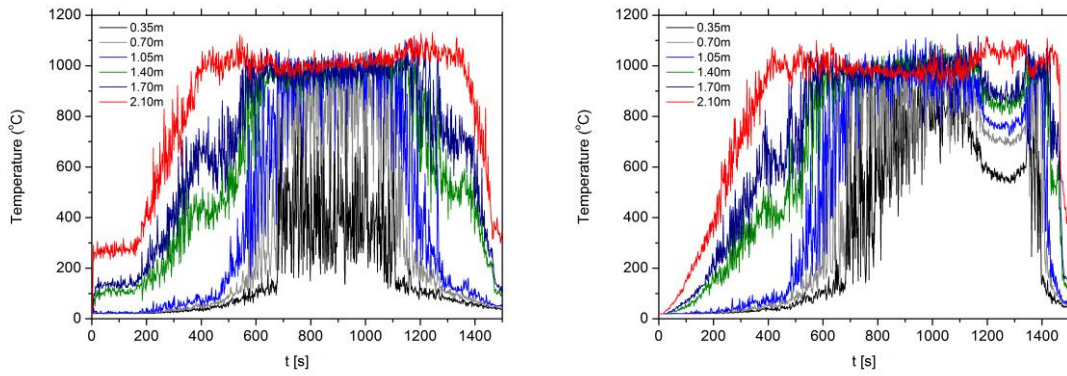


Figure D-9. Time evolution of gas temperature at the center of Room 1 for Test Cases 1-1 (left) and 1-2 (right) at heights 0.35m, 0.70 m, 1.05 m, 1.40 m, 1.70 m and 2.10 m.

In Room 2, Figure D-10, generally lower temperatures are observed, since Door 2 remains open and the air entrainment flow carries away the hot gases from Room 1 to the staircase leading gradually on the first floor and towards Room 3.

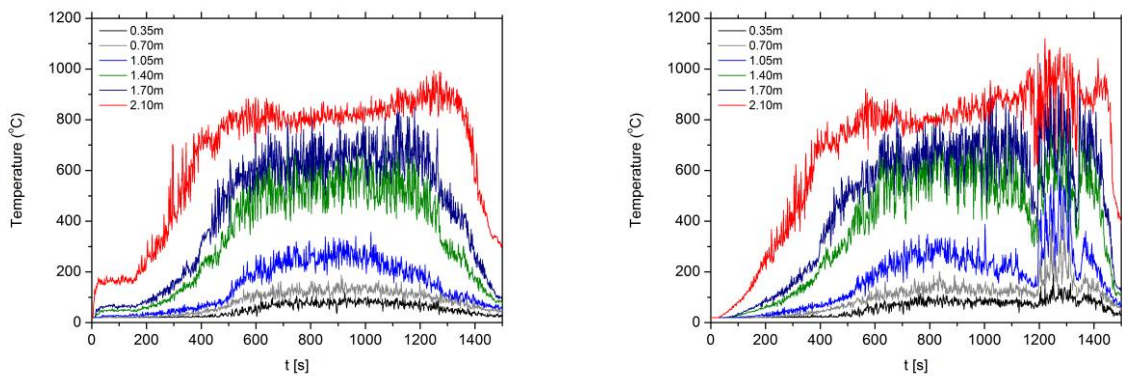


Figure D-10. Time evolution of gas temperature at the center of Room 2 for Test Cases 1-1 (left) and 1-2 (right) at heights 0.35m, 0.70 m, 1.05 m, 1.40 m, 1.70 m and 2.10 m.

In Room 3, Figure D-11, in contrast to the two other rooms, intense stratification is not observed, as the hot gases are transported from the staircase and exit to the exterior through Door 3 which remains open. In Test Case 1-2 the temperatures produced are higher in relation to Test Case 1-1, a fact that was previously observed in Figure D-6 where the formation of a larger EVF plume ejecting through the Door 3 is observed.

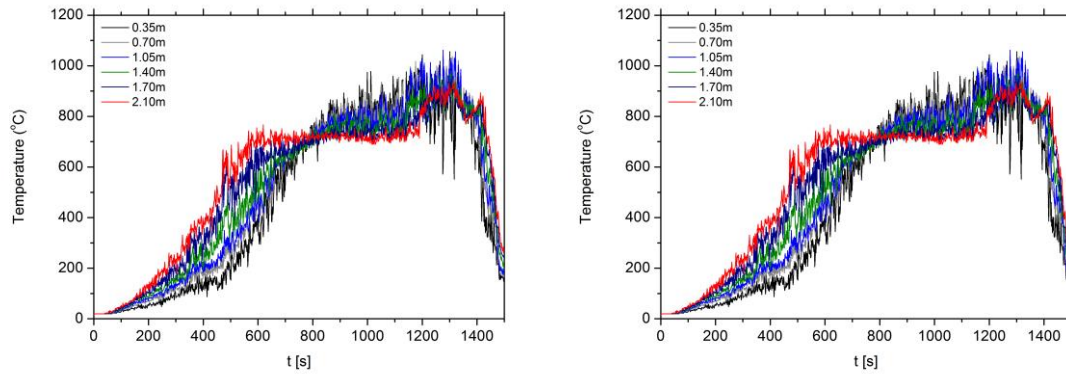


Figure D-11. Time evolution of gas temperature at the center of Room 3 for Test Cases 1-1 (left) and 1-2 (right) at heights 0.35m, 0.70 m, 1.05 m, 1.40 m, 1.70 m and 2.10 m.

D2.2 Effect of ventilation conditions [Test cases 1-1, 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4]

The effect of ventilation conditions is assessed based on the developing flow and thermal field. For this reason, Test Cases 1-1, 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4 are presented in detail. In each Test Case the ventilation conditions at the model building are different as Doors 1 and 3 and Windows 1 and 2 remain either open or closed, depending on the ventilation conditions imposed as presented in detail in Table D-1.

D2.2.1 Predictions of the developing flow field

Predictions of the movement of hot (red arrow) and cold (blue arrow) gases at the 8th min of the simulations for Test Cases 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4 are depicted in Figure D-12. In Test Case 2-1, where only Window 1 remains open and under-ventilation conditions prevail, EVF is observed leaving Window 1 and reaching a height up to the first floor of the building. In essence, combustion of unburned hydrocarbons takes place at the exterior of the building where there is adequate oxygen for combustion. However in Test Cases 2-2 and 2-3 where Window 1 remains open, but over-ventilation conditions prevail because Doors 1 and 2 remain open, the EVF plume formed through Window 1 is noticeably smaller. In the Test Case 2-4, Window 2 and Doors 1 and 2 remain open, over-ventilation conditions prevail and flames and hot exhaust gases spread to Room 3 while EVF are observed Window 2. During all three Test Cases 2-2, 2-3 and 2-4, an EVF is also observed at Door 1.

Predictions of the movement of hot (red arrow) and cold (blue arrow) gas at the 20th min of the simulations for Test Cases 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4 are depicted in Figure D-13. In Test Case 2-1, the EVF plume at Window 1 is much larger in relation to relevant predictions earlier on (c.f. Figure D-12); the EVF height actually exceeds the height of the building. In Test Case 2-2, the formed EVF plumes are larger and it seems that the fire is constrained in Rooms 1 and 2. However, in Test Cases 2-3 and 2-4 the fire moves into Room 3 and seems to be emerging through all the building's openings.

APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF

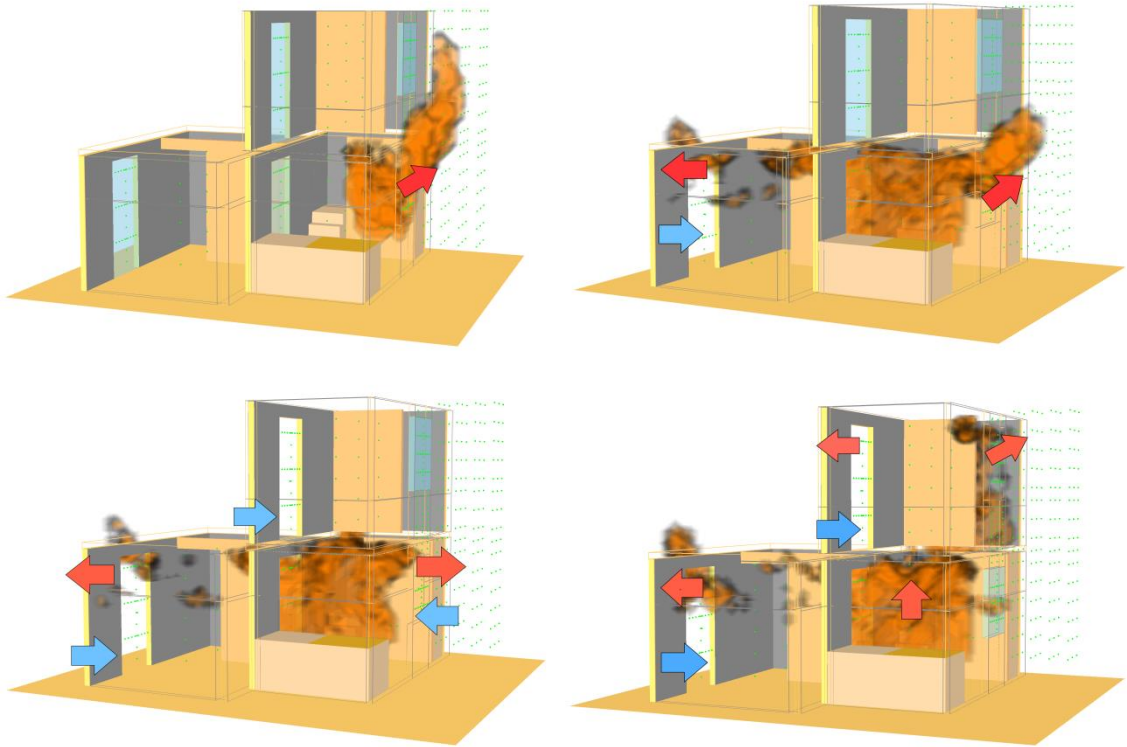


Figure D-12. Movement of hot and cold gas currents for Test Cases 2-1 (top left), 2-2 (top right), 2-3 (bottom left) and 2-4 (bottom right) at the 8th min of the simulation.

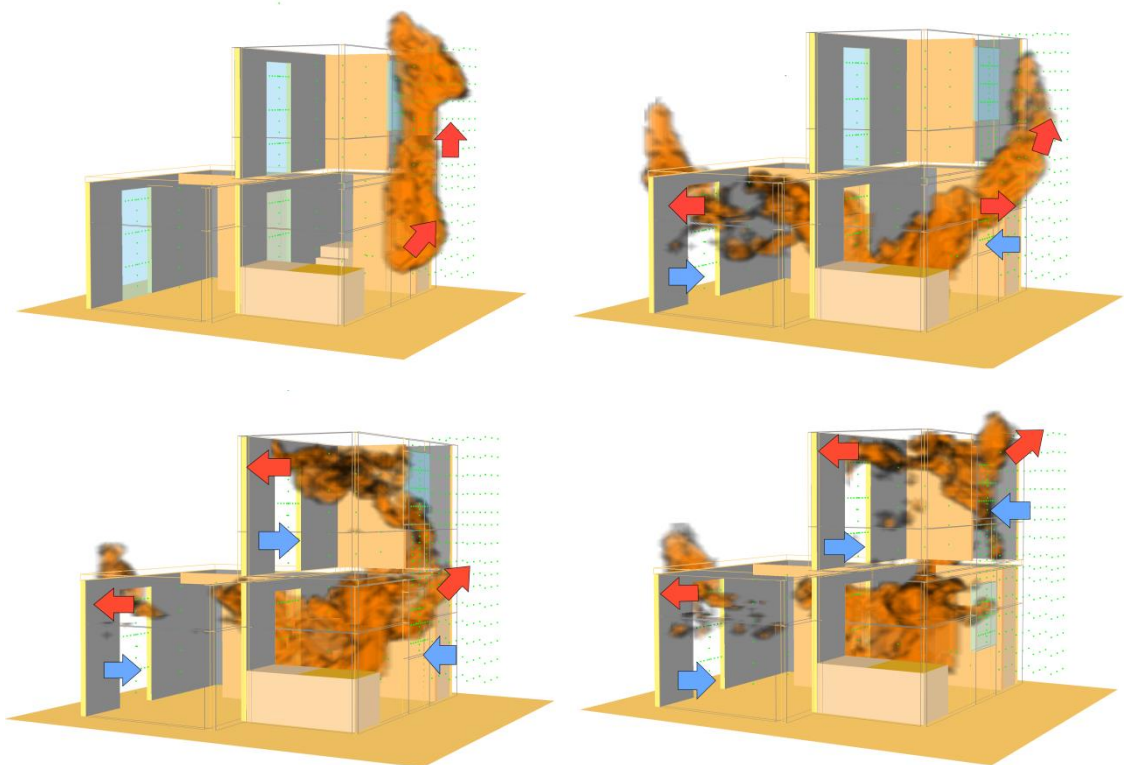


Figure D-13. Movement of hot and cold gas currents for Test Cases 2-1 (top left), 2-2 (top right), 2-3

(bottom left) and 2-4 (bottom right) at the 20th min of the simulation.

The time evolution of velocities at the centreline of Door 1 and 3 for Test Cases 1-1, 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4, at heights 0.6 m and 1.4 m, is depicted in Figure D-14. At the lower layers of Doors 1 and 3 (0.60 m), velocities remain almost constant at 1.5 m/s for Test Cases 1-1, 2-2, 2-3 and 2-4, while at higher layers (1.40 m) of Door 1, increased velocities are observed, especially in Test Case 2-2 where velocity values reach up to 3.5 m/s. At the higher layers of Door 3, velocity of the hot gases emerging are even greater and may reach up to 6.0 m/s after the first 10 min of the simulation for Test Cases 1-1, 2-3 and 2-4.

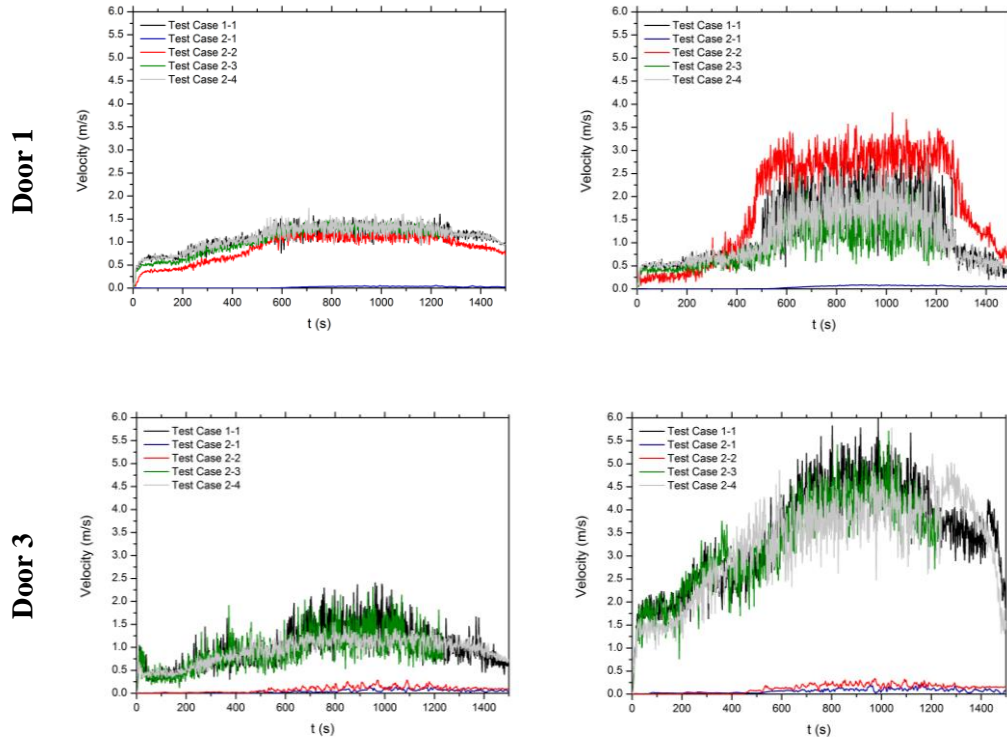


Figure D-14. Time evolution of velocities at the centreline of Door 1 (D1) and Door 3 (D3) for Test Cases 1-1, 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4 at heights 0.6 m (left) and 1.4 m (right).

The time evolution of velocities at the centerline of Window 1 and 2 for Test Cases 1-1, 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4, at heights 1.2 m and 1.6 m, is presented in Figure D-15. Higher velocities are generally observed at Window 1 in Test Case 2-2, where, as already evidenced in Figures D-12 and 6D-13, a larger EVF plume is formed. In this case, velocities at lower layers reach up to 3.5 m/s, while at higher layers velocity values range between 4.5 m/s and 5.0 m/s. Velocities in Test Cases 2-1 and 2-3 are generally smaller. Window 2 is only open in Test Case 2-4 and velocity values are higher than those observed at Window 1. As velocities in the lower layers are of the order of 4.0 m/s it seems that ambient air entrainment towards the interior of the building through Window 2 is increased, while increased velocities of the order of 8.0 m/s indicate increased volume of hot exhaust gases and EVF towards the environment.

APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF

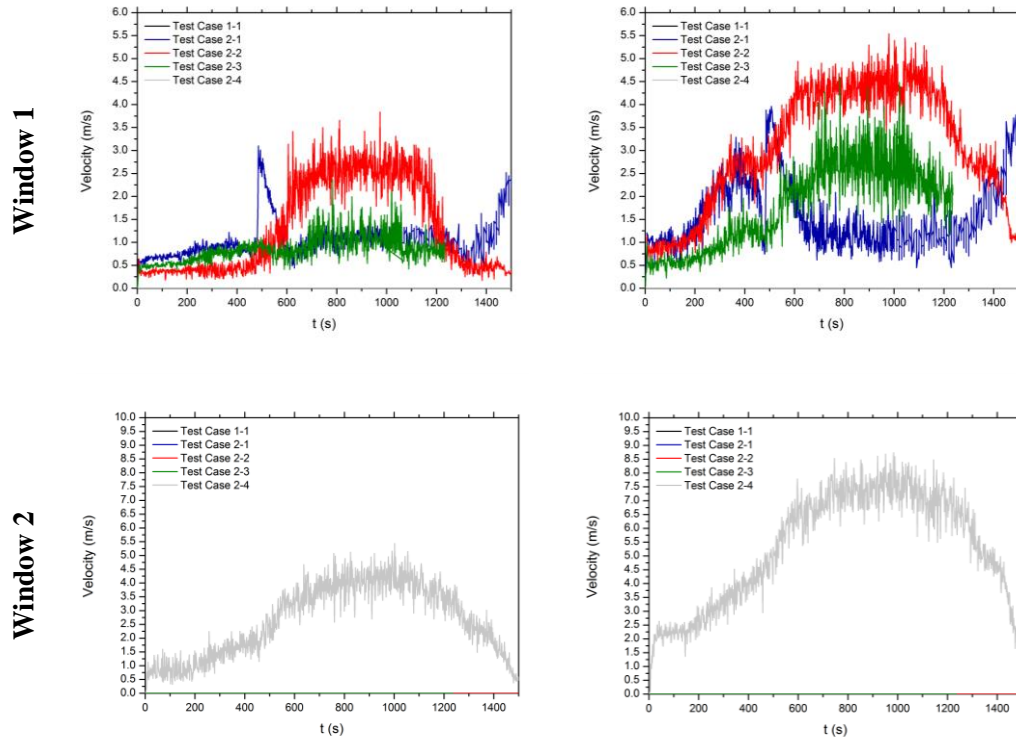


Figure D-15. Time evolution of velocities at the centreline of Window 1 and Window 2 for Test Cases 1-1, 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4 at heights 1.2 m (left) and 1.6 m (right) from the ground of each floor.

D2.2.2 Developing thermal field

Predictions of gas temperatures in Rooms 2 and 3 for Test Cases 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4 for the 8th minute of the simulations are shown in Figure D-16. Temperatures developed in Test Cases 2-2, 2-3 and 2-4 are increased compared to Test Case 2-1, while in all four cases the hot gases are moving upwards, through the staircase to the first floor. The temperatures in Room 3 in Test Cases 2-3 and 2-4 are increased and reach up to 800°C at the higher layers.

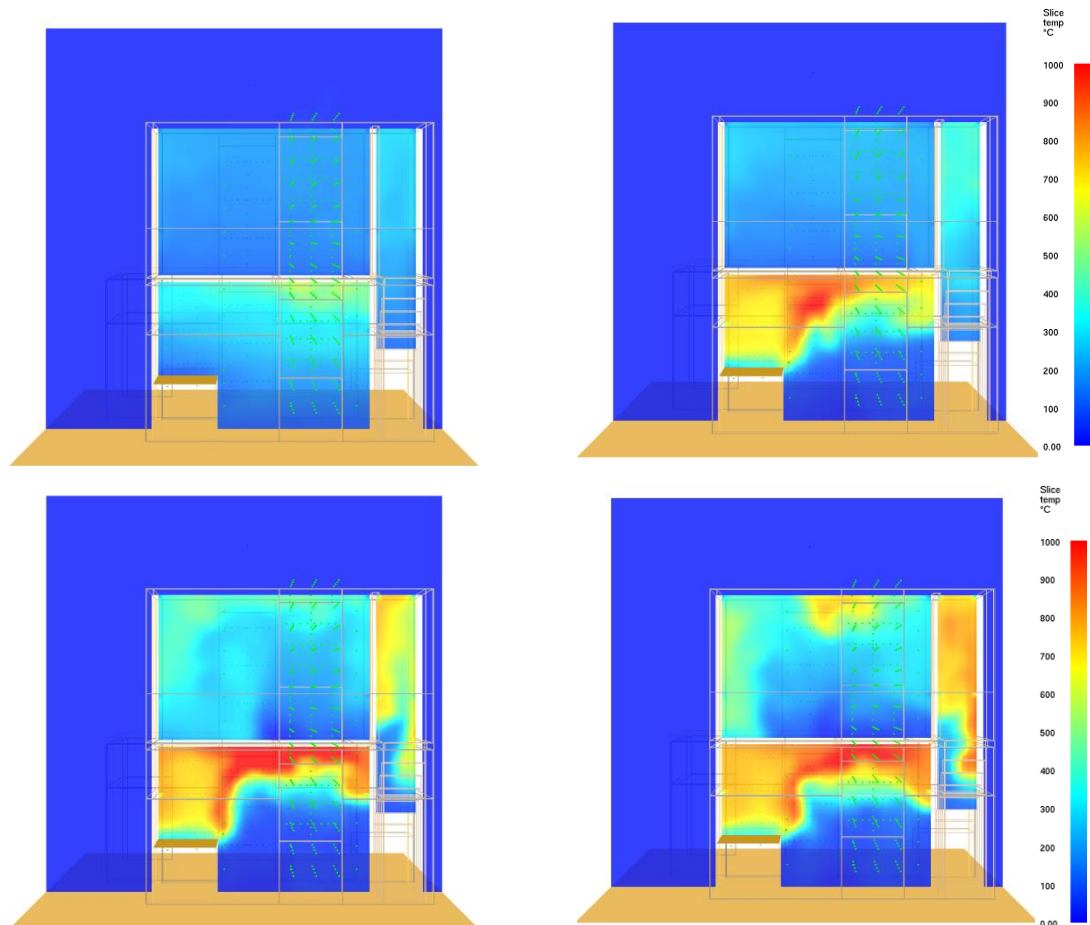


Figure D-16. Predictions of the gas temperatures of Rooms 2 and 3 for Test Cases 2-1 (top left), 2-2 (top right), 2-3 (bottom left) and 2-4 (bottom right) for the 8th minute of the simulation.

Predictions of the gas temperatures in Rooms 2 and 3 for Test Cases 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4 for the 8th minute of the simulation, are shown in Figure D-17. Temperatures are increased and especially in the higher layers of Room 2 and on the site of the stairwell in Test Cases 2-3 and 2-4 temperatures reach up to 1000°C. In Test Case 2-1, temperatures in Room 2 are reduced as the fire enters the stage of extinction and there is no adequate oxygen inside the room.

APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF

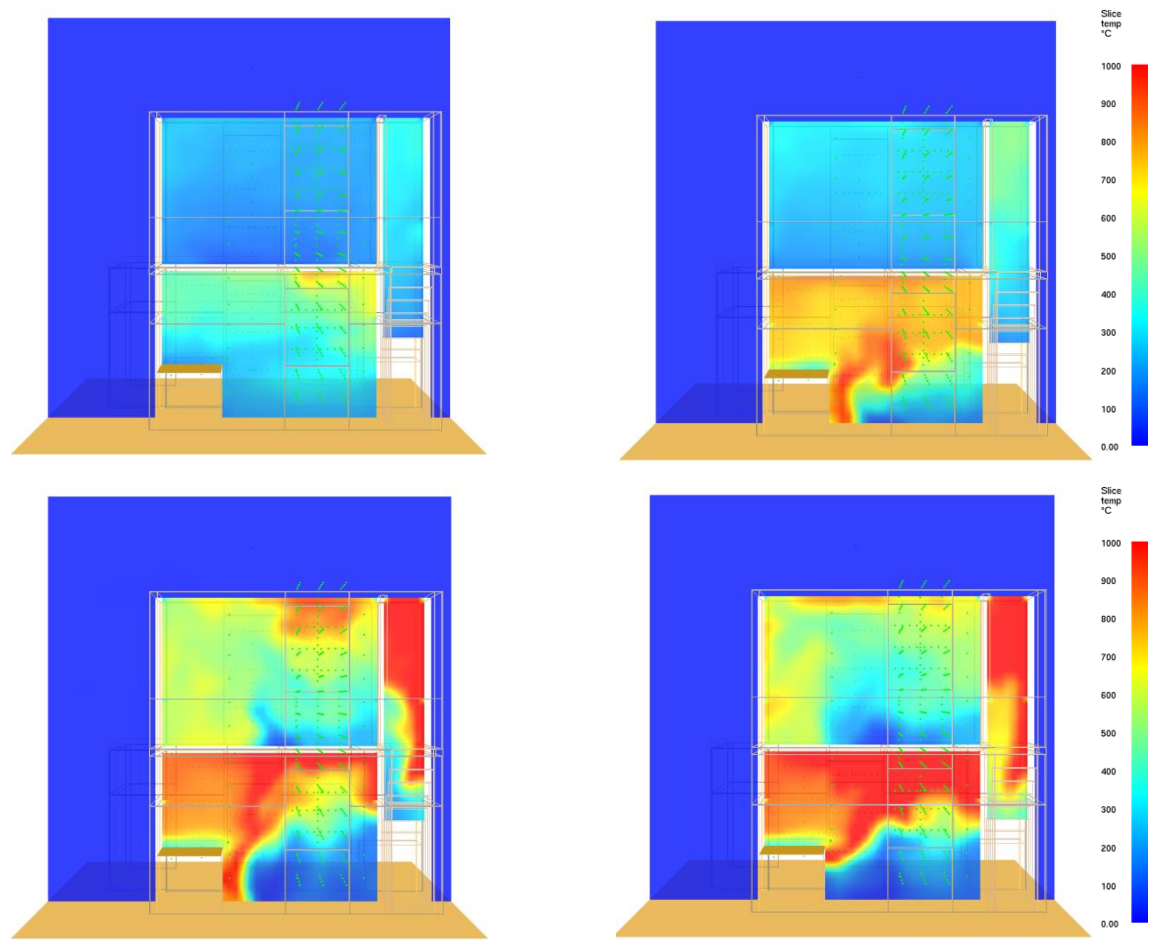


Figure D-17. Predictions of the gas temperatures of Rooms 1 and 3 for Test Cases 2-1 (top left), 2-2 (top right), 2-3 (bottom left) and 2-4 (bottom right) for the 20th minute of the simulation.

Time evolution of gas temperature at the center of Room 1, Room 2 and Room 3 for Test Cases 1-1, 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4, at heights of 0.7 m and 1.7 m, is depicted in Figure D-18. The temperatures in Room 1 remain low in the Test Case 1-1 and are significantly increased, reaching approximately 1000°C, in Test Cases 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4, both in the lower and higher layers. In Room 2, which is the fire initiation room, temperature profiles remain at the same levels for all cases, whereas peak temperatures are observed for Test Case 2-2. In Room 3 higher temperatures are observed in Test Cases 1-1, 2-3 and 2-4. In Test Cases 1-2 and 2-2 temperatures remain low as Door 3 remained closed throughout the duration of the simulation and hot exhaust gases outflow mainly through Window 1 and Door 1 of Room 2 and 1 respectively. In all cases, maximum temperatures are observed in Room 1.

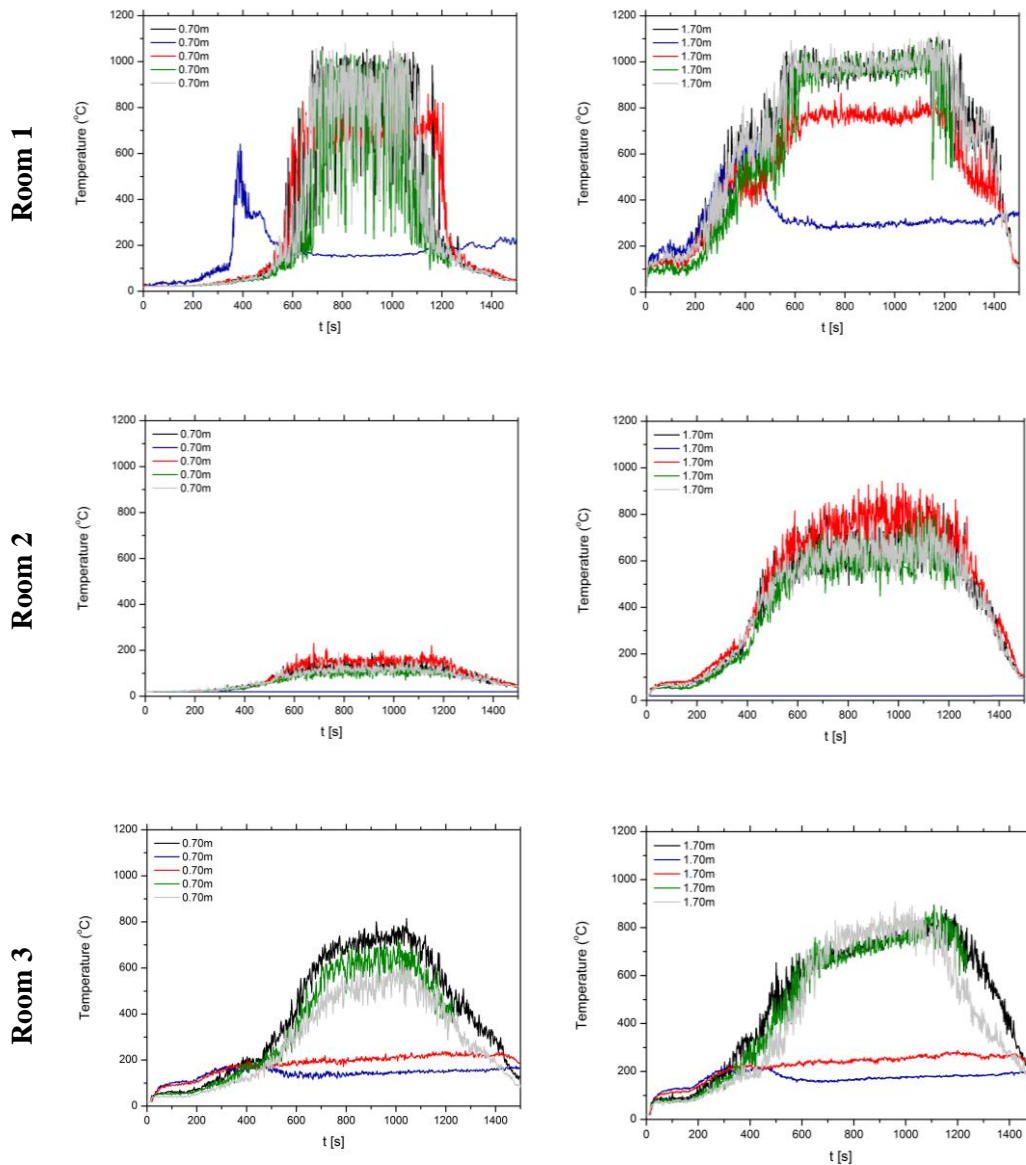


Figure D-18. Time evolution of gas temperature at the center of Room 1 (top), Room 2 (middle) and Room 3 (bottom) for Test Cases 1-1, 2-1, 2-2, 2-3 and 2-4, at heights 0.7 m (left) and 1.7 m (right).

D3. Conclusions

A numerical tool has been used to simulate the thermal and flow-field developing in a full-scale two-storey residential building during a fire event. Gas velocity and temperature predictions have been used to visualize the developing flow-field. The two most essential factors affecting the development of a fire in a model building, namely fuel load and ventilation conditions, have been investigated in detail. The simulations enabled the evaluation of the developing thermal- and flow-field at the interior and the exterior of the building; the formation and occurrence of EVF through the openings has also been assessed. The ability of currently available CFD tools to effectively simulate fire spreading in realistic residential fire scenarios has been demonstrated. However, due to the complexity of the

APPENDIX D: Numerical simulation of a full-scale multi-compartment building:
investigation of fundamental phenomena related to EVF

occurring physico-chemical phenomena, further validation studies are needed to assess the quantitative accuracy of the obtained predictions.

Appendix D: References

- Ahrens M., Hall J., Comoletti J., Gamache S., LeBeau A., "A profile of fire in the United States 1992-2001", U.S. Fire Administration Report, 13th Edition, MD, U.S.A., 2004.
- Drysdale D., "An Introduction in Fire Dynamics", John Wiley and Sons, New York, U.S.A., 2011.
- EN 1991-1-2, "Eurocode 1: Actions on structures, Part 1-2 – General Actions – Actions on Structures Exposed to Fire", European Committee for Standardization, Brussels, Belgium, 2002.
- Hasib R., Kumar R., Shashi, Kumar S., "Simulation of an experimental compartment fire by CFD", Building and Environment 42, 3149-3160, 2007.
- Hurley M.J., "SFPE Handbook of fire protection engineering", 5th Ed., SFPE, Quincy, Massachusetts, U.S.A., 2016.
- McGrattan K., Hostikka S., McDermott R., Floyd J., Weinschenk C., Overholt K., "Fire Dynamics Simulator User's Guide", NIST Special Publication 1019, Sixth Edition, 2015.
- Merci B., Maele K.V., "Numerical simulations of full-scale enclosure fires in a small compartment with natural roof ventilation" ", Fire Safety Journal 43, 495-511, 2008.
- Quintiere J.G., "Fundamentals of fire phenomena", John Wiley and Sons Ltd, Chichester, U.K., 2006.
- Rein G., Bar-Ilan A., Fernandez-Pello C., "A Comparison of three Models for the Simulation of Accidental Fires", Journal of Fire Protection Engineering 16, 183-209, 2006.
- Rein G., Torero L.J., Jahn W., Stern-Gottfried J., Ryder L.N., Desanghere S., Lazaro M., Mowrer F., Coles A., Joyeux D., Alvear D., Capote A.J., Jowrsey A., Abecassis-Empis C. and Reszka P., "Round-robin study of a priori modelling predictions of the Dalmarnock Fire Test One", Fire Safety Journal 44, 590-602, 2009.
- Vettori R.L., Madrzykowski D., Walton D.W., "Simulation of the Dynamics of a Fire in a One-Story Restaurant in Texas", NIST Internal Report 6923, Gaithersburg, MD, U.S.A., 2002.
- Yeoh G.H., Yuen K.K., "Computational Fluid Dynamics in Fire Engineering", Oxford, Elsevier, 2009.



ΕΘΝΙΚΟ ΜΕΤΣΟΒΙΟ ΠΟΛΥΤΕΧΝΕΙΟ
ΣΧΟΛΗ ΜΗΧΑΝΟΛΟΓΩΝ ΜΗΧΑΝΙΚΩΝ

**ΑΝΑΠΤΥΞΗ ΚΑΙ ΑΞΙΟΛΟΓΗΣΗ ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΩΝ ΚΑΙ
ΥΠΟΛΟΓΙΣΤΙΚΩΝ ΕΡΓΑΛΕΙΩΝ ΓΙΑ ΤΟ
ΧΑΡΑΚΤΗΡΙΣΜΟ ΦΛΟΓΩΝ ΕΞΕΡΧΟΜΕΝΩΝ ΑΠΟ
ΑΝΟΙΓΜΑ ΚΑΙ ΕΚΤΙΜΗΣΗ ΤΩΝ ΕΠΙΠΤΩΣΕΩΝ ΤΟΥΣ
ΣΕ ΠΡΟΣΟΨΕΙΣ ΚΤΙΡΙΩΝ**

ΔΙΔΑΚΤΟΡΙΚΗ ΔΙΑΤΡΙΒΗ

ΕΛΕΝΗΣ ΜΑΡΙΝΑΣ Κ. ΑΣΗΜΑΚΟΠΟΥΛΟΥ

Διπλωματούχου Μηχανολόγου Μηχανικού, Μ.Δ.Ε., Ε.Μ.Π.

**ΤΡΙΜΕΛΗΣ ΣΥΜΒΟΥΛΕΥΤΙΚΗ
ΕΠΙΤΡΟΠΗ:**

1. Μ. ΦΟΥΝΤΗ, Καθ. ΕΜΠ
(Επιβλέπουσα)
2. Ε. ΡΟΓΔΑΚΗΣ, Καθ. ΕΜΠ
3. Κ. ΑΝΤΩΝΟΠΟΥΛΟΣ, Καθ. ΕΜΠ

**ΕΠΤΑΜΕΛΗΣ ΕΞΕΤΑΣΤΙΚΗ
ΕΠΙΤΡΟΠΗ:**

1. Μ. ΦΟΥΝΤΗ, Καθ. ΕΜΠ
(Επιβλέπουσα)
2. Ε. ΡΟΓΔΑΚΗΣ, Καθ. ΕΜΠ
3. Κ. ΑΝΤΩΝΟΠΟΥΛΟΣ, Καθ. ΕΜΠ
4. Α. ΜΠΟΥΝΤΟΥΒΗΣ, Καθ. ΕΜΠ
5. Κ. ΣΠΥΡΟΥ, Καθ. ΕΜΠ
6. Π. ΤΟΥΛΙΑΤΟΣ, Ομοτ. Καθ. ΕΜΠ
7. Θ. ΠΑΝΙΔΗΣ, Αναπλ. Καθ. ΠΠ

ΑΘΗΝΑ, ΙΟΥΛΙΟΣ 2016

Η έγκριση της Διδακτορικής Διατριβής από την Σχολή Μηχανολόγων Μηχανικών του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου δεν υποδηλώνει αποδοχή των γνώμών του συγγραφέα (Ν.5343/1932, Άρθρο 202).

ΠΕΡΙΛΗΨΗ

Ο σχεδιασμός έναντι πυρασφάλειας αποτελεί έναν σχετικά νέο ερευνητικό πεδίο, ειδικά στην Ελλάδα, κατά τον οποίο απαιτείται βαθιά κατανόηση των εμπλεκόμενων φυσικών φαινομένων προκειμένου να γίνει εφικτή με αποτελεσματικό τρόπο η εγγύηση της ασφάλειας μειώνοντας τις απώλειες λόγω πυρκαγιάς, βελτιώνοντας το νομοθετικό πλαίσιο, βελτιώνοντας την ανάλυση μετά το πέρας μιας πυρκαγιάς και αυξάνοντας την περιβαλλοντολογική προστασία. Στα πλαίσια της παρούσας διατριβής διενεργήθηκε η θεωρητική, πειραματική και υπολογιστική διερεύνηση της διάδοσης πυρκαγιάς σε κτίρια και συστήματα προσόψεων λόγω Φλογών Εξερχόμενων από Άνοιγμα (ΦΕΑ).

Κατά την διάρκεια μιας πυρκαγιάς σε ένα κτίριο, οι φλόγες ενδέχεται να εξέλθουν από ανοίγματα και έχει παρατηρηθεί ότι αυτός είναι ο κύριος μηχανισμός εξάπλωσης φωτιάς σε προσόψεις που ευθύνεται για την διάδοση της πυρκαγιάς σε άλλους ορόφους ή και παρακείμενα κτίρια. Σήμερα, λόγω των ολοένα και αυστηρότερων απαιτήσεων για την βελτίωση της ενεργειακής απόδοσης κτιρίων, υπάρχει μια αυξανόμενη τάση για την εγκατάσταση εύφλεκτων υλικών θερμομόνωσης στις προσόψεις τους. Αυτή η πρακτική εξοικονόμησης ενέργειας μπορεί να επηρεάσει δυσμενώς τα χαρακτηριστικά πυρασφάλειας του κτιρίου που σχετίζονται με ΦΕΑ. Ωστόσο, η πλειοψηφία των κωδικών πυρασφάλειας δεν παρέχουν συγκεκριμένες μεθοδολογίες για την αξιολόγηση των κινδύνων που συνδέονται με ΦΕΑ, δεδομένου ότι οι νέες απαιτήσεις σχεδιασμού πρόσοψη και τα υλικά κατασκευής αμφισβητούν τις καθιερωμένες λύσεις πυρασφάλειας. Μια πληθώρα πρόσφατων πυρκαγιών και εξάπλωσής τους λόγω ΦΕΑ σε ψηλά κτίρια, με αποτέλεσμα ένα μεγάλο αριθμό θυμάτων, δομικές βλάβες και απώλεια περιουσίας, γεγονός που καθιστά την ανάγκη για βελτίωση των κανονισμών πυροπροστασίας μια επείγουσα προτεραιότητα.

Με αυτόν τον γνώμονα δημιουργείται και αξιολογείται μια εμπειριστατωμένη μεθοδολογία ενώ συλλέγονται και παρουσιάζονται για πρώτη φορά οι απαραίτητες πληροφορίες για έναν μηχανικό πυρασφάλειας προκειμένου να μπορέσει να αξιολογήσει μια πληθώρα Εμπειρικών Συσχετίσεων (Ε.Σ.) και μεθοδολογιών κατά την διάρκεια σχεδιασμού έναντι ΦΕΑ. Πιο αναλυτικά, παρουσιάζεται μια εκτεταμένη ανασκόπηση της φαινομενολογίας και των στοιχείων πυρασφάλειας που αφορούν την διάδοση φωτιάς λόγω ΦΕΑ, δίνοντας έμφαση στην επίδραση των γεωμετρικών και θερμικών χαρακτηριστικών πλουμίων ΦΕΑ αλλά και της ροής θερμότητας σε συστήματα προσόψεων. Συγκεντρώνεται για πρώτη φορά ένα ολοκληρωμένο σύνολο δεδομένων των πιο πρόσφατων πειραμάτων φωτιάς μεσαίας και μεγάλης κλίμακας, που δίνουν έμφαση σε ΦΕΑ, παρέχοντας έτσι την δυνατότητα να αναγνωριστούν οι πιο σημαντικοί παράμετροι που επηρεάζουν την εξέλιξη ΦΕΑ. Διενεργείται επίσης και μια ανάλυση ευαισθησίας των βασικών παραμέτρων Ε.Σ. και ευρέως χρησιμοποιούμενων μεθοδολογιών οι οποίες χρησιμοποιούνται κατά τον σχεδιασμό πυρασφάλειας και εντοπίζονται με αυτόν τον τρόπο τα όρια εφαρμογής και οι περιορισμοί χρήσης τους. Σχεδιάστηκαν και διενεργήθηκαν μια σειρά πειραμάτων φωτιάς μεσαίας κλίμακας προκειμένου να διενεργηθούν οι φυσικοί μηχανισμοί και οι παράμετροι που επηρεάζουν την εξέλιξη ΦΕΑ. Συγκεκριμένα διενεργείται παραμετρική μελέτη προκειμένου να αξιολογηθεί η επίδραση της ποσότητας πυροθερμικού φορτίου και της γεωμετρίας του ανοίγματος. Ιδιαίτερη έμφαση δίνεται στην εκτίμηση των δυναμικών χαρακτηριστικών του πλουμίου ΦΕΑ. Επιπλέον, σχεδιάστηκε και διενεργήθηκε ένα καινοτόμο μεγάλης κλίμακας πείραμα προκειμένου να μελετηθεί η επίδραση ΦΕΑ σε Συστήματα Αεριζόμενης Πρόσοψης. Αναπτύσσεται μια αυτόνομη υπολογιστική μεθοδολογία για την ακριβή περιγραφή των χαρακτηριστικών ΦΕΑ σε μεσαίας και μεγάλης κλίμακας διατάξεις δωματίων πρόσοψης το οποίο μπορεί να χρησιμοποιηθεί στα πλαίσια των κανονισμών σχεδιαστικής απόδοσης. Σε αυτήν την μεθοδολογία ενσωματώθηκε και μεθοδολογία για την ακριβή πρόλεξη της αντίδρασης γυψοσανίδας σε υψηλές θερμοκρασίες περιβάλλοντος

φωτιάς. Οι προλέξεις αξιολογούνται χρησιμοποιώντας δεδομένα μεσαίας κλίμακας αλλά και μεγάλης κλίμακας. Επιπλέον, αξιολογούνται Ε.Σ. και μεθοδολογίες για την εκτίμηση των γεωμετρικών χαρακτηριστικών πλουμίων ΦΕΑ, θερμοκρασία του κεντρικού άξονα πλουμίου ΦΕΑ και εκτίμησης ροής θερμότητας στην εκτιθέμενη πλευρά συστημάτων πρόσοψης χρησιμοποιώντας διαθέσιμα πειραματικά δεδομένα μεσαίας και μεγάλης κλίμακας από την βιβλιογραφία αλλά και από τα πειράματα που διενεργήθηκαν στα πλαίσια της παρούσας διατριβής.

Η καινοτομία της παρούσας διατριβής έγκειται στο ότι η εκτεταμένη θεωρητική, πειραματική και υπολογιστική διερεύνηση της διάδοσης πυρκαγιάς σε κτίρια και συστήματα προσόψεων λόγω ΦΕΑ ενσωματώθηκε για πρώτη φορά σε μια ενιαία μεθοδολογία μελέτης πυρασφάλειας προσόψεων. Επιπλέον, δημιουργήθηκε βάση δεδομένων πειραματικών μετρήσεων δοκιμών φωτιάς μεγάλης κλίμακας με εστίαση σε ΦΕΑ. Αυτή η βάση δεδομένων καθώς και τα πειράματα μεσαίας και μεγάλης κλίμακας που διενεργήθηκαν επιπλέον στα πλαίσια της παρούσας διατριβής χρησιμοποιήθηκαν για την αξιολόγηση της αναπτυχθείσας μεθοδολογίας. Επιπλέον αναπτύχθηκαν υπολογιστικά εργαλεία επεξεργασίας εικόνας για εντοπισμό ΦΕΑ και διόρθωσης τιμής θερμοκρασίας λόγω ακτινοβολίας στο εσωτερικό δωματίων φωτιάς.

Λέξεις κλειδιά: Φλόγες Εξερχόμενες από Άνοιγμα (ΦΕΑ), Φωτιές Προσόψεων, Δυναμικά Χαρακτηριστικά ΦΕΑ, Ροή Θερμότητας στην Πρόσοψη, Εμπειρικές Συσχετίσεις (Ε.Σ.) και Μεθοδολογίες Σχεδιασμού Πυροπροστασίας, Πειράματα Φωτιάς Μεσαίας και Μεγάλης Κλίμακας Διάταξης Δωματίου-Πρόσοψης, Υπολογιστική Ρευστομηχανική, Μεθοδολογία Εκτίμησης Χαρακτηριστικών ΦΕΑ και Επίδρασή τους στην Πρόσοψη.

ΕΚΤΕΝΗΣ ΠΕΡΙΛΗΨΗ

Η συγγραφή της παρούσας διδακτορικής διατριβής έχει γίνει στην αγγλική γλώσσα και συνοδεύεται από εκτενή περίληψη στην ελληνική γλώσσα. Η εκτενή περίληψη περιλαμβάνει τα κυριότερα σημεία κάθε κεφαλαίου και δεν πρέπει να θεωρηθεί ότι αντικαθιστά το αγγλικό κείμενο. Η αρίθμηση σχημάτων, πινάκων και εξισώσεων, τα οποία για λόγους οικονομίας χώρου δεν επαναλαμβάνονται, έχει διατηρηθεί πλήρως μεταξύ κυρίως κειμένου στην αγγλική γλώσσα και εκτενούς περίληψης στην ελληνική γλώσσα. Οι βιβλιογραφικές παραπομπές αντιστοιχούν στην βιβλιογραφία όπως παρατίθεται το τέλος της διατριβής στην αγγλική γλώσσα. Επίσης πρέπει να αναφερθεί ότι σε ορισμένες περιπτώσεις, έννοιες που είχαν οριστεί στην αγγλική γλώσσα μεταφράστηκαν κατά την κρίση της συγγραφέως για αυτό και δίνεται και ο αντίστοιχος αγγλικός όρος σε παρένθεση.

Εννοιολογικά οι έννοιες της φωτιάς και της πυρκαγιάς συνδέονται με το φαινόμενο της καύσης καθώς και στους δύο όρους αφετηρία σκέψης αποτελεί το ρήμα καίω όμως δεν είναι ταυτόσημες, αν και στα αγγλικά υπάρχει μόνο μια έννοια (fire). Δίνονται λοιπόν οι παρακάτω δύο ορισμοί οι οποίοι και χρησιμοποιούνται αντίστοιχα στην εκτενή περίληψη που ακολουθεί.

Φωτιά: η ανεξέλεγκτη καύση με οξυγόνο η οποία συνοδεύεται από έκλυση μεγάλων ποσών θερμότητας και φωτός, συνεπάγεται δε την ζημιογόνο καταστροφή (καύση) υλικών..

Πυρκαγιά: φωτιά μεγάλης έκτασης.

ΚΕΦΑΛΑΙΟ 1: Εισαγωγή

1.1. Φωτιές σε διαμερίσματα

1.1.1. Βασικές πτυχές φαινομένου

Η φωτιά θεωρείται ένα από τα πλέον πολύπλοκα φαινόμενα όσον αφορά στην επιστήμη της καύσης, μιας και περιλαμβάνει όλα τα φαινόμενα που μπορεί να παρατηρηθούν σε υποηχητικά χημικά αντιδρώσες ροές. Στο παρόν κεφάλαιο αναπτύσσεται το θεωρητικό υπόβαθρο και το νομοθετικό πλαίσιο που αφορά τις φωτιές σε κτίρια και πιο συγκεκριμένα τις Φωτιές Εξερχόμενες από Άνοιγμα (ΦΕΑ) ή φωτιές προσόψεων (façade fires).

Οι πυρκαγιές σε κτίρια, συχνά απαντούμενες στην βιβλιογραφία ως πυρκαγιές διαμερισμάτων (compartment fire), αναφέρονται σε φωτιές οι οποίες μπορεί να προκληθούν σε οποιοδήποτε κλειστό χώρο στον οποίο η παροχή αέρα και το πυροθερμικό φορτίο είναι περιορισμένα (Quintiere, 2006). Με τον όρο διαμέρισμα υποδηλώνεται οποιοσδήποτε κλειστός χώρος με καθορισμένα όρια, επομένως ένας τέτοιος χώρος δεν αναφέρεται μόνο σε ένα απλό δωμάτιο αλλά περιλαμβάνει και άλλες διατάξεις, όπως για παράδειγμα σήραγγες, ορυχεία, υπόγειους χώρους, εμπορικά κέντρα κλπ. Η μελέτη μιας φωτιάς σε διαμέρισμα περιλαμβάνει κυρίως τέσσερις επιστημονικούς τομείς: ρευστοδυναμική, μεταφορά θερμότητας και συμπεριφορά καυσίμων και υλικών σε υψηλές θερμοκρασίες. Οι συγκεκριμένες ερευνητικές περιοχές που περιλαμβάνονται στους προαναφερόμενους τομείς παρουσιάζονται αναλυτικά στον Πίνακα 1-1. Στα πλαίσια της δομικής πυροπροστασίας κρίνεται απαραίτητο να διερευνηθούν διεξοδικά όλοι αυτοί οι τομείς οι οποίοι προαναφέρθηκαν. Κύριος γνώμονας σε περίπτωση πυρκαγιάς είναι να διασφαλίζονται οι ανθρώπινες ζωές και τα αποτελέσματα της να είναι όσο το δυνατόν λιγότερο καταστρεπτικά για τους ενοίκους, το άψυχο περιεχόμενο, εντός και εκτός κτιρίου, ακόμα και στην περίπτωση που δεν δύναται να γίνει επέμβαση για την κατάσβεση της φωτιάς με μέσα ενεργητικής πυροπροστασίας.

1.1.2.Στάδια ανάπτυξης φωτιάς σε διαμέρισμα και ΦΕΑ

Η φωτιά στο εσωτερικό ενός διαμερίσματος χαρακτηρίζεται από έναν αριθμό χαρακτηριστικών σταδίων ανάπτυξης. Αν δεν γίνει καμία ενέργεια για να κατασταλεί τότε η ισχύς της συνεχώς αυξάνεται επηρεαζόμενη από την ποσότητα του πυροθερμικού φορτίου μέσα στο διαμέρισμα (φωτιά ελεγχόμενη από τη διαθεσιμότητα καυσίμου) ή τον διαθέσιμο αέρα (φωτιά ελεγχόμενη από τις συνθήκες αερισμού) (Quintiere et al., 2006). Τα βασικά στάδια ανάπτυξης της φωτιάς παρουσιάζονται αναλυτικά στην συνέχεια ενώ απεικονίζονται και στο Σχήμα 1-1. Μετά την έναυση της φωτιάς ακολουθεί το στάδιο ανάπτυξης ή «πριν την καθολική ανάφλεξη» (pre-flashover) κατά το οποίο η θερμοκρασία του διαμερίσματος διατηρείται χαμηλή και η φωτιά εντοπίζεται στην περιοχή της αρχικής έναυσης και συμπεριφέρεται σαν να έκαιγε σε ανοιχτό χώρο. Στην συνέχεια συνήθως προκύπτει καθολική ανάφλεξη (flashover) η οποία χαρακτηρίζει μια δραματική αύξηση των συνθηκών φωτιάς, σηματοδοτώντας την μετάβαση από το στάδιο ανάπτυξης στην πλήρως ανεπτυγμένη φωτιά. Αν το διαμέρισμα δεν εφοδιάζεται με στοιχειομετρικά επαρκή αέρα (κατάσταση μη επαρκούς αερισμού) η φωτιά θα παράγει ΦΕΑ. Μία φωτιά υπό αυτές τις συνθήκες θα καίει κυρίως στα ανοίγματα ενώ παράλληλα θα προκύψουν σημαντικά θέματα τοξικότητας λόγω ατελούς καύσης (Quintiere, 2006). Ακολουθεί το στάδιο της πλήρως ανεπτυγμένης φωτιάς ή το στάδιο “μετά την καθολική ανάφλεξη” (fully developed fire or “post-flashover), κατά το οποίο όλα τα εύφλεκτα αντικείμενα που υπάρχουν στο διαμέρισμα αναφλέγονται και φλόγες και θερμά καυσαέρια καταλαμβάνουν όλο τον όγκο του διαμερίσματος. Κατά τη διάρκεια αυτού του σταδίου, ο ρυθμός έκλυσης θερμότητας φτάνει τη μέγιστη τιμή του και η πιθανότητα διάδοσης στα γειτονικά διαμερίσματα και τα κτίρια είναι αυξημένη. ΦΕΑ μπορεί να αναδύονται από κάθε διαθέσιμο άνοιγμα, συμβάλλοντας στην εξάπλωση της φωτιάς στο υπόλοιπο κτίριο. Επιπρόσθετα, κατά τη διάρκεια αυτής της φάσης είναι πιο πιθανή η δομική αστοχία του κτιρίου που μπορεί στην χειρότερη περίπτωση να οδηγήσει στην κατάρρευση του. Τέλος το στάδιο σβέσης (decay), συχνά αναγνωρίζεται και ως το στάδιο της φωτιάς μετά την περίοδο όπου ο μέσος όρος της θερμοκρασίας έχει πέσει κατά 80% σε σχέση με τη μέγιστη τιμή. Κατά τη διάρκεια του σταδίου σβέσης, ο ρυθμός της καύσης μειώνεται σταδιακά. Η φωτιά τελικά θα σβήσει, αφήνοντας πίσω μία μάζα από πυρακτωμένη καύσιμη ύλη, που θα συνεχίσει να καίει, έστω και αργά, για κάποιο διάστημα, διατηρώντας υψηλές τοπικές θερμοκρασίες (Drysdale, 1999).

Προκειμένου να μελετηθεί πλήρως μια πυρκαγιά σε ένα διαμέρισμα απαιτείται η ανάλυση του αναπτυσσομένου ροϊκού και θερμικού πεδίου, μέσω των εξισώσεων διατήρησης ορμής, μάζας και ενέργειας. Μέσω αυτής της ανάλυσης μπορούν να προκύψουν συμπεράσματα για την ίδια τη δυναμική της φλόγας και της επίδρασης που τελικά μπορεί να έχει στα υλικά της κατασκευής. Με την εξέλιξη του φαινομένου σχηματίζεται ένα στρώμα θερμών αερίων που αρχίζει σταδιακά να γεμίζει το δωμάτιο. Καθώς τα θερμά αέρια αρχίζουν να εξέρχονται από την πόρτα, μειώνεται το μέγεθος του ανοίγματος το οποίο έχει στην διάθεση του ο φρέσκος αέρας για να εισέλθει στο δωμάτιο και κατά συνέπεια μεταβάλλεται και η παροχή του. Η επίδραση της εξαναγκασμένης ροής του αέρα σε συνθήκες φωτιάς και εξάπλωσης καπνού λόγω μηχανικών ή φυσικών δυνάμεων ήταν πάντα ένα σημαντικό ζήτημα για φωτιές σε μεγάλα κτίρια. Οι επιδράσεις του ανέμου και η επακόλουθη κατανομή της πίεσης γύρω από ένα μεγάλο κτίριο είναι ένα βασικό στοιχείο που λαμβάνεται υπόψη στο σχεδιασμό μιας κατασκευής. Κατά το στάδιο ανάπτυξης της φωτιάς, στο πεδίο ροής στο εσωτερικό του δωματίου είναι εμφανής μια διαστρωμάτωση, λόγω της θερμικής άνωσης. Φαινόμενα τύρβης και η διαφορά πίεσης προκαλούν τη εισαγωγή επιπλέον αέρα στο πλούμιο της φωτιάς. Η ορμή των θερμών αερίων που δημιουργούνται πάνω από την αρχική εστία φωτιάς προκαλούν μια ροή θερμών καυσαερίων που λόγω της θερμικής άνωσης κινούνται ανωδικά μέχρι να συναντήσουν την οροφή του διαμερίσματος. Εκεί συσσωρεύονται ενώ ταυτόχρονα μετακινούνται προς τα ανοίγματα του διαμερίσματος. Ροή αντίθετης φοράς, σχηματίζεται στο δάπεδο του δωματίου όπου η θερμοκρασία είναι χαμηλότερη. Ανάμεσα σε αυτές τις κύριες ζώνες θερμών και ψυχρότερων αερίων, δημιουργούνται ροές ανακυκλοφορίας. Κατά την διάρκεια της πλήρους ανεπτυγμένης φωτιάς τα θερμά καυσαέρια καταλαμβάνουν όλο τον όγκο του δωματίου σχηματίζοντας μια ενιαία ζώνη.

Ο ρυθμός έκλυσης θερμότητας της φωτιάς σε ένα δωμάτιο εξαρτάται από το ρυθμό απώλειας μάζας του καυσίμου και το ρυθμό εισαγωγής αέρα από το άνοιγμα. Συγκεκριμένα, η επίδραση του αερισμού και των περιβαλλοντικών συνθηκών σε φωτιές σε διαμερίσματα με ανοίγματα είναι πολύ σημαντική, καθώς οι ΦΕΑ ενισχύουν σημαντικά τον κίνδυνο εξάπλωσης μιας φωτιάς σε παρακείμενους ορόφους ή κτίρια, ειδικά σήμερα που υπάρχει μια ολοένα αυξανόμενη τάση χρήση εύφλεκτων υλικών (π.χ. θερμομονώσεων) στις προσόψεις κτιρίων. Ανάλογα με τη διαθεσιμότητα του αέρα εντός του δωματίου που είναι απαραίτητος για τη διατήρηση της καύσης, γίνεται ο διαχωρισμός σε δύο βασικές κατηγορίες, Σχήμα 1-2. Αν ο αέρας εντός του δωματίου είναι λιγότερος από αυτόν που χρειάζεται το καύσιμο για να καεί, τότε δημιουργούνται «συνθήκες περίσσειας καυσίμου» ή αλλιώς, «συνθήκες μη επαρκούς αερισμού» (under-ventilated conditions). Αν ο αέρας εντός του δωματίου είναι περισσότερος από αυτόν που χρειάζεται το καύσιμο για να καεί, τότε διαμορφώνονται «συνθήκες περίσσειας αέρα», «κατάσταση επαρκούς αερισμού» ή αλλιώς, «συνθήκες περιορισμένου καυσίμου» (over- ή well-ventilated conditions). Σε κάθε μία από τις παραπάνω κατηγορίες ενδέχεται να σχηματιστεί ΦΕΑ όπως απεικονίζεται και στο Σχήμα 1-6. Είναι απίθανο να προκύψει πυρκαγιά σε ένα δωμάτιο που δεν έχει καθόλου ανοίγματα ή πιθανά ανοίγματα τα οποία μπορεί να προκύψουν κατά την διάρκεια, όπως π.χ. η αστοχία ενός υαλοπίνακα. Ακόμα και αν τα παραπάνω είναι κλειστά μπορεί να υπάρχουν σχισμές που θα επιτρέπουν την είσοδο αέρα στο δωμάτιο ώστε να διατηρηθεί η καύση.

Η συμπεριφορά της πυρκαγιάς στο εσωτερικό ενός διαμερίσματος και των αντίστοιχων ΦΕΑ που δημιουργείται εκτός αυτού είναι δύσκολο να προβλεφθεί καθώς εξαρτάται από μια πληθώρα παραγόντων. Οι ΦΕΑ αποτελούν τον πρωτεύοντα κίνδυνο εξάπλωσης της φωτιάς από όροφο σε όροφο μέσω της πρόσοψης. Πυρκαγιές τέτοιου τύπου αποτελούν το 1,3 - 3 % των συνολικών πυρκαγιών σε κτίρια (White and Delichatsios, 2014). Σε μια φωτιά πρόσοψης το πιο σημαντικό καθήκον του μηχανικού πυρασφάλειας προκειμένου να διασφαλιστεί το απαραίτητο επίπεδο ασφαλείας στα πλαίσια του Σχεδιασμού Πυρομηχανικής όπως αυτός επιβάλλεται μέσω των Κανονισμών Πυροπροστασίας, είναι να αποτρέψει την κάθετη εξάπλωση της φλόγας. Στα πλαίσια της παρούσας διατριβής, αναγνωρίζοντας της σπουδαιότητα των παραπάνω, αξιολογούνται οι φυσικοί μηχανισμοί και οι παράμετροι που επηρεάζουν την εξέλιξη ΦΕΑ σε διαμερίσματα και αναπτύσσεται μια ευέλικτη και εύκολα εφαρμόσιμη μεθοδολογία για τον πλήρη χαρακτηρισμό των ΦΕΑ και της επίδρασής τους στην πρόσοψη.

Στην επιστήμη της πυρομηχανικής η διεξαγωγή πειραμάτων είναι ουσιαστικής σημασίας καθώς τα πειράματα φωτιάς μπορούν να παρέχουν δεδομένα τα οποία χρησιμοποιούνται άμεσα για την εξαγωγή εμπειρικών σχέσεων και πρακτικές εφαρμογές. Επιπλέον, τα πειράματα φωτιάς προωθούν την βελτίωση των χαρακτηριστικών πυρασφάλειας προϊόντων, δομικών στοιχείων και το σύνολο της κατασκευής με άμεσο και εύκολο αντιληπτό τρόπο. Σε αυτά τα πλαίσια διεξάγονται πειράματα φωτιάς μεγάλης κλίμακας από την δεκαετία του 1920 μέχρι και σήμερα που αφορούν τις πυρκαγιές κτιρίων και τα οποία στοχεύουν στην εκτίμηση κινδύνου σε πιθανά σενάρια πυρκαγιάς μελετώντας την επίδραση παραγόντων όπως το πυροθερμικό φορτίο, (με χρήση τυπικής επίπλωσης κτιρίων ή συμβατικά καύσιμα), οι συνθήκες αερισμού και η συμπεριφορά υλικών. Αν και μια πληθώρα ερευνητών έχει ασχοληθεί με τα χαρακτηριστικά ΦΕΑ, η δυσκολία συγκέντρωσης του πλήρους συνόλου των πειραματικών δεδομένων που αφορούν ΦΕΑ έδωσε το κίνητρο για τον σχεδιασμό και την εκτέλεση μιας σειράς πειραμάτων μεσαίας και μεγάλης κλίμακας τα οποία παρουσιάζονται αναλυτικά στα Κεφάλαια 4 και 6 της παρούσας διατριβής.

1.2.Κανονισμοί πυροπροστασίας

Μέτρα πυροπροστασίας προβλέπονται από την νομοθεσία κάθε χώρας κατά την μελέτη και κατασκευή ενός κτιρίου συμβάλλοντας τόσο στην πρόληψη και όσο στην αντιμετώπιση του ενδεχομένου πυρκαγιάς σε ένα κτίριο. Προκειμένου να επιτευχθεί ένας αποδεκτός βαθμός πυροπροστασίας, βάσει των αρχών της

πυρομηχανικής, είναι απαραίτητο να ικανοποιούνται νομοθετικές απαιτήσεις συναρτήσει τριών βασικών αξόνων: την προστασία της ανθρώπινης ζωής και υγείας, την προστασία της περιουσίας και της επιχείρησης και την προστασία του περιβάλλοντος. Αν και οι τρεις παραπάνω απαιτήσεις είναι σημαντικές, πρωταρχικό στόχο των Κανονισμών Πυροπροστασίας αποτελεί η προστασία της ανθρώπινης ζωής σε περίπτωση εκδήλωσης πυρκαγιάς σε κατασκευές και ιδιαίτερες κατηγορίες κτιρίων (π.χ. βιομηχανίες, αποθήκες, ιστορικά κτίρια κ.α.). Για αυτόν τον λόγο, σε όλα τα είδη κτιρίων, τα οποία διακρίνονται από άποψη πυροπροστασίας σε υφιστάμενα και νέα, ανάλογα με τη χρήση τους, απαιτείται να τηρούνται οι σχετικοί Κανονισμοί Πυροπροστασίας. Έτσι, για την έγκριση της οικοδομικής άδειας κάθε κτιρίου, απαιτείται η έγκριση μελέτης πυροπροστασίας. Η μελέτη υποβάλλεται στην Πολεοδομική Υπηρεσία και ελέγχεται από άποψη παθητικής πυροπροστασίας και στη συνέχεια υποβάλλεται στη Πυροσβεστική Υπηρεσία για τον έλεγχο των μέτρων ενεργητικής πυροπροστασίας. Θα πρέπει να σημειωθεί ότι υπάρχουν περιπτώσεις, ανάλογα με τη χρήση και την έκταση του κτιρίου, όπου δεν επιβάλλεται από τη νομοθεσία η σύνταξη μελέτης για τα ενεργητικά μέτρα πυροπροστασίας. Ο έλεγχος για την ορθή εφαρμογή της μελέτης και την τήρηση διατάξεων του κανονισμού πυροπροστασίας αποτελεί αρμοδιότητα από κοινού, των Υπηρεσιών Πολεοδομίας και του Πυροσβεστικού Σώματος. Οι Κανονισμοί Πυροπροστασίας δεν συμπεριλαμβάνουν οδηγίες σχετικά με τα κατασκευαστικά χαρακτηριστικά κτιρίων, τα οποία καθορίζονται από τους αντίστοιχους Οικοδομικούς Κανονισμούς, και περιπτώσεις εμπρησμού.

Η προστασία της ανθρώπινης ζωής και υγείας μπορεί να επιτευχθεί στα πλαίσια των *Κανονισμών Πυροπροστασίας* εξασφαλίζοντας στα κτίρια συνθήκες ασφαλείας οι οποίες είναι απαραίτητες σε περιπτώσεις πυρκαγιάς και περιπτώσεων κατά τις οποίες απαιτείται ταχεία εκκένωση κτιρίων. Προκειμένου να εξασφαλιστούν οι παραπάνω συνθήκες απαιτείται:

- Η εφαρμογή όλων των μέτρων πυροπροστασίας ενός κτιρίου τουλάχιστον για όσο χρονικό διάστημα απαιτείται για την εκκένωσή του, ώστε ο πληθυσμός του να διαφύγει με ασφάλεια εκτός κτιρίου ή σε ασφαλή χώρο εντός κτιρίου ή σε άλλο κτίριο, χωρίς να υποστεί τις βλαβερές συνέπειες του καπνού και γενικότερα των τοξικών καυσαερίων, καθώς και της θερμότητας που παράγονται σε περίπτωση πυρκαγιάς.
- Ο καθορισμός των ελάχιστων απαιτήσεων για τον κατάλληλο σχεδιασμό των οδύσεων διαφυγής, ώστε να επιτρέπουν ταχεία εκκένωση των κτιρίων.
- Η εφαρμογή πρόσθετων ενεργητικών μέτρων και συστημάτων πυροπροστασίας προκειμένου να παρέχουν αυξημένο χρόνο εκκένωσης και πρόσθετη προστασία του κοινού από την φωτιά.

Πιο συγκεκριμένα, οι ενέργειες που απαιτούνται για την εφαρμογή των *Κανονισμών Πυροπροστασίας* κατά τον σχεδιασμό κτιρίων συμπεριλαμβάνουν τόσο την επιλογή κατάλληλων υλικών που αποτρέπουν τη μετάδοση της φωτιάς μέσα στους χώρους του κτιρίου, τον διαχωρισμό σε πυροδιαμερίσματα ώστε η φωτιά να περιοριστεί κατά το δυνατόν στον χώρο που εκδηλώνεται, όσο και την εφαρμογή απαραίτητων μέτρων για τον περιορισμό της επέκτασης της φωτιάς σε γειτονικά κτίρια. Πιο συγκεκριμένα, ο διαχωρισμός ενός κτιρίου σε πυροδιαμερίσματα έχει στόχο να περιορίσει την πυρκαγιά μέσα στο χώρο που εκδηλώθηκε και να ανασχέσει την οριζόντια και κατακόρυφη εξάπλωσή της στο υπόλοιπο κτίριο. Για κάθε κατηγορία κτιρίου καθορίζεται ένα μέγιστο όριο εμβαδού ορόφου ή ορόφων, πέρα από το οποίο ο όροφος ή το κτίριο υποδιαιρείται σε πυροδιαμερίσματα. Τα δομικά στοιχεία του περιβλήματος ενός πυροδιαμερίσματος, δηλαδή οι τοίχοι, το δάπεδο, η οροφή και τα κουφώματα έχουν ελάχιστο δείκτη πυραντίστασης που καθορίζεται για κάθε κατηγορία κτιρίου. Επιπλέον απαιτείται η διασφάλιση της ακεραιότητας των ενοίκων και των σωστικών συνεργείων κατά την διάρκεια της εκκένωσης και διάσωσης τους. Για τα περισσότερα κτίρια υπάρχουν δύο εναλλακτικές μέθοδοι σχεδιασμού πυρασφάλειας (EN-1991-1-2, 2002), *Περιγραφικού Τύπου* (Prescriptive) και *Σχεδιαστικής Απόδοσης* (Performance-based), που μπορούν να χρησιμοποιηθούν και οι οποίες περιγράφονται από τους αντίστοιχους κανονισμούς, όπως φαίνεται και στο Σχήμα 1-5.

1.2.1.Κανονισμοί Περιγραφικού τύπου (Prescriptive codes)

Οι Κανονισμοί Περιγραφικού τύπου παρέχουν στους σχεδιαστές συγκεκριμένες πρόνοιες και προδιαγραφές σχετικά με τα παθητικά και ενεργητικά μέτρα πυροπροστασίας, ανάλογα με τον τύπο της οικοδομής, ούτως ώστε να ικανοποιούν τις απαιτήσεις του νόμου και να παρέχουν ένα αποδεκτό επίπεδο πυροπροστασίας. Βασίζονται σε παραδοσιακές τεχνικές κατασκευής, πρακτικές, εμπειρικές σχέσεις οι οποίες βασίζονται σε πειραματικά δεδομένα, εμπειρία και παρατηρήσεις από πυρκαγιές. Κατά τον καθορισμό συγκριτικών κριτηρίων περιγραφικού τύπου είναι αναγκαία η μελέτη όλων των πιθανών συνθηκών αστοχίας ούτως ώστε να συμφωνηθούν οι σχετικές τιμές. Τέτοιες συνθήκες αστοχίας μπορεί να είναι οι έξοδοι και οι διάδρομοι διαφυγής, η διαρροή καπνού και ακεραιότητα, η θερμική μόνωση και η ευστάθεια ή φέρουσα ικανότητα.

Οι Κανονισμοί Περιγραφικού τύπου εξακολουθούν να χρησιμοποιούνται στις περισσότερες χώρες λόγω της ευκολίας εφαρμογής τους. Ακόμα και αν έχουν αναπτυχθεί εδώ και πολλά χρόνια συνεχίζονται ακόμα να εξελίσσονται προκειμένου να προσαρμοστούν στις νεότερες απαιτήσεις. Από την άλλη πλευρά, οι Κανονισμοί Περιγραφικού τύπου, έχουν γίνει πιο πολύπλοκοι και είναι πιο δύσκολοι εφαρμοστέοι. Παρόλα αυτά, οι συμβατικοί κανονισμοί, λόγω της έλλειψης ευελιξίας δεν είναι εύκολο να εφαρμοστούν για τον σχεδιασμό καινοτόμων κατασκευών όπως είναι οι ουρανοξύστες, ασυνήθιστες κατασκευές, μεγάλα οικοδομικά συμπλέγματα, οικοδομές πολιτιστικής κληρονομιάς που υφίστανται σημαντική αλλαγή χρήσης, οικοδομές με υψηλό πυροθερμικό φορτίο (όπως χώροι παρασκευής και αποθήκευσης, βιβλιοθήκες, καταστήματα), οικοδομές υψηλού κινδύνου (όπως χημικά εργαστήρια, εργοστάσια υψηλού κινδύνου), οικοδομές που δέχονται σημαντικό αριθμό επισκεπτών (όπως εμπορικά κέντρα, θεατρικά και κινηματογραφικά συμπλέγματα, αθλητικά στάδια και αεροδρόμια), σημαντικές οικιστικές εγκαταστάσεις και εγκαταστάσεις ιατρικής φροντίδας όπως και άλλες περιπτώσεις όπου υπάρχει χαμηλό πυροθερμικό φορτίο και οικοδομή χαμηλού κινδύνου όπου οι κανονισμοί Σχεδιαστικής Απόδοσης μπορούν να δώσουν μια οικονομική λύση.

1.2.2. Κανονισμοί Σχεδιαστικής Απόδοσης (Performance-based codes)

Σύμφωνα με τους Κανονισμούς Σχεδιαστικής Απόδοσης, μπορούν να χρησιμοποιηθούν εναλλακτικά μοντέλα για τον σχεδιασμό πυρασφάλειας, όπως για παράδειγμα μοντέλα μίας ή δύο ζωνών και μοντέλα υπολογιστικής ρευστομηχανικής (CFD). Απαιτείται στην συνέχεια ο καθορισμός κριτηρίων αποδοχής (αιτιοκρατικά κριτήρια), όπως για παράδειγμα τα όρια περιεκτικότητας τοξικών ρύπων, τις θερμοκρασίες αέρα εντός του κτιρίου ή την διάδοση θερμότητας στην τοιχοποιία, προκειμένου ο σχεδιασμός να είναι αποδεκτός. Τα κριτήρια αυτά δεν είναι επαρκώς θεσμοθετημένα και έγκειται στην κριτική ικανότητα του σχεδιαστή να ορίσει τα ανώτερα ή κατώτερα όρια των τιμών της θερμοκρασίας, ροής θερμότητας και συγκέντρωσης τοξικών ρύπων και των υπολοίπων μεταβλητών που αναλύονται ανάλογα με το υπό μελέτη κτίριο. Τα διάφορα αιτιοκρατικά κριτήρια συνοψίζονται στον Πίνακα 1-8, όπου παρουσιάζονται τα κατώτερα και ανώτερα όρια που χρησιμοποιούνται κατά τον σχεδιασμό και την ανάλυση. Αν και χρησιμοποιούνται ευρέως, υπάρχουν ακόμα αρκετές διαφωνίες σχετικά με τις τιμές που πρέπει να χρησιμοποιούνται καθώς οι τιμές μπορεί να εξαρτώνται από τον σκοπό και της χρήσης καθώς και τους χρήστες του κάθε σχεδιαζόμενου κτιρίου.

1.2.3.Συμπεριφορά δομικών προϊόντων στην φωτιά

Όσον αφορά την ταξινόμηση και τυποποίηση κατά την παραγωγή των ίδιων των δομικών υλικών, η Ευρωπαϊκή Επιτροπή δημοσίευσε στις 21 Δεκεμβρίου του 1988 την οδηγία 89/106/EOK-CPD (Construction Products Directive) (89/106 /EEC), για να προωθήσει το ελεύθερο εμπόριο των οικοδομικών προϊόντων εντός της Ευρωπαϊκής Ένωσης και των χωρών εκτός της Ευρωπαϊκής Ένωσης που υπακούουν σε αυτήν την οδηγία, όπως η Νορβηγία. Η οδηγία περιλαμβάνει έξι βασικές απαιτήσεις:

- για μηχανική αντοχή και ευστάθεια,
- **ασφάλεια σε περίπτωση πυρκαγιάς,**
- ασφάλεια κατά τη χρήση,
- προστασία κατά του θορύβου,
- εξοικονόμηση ενέργειας και συγκράτηση της θερμότητας και
- φιλικότητα προς το περιβάλλον.

Για να προσδιοριστεί εάν ένα δομικό προϊόν πληροί τις προδιαγραφές της οδηγίας 89/106/EOK-CPD, έχει θεσπιστεί η Ευρωπαϊκή Επιτροπή Τυποποίησης (European Committee for Standardization-CEN). Σε αυτό το πλαίσιο, τα δομικά προϊόντα πρέπει να έχουν ταξινομηθεί με βάση την αντίσταση στη φωτιά με τα ίδια πρότυπα σε όλη την Ευρώπη. Το επίπεδο ασφάλειας ενός προϊόντος καθορίζεται όμως και από τους όρους δόμησης που έχουν θεσπιστεί στο εκάστοτε κράτος μέλος. Ένα κράτος μέλος που ρυθμίζει ένα ορισμένο επίπεδο ασφάλειας είναι σε θέση να προσδιορίσει τις ιδιότητες έναντι φωτιάς σε ένα δομικό προϊόν που αντιστοιχεί σε αυτό το επίπεδο, σύμφωνα με τα Ευρωπαϊκά πρότυπα ταξινόμησης. Η συμμόρφωση με τα Ευρωπαϊκά πρότυπα απαιτεί πιστοποίηση της καταλληλότητας των στοιχείων ενός κτιρίου και τον προσδιορισμό του ελάχιστου βαθμού πυραντοχής με βάση την συμπεριφορά του ως προς την *Αντίσταση στη Φωτιά (Fire Resistance)*, την *Αντίδραση στη Φωτιά (Reaction to Fire)* και τη διάδοση της φωτιάς (*Fire Propagation*). Τα προϊόντα που πληρούν τις βασικές απαιτήσεις της οδηγίας 89/106/EOK-CPD φέρουν την επισήμανση "CE". Η ταξινόμηση ως προς την πυραντοχή των δομικών υλικών και στοιχείων γίνεται με βάση το πρότυπο EN 13501 (EN 13501, 2002), το οποίο αποτελείται από τα εξής πέντε μέλη:

- **EN 13501-1:** Ταξινόμηση σε επτά κλάσεις (Ευρωκλάσεις) βάσει δεδομένων από δοκιμές αντίδρασης σε φωτιά.
- **EN 13501-2:** Ταξινόμηση βάσει δεδομένων από δοκιμές αντίδρασης σε φωτιά, με εξαίρεση των εγκαταστάσεων εξαερισμού.
- **EN 13501-3:** Ταξινόμηση βάσει δεδομένων από δοκιμές πυραντίστασης σε προϊόντα και στοιχεία που χρησιμοποιούνται σε κτιριακές εγκαταστάσεις (πυράντοχοι αεραγωγοί και πυροδιαφράγματα).
- **EN 13501-4:** Ταξινόμηση βάσει δεδομένων από δοκιμές πυραντίστασης σε στοιχεία συστημάτων ελέγχου καπνού.
- **EN 13501-5:** Ταξινόμηση στεγών βάσει δεδομένων από δοκιμές έκθεσης σε εξωτερική φωτιά.

Βάσει των παραπάνω προτύπων, τα προϊόντα χωρίζονται σε επτά κατηγορίες (Ευρωκλάσεις) με βάση την *Αντίσταση στη Φωτιά*.

Στον Πίνακα 1-4 φαίνεται η περιγραφή των επιδόσεων και το σενάριο της φωτιάς για κάθε κατηγορία, καθώς και μερικά παραδείγματα υλικών. Στα πλαίσια της *Αντίδρασης στην Φωτιά* απαιτείται η ικανοποίηση κριτηρίων ανάλογα με τον τύπο του στοιχείου της κατασκευής:

- **Για τα φέροντα στοιχεία:** Το κριτήριο ευστάθειας **R** (Resistance), αποτελεί μέτρο της ικανότητας ενός δομικού στοιχείου να αντιστέκεται στη φωτιά για κάποιο χρονικό διάστημα χωρίς να παρατηρείται αστοχία (κατάρρευση), όταν υποστηρίζει (φέρει) ένα εξωτερικό φορτίο.
- **Για τα διαχωριστικά στοιχεία:** πρέπει να ικανοποιείται το κριτήριο Ακεραιότητας **E** (Integrity) και, όταν απαιτείται, το κριτήριο θερμομόνωσης **I** (Insulation). Το κριτήριο ακεραιότητας αποτελεί μέτρο της ικανότητας ενός διαχωριστικού στοιχείου του οποίου η μια πλευρά είναι εκτεθειμένη σε φωτιά να παρεμποδίζει τη διέλευση της φλόγας και των θερμών αερίων, με αποτέλεσμα να αποτρέπεται η εμφάνιση φλόγας στη μη-εκτεθειμένη πλευρά του. Το κριτήριο θερμομόνωσης αποτελεί μέτρο της ικανότητας ενός διαχωριστικού στοιχείου του οποίου η μια πλευρά είναι εκτεθειμένη σε φωτιά να περιορίζει την αύξηση της θερμοκρασίας στη μη-εκτεθειμένη πλευρά.

- **Για τα διαχωριστικά και ταυτόχρονα φέροντα στοιχεία:** πρέπει να ικανοποιούνται τα κριτήρια *R*, *E* και, όταν απαιτείται, το κριτήριο *I*.

1.3.Σχεδιασμός πυροπροστασίας

1.3.1.Ευρωκώδικες

Οι ενέργειες για τον ασφαλή σχεδιασμό μιας κατασκευής σε περίπτωση φωτιάς εντάσσονται στον γενικότερο κτιριακό κανονισμό εντός του Ευρωπαϊκού χώρου, που αφορά τον ασφαλή σχεδιασμό κτιρίων, όπως αυτός περιγράφεται από τους Ευρωκώδικες. Αναλυτικότερα οι Ευρωκώδικες είναι μια σειρά 10 Ευρωπαϊκών Προτύπων (EN) για το σχεδιασμό των κατασκευών που αναπτύχθηκαν από την Ευρωπαϊκή Επιτροπή Τυποποίησης (CEN). Οι Ευρωκώδικες αποτελούν σειρά Ευρωπαϊκών Προτύπων που παρέχουν ένα κοινό για όλη την Ευρωπαϊκή Ένωση (E.E.) σύνολο μεθόδων για τον υπολογισμό της μηχανικής αντοχής των κατασκευαστικών έργων και των στοιχείων τους, τα οποία καλύπτονται από την Οδηγία 89/106/ΕΕ (89/106/EEC). Οι Ευρωκώδικες αναπτύχθηκαν υπό την καθοδήγηση και το συντονισμό της Τεχνικής Επιτροπής CEN/TC250 "Structural Eurocodes". Ο Ελληνικός Οργανισμός Τυποποίησης (ΕΛΟΤ) ανακοίνωσε πρόσφατα την ολοκλήρωση της απόδοσης στην ελληνική γλώσσα των σειρών Προτύπων ΕΛΟΤ EN 1990 έως ΕΛΟΤ EN 1999 για το σχεδιασμό κατασκευών «Ευρωκώδικες», καθώς επίσης και την ολοκλήρωση των σχετικών Εθνικών Προσαρτημάτων σε μορφή τροποποιητικού κειμένου. Οι Ευρωκώδικες απαρτίζονται από 10 κύρια Ευρωπαϊκά Πρότυπα που συμπεριλαμβάνουν τους περισσότερους τρόπους δόμησης όπως αυτή με σκυρόδεμα, χάλυβα, ξύλο, τοιχοποιία, γεωτεχνικά έργα και αλουμίνιο. Οι Ευρωκώδικες ολοκληρώθηκαν το 2007 και με τη σειρά τους υποδιαιρούνται σε 58 μέρη, στα οποία γίνεται ανάλυση της συμπεριφοράς των κατασκευών (κτιρίων, γεφυρών, δεξαμενών, φραγμάτων, πύργων, αγωγών, καπνοδόχων), στο σεισμό και στην πυρκαγιά, όπως φαίνεται και στον Πίνακα 1-6. Για κάθε μέρος Ευρωκώδικα, έχει εκδοθεί επίσης το «Εθνικό Προσάρτημα», το οποίο περιέχει τις «Εθνικά Προσδιορισμένες Παραμέτρους», οι οποίες παραμένουν ανοικτές για εθνική επιλογή και εκφράζουν τις ειδικές γεωγραφικές, γεωλογικές ή κλιματικές συνθήκες, χρησιμοποιούνται δε για το σχεδιασμό των κτιριακών και λοιπών έργων πολιτικού μηχανικού στην Ελλάδα καθώς και τα συγκεκριμένα επίπεδα προστασίας που ισχύουν στην χώρα.

Οι δράσεις σε φέρουσες κατασκευές εκτιθέμενες σε πυρκαγιά περιγράφονται στο Μέρος 1-2 του EN 1991 όπως αυτές φαίνονται στον Πίνακα 1-7. Εξασφαλίζεται έτσι η απαραίτητη φέρουσα ικανότητα του κτιρίου αλλά και των δομικών του στοιχείων έναντι πυρκαγιάς, ανάλογα με την αναμενόμενη διάρκεια της φωτιάς και τις ταυτόχρονες κατακόρυφες δράσεις που μπορεί να υφίστανται. Σύμφωνα με το EN 1991-1-2, ο σχεδιασμός και η κατασκευή ενός κτιρίου πρέπει να γίνεται με τέτοιο τρόπο ώστε να πληρούνται κάποιες συγκεκριμένες προϋποθέσεις στην περίπτωση έναρξης πυρκαγιάς. Είναι γνωστό ότι η ανάπτυξη υψηλών θερμοκρασιών στα δομικά υλικά μπορεί να επηρεάσει δυσμενώς τόσο τις μηχανικές όσο και τις θερμοφυσικές ιδιότητες τους. Αυτές οι μεταβολές επιφέρουν αντίστοιχα και μεταβολές στη φέρουσα ικανότητα τους, αύξηση των παραμορφώσεων υπό σταθερό φορτίο και λοιπές μη επιθυμητές δράσεις. Είναι λοιπόν σημαντικό κατά την φάση σχεδιασμού να υπάρχει πλήρης επίγνωση της συμπεριφοράς των δομικών υλικών σε υψηλές θερμοκρασίες γιατί τόσο κατά τη διάρκεια της έκθεσής τους σε συνθήκες φωτιάς όσο και μετά την ψύξη τους και επαναφορά στην θερμοκρασία περιβάλλοντος, ανακύπτουν θέματα που σχετίζονται με τη διασφάλιση της στατικής επάρκειας της κατασκευής κατά τη διάρκεια της φωτιάς και μετά από αυτήν, τον περιορισμό της έναρξης και επέκτασης της φωτιάς και του καπνού μέσα στο χώρο κατά την διάρκεια μια πυρκαγιάς, τον περιορισμό της επέκτασης της φωτιάς σε γειτονικά κτίρια, τη διασφάλιση της ακεραιότητας ή διάσωσης των ενοίκων, τη διασφάλιση της ακεραιότητας των σωστικών συνεργειών και την αποτίμηση και επισκευή της κατασκευής μετά την πυρκαγιά.

1.4. ΦΕΑ σε πυρκαγιές διαμερισμάτων

Οι ΦΕΑ ενισχύουν σημαντικά τον κίνδυνο εξάπλωσης μιας φωτιάς σε παρακείμενους ορόφους ή κτίρια (Sun et al., 2013). ΦΕΑ μπορεί να προκύψουν τόσο υπό συνθήκες περίσσειας αέρα ή υπό συνθήκες περίσσειας καυσίμου, Σχήμα 1-6. Κατά τη διάρκεια των αρχικών σταδίων της φωτιάς σε ένα διαμέρισμα η καύση περιορίζεται στο εσωτερικό του διαμερίσματος, αλλά όταν η φωτιά εξελιχθεί, το πλούμιο της φωτιάς μπορεί να γίνει αρκετά μεγάλο και να εξέλθει του διαμερίσματος. Έτσι ΦΕΑ μπορεί να προκύψουν ακόμα και υπό συνθήκες περίσσειας καυσίμου. Στην περίπτωση που η φωτιά βρίσκεται υπό συνθήκες περίσσειας αέρα, τα άκαυστα πτητικά εξέρχονται από το άνοιγμα και όταν αναμιγνύονται και καίγονται με τον ατμοσφαιρικό αέρα, προκύπτουν ΦΕΑ στο εξωτερικό του διαμερίσματος. Τα προαναφερθέντα φαινόμενα είναι απίθανο να εμφανιστούν ταυτόχρονα.

Έρευνα πάνω σε αυτό το φαινόμενο διεξάγεται από το 1960 και μια πληθώρα πειραμάτων συνδυαζόμενα με υπολογιστικές μελέτες σε μεγάλης και μεσαίας κλίμακας διατάξεις παρουσιάζονται στον Πίνακα 1-9. Οι μελέτες αυτές καταδεικνύουν τις φυσικές πτυχές των εμπλεκόμενων φαινομένων και τις παραμέτρους που επηρεάζουν την εξέλιξη και τα χαρακτηριστικά ΦΕΑ. Η αρχική ερευνητική προσπάθεια επικεντρώθηκε στην αναγνώριση και χαρακτηρισμό των φυσικών χαρακτηριστικών ΦΕΑ και κατέδειξε την εξάρτησή τους από το πυροθερμικό φορτίο και τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά του δωματίου φωτιάς (Yokoi, 1960; Webster et al., 1961; Seigel, 1969). Οι πρώτες εμπειρικές σχέσεις για την περιγραφή αυτών των χαρακτηριστικών αναπτύχθηκαν για πρώτη φορά το 1960 από τον Yokoi (Yokoi, 1960) και αξιολογήθηκαν περαιτέρω και βελτιώθηκαν το 1980 από την Law (Law, 1978). Σε μεταγενέστερο στάδιο, ο Oleszkiewicz (Oleszkiewicz, 1990) επισήμανε για πρώτη φορά την επίδραση ΦΕΑ σε προσόψεις κτιρίων προσδιορίζοντας τις βασικές παραμέτρους που επηρεάζουν την θερμική τους έκθεση λόγω ΦΕΑ. Η πρώτη εμπειριστατωμένη μελέτη σχετικά με τις επιπτώσεις των συνθηκών αερισμού, εκτός από την πρωταρχική μελέτη της Law (Law, 1978), διεξάχθηκε από την Klorovic (Klorovic, 1999) και μετέπειτα από τον Huang (Huang, 2009). Το μοντέλο που πρότεινε η Law επανεξετάστηκε από την Empiris στην άριστα θεμελιωμένη εργασία της σχετικά με τις παραμέτρους που επηρεάζουν την ροή θερμότητας σε προσόψεις λόγω ΦΕΑ (Empiris, 2010). Επιπλέον αυτής της εργασίας, έχει αναπτυχθεί σειρά μεθοδολογιών για την πρόβλεψη των χαρακτηριστικών ΦΕΑ και την επίδραση τους σε προσόψεις κτιρίων (Omiya et al., 1998; Himoto et al., 2009). Η πιο πρόσφατη έρευνα των Lee και συνεργατών (Lee et al., 2012) εστίασε στην επανεξέταση της φυσικής του φαινομένου εισάγοντας δύο φυσικές κλίμακες προκειμένου να περιγράψουν με ακρίβεια την εξέλιξη ΦΕΑ υπό συνθήκες μη επαρκούς και επαρκούς αερισμού.

1.5. Συστήματα προσόψεων και τεχνικές δόμησης

Στο παρελθόν, οι εξωτερικές προσόψεις κτιρίων ήταν συνήθως κατασκευασμένες από πέτρες, γύψο, ξύλο ή διακοσμητικό σοβά με ή χωρίς διάκενο μεταξύ της εξωτερικής πρόσοψης, ανάλογα με τις περιβαλλοντικές συνθήκες. Συνήθως λοιπόν η θερμική μόνωση προέκυπτε μόνο από την κατασκευή της ίδιας της τοιχοποιίας χωρίς να εφαρμόζονται επιπλέον στρώματα μόνωσης. Σήμερα, όλο και περισσότερα κτίρια είναι εξοπλισμένα με εξωτερικά στρώματα μόνωσης που εφαρμόζονται τόσο σε νεόδμητα κτίρια όσο και κατά την διάρκεια της ανακαίνισης υπαρχόντων κτιρίων. Τα πιο συχνά χρησιμοποιούμενα συστήματα δόμησης εξωτερικών προσόψεων περιλαμβάνουν (White και Delichatsios, 2014):

- Συστήματα Εξωτερικής Μόνωσης (External Insulation and Finish System - EIFS) τα οποία μπορεί να συμπεριλαμβάνουν και Σύνθετα Συστήματα Εξωτερικής Θερμομόνωσης (External Thermal Insulation Composite Systems – ETICS) ή συνθετικό στόκο.

- Επίχρισμα Μεταλλικών Σύνθετων Υλικών (Metal Composite Material cladding - MCM)
- Ελάσματα Υψηλής Πίεσης (High Pressure Laminates)
- Συστήματα Πάνελ Δομικής Μόνωσης (Structural Insulation Panel Systems - SIPS)
- Συστήματα Αεριζόμενων Προσώψεων (Ventilated Façade Systems)
- Μονωτικό Επίχρισμα Ανθεκτικό στις Καιρικές Συνθήκες (Weather Resistive Barriers - WRB)
- Εξωτερική Επένδυση Ξύλου (External Timber Paneling)

Αυτά τα συστήματα δόμησης εξωτερικών προσώψεων είναι συνήθως πολύπλοκες διατάξεις διαφορετικών υλικών και στρωμάτων που συνήθως περιλαμβάνουν και στρώματα μόνωσης και κάθετων κοιλοτήτων, με ή χωρίς πυροφραγμούς. Οι πιο συχνά εφαρμόσιμες τεχνικές δόμησης εξωτερικών προσώψεων από όσες αναφέρθηκαν (Antonatus, 2013) είναι τα Σύνθετα Συστήματα Εξωτερικής Μόνωσης και τα Συστήματα Αεριζόμενης Πρόσοψης για αυτό και στα πλαίσια της παρούσας διατριβής θα μελετηθεί η επίδραση ΦΕΑ σε Σύστημα Αεριζόμενης Πρόσοψης (ΣΑΠ).

Στα ΣΑΠ υπάρχει ένα κενό αέρα μεταξύ της πρόσοψης και την μόνωσης. Τα υλικά που χρησιμοποιούνται συνήθως σε τέτοια συστήματα είναι: σύνθετα πάνελ, κεραμικά, πέτρα, γυαλί και φύλλα αλουμινίου. Εκτός από την ιδιαίτερη αισθητική που δίνουν στο κτίριο, τα ΣΑΠ προστατεύουν την εξωτερική επιφάνεια του κτιρίου από το εξωτερικό περιβάλλον και διατηρεί την ακεραιότητά της. Πιο αναλυτικά, το εξωτερικό στρώμα του ΣΑΠ θερμαίνεται λόγω της προσπίπτουσας ηλιακής ακτινοβολίας, θερμαίνοντας έτσι τον αέρα στο ενδιάμεσο χώρο μεταξύ των δύο τοιχωμάτων. Λόγω θερμικής άνωσης δημιουργείται ανοδική κίνηση («φαινόμενο της καμινάδας» ή «ελκυσμός») και μέσω φυσικής συναγωγής ο αέρας που εισέρχεται από τα διαθέσιμα ανοίγματα εξαερισμού στην κατώτερη πλευρά κινείται καθ' ύψος και εξέρχεται διαμέσου του επάνω μέρους της πρόσοψης. Αυτή η ανοδική ροή στο εσωτερικό του διακένου προσφέρει μια σειρά από πλεονεκτήματα όσον αφορά την κατανάλωση ενέργειας για θέρμανση και ψύξη ενώ επιπλέον συμβάλλει καθοριστικά στην προστασία από την υγρασία και τα συμπυκνώματα. Αναλυτικά τα πλεονεκτήματα ενός ΣΑΠ μπορούν να συνοψιστούν ως εξής: αποτελεί μια ιδιαίτερα ελαφριά κατασκευή που μπορεί να εφαρμοστεί εύκολα τόσο σε υπάρχοντα όσο και σε νεόδμητα κτίρια, αποτελεί ιδανική λύση για την ενεργειακή αναβάθμιση υφιστάμενων προσώψεων, έχει άριστη αντοχή σε όλες τις κλιματολογικές συνθήκες, έχει ιδιαίτερα υψηλή μηχανική αντοχή, επιτρέπει τη χρήση οποιουδήποτε πάχους μόνωσης, οδηγεί στη βελτίωση της θερμομόνωσης και ηχομόνωσης του κτιρίου ενώ έχει άριστες ιδιότητες διαπνοής εξαιτίας του αερισμού.

Η συμπεριφορά της πυρκαγιάς σε ένα διαμέρισμα με ΣΑΠ και της αντίστοιχης ΦΕΑ που δημιουργείται εκτός αυτού είναι δύσκολο να προβλεφθεί καθώς εξαρτάται από μια πληθώρα παραγόντων, όμως έχουν προταθεί τρεις μηχανισμούς εξάπλωσης φωτιάς (White and Delichatsios, 2014):

1. Εσωτερικός μηχανισμός εξάπλωσης: Πυρκαγιά που εξελίσσεται στο εσωτερικό δωματίου και συνεισφέρει στην αστοχία του παράθυρου με αποτέλεσμα τη δημιουργία ΦΕΑ η οποία εξέρχεται μέσω αυτού και προσβάλλει την πρόσοψη του κτιρίου. Ακόμα και με μικρή συμβολή της πρόσοψης στη πυρκαγιά, η φωτιά μπορεί να διαδοθεί και σε άλλο όροφο σε περίπτωση αστοχίας του αντίστοιχου παραθύρου.
2. Μηχανισμός μεταπήδησης (leap-frogging): Εύφλεκτα υλικά στο ανώτερο τμήμα παραθύρων αναφλέγονται λόγω της αυξημένης ροής θερμότητας από ΦΕΑ και η φωτιά εισέρχεται στο διάκενο που υπάρχει στο ΣΑΠ.
3. Μηχανισμός εξάπλωσης μέσω επιφανείας πρόσοψης: Η φωτιά διαδίδεται προς τα πάνω κατά μήκος της εξωτερικής πρόσοψης. Επίσης φλόγες μπορεί να εξαπλωθούν μέσα στις εσωτερικές κοιλοότητες, διάκενα ή εσωτερικά στρώματα μόνωσης. Αυτό μπορεί να περιλαμβάνει πιθανή αστοχία των τυχόν πυροφραγμάτων, ιδιαίτερα στη συμβολή του δαπέδου με την εξωτερική τοιχοποιία.

Συνοπτικά λοιπόν οι κύριες πτυχές της πυρασφάλειας προσόψεων αφορούν κυρίως την ακρίβεια υπολογισμού της ροής θερμότητας και διαστάσεις ΦΕΑ από φωτιές διαμερισμάτων, την *Αντίσταση σε Φωτιά* φερόντων και μη φερόντων συστημάτων πρόσοψης κτιρίων και τους μηχανισμούς διάδοσης φωτιάς σε εξωτερικές προσόψεις (White and Delichatsios, 2014). Φωτιές υπό συνθήκες μη επαρκούς αερισμού αποτελούν συνήθως τα πιο επικίνδυνα σενάρια για την ανάπτυξη ΦΕΑ και τον αντίκτυπό τους στις προσόψεις κτιρίων. Η μελέτη *Αντίστασης σε Φωτιά* συστημάτων δόμησης προσόψεων μπορεί να πραγματοποιηθεί εκτελώντας πρότυπες δοκιμές σε συνδυασμό με δομοστατική ανάλυση λαμβάνοντας υπόψη και τις ιδιότητες του κάθε δομικού στοιχείου του συστήματος πρόσοψης. Σε περίπτωση μάλιστα που το σύστημα πρόσοψης περιέχει εύφλεκτα υλικά θα πρέπει να πραγματοποιηθεί επιπλέον ανάλυση, όπου ο μηχανικός θα λάβει υπόψη του την επιπλέον έκλυση θερμότητας του ίδιου του καιγόμενου υλικού στην πρόσοψη. Έτσι λοιπόν η ευφλεκτότητα του κάθε υλικού θα πρέπει να αξιολογηθεί εκτελώντας πειράματα τα οποία συνήθως συμπεριλαμβάνουν δοκιμές Θερμιδόμετρου Κώνου (Cone Calorimeter tests), Διαφορική Θερμιδομετρία Σάρωσης (Differential Scanning Calorimetry), Θερμοβαρυμετρική Ανάλυση (Thermogravimetric Analysis), Δοκιμές Μεμονωμένου Καιγόμενου Αντικειμένου (Single Burning Item tests). Στην συνέχεια θα πρέπει να εκτελεστούν πειράματα μεγάλης κλίμακας στα οποία θα χρησιμοποιηθεί αυτούσιο το σύστημα δόμησης πρόσοψης και θα χρησιμοποιηθεί ρεαλιστικό πυροθερμικό φορτίο προκειμένου να εκτιμηθούν με ακρίβεια τα χαρακτηριστικά ΦΕΑ και οι επιπτώσεις στην πρόσοψη. Πριν την εκτέλεση πειραμάτων μεγάλης κλίμακας, μπορούν να εκτελεστούν πειράματα μεσαίας κλίμακας ή να χρησιμοποιηθούν επαρκώς επικυρωμένα μοντέλα υπολογιστικής ρευστοδυναμικής προκειμένου να εκτιμηθεί η επικινδυνότητα εξάπλωσης φωτιάς λόγω ΦΕΑ σε προσόψεις.

1.6. Διάρθρωση και σκοπός διατριβής

Πρόσφατα συμβάντα πυρκαγιών σε μεγάλης κλίμακας κτίρια όπως παρουσιάζονται στον Πίνακα 1-8 καταδεικνύουν την ανάγκη άμεσης κατανόησης των μηχανισμών εξάπλωσης φωτιάς λόγω ΦΕΑ μέσω προσόψεων κτιρίων (Sun et al., 2013; Peng et al., 2013; White and Delichatsios, 2014), **Κεφάλαιο 1**. Σήμερα, με στόχο τη βελτίωση της ενεργειακής συμπεριφοράς των κτιρίων, παρατηρείται μια ολοένα αυξανόμενη τάση χρήσης εύφλεκτων θερμομονωτικών υλικών στις προσόψεις τους. Το γεγονός αυτό, έχει θετικές μεν επιπτώσεις στην προσπάθεια εξοικονόμησης ενέργειας, αλλά δύναται να επηρεάσει αρνητικά τα χαρακτηριστικά πυρασφάλειας ενός κτιρίου, ιδιαίτερα σε σχέση με την αύξηση των κινδύνων λόγω ΦΕΑ.

Παρόλα αυτά, στην πλειοψηφία των κανονισμών πυρασφάλειας που ισχύουν σήμερα σε παγκόσμιο επίπεδο δεν συμπεριλαμβάνονται συγκεκριμένες μεθοδολογίες για την αξιολόγηση των κινδύνων που σχετίζονται με ΦΕΑ. Οι ισχύοντες κανονισμοί εστιάζουν κυρίως στην συμπεριφορά προσόψεων και υλικά αυτών σε πυρκαγιά, στις απαιτήσεις ύπαρξης πυροφραγμάτων, καταιονηστήρων καθώς και τον καθορισμό των ελάχιστων αποστάσεων μεταξύ ορόφων ή ανοιγμάτων ενός κτιρίου αλλά μεταξύ κτιρίων (White and Delichatsios, 2014). Παρ' όλα αυτά, προκειμένου να αναπτυχθεί μια στερεή βάση για την αξιολόγηση έναντι πυρασφάλειας συστημάτων προσόψεων οι οποίες εκτίθενται σε ΦΕΑ είναι απαραίτητο να κατανοηθούν πλήρως οι βασικές πτυχές του φαινομένου και να αναπτυχθεί μια ολοκληρωμένη προσέγγιση που θα χρησιμοποιηθεί ως μέρος των σύγχρονων κανονισμών και μεθόδων δοκιμών.

Επιδιώκοντας την κάλυψη αυτής της ανάγκης, ο κύριος στόχος της παρούσας διατριβής είναι η ανάπτυξη μιας ευέλικτης και πρακτικής μεθοδολογίας για τον χαρακτηρισμό ΦΕΑ και των επιπτώσεών τους σε συστήματα προσόψεων. Σε αυτά τα πλαίσια, αναπτύχθηκε μια ολοκληρωμένη μεθοδολογία σχεδιασμού έναντι πυρασφάλειας η οποία μπορεί να εφαρμοστεί σε ένα μεγάλο εύρος κτιριακών εγκαταστάσεων μεσαίας και μεγάλης κλίμακας στηριζόμενη σε ένα ολοκληρωμένο ερευνητικό πλαίσιο το οποίο βασίζεται σε τρεις

αλληλένδετους άξονες, την πειραματική διερεύνηση, την υπολογιστική προσομοίωση και τη θεωρητική ανάλυση. Δίνεται έμφαση στον συμβιβασμό μεταξύ ακρίβειας, κόστους και χρόνου που είναι απαραίτητος ειδικά στις περιπτώσεις που εφαρμόζονται πιο εξελιγμένα μοντέλα, όπως για παράδειγμα μοντέλα υπολογιστικής ρευστοδυναμικής, στα πλαίσια των σύγχρονων μεθοδολογιών πυροπροστασίας σχεδιαστικής απόδοσης. Η καταλληλότητα της μεθοδολογίας που αναπτύχθηκε στα πλαίσια της παρούσας διατριβής αποδεικνύεται δίνοντας ιδιαίτερη έμφαση στην εκτίμηση των δυναμικών χαρακτηριστικών των ΦΕΑ και στις επιπτώσεις τους σε συμβατικά και καινοτόμα σχεδιασμένες προσόψεις κτιρίων. Με την προτεινόμενη μεθοδολογία ο μηχανικός πυρασφάλειας μπορεί να εκτιμήσει με ακρίβεια τα θερμικά και γεωμετρικά χαρακτηριστικά ΦΕΑ καθώς και την θερμική τους δράση σε δομικά τμήματα εξωτερικών προσόψεων κτιρίων.

Αν και μια πληθώρα ερευνητών έχει ασχοληθεί με τα χαρακτηριστικά ΦΕΑ, όπως παρουσιάζονται εκτενώς στο **Κεφάλαιο 2**, η δυσκολία συγκέντρωσης του πλήρους συνόλου των πειραματικών δεδομένων που δίνουν έμφαση σε ΦΕΑ έδωσε το κίνητρο για τον σχεδιασμό και εκτέλεσης σειράς πειραμάτων στα πλαίσια της παρούσας διατριβής. Προκειμένου μάλιστα να αξιολογηθεί η επίδραση της κλίμακας στην ανάπτυξη των ΦΕΑ, ακολουθήθηκε μια προσέγγιση πολλαπλών κλιμάκων καθώς διενεργήθηκε μια σειρά δοκιμών φωτιάς μεσαίας, **Κεφάλαιο 4**, και μεγάλης κλίμακας, **Κεφάλαιο 6**, σε διάταξη διαμερίσματος-πρόσοψης. Στις πειραματικές διατάξεις χρησιμοποιήθηκε «αναλώσιμη» πηγή θερμότητας προκειμένου να προσομοιωθούν «ρεαλιστικές» συνθήκες πυρκαγιάς ενώ διενεργήθηκαν παραμετρικές μελέτες μεταβάλλοντας το συνολικό πυροθερμικό φορτίο και τις διαστάσεις του ανοίγματος (παράγοντας αερισμού). Κατά την εκτέλεση των πειραμάτων, χρησιμοποιήθηκε ένα εκτεταμένο δίκτυο αισθητήρων, εσωτερικά και εξωτερικά των πειραματικών διατάξεων, προκειμένου να καταγραφεί η χρονική εξέλιξη σημαντικών φυσικών μεγεθών όπως η γεωμετρία του πλουμίου ΦΕΑ, οι θερμοκρασίες του αέρα και της επιφάνειας της πρόσοψης, η ροή θερμότητας, ο ρυθμός απώλειας μάζας και οι συγκεντρώσεις αερίων της καύσης. Παράλληλα, αναπτύχθηκε ένα υπολογιστικό εργαλείο επεξεργασίας εικόνας προκειμένου να καταστεί εφικτός ο καθορισμός των δυναμικών γεωμετρικών χαρακτηριστικών των ΦΕΑ το οποίο χρησιμοποιήθηκε για πρώτη φορά σε πειράματα μεγάλης κλίμακας.

Όμως επειδή τα πειράματα μεγάλης κλίμακας έχουν μεγάλο κόστος και απαιτούν σημαντικούς οικονομικούς πόρους και ανθρώπινο δυναμικό, η εκτεταμένη χρήση τους μπορεί να αποδειχθεί περιοριστική όταν απαιτείται μια σε βάθος παραμετρική ανάλυση των παραγόντων που επηρεάζουν την εξέλιξη των ΦΕΑ. Προκειμένου να ξεπεραστούν αυτές οι δυσκολίες, σχεδιάστηκαν και διενεργήθηκαν πειράματα υπό κλίμακα στις εγκαταστάσεις του Εργαστηρίου Ετερογενών Μειγμάτων και Συστημάτων Καύσης του ΕΜΠ, **Κεφάλαιο 4**, προκειμένου να διενεργηθεί παραμετρική μελέτη μεταβάλλοντας το πυροθερμικό φορτίο και το εμβαδόν του ανοίγματος του διαμερίσματος φωτιάς. Πραγματοποιήθηκε μια εμπειριστατωμένη μελέτη προκειμένου να διασφαλιστεί ότι το πυροθερμικό φορτίο που χρησιμοποιήθηκε αντιστοιχεί σε συνθήκες κατά το «μετά την καθολική ανάφλεξη» στάδιο όπως επιβάλλεται από τις σχεδιαστικές υποδείξεις όπως αυτές περιγράφονται στον Ευρωκώδικα για κτίρια. Η αναγωγή υπό κλίμακα επιτεύχθηκε αξιολογώντας τις εξισώσεις συνέχειας και επιλέγοντας τις κατάλληλες αδιάστατες ομάδες μεταβλητών για τη διατήρηση της συνοχής μεταξύ της μεγάλης και μεσαίας κλίμακας. Σε αυτήν την σειρά πειραμάτων μεσαίας κλίμακας χρησιμοποιήθηκε ένα εκτεταμένο δίκτυο αισθητήρων στοχεύοντας στον εντοπισμό και καταγραφή της δυναμικής συμπεριφοράς ΦΕΑ. Συμπληρωματικά, χρησιμοποιήθηκαν και χρονικοί μέσοι όροι των πειραματικών δεδομένων προκειμένου να καθοριστούν τα κυρίως χαρακτηριστικά των ΦΕΑ.

Αναγνωρίζοντας την αξία των πρακτικών μεθοδολογιών στα πλαίσια της θεωρητικής ανάλυσης της παρούσας διατριβής μελετώνται διεξοδικά τα θεμελιώδη φυσικά φαινόμενα που διέπουν τις ΦΕΑ, στοχεύοντας στη διεύρυνση των ορίων της επιστημονικής γνώσης στον τομέα αυτό, καθώς και στη βελτίωση της σχετικής νομοθεσίας για τον ασφαλή σχεδιασμό κτιρίων έναντι φωτιάς. Παρουσιάζονται, **Κεφάλαιο 3**, και

πιστοποιούνται, **Κεφάλαιο 7**, ευρέως χρησιμοποιούμενες εμπειρικές συσχετίσεις (Ε.Σ.) και μεθοδολογίες σε σχέση με παραπάνω από 30 διαθέσιμα σύνολα δεδομένων πειραμάτων μεγάλης κλίμακας όπως αυτά παρουσιάζονται στο **Κεφάλαιο 2**. Στην συνέχεια, αξιολογείται η εγκυρότητα των αποτελεσμάτων προκειμένου να εντοπισθούν οι πιθανές πηγές ανακρίβειας και να καταδειχθεί η σημασία ενσωμάτωσης των δυναμικών χαρακτηριστικών των ΦΕΑ σε τέτοιου τύπου Ε.Σ. στα πλαίσια του σχεδιασμού πυρασφάλειας, **Κεφάλαιο 7**. Αφού καταδειχθούν οι αδυναμίες εφαρμογής των Ε.Σ. και έχοντας ως στόχο την βελτίωση τους κατά την χρήση τους για τον ασφαλή σχεδιασμό εξωτερικών δομικών στοιχείων κτιρίων, οι θεμελιώδεις φυσικοί μηχανισμοί και παράμετροι που επηρεάζουν την ανάπτυξη των ΦΕΑ, όπως το πυροθερμικό φορτίο και το εμβαδόν των ανοιγμάτων ενός κτιρίου, μελετάται και διατυπώνεται ένα ολοκληρωμένο μοντέλο βάση αυτών των θεμελιωδών αρχών δίνοντας έμφαση στην εκτίμηση των διαστάσεων και της θερμοκρασίας του κεντρικού άξονα του πλουμίου ΦΕΑ. Επιπλέον, αναπτύσσονται, παρουσιάζονται και αξιολογούνται πέντε μεθοδολογίες που μπορεί να χρησιμοποιηθούν για την εκτίμηση των παραγόντων ακτινοβολίας και συναγωγής κατά τη μεταφορά θερμότητας προς την πρόσοψη. Παρέχεται έτσι για πρώτη φορά, στα πλαίσια της παρούσας διατριβής, μια συνολική ποιοτική αξιολόγηση των Ε.Σ. και μεθοδολογιών, αποκαλύπτοντας τους περιορισμούς και τα πεδία εφαρμογής κάθε μίας από αυτές και αποτελώντας ένα πρακτικό εργαλείο για τον μηχανικό πυρασφάλειας, **Κεφάλαιο 8**.

Αν και οι κανονισμοί σχεδιαστικής απόδοσης αρχίζουν να χρησιμοποιούνται όλο και περισσότερο από τους μηχανικούς πυρασφάλειας ανά τον κόσμο, υπάρχουν ελάχιστες ερευνητικές εργασίες που να εστιάζουν στην χρήση υπολογιστικών εργαλείων για την εκτίμηση του αναπτυσσόμενου ροϊκού και θερμικού πεδίου ΦΕΑ, τα χαρακτηριστικά εξάπλωσης της φωτιάς στο εσωτερικό και εξωτερικό του κτιρίου καθώς και την επίδρασή τους στην πρόσοψη. Παρακινούμενοι από αυτό το γεγονός, παρουσιάζεται μια υπολογιστική μεθοδολογία στα πλαίσια της αξιολόγησης μεθοδολογιών που μπορούν να χρησιμοποιηθούν κατά την εφαρμογή των κανονισμών σχεδιαστικής απόδοσης, **Κεφάλαιο 5**. Στο πλαίσιο αυτό, χρησιμοποιήθηκε η έκδοση 6.3.2 του ανοιχτού κώδικα Fire Dynamics Simulator (FDS) υπολογιστικής ρευστομηχανικής για την πρόλεξη της τυρβώδους, πολυσυστατικής και αντιδρώσας ροής που αναπτύσσεται στο εσωτερικό και εξωτερικό διατάξεων διαμερίσματος-πρόσοψης μεσαίας και μεγάλης κλίμακας. Οι προλέξεις συγκρίθηκαν με διαθέσιμες πειραματικές μετρήσεις και αξιολογήθηκε η αξιοπιστία διάφορων αριθμητικών μοντέλων.

Μέσω της προαναφερθείσας διαδικασίας κατέστη δυνατή η διαμόρφωση μιας ολοκληρωμένης μεθοδολογίας για την ακριβή εκτίμηση των χαρακτηριστικών ΦΕΑ και της επίπτωσής τους σε συστήματα προσόψεων κτιρίων δίνοντας ιδιαίτερη έμφαση στη διερεύνηση των θεμελιωδών φυσικών φαινομένων που διέπουν τη δυναμική συμπεριφορά των ΦΕΑ προκειμένου να εδραιωθεί μια πιο ορθολογική και σύγχρονη προσέγγιση.

ΚΕΦΑΛΑΙΟ 2: Χαρακτηριστικά Φλογών Εξερχόμενων από Άνοιγμα

2.1.Εισαγωγή

Προκειμένου να εφαρμοστεί αποτελεσματικά η πρόληψη της εξωτερικής εξάπλωσης πυρκαγιάς λόγω ΦΕΑ είναι σημαντικό να κατανοηθούν εις βάθος οι βασικοί φυσικοί μηχανισμοί που επηρεάζουν την εξέλιξή τους. Στο παρόν κεφάλαιο περιγράφονται αναλυτικά τα φυσικά χαρακτηριστικά και οι παράμετροι που επηρεάζουν την εξέλιξη ΦΕΑ ενώ δίνεται ιδιαίτεροι έμφαση στην δυναμική συμπεριφορά της και την επίδραση των συνθηκών αερισμού στην εξέλιξή της. Επιπλέον, παρέχεται για πρώτη φορά μια λεπτομερής ανασκόπηση των διαθέσιμων πειραμάτων φωτιάς μεγάλης κλίμακας ανά τον κόσμο σε διάταξη διαμερίσματος-πρόσοψης. Δίνεται έτσι η δυνατότητα ενδελεχούς ανασκόπησης καθώς παρέχονται πληροφορίες για τον τρόπο διεξαγωγής του κάθε πειράματος, την πλήρη περιγραφή των πειραματικών εγκαταστάσεων, τον τρόπο οργάνωσής τους και των διαθέσιμων πειραματικών δεδομένων που παρέχονται ανά περίπτωση. Δίνεται έτσι η δυνατότητα να αναγνωριστούν οι πιο σημαντικές παράμετροι που επηρεάζουν την ανάπτυξη ΦΕΑ ενώ παράλληλα αποτελούν την βάση για τον σχεδιασμό των πειράματων μεσαίας, Κεφάλαιο 4, και μεγάλης κλίμακας, Κεφάλαιο 6, σε διάταξη διαμερίσματος πρόσοψης που διενεργήθηκαν στο πλαίσιο της παρούσας διατριβής.

2.2.Φυσική περιγραφή φαινομένου

Μια σειρά μελετητών εστίασαν στα φυσικά χαρακτηριστικά των ΦΕΑ (Thomas and Heselden, 1972; Delichatsios, 2014; Quintiere, 2006; Hu et al., 2015) ο πρώτος όμως που διερεύνησε διεξοδικά την μορφή τους ήταν ο Yokoi (Yokoi, 1960). Οι ΦΕΑ είναι στην ουσία φλόγες οι οποίες εξέρχονται δια μέσω ανοιγμάτων από το εσωτερικό ενός διαμερίσματος φωτιάς στην ατμόσφαιρα και αποτελούνται τόσο από θερμά προϊόντα καύσης όσο και από φλόγες οι οποίες εκτείνονται συνεχόμενα από την οροφή του διαμερίσματος. Είναι μια ασυμπύεστη ροή, οδηγούμενη από θερμική άνωση με μια τροχιά που δεν είναι εντελώς κατακόρυφη όπως αποδείχθηκε πρόσφατα από τον Himoto (Himoto et al., 2009). Οι πρώτοι σημαντικοί ορισμοί δόθηκαν από τον Yokoi (Yokoi, 1960) ο οποίος ήταν ο πρώτος που αναγνώρισε και μελέτησε το φαινόμενο ενώ πιο πρόσφατα η σημαντική έρευνα που διεξάχθηκε από τον Hu (Hu et al., 2015) έδωσε νέα τροπή στον τρόπο αντίληψης του φαινομένου, εισάγοντας μια πληθώρα χαρακτηριστικών κλιμάκων για την περιγραφή τους.

Παράγοντες που επηρεάζουν την εξέλιξη ΦΕΑ είναι οι συνθήκες αερισμού, τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά του διαμερίσματος φωτιάς και του ρυθμού έκλυσης θερμότητας (EN 1991-1-2, 2002; Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Law, 1978; Law and O'Brien, 1981; Himoto et al., 2009; Delichatsios et al., 2009). Η δυσκολία χαρακτηρισμού του φαινομένου έγκειται κυρίως όταν αναπτύσσονται συνθήκες μη επαρκούς αερισμού στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς όπου άκαυστοι υδρογονάνθρακες παρασύρονται στο εξωτερικό του διαμερίσματος και προκύπτουν ΦΕΑ (Delichatsios et al., 2009) χωρίς όμως να είναι εύκολο να χαρακτηριστούν τα φαινόμενα καύσης που λαμβάνουν χώρα εκτός του δωματίου (Yokoi, 1960; Delichatsios et al., 2009; Hurley, 2016).

Όμως οι πιο σημαντικοί παράγοντες που επιδρούν στην εξέλιξη ΦΕΑ είναι το πυροθερμικό φορτίο και οι συνθήκες αερισμού όπως υποδεικνύουν πρόσφατες μελέτες (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010). Μια πολύ σημαντική παράμετρος για τον χαρακτηρισμό μιας φωτιάς σε διαμέρισμα και

των ΦΕΑ είναι ο Καθολικός Λόγος Ισοδυναμίας (Global Equivalence Ratio – GER). Η θεωρητική τιμή GER μπορεί να υπολογιστεί με την μεθοδολογία που προτάθηκε από τον Kawagoe (Kawagoe, 1958) και εφαρμόστηκε για πρώτη φορά από τον Babrauskas (Babarauskas, 1976) όπως φαίνεται και στην Εξίσωση 2-1.

2.3. Δυναμικά χαρακτηριστικά ΦΕΑ

Αν και πληθώρα ερευνητών έχουν ασχοληθεί τα τελευταία χρόνια με τις παραμέτρους που επηρεάζουν τις ΦΕΑ και την επίδρασή τους σε συστήματα προσόψεων (Oleszkiewicz, 1989; Delichatsios et al., 2009; Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010), υπάρχουν ελάχιστες αναφορές στα δυναμικά, μεταβαλλόμενα δηλαδή με την πάροδο του χρόνου, χαρακτηριστικά τους (Hu et al., 2012). Μάλιστα στις περισσότερες πειραματικές διατάξεις χρησιμοποιούνται πορώδεις καυστήρες (Oleszkiewicz, 1989; Delichatsios et al., 2009; Quintiere, 2006; Hu et al., 2012; Hu et al., 2015), παρέχοντας σταθερές και μόνιμες συνθήκες καύσης, γεγονός που δεν είναι αντιπροσωπευτικό των ρεαλιστικών συνθηκών πυρκαγιάς. Αναγνωρίζοντας την αδυναμία χρήσης σταθερού ρυθμού έκλυσης θερμότητας διενεργήθηκαν πρόσφατα πειράματα φωτιάς μεγάλης κλίμακας (Hu et al., 2012; Hu et al., 2015; Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010) χρησιμοποιώντας ρεαλιστικά πυροθερμικά φορτία (όπως για παράδειγμα έπιπλα ή υγρά καύσιμα). Παρατηρήθηκε ότι η καύση διενεργείται αρχικά στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς (*Internal Flaming* phase, IF) και καθώς το μέτωπο της φωτιάς απομακρύνεται από την αρχική πηγή έναυσης της καύσης, λόγω της μείωσης της διαθεσιμότητας οξυγόνου, αρχίζουν να εμφανίζονται φλόγες και θερμοί πίδακες φωτιάς στο εξωτερικό του διαμερίσματος (*Intermittent Flame Ejection* phase, IFE). Σε μεταγενέστερο στάδιο, η ροή θερμότητας στην πρόσοψη λαμβάνει την υψηλότερη τιμή της και οι ΦΕΑ εμφανίζονται σε μόνιμη βάση στο άνοιγμα (*Consistent External Flaming* phase, CEF). Στην ουσία αυτή η περίοδος αντιστοιχεί στο στάδιο πλήρους ανάπτυξης της φωτιάς (Quintiere, 2006) και οι Klorovic και Turan (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b) ήταν οι πρώτοι που αναγνώρισαν ξεκάθαρα αυτό το στάδιο ενώ χρησιμοποίησαν πειραματικές τιμές θερμοκρασίας αερίου στο εσωτερικό του διαμερίσματος, ρυθμού απώλειας μάζας καυσίμου, θερμοκρασίας ΦΕΑ και οπτικές παρατηρήσεις προκειμένου να καθορίσουν την χρονική διάρκεια του σταδίου CEF.

Μέχρι τώρα, δεν υπάρχουν συγκεκριμένα κριτήρια στην βιβλιογραφία για την εκτίμηση του χρόνου εκκίνησης και τον υπολογισμό της συνολικής διάρκειας των σταδίων IFE και CEF. Σε αυτό το πλαίσιο, στην παρούσα διατριβή μελετώνται οι παράμετροι που επηρεάζουν τα στάδια ΦΕΑ. Προκειμένου λοιπόν να αναπτυχθεί μια ολοκληρωμένη μεθοδολογία, σχεδιάστηκαν και διενεργήθηκαν μια σειρά δοκιμών φωτιάς μεσαίας, Κεφάλαιο 4, και μεγάλης κλίμακας, Κεφάλαιο 6, στις εγκαταστάσεις του εργαστηρίου Ετερογενών Μειγμάτων και Συστημάτων Καύσης και στις εγκαταστάσεις της Ελληνικής Πυροσβεστικής Ακαδημίας δίνοντας έμφαση στον υπολογισμό των δυναμικών χαρακτηριστικών των ΦΕΑ.

2.4. Βάση δεδομένων πειραμάτων μεγάλης κλίμακας διάταξης διαμερίσματος- πρόσοψης

Παρουσιάζεται και δημιουργείται μια εκτενής βάση δεδομένων διαθέσιμων πειραμάτων μεγάλης κλίμακας σε διάταξη δωματίου-πρόσοψης τα οποία εστιάζουν συγκεκριμένα στα χαρακτηριστικά των ΦΕΑ, καθορίζοντας τις διαστάσεις της θερμοκρασίας του κεντρικού άξονα του πλουμίου ΦΕΑ, καθώς και της επίδρασής τους σε συστήματα προσόψεων, μετρώντας την ροή θερμότητας στην πρόσοψη. Τα κύρια χαρακτηριστικά των πειραμάτων αυτών, τα οποία καλύπτουν μια χρονική περίοδο από το 1980 μέχρι και σήμερα, φαίνεται στον

Πίνακα 2-1. Επειδή ακόμα και μικρές διαφοροποιήσεις στην γεωμετρία και στις αρχικές συνθήκες διεξαγωγής των πειραμάτων (Delichatsios, 2014; Hurley, 2016; Quintiere, 2006) επιφέρουν δραματικές αλλαγές στην εξέλιξη του πειράματος, δόθηκε ιδιαίτερη έμφαση στην λεπτομερή καταγραφή και συλλογή όλων των δεδομένων που αφορούν την γεωμετρία των διατάξεων, τις συνθήκες περιβάλλοντος καθώς και τις συνθήκες αερισμού της κάθε περίπτωσης, όπως αυτά παρουσιάζονται στον Πίνακα 2-2.

Παρουσιάζονται λοιπόν πειράματα τα οποία στόχευαν στον υπολογισμό των γεωμετρικών χαρακτηριστικών του πλουμίου ΦΕΑ υπό συνθήκες επαρκούς και μη επαρκούς αερισμού, συγκεκριμένα οι περιπτώσεις (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Lin, 2000; παρούσα διατριβή) 2, 8, 28, 29 και 31. Επιπλέον παρουσιάζονται πειράματα στα οποία διενεργήθηκαν μετρήσεις θερμοκρασίας στον κεντρικό άξονα του πλουμίου ΦΕΑ (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; παρούσα διατριβή) και της ροής θερμότητας στην πρόσοψη (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Lin, 2000; Oleszkiewicz, 1989; Empis, 2010; Yoshioka et al., 2012; παρούσα διατριβή). Παρόλο που η ταχύτητα στο άνοιγμα από όπου εξέρχονται ΦΕΑ είναι μια πολύ σημαντική ποσότητα, δεν υπάρχουν διαθέσιμες μετρήσεις μέχρι τώρα. Μόνο στην ολοκληρωμένη σειρά πειραμάτων χρησιμοποιώντας ρεαλιστικό πυροθερμικό φορτίο που διενεργήθηκαν από τους Klorovic και Turan (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b) υπήρχαν διαθέσιμες μετρήσεις ταχύτητας, όχι όμως στο άνοιγμα από όπου εξέρχονταν ΦΕΑ αλλά από την πόρτα που ένωνε το διαμερίσμα φωτιάς με έναν διάδρομο που παρείχε μια επιπλέον δίοδο αέρα στο διαμερίσμα φωτιάς. Έτσι, συνολικά το πείραμα μεγάλης κλίμακας που διενεργήθηκε στα πλαίσια της παρούσας διατριβής είναι το μόνο μέχρι σήμερα που συγκεντρώνει όλο το σύνολο μετρήσεων που μπορεί να χρησιμοποιηθεί για τον πλήρη χαρακτηρισμό ΦΕΑ και της επίδρασής του σε συστήματα προσόψεων υπό ρεαλιστικό πυροθερμικό φορτίο.

2.5. Επίδραση συνθηκών αερισμού

Μέχρι σήμερα υπάρχει μια πληθώρα πειραματικών και υπολογιστικών ερευνών που εστιάζουν στην μελέτη της επίδρασης των συνθηκών αερισμού στην εξέλιξη μιας πυρκαγιάς (Merci and Vandeveld, 2007 and Wolfe et al. 2007), μιας και είναι ένα από τα πιο σημαντικά ζητήματα πυρομηχανικής προκειμένου να αξιολογηθεί η πυραντοχή κτιρίων. Μια εκτενής μελέτη που διενεργήθηκε από τον Utiskul (Utiskul, 2005) αφορούσε την επίδραση την επίδραση των συνθηκών αερισμού στον ρυθμό απώλειας μάζας του καυσίμου. Παρουσίασε αναλυτικά την εξάρτηση της εξέλιξης μιας πυρκαγιάς σε μια διάταξη δωματίου από την περιεκτικότητα οξυγόνου μέσα από μια σειρά πειραμάτων μεσαίας κλίμακας όπου διεξάχθηκε παραμετρική ανάλυση μεταβάλλοντας τον αερισμό και την διάταξη του πυροθερμικού φορτίου. Για την περαιτέρω αξιολόγηση του φαινομένου διενεργήθηκε υπολογιστική μελέτη χρησιμοποιώντας μοντέλο ζώνης για την πρόλεξη της πίεσης, του ρυθμού κατανάλωσης μάζας καυσίμου, περιεκτικότητας αερίων και των αναπτυσσόμενων θερμοκρασιών στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς. Μια πολύ ενδιαφέρουσα υπολογιστική μελέτη παρουσίασε επιπλέον ευρήματα δίνοντας έμφαση στην αύξηση θερμοκρασίας και του πάχους του στρώματος θερμών αερίων στο εσωτερικό του διαμερίσματος (Merci and Maele, 2008). Τα υπολογιστικά αποτελέσματα πιστοποιήθηκαν με χρήση διαθέσιμων πειραματικών αποτελεσμάτων. Στο Εθνικό Κέντρο Έρευνας στον Καναδά διενεργήθηκε μια σειρά υπολογιστικών πειραμάτων με χρήση του εργαλείου υπολογιστικής ρευστοδυναμικής FDS μεταβάλλοντας την γεωμετρία των ανοιγμάτων σε διάταξη διαμερίσματος φωτιάς (Saber et al., 2008; Saber and Kashef, 2008). Παρατηρήθηκε ότι το μέγεθος του ανοίγματος είχε σημαντική επίδραση στην εξέλιξη της πυρκαγιάς υπό συνθήκες εξαναγκασμένου και μη αερισμού και συγκεκριμένα στον μέγιστο ρυθμό έκλυσης θερμότητας, στην διάρκεια της καύσης αλλά και στον ρυθμό απώλειας μάζας καυσίμου. Οι προλέξεις θερμοκρασίας στον εσωτερικό του διαμερίσματος

φωτιάς υπολογίστηκαν υψηλότερες ($\leq 25\%$) σε σχέση με αυτές που υπολογίστηκαν χρησιμοποιώντας θεωρητικά μοντέλα που έχουν δημιουργηθεί για συνθήκες πλήρως ανεπτυγμένης φωτιάς σε διαμερίσματα.

Η δυναμική της φλόγας στο εσωτερικό ενός διαμερίσματος περιγράφεται από μια πληθώρα φυσικών φαινομένων (Hurley, 2016). Κατά το στάδιο της αρχικής ανάπτυξης της πυρκαγιάς, ανάλογα με το εμβαδόν των ανοιγμάτων του διαμερίσματος και του πυροθερμικού φορτίου, ενδέχεται το αρχικό πλούμιο της φωτιάς να μην παραμένει στο εσωτερικό του διαμερίσματος. Επιπλέον, υπο συνθήκες μη επαρκούς αερισμού άκαυστοι υδρογονάνθρακες συμπαρασύρονται στο εξωτερικό του διαμερίσματος συνεισφέροντας επιπλέον στην διατήρηση ΦΕΑ. Στο στάδιο της πλήρως ανεπτυγμένης φωτιάς, η φωτιά μπορεί να είναι ελεγχόμενη είτε από τις συνθήκες αερισμού είτε από την διαθεσιμότητα σε καύσιμο, και εξαρτάται από τον ρυθμό έκλυσης θερμότητας και την γεωμετρία του ανοίγματος. Η θερμοκρασία στο εσωτερικό του διαμερίσματος λαμβάνει την μέγιστη τιμή και παραμένει πρακτικά σταθερή και συνήθως η φωτιά είναι ελεγχόμενη από τις συνθήκες αερισμού με εξαίρεση όταν υπάρχουν περιπτώσεις πολύ μεγάλων ανοιγμάτων ή πολύ μικρής επιφάνειας πυροθερμικού φορτίου (Hurley, 2016; Drysdale, 2011). Επειδή όμως είναι πολύ σημαντικό για την μελέτη πυρασφάλειας να υπάρχει διαχωρισμός έχει αναπτυχθεί μια πληθώρα μεθοδολογιών προκειμένου να μπορούν να διαχωριστούν και να χαρακτηριστούν κατά πόσο η φωτιά είναι ελεγχόμενη από τις συνθήκες αερισμού ή από την διαθεσιμότητα καυσίμου. Εμπειρικές σχέσεις οι οποίες βασίζονται σε ανάλυση του ενεργειακού ισοζυγίου αλλά και σε πειραματικές μετρήσεις τείνουν να μπορούν να χαρακτηρίσουν με ακρίβεια της περισσότερες περιπτώσεις φωτιάς υπό συνθήκες μη επαρκούς αερισμού (Thomas and Heselden, 1972; Thomas, 1977; Harmathy, 1979; Law, 1978; Quintiere, 2006). Παρόλα αυτά η ακρίβεια τους είναι περιορισμένη στις περιπτώσεις πυρκαγιών οι οποίες εμπεριέχουν ρεαλιστικά πυροθερμικά φορτία (Hurley, 2016). Μια από τις ποσότητες που χρησιμοποιούνται για αυτήν την αξιολόγηση είναι ο GER (Hurley, 2016), όπως υπολογίζεται από την Εξίσωση 2-2. Όταν η ποσότητα GER είναι μεγαλύτερη της μονάδας τότε η φωτιά θεωρείται ότι εξαρτάται από την διαθεσιμότητα καυσίμου (επαρκείς συνθήκες αερισμού) ενώ στην αντίθετη περίπτωση θεωρείται ότι εξαρτάται από τις συνθήκες αερισμού (μη επαρκείς συνθήκες αερισμού).

Οι ΦΕΑ έχουν χαρακτηριστικά τα οποία εξαρτώνται από τον αριθμό και την διάταξη των ανοιγμάτων στο διαμέρισμα φωτιάς (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978). Όταν υπάρχουν ανοίγματα μόνο από μία πλευρά του διαμερίσματος τότε επικρατούν συνθήκες μη εξαναγκασμένης ροής (No Forced Draught – NoFD) (EN 1991-1-2, 2002). Σε αντίθετη περίπτωση, όταν υπάρχουν πολλαπλά ανοίγματα και μάλιστα σε αντίθετες πλευρές του διαμερίσματος φωτιάς ή υπάρχει παροχή αέρα και από άλλη πηγή (όπως για παράδειγμα λόγω του συστήματος εξαερισμού ενός κτιρίου), επικρατούν συνθήκες εξαναγκασμένου αερισμού (Forced Draught - FD). Και οι δύο συνθήκες αερισμού NoFD (Oleszkiewicz, 1989; Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Yoshioka et al., 2012; Lin, 2000) και FD (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010; Yoshioka et al., 2012; Lin, 2000) και η επίδρασή τους σε ΦΕΑ μελετώνται στην παρούσα διατριβή (Κεφάλαιο 7). Ιδιαίτερη έμφαση δίνεται τις συνθήκες FD, μιας και μέχρι τώρα δεν υπάρχουν σαφείς ενδείξεις του πως αυτές οι συνθήκες επηρεάζουν της εξέλιξη της φωτιάς σε διαμερίσματα και ΦΕΑ (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Empis, 2010; Feasey and Buchana, 2002).

Τα βασικά γεωμετρικά χαρακτηριστικά των ΦΕΑ υπό συνθήκες NoFD και FD απεικονίζονται στο Σχήμα 2-4. Τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά των ΦΕΑ εξαρτώνται κυρίως (Klorovic, 2001; Beyler, 1986) από τον ρυθμό έκλυσης θερμότητας της φωτιάς, το ύψος του ανοίγματος, το εμβαδόν του ανοίγματος και την ταχύτητα του εξωτερικού ανέμου. Παρόλο που τα χαρακτηριστικά του πλουμίου ΦΕΑ μεταβάλλονται δυναμικά με την πάροδο του χρόνου, οι εμπειρικές σχέσεις που χρησιμοποιούνται ευρέως για τον σχεδιασμό πυρασφάλειας δεν λαμβάνουν υπόψη τους αυτό το φαινόμενο. Οι υπολογισμοί για την εκτίμηση του ύψους (L_L), της προβολής (L_H) και του πλάτους (w_f) των ΦΕΑ γίνονται υποθέτοντας μόνιμες συνθήκες θεωρώντας είτε σταθερό πάχος πλουμίου (Layout I) είτε τριγωνικό σχήμα (Layout II) για συνθήκες NoFD, Σχήμα 2-4 (αριστερά). Οι ΦΕΑ (Layout I) προβάλλονται εκτός του δωματίου φωτιάς από την άνω πλευρά του

ανοίγματος, υπό γωνία 45° , ενώ στην συνέχεια το πλούμιο της φωτιάς, λόγω ανωστικών φαινομένων, επεκτείνεται προς τα πάνω παράλληλα με την πρόσοψη (EN 1991-1-2, 2002; Empis, 2010; Law, 1978). Υπό συνθήκες FD, το πλούμιο ΦΕΑ θεωρείται ότι εξέρχεται από όλη την επιφάνεια του ανοίγματος και θεωρείται ότι έχει σταθερό πλάτος (EN 1991-1-2, 2002; Empis, 2010; Seigel, 1969).

ΚΕΦΑΛΑΙΟ 3: Μεθοδολογίες σχεδιασμού πυρασφάλειας για Φλόγες Εξερχόμενες από Άνοιγμα

3.1.Εισαγωγή

Η έρευνα για τα φυσικά χαρακτηριστικά ΦΕΑ και ξεκίνησε στις αρχές της δεκαετίας του 1960 από τον Yokoi (Yokoi, 1960) και συνεχίστηκε από μια πληθώρα άλλων ερευνητών (Thomas, 1977; Thomas and Heselden, 1972; Thomas and Law, 1972; Oleszkiewicz, 1989). Οι μέχρι τώρα ερευνητικές δραστηριότητες επικεντρώνονται στις βασικές φυσικές παραμέτρους που διέπουν τη δυναμική της φωτιάς στο εσωτερικό των κτιρίων και τις επακόλουθες ΦΕΑ. Μερικά από αυτά τα ευρήματα που αφορούν κυρίως την περιγραφή των ΦΕΑ καθώς και τις επιπτώσεις τους σε προσόψεις κτιρίων, έχουν σταδιακά ενσωματωθεί σε κάποιους εθνικούς κώδικες και οδηγίες σχεδιασμού πυρασφάλειας. Εξ' αυτών, οι οδηγίες σχεδιασμού που παρέχονται από τους Ευρωκώδικες (EN 1991-1-2, 2002) και χρησιμοποιούνται ευρέως στην Ευρωπαϊκή Ένωση, παρέχουν τις γενικές αρχές και κανόνες που αφορούν τη θερμική και μηχανική δράση κατασκευών που εκτίθενται σε συνθήκες φωτιάς. Αν και η μεθοδολογία που περιγράφεται είναι αναλυτική, δεν γίνεται συγκεκριμένη μνεία ούτε δίνονται κατευθυντήριες γραμμές για την αντιμετώπιση εξάπλωσης φωτιάς σε περιπτώσεις προσόψεων κατασκευασμένων από εύφλεκτα υλικά και αντιμετώπισης των επιπτώσεων ΦΕΑ στις προσόψεις.

Στα πλαίσια, της θεωρητικής ανάλυσης της μεθοδολογίας σχεδιασμού έναντι πυρασφάλειας όπως αναπτύχθηκε στα πλαίσια της παρούσας διατριβής, το παρόν κεφάλαιο εστιάζει κυρίως στη περιγραφή Ε.Σ. και ευρέως χρησιμοποιούμενων μεθοδολογιών για τον χαρακτηρισμό ΦΕΑ και της επίδρασής τους σε συστήματα προσόψεων. Αρχικά διενεργείται μια θεμελιώδης ανάλυση παραμέτρων προκειμένου να καθορισθούν η εφαρμοσιμότητάς και τα όρια εφαρμογής της κάθε Ε.Σ. και μεθοδολογίας. Μέχρι τώρα υπάρχει μια πληθώρα Ε.Σ. (Yokoi, 1960; Thomas, 1977; Oleszkiewicz, 1989; Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Seigel, 1969; Tang et al, 2012) που χρησιμοποιούνται για τον υπολογισμό των γεωμετρικών χαρακτηριστικών ΦΕΑ, της θερμοκρασίας του κεντρικού άξονα ΦΕΑ και την ροή θερμότητας στην πρόσοψη. Αυτές οι ημι-εμπειρικές σχέσεις προέκυψαν μέσω θεωρητικής ανάλυσης σε συνδυασμό με πειραματικά δεδομένα (Yokoi, 1960; Law, 1978). Το παρόν κεφάλαιο εστιάζει κυρίως στις μεθοδολογίες για την εκτίμηση των θερμικών χαρακτηριστικών της ακτινοβολίας και συναγωγής που λαμβάνονται από την πρόσοψη η οποία εκτίθεται απευθείας σε πλούμιο ΦΕΑ. Συνολικά όλες οι Ε.Σ. και μεθοδολογίες που παρουσιάζονται στο παρόν κεφάλαιο και πιστοποιούνται, Κεφάλαιο 7, χωρίζονται σε τρεις βασικές κατηγορίες: εκτίμηση των γεωμετρικών χαρακτηριστικών πλουμίου ΦΕΑ, θερμοκρασίας στον κεντρικό άξονα πλουμίου ΦΕΑ και ροή θερμότητας λόγω ΦΕΑ στην πρόσοψη.

3.2.Βασικές διαστάσεις πλουμίου ΦΕΑ

Τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά των ΦΕΑ εξαρτώνται κυρίως (EN 1991-1-2, 2002; Klorovic, 2001, Beyler, 1986) από τον ρυθμό έκλυσης θερμότητας της φωτιάς (Q), το ύψος του ανοίγματος (h_{eq}), το εμβαδόν του ανοίγματος (A_v) και την ταχύτητα του ανέμου (V). Παρόλο που τα χαρακτηριστικά του πλουμίου ΦΕΑ μεταβάλλονται δυναμικά με την πάροδο του χρόνου, οι Ε.Σ. που χρησιμοποιούνται ευρέως για τον σχεδιασμό πυρασφάλειας δεν λαμβάνουν υπόψη τους αυτό το φαινόμενο. Οι υπολογισμοί για την εκτίμηση του ύψους (L_L), της προβολής (L_H) και του πλάτους (w_f) των ΦΕΑ, Σχήμα 2-4, γίνονται υποθέτοντας μόνιμες συνθήκες. Οι ΦΕΑ προβάλλονται εκτός του δωματίου φωτιάς από την άνω πλευρά του ανοίγματος, αρχικά υπό γωνία, ενώ στην συνέχεια το πλούμιο της φωτιάς, λόγω ανωστικών φαινομένων, επεκτείνεται προς τα πάνω παράλληλα με την πρόσοψη οι αντίστοιχες Ε.Σ. απεικονίζονται στους Πίνακες 3-1 και 3-2.

Στον Πίνακα 3-1 παρουσιάζονται οι πιο ευρέως χρησιμοποιούμενες Ε.Σ. για τον υπολογισμό του ύψους (L_L) και της προβολής από την πρόσοψη (L_H) των ΦΕΑ. Σε γενικές γραμμές, το ύψος ΦΕΑ υπολογίζεται συναρτήσει του ρυθμού έκλυσης θερμότητας (PEΘ) (Q) ή του PEΘ εξωτερικά του κτιρίου (Q_{ex}), Εξίσωση 3-1. Το ύψος ΦΕΑ είναι αντιστρόφως ανάλογο της «ενεργού» διαμέτρου της πηγής καυσίμου (D_v), η οποία λαμβάνεται ίση με το εμβαδόν της επιφάνειας του ανοίγματος και μπορεί να υπολογιστεί με χρήση της Εξίσωσης 3-4 (Tang et al., 2012). Ο PEΘ εξωτερικά του κτιρίου αντιστοιχεί στο ποσοστό του συνολικού PEΘ που οφείλεται στην καύση που λαμβάνει χώρα εκτός του διαμερίσματος. Πρόσφατα (Tang et al., 2012), προτάθηκε μια Ε.Σ. για την εκτίμηση του Q_{ex} σε συνθήκες μη επαρκούς αερισμού, Εξίσωση 3-1. Σε αυτήν την περίπτωση, ο συνολικός PEΘ (Q) είναι το άθροισμα του μέσου PEΘ στο εσωτερικό ($Q_{in,max}$) και του PEΘ στο εξωτερικό (Q_{ex}) του διαμερίσματος.

Οι Ε.Σ. H1 και P1, οι οποίες χρησιμοποιούνται και στον EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002), βασίζονται στις εμπειρικές σχέσεις όπως εκφράστηκαν αρχικά από την Law (Law, 1978). Για την εκτίμηση του μέσου ύψους ΦΕΑ, σύμφωνα με τις Ε.Σ. H2, H3 και H4, χρησιμοποιείται ο PEΘ και η «ενεργός» διάμετρος της φωτιάς (D_v), όπως αυτή προκύπτει θεωρώντας τις ΦΕΑ πλήρως αξονοσυμμετρικά πλούμια. Ένα τροποποιημένο μοντέλο για τον υπολογισμό του ύψους ΦΕΑ, όπως προτάθηκε πρόσφατα (Tang et al., 2012) και εκφράζεται μέσω της Ε.Σ. H5, βασίζεται στην χρήση της χαρακτηριστικής κλίμακας l , Εξίσωση 3-5. Αντίστοιχα οι Ε.Σ. P2 (Yokoi, 1960), P3 (McCaffrey, 1983) και P4 (Beuther and George, 1982), οι οποίες χρησιμοποιούνται για τον υπολογισμό της προβολής των ΦΕΑ, βασίζονται σε μεθοδολογίες οι οποίες θεωρούν ως πηγή θερμότητας το άνω μισό του ανοίγματος και αγνοούν την επίδραση της ακτινοβολίας.

Αν και κάποιες Ε.Σ. (Yokoi, 1960; Heskestad, 1983; McCaffrey, 1983; Beuther and George, 1982) έχουν προκύψει από επεξεργασία πειραματικών δεδομένων φωτιάς κηλίδας υγρού καυσίμου σε ανοιχτό χώρο, μπορούν να χρησιμοποιηθούν με ασφάλεια και για την περιγραφή των διαστάσεων ΦΕΑ (Beyler, 1984). Σε μια τέτοια περίπτωση, χρησιμοποιείται μόνο ο όρος συναγωγής του PEΘ στο άνοιγμα δεδομένου ότι οι διαστάσεις του δωματίου δεν φαίνεται να επηρεάζουν σημαντικά τις διαστάσεις του ΦΕΑ (Korhonen and Hietaniemi, 2005). Το πλάτος του ΦΕΑ (w_f) συνήθως θεωρείται ίσο με το πλάτος του ανοίγματος (w_i) (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978) και ελάχιστες βιβλιογραφικές αναφορές (Lee et al., 2009) διερευνούν την επίδρασή άλλων παραγόντων.

3.3.Θερμοκρασία κεντρικού άξονα ΦΕΑ

Υπάρχει μια πληθώρα διαθέσιμων Ε.Σ. για τον υπολογισμό της θερμοκρασίας (T_z) του κεντρικού άξονα του πλουμίου ΦΕΑ (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978; Beyler, 1986). Η καινοτόμος έρευνα του Yokoi (Yokoi, 1960) αποκάλυψε τη επιρροή μιας σειράς παραμέτρων όπως η ισοδύναμη ακτίνα του ανοίγματος (r_o), Εξίσωση 3-6, ύψος ανοίγματος (H_o) και PEΘ (Q) στους υπολογισμούς της θερμοκρασίας του κεντρικού άξονα ΦΕΑ. Περαιτέρω έρευνα σε διατάξεις μεσαίας και μεγάλης κλίμακας (Klorovic and Turan, 2001a; Tang et al., 2012), αποκάλυψε μια σειρά επιπλέον παραμέτρων που επηρεάζουν τους υπολογισμούς αυτούς, όπως για παράδειγμα την συνεισφορά της ακτινοβολούμενης θερμότητας από την πρόσοψη (Beyler, 1986), την παροχή αέρα περιβάλλοντος στο δωμάτιο φωτιάς (Tang et al., 2012) και την επίδραση των συνθηκών αερισμού FD (Law, 1978; Sugawa et al., 1997).

Η γενική τάση που υπάρχει είναι ότι η θερμοκρασία της φλόγας είναι άμεσα εξαρτώμενη από την απόσταση στον κεντρικό άξονα ΦΕΑ, όπως κατέδειξε ο Law (Law, 1978) και εφαρμόστηκε στον EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002); μόνο σε αυτήν την μέθοδο συμπεριλαμβάνεται η επίδραση των συνθηκών αερισμού και προτείνεται η χρήση διαφορετικών σχέσεων ανάλογα με τις συνθήκες αερισμού NoFD και FD. Μια πιο

γενική μεθοδολογία προτάθηκε από τον Himoto (Himoto et al., 2009), ο οποίος βασίστηκε σε διαδιάστατη ανάλυση του φαινομένου και πιστοποίησε τις Ε.Σ. του χρησιμοποιώντας πειραματικά δεδομένα.

Μια πληθώρα Ε.Σ. για τον υπολογισμό της θερμοκρασιακής αύξησης του κεντρικού άξονα πλουμίου ΦΕΑ, $\Delta T_m = T_z - T_{amb}$, συναρτήσει του ύψους (Z) παρουσιάζονται στον Πίνακα 3-3. Στην πλειονότητα των περιπτώσεων, διαφαίνεται μια ισχυρή εξάρτηση της θερμοκρασίας από την $2/3^{\text{η}}$ δύναμη του ΡΕΘ. Στην περίπτωση των Ε.Σ., T3 και T4, μπορούν να χρησιμοποιηθούν πιο “συμπυκνωμένες” εκφράσεις αν χρησιμοποιηθούν οι τιμές των φυσικών ιδιοτήτων του ατμοσφαιρικού και θερμού αέρα ($\rho = 1.2 \text{ kg/m}^3$, $\rho_{500} c = 0.45 \text{ kg/m}^3$, $C_p = 1.005 \text{ KJ/kg K}$, $T_{amb} = 293\text{K}$); Αυτές οι εκφράσεις απεικονίζονται επίσης στον Πίνακα 3-3. Η τιμή Z που χρησιμοποιείται στις παρούσες Ε.Σ. αντιστοιχεί είτε στο ύψος πάνω από γείσο του ανοίγματος (T1, T3 και T4) είτε στο ύψος πάνω από την εικονική πηγή (virtual source) (T2), η οποία υπολογίζεται χρησιμοποιώντας την προτεινόμενη μεθοδολογία του Yokoi (Yokoi, 1960). Υπάρχει μια πληθώρα μεθοδολογιών (EN 1991-1-2, 2002; DiNenno et al., 2002; Beyler, 1986) για την εκτίμηση της θερμοκρασίας του πλουμίου ΦΕΑ στο άνοιγμα του διαμερίσματος (T_o), η οποία χρησιμοποιείται στην Ε.Σ. T1. Στην παρούσα διατριβή, χρησιμοποιήθηκε η μεθοδολογία που προτείνεται από το EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002) χρησιμοποιώντας τις Εξισώσεις 3-7 και 3-8; Η ποσότητα T_o φαίνεται να εξαρτάται από το εμβαδόν του ανοίγματος (A_o), το πλάτος του (W_v), το μήκος του πλουμίου ΦΕΑ (L_f) και τον ΡΕΘ (Q). το μήκος του πλουμίου ΦΕΑ (L_f) εκτιμάται χρησιμοποιώντας τις Εξισώσεις 3-9 και 3-10 για συνθήκες αερισμού NoFD και FD αντίστοιχα (EN 1991-1-2, 2002).

3.4.Ροή θερμότητας στην πρόσοψη λόγω ΦΕΑ

Υπάρχουν μια πληθώρα μεθοδολογιών που μπορούν να χρησιμοποιηθούν για την εκτίμηση της ροής θερμότητας στην πρόσοψη. Οι τιμές της ροής θερμότητας εξαρτώνται κυρίως από την γεωμετρία του διαμερίσματος φωτιάς, τον ΡΕΘ, της συνθήκης περιβάλλοντος και την θερμοκρασία στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς (Oleszkiewicz, 1989; EN 1991-1-2, 2002; Klorovic and Turan, 2001a; Klorovic and Turan, 2001b; Law, 1978; Law and O'Brien, 1981; Lee et al., 2008). Οι βασικές αρχές, διαδικασίες υπολογισμού και τα όρια εφαρμογής των μεθοδολογιών που προτείνονται στην παρούσα διατριβή παρουσιάζονται αναλυτικά στην συνέχεια. Η Law (Law, 1978) ήταν η πρώτη ερευνητής που ανέλυσε διεξοδικά έναν μεγάλο όγκο δεδομένων από πειράματα φωτιάς μεγάλης κλίμακας χρησιμοποιώντας ξύλινα πυροθερμικά φορτία και ήταν η πρώτη που εξέφρασε μαθηματικά την έκθεση μιας στερεάς επιφάνειας λόγω ΦΕΑ. Το ισοζύγιο θερμότητας για κάθε σημείο της επιφάνειας της πρόσοψης που εκτίθεται σε ΦΕΑ μπορεί να εκφραστεί χρησιμοποιώντας την Εξίσωση 3-11, όπου οι όροι συναγωγής και ακτινοβολίας εκτιμώνται χρησιμοποιώντας τις Εξισώσεις 3-12 και 3-13. Προκειμένου να εφαρμοστούν οι Εξισώσεις 3-11 και 3-12, είναι απαραίτητο να υπολογισθεί ο συντελεστής συναγωγής (a_c), ο συντελεστής εκπομπής (ϵ) και η πραγματική θερμοκρασία της φλόγας (T_f). Ο συντελεστής διάταξης του ανοίγματος σε σχέση με την επιφάνεια (ϕ_f) εξαρτάται από το μέγεθος και το σχήμα του ανοίγματος και την σχετική θέση της πρόσοψης σε σχέση με το άνοιγμα (Law, 1978); μέθοδοι για την εκτίμηση του συντελεστή ϕ_f δίνονται σε διάφορα εγχειρίδια (EN 1991-1-2, 2002; DiNenno et al., 2002). Στην Εξίσωση 3-13 οι όροι που εκφράζουν την ακτινοβολία από τις φλόγες στο εσωτερικό του διαμερίσματος μέσω του ανοίγματος ($\phi_f \sigma T_f^4$) και τις απώλειες λόγω ακτινοβολίας από την τοιχοποιία της πρόσοψης στο περιβάλλον (σT_{wall}^4), συνήθως παραβλέπονται (Empis, 2010). Η θερμική ακτινοβολία εξαρτάται κυρίως από τον συντελεστή εκπομπής της φλόγας (ϵ_z), μια παράμετρος που δεν είναι εύκολο να υπολογισθεί εκ των προτέρων για τυρβώδεις φλόγες διάχυσης (Thomas and Law, 1972). Ο τοπικός συντελεστής ακτινοβολίας της φλόγας (ϵ_z) εκτιμάται συνήθως χρησιμοποιώντας την Εξίσωση 3-14. Η τιμή της σταθεράς εξάλειψης (k) συνήθως λαμβάνει την τιμή 0.3 m^{-1}

(Oleszkiewicz, 1989); επίσης το πλούμιο ΦΕΑ θεωρείται ότι έχει σταθερό πάχος ($\lambda=2L_H$) Σχήμα 2-4 (Layout I) (Oleszkiewicz, 1989; Law, 1978).

Στην παρούσα διατριβή μελετάται η επίδραση των διαφόρων παραμέτρων στην θερμική προσβολή προσόψεων λόγω ΦΕΑ, αυτοί οι παράγοντες είναι η γεωμετρία του πλουμίου ΦΕΑ, η επίδραση του τύπου του καυσίμου στον υπολογισμό του συντελεστή εξάλειψης και η κατάλληλη χρήση του συντελεστή μεταφοράς θερμότητας. Στο Κεφάλαιο 7, παρουσιάζεται αναλυτικά η αξιολόγηση των διαφόρων μεθοδολογιών χρησιμοποιώντας πειραματικά δεδομένα μεγάλης κλίμακας.

Με στόχο τον σχηματισμό μιας ακριβούς μεθοδολογίας για την εκτίμηση της ροής θερμότητας στην εκτιθέμενη σε ΦΕΑ πλευράς συστήματος προσόψεων, αξιολογούνται μια σειρά διαφορετικών μεθοδολογιών όπως φαίνεται στον Πίνακα 3-4. Συγκεκριμένα αξιολογούνται πέντε διαφορετικές μεθοδολογίες HF1, HF2, HF3, HF4 και HF5. Σε όλες τις μεθοδολογίες ο συντελεστής ϕ_f ισούται με την μονάδα και παραλείπονται οι δύο τελευταίοι όροι της Εξίσωσης 3-13.

3.4.1. Επίδραση της γεωμετρίας του πλουμίου ΦΕΑ

Ο συντελεστής εκπομπής ΦΕΑ (ε_z) εξαρτάται από το πάχος του πλουμίου ΦΕΑ, Εξίσωση 3-14, για αυτό και μελετάται αρχικά η επίδραση της γεωμετρίας του πλουμίου ΦΕΑ αξιολογώντας τα δυο πιο ευρέως χρησιμοποιούμενα προφίλ πλουμίων ΦΕΑ; Στο ένα θεωρείται ότι το πάχος της φλόγας παραμένει σταθερό (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978) (Σχήμα 2-4, Layout I) [HF1], και στο άλλο το πλούμιο ΦΕΑ θεωρείται ότι έχει τριγωνική διαμόρφωση (Oleszkiewicz, 1989) (Σχήμα 2-4, Layout II) [HF2]. Αλαζόνας την γεωμετρία του πλουμίου ΦΕΑ, μεταβάλλεται και το πάχος της φλόγας (λ_z) με αποτέλεσμα διαφορετικές τιμές συντελεστή εκπομπής φλόγας (ε_z).

3.4.2. Επίδραση του συντελεστή εξάλειψης

Ένας άλλος παράγοντας που επηρεάζει τον συντελεστή εκπομπής της φλόγας είναι ο συντελεστής εξάλειψης (k); μολονότι στην πλειονότητα των υπαρχουσών μεθοδολογιών αυτή η παράμετρος θεωρείται σταθερή (EN 1991-1-2, 2002; Law, 1978; Oleszkiewicz, 1989), ίση με 0.3 m^{-1} , υπό συνθήκες ρεαλιστικών συνθηκών πυρκαγιάς δεν ισχύει κάτι τέτοιο (DiNenno et al., 2002; Drysdale, 2011). Έτσι στις μεθοδολογίες HF1 και HF2 ο συντελεστής εξάλειψης (k) λαμβάνει την τιμή 0.3 m^{-1} . Όμως στην μεθοδολογία HF3 χρησιμοποιούνται κατάλληλες τιμές του συντελεστή εξάλειψης ανάλογα με το καύσιμο που χρησιμοποιείται ανά περίπτωση (Law, 1978; DiNenno et al., 2002), οι αντίστοιχες τιμές φαίνονται στον Πίνακα 3-5 (Law, 1978; Hurley, 2016; Drysdale 2011)

3.4.3. Επίδραση του συντελεστή μεταφοράς θερμότητας

Τέλος, μελετάται η επίδραση του συντελεστή μεταφοράς (a_c), είτε χρησιμοποιώντας σταθερή τιμή [HF4] ή εμπειρικές σχέσεις όπου λαμβάνεται υπόψη το ύψος του πλουμίου ΦΕΑ [HF5]. Συνήθως δεν δίνεται έμφαση στον υπολογισμό του συντελεστή μεταφοράς θερμότητας σε πυρκαγιές καθώς, ιδιαίτερα σε πυρκαγιές μεγάλης ισχύος, η ακτινοβολία είναι αυτή που υπερισχύει (DiNenno et al., 2002; Veloo and Quintiere, 2013); Μόνο ένας μικρός αριθμός ερευνητών έχουν εστιάσει στον υπολογισμό του συντελεστή μεταφοράς θερμότητας (Veloo and Quintiere, 2013). Ο συντελεστής μεταφοράς θερμότητας εξαρτάται από την ροή μάζας και την θερμοκρασία των θερμών καυσαερίων, αλλά και από την θερμοκρασία, θέση και προσανατολισμό των επιφανειών (Law, 1978; DiNenno et al., 2002). Για την εκτίμησή του χρησιμοποιούνται σχέσεις που περιλαμβάνουν τους διαστατούς αριθμούς Nusselt και Reynolds number, θεωρώντας ροή φυσικής συναγωγής κάθετη σε μια άπειρα μεγάλη επιφάνεια (Oleszkiewicz, 1989; Law, 1978). Στην μεθοδολογία HF4 χρησιμοποιείται σταθερή τιμή του συντελεστή μεταφοράς, $a_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$, is used in method HF4, όπως προτείνεται στην παράγραφο 3.2.2 του EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002).

3.4.4.Συμπερασματικά σχόλια

Στο παρόν κεφάλαιο παρουσιάστηκαν οι θεμελιώδεις φυσικοί μηχανισμοί και παράμετροι που επηρεάζουν την εξέλιξη ΦΕΑ δίνοντας έμφαση στις διαστάσεις και την θερμοκρασία του κεντρικού άξονα του πλουμίου ΦΕΑ. Παρουσιάστηκαν επίσης πέντε αναλυτικά μοντέλα για την εκτίμηση της ροής θερμότητας σε συστήματα προσόψεων. Στον Πίνακα 3-6 παρουσιάζεται μια γενική ανάλυση των παραμέτρων ευαισθησίας της κάθε εμπειρικής σχέσης και μεθοδολογίας.

ΚΕΦΑΛΑΙΟ 4: Πειραματική διερεύνηση ΦΕΑ και επίδρασή τους στην πρόσοψη

4.1.Εισαγωγή

Κατά την διάρκεια μιας φωτιάς σε διαμερίσμα, η ύπαρξη ΦΕΑ αυξάνουν τον κίνδυνο εξάπλωσης της φωτιάς σε γειτονικούς ορόφους και κτίρια. Η ολοένα και αυξανόμενη χρήση εύφλεκτων υλικών στα συστήματα προσόψεων, Κεφάλαιο 1, επιδεινώνει τους κινδύνους λόγω ΦΕΑ. Προκειμένου να αξιολογηθούν τα φυσικά φαινόμενα που διέπουν τις ΦΕΑ και τους παράγοντες που επηρεάζουν την δυναμική συμπεριφορά τους ακολουθήθηκε μια προσέγγιση πολλαπλής κλίμακας καθώς διενεργήθηκαν μια σειρά μεσαίων, παρόν Κεφάλαιο 4, και μεγάλης κλίμακας, Κεφάλαιο 6, πειραμάτων φωτιάς σε διάταξη διαμερίσματος-πρόσοψης. Στα πειράματα μεσαίας κλίμακας σε διάταξη δωματίου ISO 9705 εξοπλισμένο με πρόσοψη, χρησιμοποιήθηκε «αναλώσιμη» πηγή θερμότητας προκειμένου να προσομοιωθούν «ρεαλιστικές» συνθήκες πυρκαγιάς ενώ διενεργήθηκαν παραμετρικές μελέτες μεταβάλλοντας το συνολικό πυροθερμικό φορτίο 127,75, 255,5 and 511 MJ/m² και τις διαστάσεις του ανοίγματος (παράγοντας αερισμού, 0,071 and 0,033 m^{3/2}). Έμφαση δόθηκε στον χαρακτηρισμό του αναπτυσσόμενου ροικού πεδίου κοντά στην περιοχή της πρόσοψης. Τα χρονικά όρια των σταδίων IF, IFE και CEF (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b; Hu et al., 2012), όπως ορίστηκαν στο Κεφάλαιο 2, χρησιμοποιώντας δεδομένα βίντεο και μετρήσεις του ρυθμού απώλειας μάζας. Η χρονική διάρκεια του κάθε σταδίου επηρεάζεται κυρίως από τις διαστάσεις του ανοίγματος ενώ το πυροθερμικό φορτίο επηρεάζει κυρίως τον ρυθμό απώλειας μάζας του καυσίμου και την ροή θερμότητας στην πρόσοψη. Επίσης η τιμή της παραμέτρου GER αυξάνει όσο μειώνεται ο παράγοντας αερισμού.

4.2.Πειραματική διάταξη μεσαίας κλίμακας

4.2.1.Κατασκευαστικές λεπτομέρειες

Το δωμάτιο κατασκευάστηκε σύμφωνα με το πρότυπο ISO9705 (ISO 9705, 1993) υπό κλίμακα ¼, με εσωτερικές διαστάσεις 0,90 m x 0,60 m x 0,60 m και άνοιγμα διαστάσεων είτε 0,20 m x 0,50 m (πόρτα) είτε 0,20 m x 0,30 m (παράθυρο), ενώ η πρόσοψη στην εξωτερική πλευρά του νότιου τοίχου είχε διαστάσεις 0,65 m x 1,80 m, Σχήμα 4-1 και 4-2. Τόσο στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς όσο και στην πρόσοψη χρησιμοποιήθηκαν πυράντοχες γυψοσανίδες πάχους 0,0125 m. Στην πλειονότητα των αντίστοιχων πειραμάτων που παρουσιάζονται στη διεθνή βιβλιογραφία, ως πυροθερμικό φορτίο χρησιμοποιούνται καυστήρες αερίου καυσίμου σταθερής ισχύος (Oleszkiewicz, 1989; Tang et al., 2012; Delichatsios et al., 2009). Στην πειραματική διάταξη χρησιμοποιήθηκε μια «αναλώσιμη» πηγή θερμότητας (φωτιά υγρής κηλίδας, με καύσιμο το κανονικό εξάνιο) προκειμένου να προσομοιωθούν «ρεαλιστικές» συνθήκες πυρκαγιάς. Το καύσιμο τοποθετήθηκε στο κέντρο του δωματίου σε ένα δοχείο από ανοξείδωτο χάλυβα διαστάσεων 0,25 m x 0,25 m x 0,10 m. Για τη μέτρηση της μάζας του καυσίμου χρησιμοποιήθηκε δυναμοκυψέλη ενώ η ποσότητα καυσίμου ανά περίπτωση μελέτης επιλέχθηκε έτσι ώστε να εξασφαλίζεται η έξοδος της φωτιάς εκτός του δωματίου μέσω του ανοίγματος.

Στη σειρά πειραμάτων που παρουσιάζεται στο παρόν κεφάλαιο οι κύριες παράμετροι που μεταβλήθηκαν ήταν το πυροθερμικό φορτίο και οι συνθήκες αερισμού. Οι κύριες παράμετροι κάθε περίπτωσης μελέτης, όπως για παράδειγμα η θερμοκρασία περιβάλλοντος και η σχετική υγρασία, η συνολική διάρκεια κάθε πειράματος, η μάζα του καυσίμου, ο καθολικός λόγος ισοδυναμίας (Global Equivalence Ratio, GER) (DiNenno et al., 2002),

ο μέσος PEΘ στο εσωτερικό του δωματίου και ο μέσος PEΘ εξωτερικά του δωματίου (Tang et al., 2012), παρουσιάζονται αναλυτικά στον Πίνακα 4-1.

4.2.2. Δίκτυο αισθητήρων και σύστημα συλλογής δεδομένων

Προκειμένου να καταγραφεί η χρονική εξέλιξη των φυσικών μεγεθών της ΦΕΑ χρησιμοποιήθηκε ένα εκτεταμένο δίκτυο αισθητήρων, εσωτερικά και εξωτερικά της πειραματικής διάταξης. Συγκεκριμένα, διενεργήθηκαν μετρήσεις της θερμοκρασίας αέρα στο εσωτερικό του διαμερίσματος με χρήση 10 θερμοστοιχείων 1,5 mm τύπου K και κατά το ύψος του ανοίγματος με χρήση επιπλέον 4 θερμοστοιχείων. Μετά από κάθε πείραμα οι θερμοκρασίες αέρα στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς επεξεργάστηκαν περαιτέρω για διορθωση της τιμής τους λόγω της ακτινοβολίας. Η μεθοδολογία που ακολουθήθηκε παρουσιάζεται αναλυτικά στο Παράρτημα Α. Στην πρόσοψη της εγκατάστασης τοποθετήθηκαν 14 θερμοστοιχεία, ενώ χρησιμοποιήθηκαν 27 θερμοστοιχεία για την μέτρηση της θερμοκρασίας της ΦΕΑ σε απόσταση 123 mm και 246 mm από την πρόσοψη, όπως φαίνεται στα Σχήματα 4-1 και 4-2. Η ροή θερμότητας στην πρόσοψη μετρήθηκε με χρήση υδρόψυκτου μετρητή ροής θερμότητας τύπου Schmidt-Boelter, διαμέτρου 25 mm, ο οποίος τοποθετήθηκε 0.11 m πάνω από το άνοιγμα. Για την καταγραφή, με συχνότητα δειγματοληψίας 1 s, και επεξεργασία των πειραματικών δεδομένων από τις μετρητικές συσκευές χρησιμοποιήθηκε το λογισμικό LabView. Απέναντι και κάθετα από την πρόσοψη τοποθετήθηκαν δύο ψηφιακές κάμερες, προκειμένου να καταγραφεί το πλούμιο της αναπτυσσόμενης ΦΕΑ ανά 30 καρέ ανά δευτερόλεπτο.

Στην πλειονότητα των αντίστοιχων πειραμάτων που παρουσιάζονται στη διεθνή βιβλιογραφία, ως πυροθερμικό φορτίο χρησιμοποιούνται καυστήρες αερίου καυσίμου σταθερής ισχύος (Oleszkiewicz, 1989; Tang et al., 2012; Delichatsios et al., 2009). Στην πειραματική διάταξη μεσαίας κλίμακας χρησιμοποιήθηκε μια «αναλώσιμη» πηγή θερμότητας (φωτιά υγρής κηλίδας, με καύσιμο το κανονικό εξάνιο) προκειμένου να προσομοιωθούν «ρεαλιστικές» συνθήκες πυρκαγιάς (Parkes, 2009; Gottuk et al., 1992; Audoin et al., 1997). Η κατώτερη θερμογόνο δύναμη του καυσίμου μετρήθηκε πειραματικά με Θερμιδόμετρο τύπου Οβίδας Οξυγόνου (ASTM D240-14, 2014), 43521 ± 131 kJ/kg. Το καύσιμο τοποθετήθηκε στο κέντρο του δωματίου σε ένα δοχείο από ανοξείδωτο χάλυβα διαστάσεων 0,25m x 0,25m x 0,10m. Για τη μέτρηση της μάζας του καυσίμου χρησιμοποιήθηκε δυναμοκυψέλη που τοποθετήθηκε κάτω από το δοχείο καυσίμου. Για την μέτρηση της συγκέντρωσης αερίων χρησιμοποιήθηκε αναλυτής αερίων τύπου ABB Optima AO2000 Series, με τον οποίο μετρήθηκαν οι συγκεντρώσεις οξυγόνου, μονοξειδίου και διοξειδίου του άνθρακα με συχνότητα δειγματοληψίας 1 Hz και παροχή δειγματοληψίας 0,26 l/min. Το σύστημα ABB Optima AO2000 Series αποτελείται από τρεις επιμέρους μονάδες αναλυτών αερίων: υπέρυθρος αναλυτής Uras 26, φωτόμετρο Limas 11-IR (υπέρυθρης λειτουργίας) και παραμαγνητικός αναλυτής Magnos 206.

Παράλληλα, αναπτύχθηκε ένα υπολογιστικό εργαλείο επεξεργασίας εικόνας σε περιβάλλον MATLAB προκειμένου να καταστεί εφικτός ο καθορισμός των δυναμικών γεωμετρικών χαρακτηριστικών των ΦΕΑ (π.χ. ύψος, πλάτος, προέκταση, όγκος, σημεία επαφής στην πρόσοψη). Χρησιμοποιήθηκε μια μεθοδολογία η οποία βασίστηκε σε βιβλιογραφικές εργασίες (Vipin, 2012; Celik et al., 2007) για την ανίχνευση φωτιάς και καπνού. Για κάθε εικόνα γίνεται επεξεργασία και μετατροπή της σε δυαδική μορφή χρησιμοποιώντας έναν αλγόριθμο φιλτραρίσματος με χρήση κατάλληλων κανόνων βάσει του χρώματος και του επιπέδου φωτεινότητας της ΦΕΑ ανάλογα με τις επικρατούσες συνθήκες φωτισμού κάθε πειράματος. Οι διαστάσεις του πλουμίου ΦΕΑ προσδιορίστηκαν βάσει του υπολογισμού της πιθανότητας I , ύπαρξης φλόγας σε ένα σημείο (Flame Intermittency). Το πλούμιο της ΦΕΑ (Tang et al., 2012) μπορεί να διαιρεθεί σε τρεις ευδιάκριτες ζώνες ανάλογα με την τιμή της πιθανότητας I (McCaffrey, 1983), ονομαστικά «συνεχής φλόγα», «διακοπτόμενη φλόγα» και «πλούμιο άνωσης». Ανάλογα με την κάθε περιοχή της ΦΕΑ μπορεί να καθοριστεί και το αντίστοιχο ύψος της φλόγας που αντιστοιχεί στην περιοχή της «συνεχούς φλόγας», $L_{f,0.95}$ με $I=95\%$,

της «διακοπτόμενης φλόγας», $L_{f,0.50}$ με $I=50\%$ και του «ανωστικό πλούμιο», $L_{f,0.05}$ με $I=5\%$. Το μέσο ύψος της ΦΕΑ, $L_{f,m}$, μπορεί να εκτιμηθεί είτε συναρτήσει του ύψους της ΦΕΑ στην περιοχή της «διακοπτόμενης φλόγας», $L_{f,0.50}$, είτε υπολογίζοντας τον μέσο όρο του ύψους της στην περιοχή της «συνεχούς φλόγας», $L_{f,0.05}$, και του «ανωστικού πλουμίου», $L_{f,0.95}$ (Audoin et al., 1995). Οι τιμές του μέσου ύψους, $L_{f,m}$, που υπολογίστηκαν και με τις δύο παραπάνω μεθοδολογίες είναι σε πολύ καλή συμφωνία. Το λογισμικό αυτό παρουσιάζεται αναλυτικά στο Παράρτημα Β.

4.3. Παραμετρική μελέτη

Διενεργήθηκε παραμετρική μελέτη μεταβάλλοντας το πυροθερμικό φορτίο (περιπτώσεις D-1.00L, D-2.35L και D-4.70L) και τις διαστάσεις του ανοίγματος (περίπτωση W-2.35L). Το πυροθερμικό φορτίο στις περιπτώσεις W-2.35L και D-2.35L ήταν κοινό, όμως η πρώτη περίπτωση αντιστοιχεί σε σενάριο φωτιάς με διάταξη ανοίγματος δωματίου φωτιάς που αντιστοιχεί σε «πόρτα» ενώ το δεύτερο σε «παράθυρο». Οι κύριες παράμετροι κάθε περίπτωσης μελέτης, όπως για παράδειγμα οι διαστάσεις του ανοίγματος, η θερμοκρασία περιβάλλοντος (T_{amb}) και η σχετική υγρασία (RH), η συνολική διάρκεια κάθε πειράματος (t_{dur}), η μάζα του καυσίμου (m_f), ο συνολικός ΡΕΘ (Q), ο μέσος ΡΕΘ στο εσωτερικό του δωματίου ($Q_{in,max}$) και ο μέσος ΡΕΘ εξωτερικά του δωματίου (Q_{ex}) (Tang et al., 2012), ο παράγοντας αερισμού ($AH^{1/2}$), παρουσιάζονται αναλυτικά στον Πίνακα 4-1.

Πραγματοποιήθηκε μια εμπειρισταωμένη μελέτη χρησιμοποιώντας το Π Θεώρημα Buckingham προκειμένου να διασφαλιστεί ότι το πυροθερμικό φορτίο που χρησιμοποιήθηκε αντιστοιχεί σε συνθήκες κατά το «μετά την καθολική ανάφλεξη» στάδιο όπως επιβάλλεται από τις σχεδιαστικές υποδείξεις όπως αυτές περιγράφονται στον Ευρωκώδικα για οικιακές εγκαταστάσεις. Η αναγωγή υπό κλίμακα επιτεύχθηκε αξιολογώντας τις εξισώσεις συνέχειας και επιλέγοντας τις κατάλληλες αδιάστατες ομάδες μεταβλητών για τη διατήρηση της συνοχής μεταξύ της μεγάλης και μεσαίας κλίμακας. Το πυροθερμικό φορτίο της περίπτωσης D-4.70L χρησιμοποιήθηκε σαν σημείο αναφοράς, και επιλέχθηκε βάση του EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002) να αντιστοιχεί σε προτότυπες συνθήκες σχεδιασμού που αντιστοιχούν σε 511 MJ/m^2 .

4.4. Μελέτη επαναληψιμότητας

Διενεργήθηκαν τρία πανομοιότυπα πειράματα προκειμένου να αξιολογηθεί η επαναληψιμότητα, τα αναλυτικά στοιχεία των οποίων παρουσιάζονται στον Πίνακα 4-2. Σαν «δείκτες επαναληψιμότητας» χρησιμοποιήθηκαν οι μέσες θερμοκρασίες αέρα στο εσωτερικό του δωματίου και η ροή θερμότητας στην πρόσοψη και όπως φαίνεται στα Σχήματα 4-6 και 4-7, τα πειράματα φαίνεται να έχουν πολύ ιακνοποιητική επαναληπτικότητα. Η περαιτέρω στατιστική ανάλυση μεταβλητών με την μέθοδο ANOVA (Hurley, 2016) κατέδειξε ότι οι πειραματικές τιμές δεν είχαν σημαντική απόκλιση, σε ένα επίπεδο σημαντικότητας 5%. Το πλούμιο ΦΕΑ σε κάθε περίπτωση είχε παρόμοια εξέλιξη, όπως φαίνεται και από την χρονική διάρκεια των σταδίων IF, IFE και CEF, Πίνακας 4-2, αλλά και από τους χρονικούς μέσους όρους της θερμοκρασίας ΦΕΑ κατά την διάρκεια του σταδίου CEF, Σχήμα 4-7.

4.5. Εκτίμηση πειραματικών σφαλμάτων

Για την εκτίμηση πειραματικών σφαλμάτων ακολουθήθηκε η μεθοδολογία που προτείνεται από την ASME Nakos, 2004) και στον συγκεντρωτικό Πίνακα 4-3 παρουσιάζονται τα σφάλματα ανά τύπο αισθητήρα αναλυτικά.

4.6. Αποτελέσματα

4.6.1. Ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου και Καθολικός Λόγος Ισοδυναμίας

Ο ρυθμός καύσης σε φωτιές κηλίδας υγρού καυσίμου σε κλειστούς χώρους επηρεάζεται από πολλές παραμέτρους όπως για παράδειγμα οι συνθήκες αερισμού και η ακτινοβολία από τα τοιχώματα του δωματίου (White and Delichatsios, 2014; Hurley, 2016). Στο Σχήμα 4-9 (πάνω) παρουσιάζεται ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου για τις περιπτώσεις μελέτης, όπου φαίνεται η επίδραση των παραπάνω παραμέτρων (χρησιμοποιήθηκε η μεθοδολογία Savitzky-Golay 5 κινούμενων σημείων για να εξομαλυνθούν τα πειραματικά δεδομένα). Απεικονίζεται επίσης και ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου στο δοχείο καυσίμου που καίγεται εκτός διαμερίσματος φωτιάς. Οι κάθετες γραμμές, Σχήμα 4-9 και σε όλα τα ακόλουθα, αναπαριστούν την μετάβαση από το στάδιο IF στο IFE (γαμμή με τελείες) και από το IFE στο CEF (γαμμή με παύλες-τελείες), ενώ οι χρονικές διάρκειες του κάθε σταδίου παρουσιάζονται στον Πίνακα 4-4. Όσο αυξάνεται το πυροθερμικό φορτίο τόσο αυξάνεται και ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου ενώ με την πάροδο του χρόνου η σταδιακή μείωση της στάθμης του υγρού καυσίμου έχει σαν αποτέλεσμα την αύξηση του ρυθμού κατανάλωσης καυσίμου. το εμβαδόν του ανοίγματος επηρεάζει την συγκέντρωση οξυγόνου κοντά στο δοχείο καυσίμου και κατά συνέπεια την διάρκεια της πυρκαγιάς, Σχήμα 4-9. Η χρονική μεταβολή του GER, Εξίσωση 2-1, για την κάθε περίπτωση απεικονίζεται στο Σχήμα 4-9 (κάτω). Οι περιπτώσεις D-2.35L, D-4.70L και W-2.35L αντιστοιχούν σε συνθήκες μη επαρκούς αερισμού. Όμως σε όλες της περιπτώσεις η τιμή GER παραμένει μικρότερη της μονάδας όταν οι γλόγγες περιορίζονται στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς. Κατά την διάρκεια της περίπτωσης όμως, επικρατούν συνθήκες επαρκούς αερισμού καθόλη την διάρκεια του πειράματος λόγω του χαμηλού πυροθερμικού φορτίου. Παρατηρήθηκε ότι το στάδιο IFE προκύπτει όταν η τιμή του GER λαμβάνει τιμή μεταξύ 0,2 και 0,5 ενώ το στάδιο CEF ξεκινά όταν η τιμή GER υπερβαίνει την τιμή 0,5.

4.6.2. Θερμοκρασία στο εσωτερικό του δωματίου

Στο Σχήμα 4-10 απεικονίζεται κατανομή των μέσων θερμοκρασιών αέρα καθ' ύψος στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς και στο Σχήμα 4-11 απεικονίζεται η χρονική μεταβολή της θερμοκρασίας του αέρα στο ανώτερο θερμό στρώμα του εσωτερικού του δωματίου όπου διακρίνονται οι τρεις φάσεις εξέλιξης μιας τυπικής φωτιάς σε διαμέρισμα: το στάδιο ανάπτυξης, το στάδιο της πλήρως ανεπτυγμένης φωτιάς και το στάδιο της σβέσης. Όπως αναμένεται, παρατηρούνται υψηλότερες θερμοκρασίες στις περιπτώσεις με αυξημένο πυροθερμικό φορτίο. Στην περίπτωση D-4.70L, όπως φαίνεται και από την κατανομή των μέσων θερμοκρασιών καθ' ύψος κοντά στο άνοιγμα του δωματίου (θέση CF), η καύση των άκαυστων υδρογονανθράκων κοντά στο άνοιγμα έχει σαν αποτέλεσμα μεγαλύτερο όγκο ΦΕΑ.

4.6.3. Καθολικός Λόγος Ισοδυναμίας

Σε προηγούμενες δημοσιευμένες εργασίες οι οποίες εστιάζουν στα φυσικά χαρακτηριστικά ΦΕΑ (Law, 1978; Seigel, 1969; Thomas and Heselden, 1972), δεν δίνεται ιδιαίτερη έμφαση στις συγκεντρώσεις χημικών ειδών στο εξωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς. Στην πλειονότητα δε των πειραμάτων φωτιάς οι συγκεντρώσεις των οξυγόνου και άλλων αερίων μετρούνται στην βάση του δοχείου καυσίμου (Thomas, 1991; Beyler 1986) ή σε κάποια περιοχή δειγματοληψίας στον αγωγό καπναερίων (Pitts, 1997) προκειμένου να οριστεί ο PEΘ. Στην παρούσα διατριβή μετρήθηκαν οι συγκεντρώσεις αερίων στην πρόσοψη και απεικονίζονται για δύο

χαρακτηριστικές περιπτώσεις στο Σχήμα 4-14. Σε συμφωνία με τις παρατηρήσεις του Forell και Hosser (Forell and Hosser, 2007) φαίνεται ότι η ξαφνική μείωση της συγκέντρωσης μονοξειδίου του άνθρακα στο εξωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς στο τέλος του IF σταδίου είναι μια σημαντική ένδειξη ότι ΦΕΑ θα εξέλθουν μέσω του ανοίγματος. Η τιμές της χρονικής διάρκειας του κάθε σταδίου φωτιάς του κάθε πειράματος, η απώλεια μάζας σε κάθε στάδιο καθώς και οι τιμές του GER και της ροής θερμότητας απεικονίζονται συλλογικά στο Σχήμα 4-14.

4.6.4. Θερμοκρασία και διαστάσεις πλουμίου ΦΕΑ

Η χωρική κατανομή της πιθανότητας I της ΦΕΑ παρουσιάζεται στα Σχήματα 4-15 και 4-16 για τις τέσσερις περιπτώσεις μελέτης. Ο όγκος της ΦΕΑ μεταβάλλεται συναρτήσει του ΡΕΘ. Η ΦΕΑ είναι περιορισμένη σε μικρούς ΡΕΘ και επαρκώς αεριζόμενες συνθήκες (περίπτωση D-1.00L) σε σχέση με τις περιπτώσεις D-2.35L και D-4.70L όπου επικρατούν συνθήκες μη επαρκούς αερισμού και το πυροθερμικό φορτίο είναι μεγαλύτερο. Σε όλες τις περιπτώσεις το πλούμιο της ΦΕΑ έχει ελλειπτικό σχήμα, γεγονός το οποίο είναι συμβατό με τα σχήματα που προτείνονται από ευρέως χρησιμοποιούμενες μεθοδολογίες σχεδιασμού πυρασφάλειας (Yokoi, 1960, Himoto et al, 2009). Η εξέλιξη της ΦΕΑ εξαρτάται κυρίως από την συγκέντρωση άκαυστων υδρογονανθράκων και τη θερμοκρασία των θερμών αερίων που εξέρχονται από το δωμάτιο τα οποία καίγονται όταν βρεθούν σε περιβάλλον περίσσειας οξυγόνου. Στον Πίνακα 4-5 παρουσιάζεται μια σύνοψη των χαρακτηριστικών της ΦΕΑ, όπως το ύψος στις περιοχές «συνεχούς φλόγας» ($L_{f,0.95}$), «διακοπτόμενης φλόγας» ($L_{f,0.50}$), «ανωστικού πλουμίου» ($L_{f,m}$), το μέσο πλάτος (w_f) και η προβολή της (L_H), όπως υπολογίστηκαν για κάθε περίπτωση. Επιπλέον παρουσιάζεται και η πιθανότητα ύπαρξης ΦΕΑ (P) η οποία υπολογίστηκε βάσει του λόγου της διάρκειας της ΦΕΑ προς την ολική διάρκεια του κάθε πειράματος

Στο Σχήμα 4-18 απεικονίζεται η χρονική μεταβολή του μέσου ύψους της ΦΕΑ, όπως εκφράζεται από την τιμή της μεταβλητής $L_{f,0.50}$, η οποία υπολογίστηκε εφαρμόζοντας την μεθοδολογία, που απεικονίζεται γραφικά στο Σχήμα 4-17 για κάθε εικόνα που αποτυπώθηκε από τις κάμερες. Η περίπτωση αυτή είναι αντιπροσωπευτική προκειμένου να μελετηθεί η μεταβολή του μέσου ύψους της ΦΕΑ σε περιπτώσεις μη επαρκούς αερισμού. Παρατηρούνται τρεις ευδιάκριτες περιόδους. Αρχικά οι φλόγες παραμένουν στο εσωτερικό του δωματίου, στάδιο IF, ενώ σταδιακά απομακρύνονται από την περιοχή του δοχείου καυσίμου και κινούνται προς το άνοιγμα του δωματίου. Κατά την διάρκεια αυτής της περιόδου διακρίνονται περιοδικά, εξωτερικά του δωματίου, φλόγες και αναλαμπές οι οποίες σηματοδοτούν την αρχή της περιόδου «διαλείπουσας εκτίναξης φλογών», στάδιο IFE. Με την πάροδο του χρόνου, παρατηρείται ότι υπάρχουν μόνιμα φλόγες στο εξωτερικό του δωματίου («σταθερή εξωτερική φλόγα»), στάδιο CEF, και οι σχηματιζόμενες ΦΕΑ καλύπτουν ολόκληρη την περιοχή πάνω από το άνοιγμα, ενώ το μέσο ύψος κατά τη διάρκεια αυτής της περιόδου είναι μεγαλύτερο.

Η προβολή της ΦΕΑ από την πρόσοψη (L_H) εκτιμάται χρησιμοποιώντας τις μέσες τιμές της πιθανότητας I σε ύψος 0,9 m από το δάπεδο. Σε αντίθεση με την μεθοδολογία που χρησιμοποιήθηκε για την εκτίμηση του ύψους $L_{f,0.50}$, η μεθοδολογία για την εκτίμηση της μέσης τιμής της προβολής, L_H , δεν είναι εύκολα εφαρμόσιμη, καθώς η πιθανότητα I δεν μειώνεται μονοτονικά συναρτήσει της απόστασης από την πρόσοψη. Για αυτό το λόγο, η τιμή της L_H θεωρήθηκε ίση με την μεγαλύτερη απόσταση από την πρόσοψη όπου η πιθανότητα I ισούται με 0,5, η οποία συμβολίζεται με αστερίσκο, Σχήμα 4-19.

Τέλος στο Σχήμα 4-20, απεικονίζεται η καθ' ύψος κατανομή της μέσης τιμής του πλάτους (w_f) και της προβολής (L_H) της ΦΕΑ κατά τη διάρκεια της περιόδου «σταθερής εξωτερικής φλόγας». Το πλάτος της ΦΕΑ αυξάνεται συναρτήσει του ύψους από το δάπεδο, μέχρι τη μέγιστη τιμή του, στην περιοχή της «συνεχούς φλόγας», όπου και αρχίζει να μειώνεται σταδιακά μέχρι την περιοχή του «ανωστικού πλουμίου». Αυτή η συμπεριφορά δεν έρχεται σε συμφωνία με την παραδοχή που χρησιμοποιείται ευρέως στις μεθοδολογίες

σχεδιασμού πυρασφάλειας (EN 1991-1-2, 2002), ότι το πλάτος ΦΕΑ παραμένει σταθερό και είναι ανεξάρτητο του ύψους από το δάπεδο. Στις περιπτώσεις D-2.35L και D-4.70L, όπου οι τιμές του πυροθερμικού φορτίου είναι αυξημένες, η προβολή της ΦΕΑ από την πρόσοψη είναι μεγαλύτερη.

4.6.5.Θερμικές επιπτώσεις στην πρόσοψη

Οι χάρτες ισουψών καμπύλων χρονικών μέσων τιμών θερμοκρασίας χρησιμοποιούνται για τον καθορισμό της χωρικής κατανομής του θερμικού πεδίου ΦΕΑ που δημιουργείται στο εξωτερικό του δωματίου φωτιάς. Οι χάρτες ισουψών παρουσιάζονται για το στάδιο IF, Σχήματα 4-21 και 4-23, και CEF, Σχήματα 4-22 και 4-24. Τα δεδομένα αυτά προέκυψαν από την γραμμική παρεμβολή των πειραματικών μετρήσεων θερμοκρασίας σε δύο επίπεδες επιφάνειες κάθετες στην πρόσοψη, Σχήμα 4-2, η μία αντιστοιχεί στον κεντρικό άξονα του ανοίγματος (T1C), Σχήματα 4-21 και 4-22, και η άλλη στο ένα τέταρτο (T1M) του πλάτους της πρόσοψης, Σχήματα 4-23 και 4-24. Κατά την διάρκεια του σταδίου IF, Σχήμα 4-21, οι μέγιστες θερμοκρασίες παρατηρούνται στην περιοχή κοντά στο άνοιγμα. Μεγαλύτερος όγκος πλουμίου ΦΕΑ αναπτύσσεται στην περίπτωση D-2.35L ενώ χαμηλότερες θερμοκρασίες παρατηρούνται στην περίπτωση D-4.70L. οι θερμοκρασίες ΦΕΑ είναι πρακτικά παρόμοιες για όλες τις περιπτώσεις κατά την διάρκεια του σταδίου CEF, με εξαίρεση την περίπτωση D-1.00L; μέγιστες θερμοκρασίες της τάξεως των 800°C παρατηρούνται σε απόσταση 0.15 m από την πρόσοψη (Σχήμα 4-22). Οι θερμοκρασίες μειώνονται σταδιακά όσο αυξάνεται το ύψος ενώ το σχήμα του πλουμίου ΦΕΑ επηρεάζεται τόσο από το πυροθερμικό φορτίο όσο και από τις διαστάσεις του ανοίγματος. Η χρονική μεταβολή της θερμοκρασίας ΦΕΑ και της αντιστοιχίας ροής θερμότητας στην πρόσοψη απεικονίζονται στο Σχήμα 4-25. Η δυναμική συμπεριφορά του θερμικού πεδίου ΦΕΑ αξιολογείται χρησιμοποιώντας τις μετρήσεις θερμοκρασίας του πλουμίου ΦΕΑ σε δύο ύψη από το έδαφος, 0,71 m και 1,5 m. Η μείωση του εμβαδόν επιφάνειας του ανοίγματος έχει σαν άμεσο αποτέλεσμα την μείωση των μέγιστων τιμών ροής θερμότητας, όμως συνεπάγεται και παράλληλα παρατεταμένη διάρκεια καύσης. Αυτό διαφαίνεται και από την απεικόνιση του θερμοκρασιακού πεδίου στην πρόσοψη στο τέλος κάθε πειράματος, όπως αυτό μετρήθηκε με χρήση θερμοστοιχείων στην επιφάνεια της πρόσοψης αλλά και δεδομένων από την θερμοκάμερα, Σχήμα 4-26. Μεγαλύτερα ανοίγματα έχουν σαν αποτέλεσμα την έκθεση της πρόσοψης σε πιο ισχυρό θερμικό πεδίο. Κατά την διάρκειά του σταδίου IF, η θερμοκρασία επιφάνειας δεν ξεπέρασε σε καμία περίπτωση τους 140°C, Σχήμα 4-27. Όμως κατά το στάδιο CEF, η αυξημένη ακτινοβολία είχε σαν αποτέλεσμα αυξημένες θερμοκρασίες επιφάνειας πρόσοψης, Σχήμα 4-28, όπου οι μέσες θερμοκρασίες πάνω από το άνοιγμα έφθασαν μέχρι και τους 580°C.

4.7.Ανάλυση αποτελεσμάτων

Η συμβολή της πειραματικής διερεύνησης που παρουσιάζεται στο παρόν κεφάλαιο είναι ότι παρέχει μια λεπτομερή διερεύνηση του πλουμίου ΦΕΑ και των επιπτώσεων του σε προσόψεις. Ακολουθήθηκε μια μεθοδολογική προσέγγιση για τον υπολογισμό του θερμοκρασιακού πεδίου στο εσωτερικό και εξωτερικό του δωματίου φωτιάς, των διαστάσεων του πλουμίου ΦΕΑ και της θερμικής επίδρασής του στην εκτεθειμένη επιφάνεια της πρόσοψης. Για την ολοκλήρωση αυτής της ανάλυσης χρησιμοποιήθηκε ένα εκτεταμένο δίκτυο αισθητήρων στο εσωτερικό και το εξωτερικό της πειραματικής διάταξης δωματίου-πρόσοψης. Η χρονική μεταβολή του στιγμιαίου ύψους του πλουμίου ΦΕΑ παρουσιάζεται και αναλύεται για πρώτη φορά.

Η μεθοδολογία που αναπτύχθηκε σε αυτό το κεφάλαιο παρέχει τα εργαλεία σε έναν μηχανικό πυρασφάλειας προκειμένου χρησιμοποιώντας πειραματικές διατάξεις μεσαίας κλίμακας και κατάλληλα διαμορφωμένο δίκτυο αισθητήρων να καταφέρει να αξιολογήσει με ακρίβεια την συμπεριφορά ΦΕΑ και της επίδρασής τους σε συστήματα προσόψεων.

Στην πλειονότητα των εξεταζόμενων περιπτώσεων επικρατησαν συνθήκες μη επαρκούς αερισμού, με εξαίρεση την περίπτωση D-1.00L. Τα σημαντικότερα ευρήματα μπορούν να συνοψιστούν στα εξής:

- Ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου αυξάνεται με την αύξηση του πυροθερμικού φορτίου και του εμβαδού του ανοίγματος.
- Η αρχική ποσότητα καυσίμου επηρεάζει σημαντικά την ροή θερμότητας στην πρόσοψη.
- Το εμβαδόν του ανοίγματος δεν επηρεάζει σημαντικά την ροή θερμότητας στην πρόσοψη.
- Οι τιμές GER αυξάνονται με την μείωση του εμβαδού του ανοίγματος.

Κατά την διάρκεια του σταδίου IF, οι τιμές GER και ροής θερμότητας παραμένουν χαμηλές και η διάρκεια αυτού του σταδίου μειώνεται με την αύξηση του πυροθερμικού φορτίου και την μείωση του εμβαδού του ανοίγματος. Παρατηρήθηκε ότι το στάδιο IFE προκύπτει όταν η τιμή του GER λαμβάνει τιμή μεταξύ 0,2 και 0,5 ενώ το στάδιο CEF ξεκινά όταν η τιμή GER υπερβαίνει την τιμή 0,5. Κατά την διάρκεια του σταδίου CEF επικρατούν συνθήκες μη επαρκούς αερισμού έχοντας σαν αποτέλεσμα αυξημένο όγκο πλουμίου ΦΕΑ, ρυθμού απώλειας μάζας καυσίμου, GER και ροή θερμότητας στην πρόσοψη. Η διάρκεια αυτού του σταδίου αυξάνεται αισθητά με την μείωση του εμβαδού του ανοίγματος.

Το εκτεταμένο σύνολο πειραματικών μετρήσεων χρησιμοποιούνται για την επικύρωση της αριθμητικής μεθοδολογίας, Κεφάλαιο 5, και πιστοποιούνται ευρέως χρησιμοποιούμενες εμπειρικές συσχετίσεις (Ε.Σ.), **Κεφάλαιο 7.**

ΚΕΦΑΛΑΙΟ 5: Υπολογιστική διερεύνηση ΦΕΑ σε διαμερίσματα υπό συνθήκες μη επαρκούς αερισμού

5.1.Εισαγωγή

Στις μέρες μας, κατά τον σχεδιασμό πυροπροστασίας υπάρχει η τάση για εφαρμογή πιο αποδοτικών κανονισμών, με μια όλο και αυξανόμενη τάση εξέλιξης και χρήσης των κανονισμών σχεδιαστικής απόδοσης, και αυτό λόγω της περιοριστικής φύσης των παλαιότερα θεσμοθετημένων κανονισμών. Η αξιολόγηση της αποδοτικότητας, επιτρέπει την στάθμιση μεταξύ πολλών εναλλακτικών σχεδιαστικών επιλογών προκειμένου να επιτευχθεί το απαιτούμενο επίπεδο ασφαλείας. Υπό αυτό το νέο καθεστώς, οι επαγγελματίες που ασχολούνται με την πυροπροστασία χρησιμοποιούν ευρέως σχεδιαστικά εργαλεία, όπως για παράδειγμα τα μοντέλα ζώνης και κώδικες Υπολογιστικής Ρευστοδυναμικής, για την μοντελοποίηση της φωτιάς, προκειμένου να επιτευχθεί η συμμόρφωση στους προαναφερθέντες κανονισμούς. Τα τελευταία χρόνια η επιστήμη της πυροπροστασίας παρουσιάζει ραγδαία ανάπτυξη και πιο συγκεκριμένα, η μαθηματική μοντελοποίηση της φωτιάς αναπτύσσεται γρήγορα, αν και τα εμπλεκόμενα φαινόμενα είναι εξαιρετικά περίπλοκα. Με την ανάπτυξη των ηλεκτρονικών υπολογιστών, η χρήση υπολογιστικών μεθόδων στην μοντελοποίηση της φωτιάς προσφέρει στους χρήστες την ευελιξία της εύστοχης προσομοίωσης της συμπεριφοράς της φωτιάς σε κλειστούς χώρους και ως εκ τούτου δίνεται η δυνατότητα να ξεπεραστούν οι περιορισμοί που προκύπτουν στις πειραματικές τεχνικές και στις θεωρητικές προσεγγίσεις. Παρόλα αυτά, αν και τα μοντέλα πεδίου έχουν αποδειχθεί επιτυχημένα σε πολυάριθμα προβλήματα πυρασφάλειας και η σημασία και γίνονται όλο και πιο αξιόπιστα, δεν υπάρχουν πολλές διαθέσιμες μελέτες που επαληθεύουν την εγκυρότητά τους έναντι του χαρακτηρισμού ΦΕΑ και αντίστοιχων θεμάτων ασφαλείας που αφορούν τις προσόψεις.

Επειδή η υπολογιστική προσέγγιση θεωρείται θεμελιώδης για την μελλοντική εξέλιξη των μοντέλων φωτιάς και μπορεί να αποτελέσει την βάση για μια περαιτέρω ανάπτυξη των κανονισμών πυρασφάλειας στο παρόν κεφάλαιο αναπτύσσεται και παρουσιάζεται μια υπολογιστική μεθοδολογία αποκλειστικά αναφερόμενη σε ΦΕΑ. Παρέχονται με αυτόν τον τρόπο τα εργαλεία για τον πλήρη χαρακτηρισμό των αναπτυσσόμενων θερμικών και ροϊκών πεδίων σε διατάξεις μεσαίας και μεγάλης κλίμακας δωματίου-πρόσοψης. Έτσι λοιπόν παρουσιάζεται ο ανοιχτός κώδικας υπολογιστικής ρευστομηχανικής FDS που χρησιμοποιήθηκε για τις προσομοιώσεις. Οι προλέξεις συγκρίνονται διαδοχικά με τα πειραματικά δεδομένα μεσαίας κλίμακας, Κεφάλαιο 4, και διαθέσιμα αποτελέσματα από πειράματα μεγάλης κλίμακας όπως παρουσιάζονται στο Κεφάλαιο 2. Ο σκοπός της αναπτυχθείσας μεθοδολογίας είναι:

- **Αξιολόγηση της ικανότητας διαθέσιμων εργαλείων υπολογιστικής ρευστομηχανικής**, όπως ο κώδικας FDS, **να περιγράψουν με ακρίβεια τα χαρακτηριστικά ΦΕΑ** σε διατάξεις δωματίου-πρόσοψης μεσαίας και μεγάλης κλίμακας.
- Πραγματοποιήθηκε εκτενής βιβλιογραφική ανασκόπηση των κριτηρίων αξιολόγησης της διακριτικής ικανότητας του υπολογιστικού πλέγματος του κώδικα FDS για χρήση σε σενάρια φωτιάς ενώ στην συνέχεια εκτελέστηκε **μελέτη ανεξαρτησίας πλέγματος χρησιμοποιώντας πληθώρα κριτηρίων** για κάθε μια από τις περιπτώσεις μελέτης. Οι αρχικές και οριακές συνθήκες παρουσιάζονται αναλυτικά.
- **Ανάπτυξη εξειδικευμένου υπολογιστικού μοντέλου** το οποίο μπορεί να περιγράψει με ακρίβεια την αντίδραση γυψοσανίδων σε υψηλές θερμοκρασιακές συνθήκες πυρκαγιάς. Το μοντέλο αυτό ως κομμάτι της υπολογιστικής μεθοδολογίας αξιολογήθηκε εκτενώς σε συνθήκες επαρκούς και μη επαρκούς αερισμού χρησιμοποιώντας διαθέσιμα δεδομένα από πειράματα μεσαίας και μεγάλης κλίμακας.

- **Αξιολόγηση της αναπτυχθείσας υπολογιστικής μεθοδολογίας** βάση του κανονισμού ASTM E1355 (ASTM E-1355, 2006). Σύμφωνα με αυτόν, τεκμηρίωση ονομάζεται η διαδικασία καθορισμού του βαθμού στον οποίο μια μέθοδος υπολογισμού είναι ακριβής αντιπροσώπευση του πραγματικού κόσμου και επιτυγχάνεται μέσω της σύγκρισης των αποτελεσμάτων που προκύπτουν από τη χρήση του εκάστοτε μοντέλου με τα αντίστοιχα πειραματικά. Η επιβεβαίωση των αποτελεσμάτων ενός μοντέλου συνοδεύεται από την πιστοποίησή του, κατά την οποία ελέγχεται εάν το μαθηματικό μοντέλο ανταποκρίνεται στην ιδέα για την οποία αναπτύχθηκε.
- Παρουσίαση μια συνολική **ποιοτικής ανάλυσης των υπολογιστικών μεθοδολογιών** καθορίζοντας περιορισμούς και εύρος εφαρμοσιμότητάς τους.

5.2. Περιγραφή του κώδικα FDS

Ο κώδικας υπολογιστικής ρευστοδυναμικής FDS υπολογίζει τα μεγέθη της ροής ρευστού που οφείλονται στην ύπαρξη φωτιάς. Στον κώδικα επιλύονται αριθμητικά οι εξισώσεις Navier-Stokes, δίνοντας έμφαση στις θερμικές ροές χαμηλών ταχυτήτων, στην παραγωγή καπνού και την μεταφορά θερμότητας και μάζας (McGrattan et al., 2015). Στον κώδικα FDS επιλύονται οι απλοποιημένες εξισώσεις καύσης χαμηλού αριθμού Mach. Οι κινήσεις που λαμβάνονται υπόψη είναι αυτές που προκύπτουν λόγω της τοπικής προσθήκης πηγής θερμότητας σε ένα χώρο που αρχικά περιέχει ρευστό σε ηρεμία. Η βασική εφαρμογή αυτών των εξισώσεων είναι στις περιπτώσεις κίνησης του καπνού και των θερμών ρευμάτων που προκαλούνται λόγω της ύπαρξης φωτιάς.

Για την αριθμητική προσέγγιση των μερικών παραγώγων των εξισώσεων διατήρησης της μάζας, της ορμής και της ενέργειας χρησιμοποιείται η μέθοδος των πεπερασμένων διαφορών. Ο υπολογιστικός χώρος διακριτοποιείται με την χρήση τρισδιάστατου πλέγματος. Ο αλγόριθμος επίλυσης του ροϊκού πεδίου είναι τύπου πρόβλεψης-διόρθωσης (predictor-corrector) και χρησιμοποιούνται πεπερασμένες διαφορές δεύτερης τάξης τόσο για τις χωρικές όσο και για τις χρονικές παραγώγους του. Με τη μέθοδο πρόβλεψης-διόρθωσης υπολογίζεται το επόμενο σημείο της λύσης βασιζόμενο σε περισσότερα από ένα προηγούμενα σημεία και στη συνέχεια γίνεται διόρθωση των προβλέψεων με την χρήση κατάλληλης σχέσης. Αναλυτικότερα, γίνεται αρχικά μια υπόθεση για την πρώτη λύση του πεδίου ροής δίνοντας τιμές στα βαθμωτά μεγέθη του πεδίου, όπως η θερμοκρασία, η πυκνότητα και η πίεση και άλλα. Στην συνέχεια, επιλύονται οι εξισώσεις Navier-Stokes, οι οποίες είναι εκφρασμένες υπό μορφή πεπερασμένων διαφορών, για το πεδίο των ταχυτήτων, με χρήση του πεδίου των πιέσεων και προκύπτουν οι νέες τιμές του πεδίου ταχυτήτων. Έπειτα, με χρήση των εξισώσεων διατήρησης υπολογίζονται οι διορθώσεις στις πιέσεις και λαμβάνονται έτσι νέες τιμές πίεσης και νέες τιμές ταχυτήτων. Τα παραπάνω βήματα επαναλαμβάνονται μέχρι την επίτευξη σύγκλισης των τιμών των ταχυτήτων.

Η προσομοίωση της τύρβης επιτυγχάνεται χρησιμοποιώντας την μέθοδο Προσομοίωσης Μεγάλων Δινών (Large Eddy Simulation, LES), κάνοντας χρήση του μοντέλου Deardorff. Οι δίνες μεγάλου μήκους περιέχουν την τυρβώδη κινητική ενέργεια ενώ οι δίνες μικρού μήκους είναι υπεύθυνες για την καταστροφή της. Βασικά, οι δίνες μεγάλου μήκους είναι αυτές που επιδρούν στην ανάπτυξη του πεδίου ροής ή του θερμοκρασιακού πεδίου και κατά συνέπεια είναι αυτές που η μελέτη τους παρουσιάζει μεγαλύτερο ενδιαφέρον. Στην περίπτωση λοιπόν της LES προσομοίωσης, εισάγεται ένα χωρικό φίλτρο στις κυριαρχούσες εξισώσεις κατά τέτοιο τρόπο ώστε να επιλύονται οι κινήσεις μόνο των δινών μεγάλης κλίμακας, ενώ για τις μικρότερες κλίμακες, λαμβάνονται μέσες τιμές. Αυτή η μέθοδος προϋποθέτει την χρήση υποπλεγματικών μοντέλων για την μοντελοποίηση τόσο της τύρβης μικρής κλίμακας όσο και των μέσων ρυθμών αντίδρασης, καθώς οι χημικές αντιδράσεις λαμβάνουν χώρα σε μοριακή κλίμακα. Η τύρβη υποπλεγματικής κλίμακας υπολογίζεται

χρησιμοποιώντας το μοντέλο Deardorff, με τιμή της σταθεράς Deardorff ίση με 0.1. Το αριθμητικό χρονικό βήμα είναι συνεχώς προσαρμοζόμενο προκειμένου να ικανοποιείται το κριτήριο CFL (Courant-Friedrichs-Lewy condition).

Με την μέθοδο LES είναι εφικτός ο καθορισμός της στιγμιαίας θέσης του κινούμενου μετώπου φλόγας μεγάλης κλίμακας, ενώ για τις μικρές τυρβώδεις κλίμακες χρησιμοποιείται το μοντέλο υποπλέγματος το οποίο είναι πολύ ακριβές. Συνοψίζοντας για το μοντέλο LES είναι φανερό ότι είναι δαπανηρό διότι απαιτεί την επίλυση των εξισώσεων Navier-Stokes σε χρονικά μεταβαλλόμενη μορφή και από άποψη μνήμης υπολογιστή γιατί η επίλυση των εξισώσεων N-S απαιτεί πολύ πυκνό αριθμητικό πλέγμα λόγω της μικρότερης διάστασης των δινών που επιλύονται. Το μοντέλο έχει να ξεπεράσει αρκετά εμπόδια σχετικά με τις οριακές συνθήκες κοντά σε στερεό όριο. Πιο συγκεκριμένα σχετικά με τις φωτιές σε κτίρια, με την μέθοδο LES παρέχεται η καλύτερη ισορροπία μεταξύ υπολογιστικού κόστους και αριθμητικής ακρίβειας συγκριτικά με άλλα μοντέλα. Έτσι αποτελεί μια συνήθη προσέγγιση για την επίλυση ασταθών τρισδιάστατων φαινομένων που μπορεί να συμπεριλαμβάνουν διαφόρων ειδών μεταβατικά φαινόμενα όπως η έναυση, ανάπτυξη, καθολική ανάφλεξη (flashover), εκτόνωση (backdraft) και απόσβεση (extinction) της φωτιάς. Σε όλες τις στέρεες επιφάνειες επιβάλλονται οριακές θερμικές συνθήκες λαμβάνοντας υπόψη πληροφορίες σχετικά με την συμπεριφορά σε καύση των δεδομένων υλικών. Η θερμική ακτινοβολία υπολογίζεται με μια τεχνική παρόμοια με τη μέθοδο πεπερασμένων όγκων για μεταφορά μέσω συναγωγής η οποία ονομάζεται μέθοδος πεπερασμένων όγκων (Finite Volume Method, FVM) και χρησιμοποιείται το ίδιο πλέγμα όπως και κατά την επίλυση της ροής. Για την προσομοίωση της κίνησης του καπνού, της λειτουργίας των καταιονηστήρων και των ακροφυσίων ψεκασμού του καυσίμου γίνεται χρήση της μεθοδολογίας επίλυσης διαφορικών ροών κατά Lagrange. Όσον αφορά την παρουσίαση και οπτικοποίηση των αποτελεσμάτων του κώδικα FDS χρησιμοποιείται το συνοδευτικό πρόγραμμα Smokeview.

Το κυρίως πρόγραμμα είναι γραμμένο σε Fortran 90 και σε C και δημιουργήθηκε από το Εθνικό Ινστιτούτο Προτύπων και Τεχνολογίας των Η.Π.Α. (NIST, National Institute of Standards and Technology). Η πρώτη κανονική έκδοση του προγράμματος έγινε διαθέσιμη στους χρήστες το Φεβρουάριο του 2000. Έκτοτε, το πρόγραμμα ανανεώνεται και βελτιώνεται συνεχώς. Στην παρούσα διατριβή η υπολογιστική μεθοδολογία αναπτύχθηκε χρησιμοποιώντας την έκδοση 6.3.2.

5.3. Υπολογιστική προσομοίωση πειραμάτων μεσαίας κλίμακας

5.3.1. Υπολογιστική μεθοδολογία

Υπολογιστικές προσομοιώσεις έχουν χρησιμοποιηθεί ευρύτατα για την προσομοίωση πειραμάτων φωτιάς διαμερισμάτων μεσαίας κλίμακας, αλλά μέχρι τώρα έχει δοθεί κυρίως έμφαση στην συμπεριφορά της φωτιάς στο εσωτερικό του διαμερίσματος και την επίδραση των συνθηκών αερισμού (Hwang et al., 2010; Pierce and Moss, 2007). Πρόσφατες έρευνες (Empis, 2010; Floyd et al., 2003; Yang et al., 2010) καταδεικνύουν το γεγονός ότι οι υπάρχουσες υπολογιστικές μεθοδολογίες δεν είναι ακόμα σε ώριμο στάδιο προκειμένου να προσομοιωθούν με ακρίβεια σενάρια πυρκαγιάς σε συνθήκες μη επαρκούς αερισμού. Στον Πίνακα 5-1 παρουσιάζονται οι πιο πρόσφατες μελέτες που διενεργήθηκαν με τον κώδικα FDS για την προσομοίωση μεσαίας κλίμακας πυρκαγιές διαμερισμάτων. Τα κυρίως συμπεράσματα περιλαμβάνουν ότι:

- Οι τυρβώδεις παράμετροι, C_s και S_c , δεν επηρεάζουν τον ΠΕΘ (Zhang et al., 2002; Yang et al., 2010) όμως υπάρχουν ενδείξεις ότι ο αδιάστατος αριθμός P_r επηρεάζει τις προλέξεις της μέσης θερμοκρασίας στο διαμέρισμα φωτιάς (Zhang et al., 2002).
- Γενικά ο κώδικας FDS δεν μπορεί να προλέξει με ακρίβεια τις θερμοκρασίες αερίων στο ανώτερο στρώμα στο διαμέρισμα φωτιάς (Zhang et al., 2002; Floyd et al., 2003; Yang et al., 2010).

- Υπάρχει μεγάλη δυσκολία στο να προλεχθεί η ατελής καύση κατά τη διάρκεια μη επαρκώς αεριζόμενων σεναρίων φωτιάς σε διαμερίσματα (Floyd et al., 2003; Yang et al., 2010).
- Έχοντας υπόψη τα παραπάνω, ο κώδικας FDS μπορεί να χρησιμοποιηθεί με ασφάλεια για την ποιοτική ανάλυση των παραμέτρων που επηρεάζουν την εξέλιξη μιας φωτιάς στο εσωτερικό ενός διαμερίσματος (Yuan and Zhang, 2009; Wang, 2009; Empis, 2010)., καθώς σαν εργαλείο μπορεί να παρέχει μια πληθώρα πληροφοριών για το θερμικό και ροικό πεδίο που δημιουργείται στο εσωτερικό και εξωτερικό ενός διαμερίσματος.

Αν και υπάρχει μια πληθώρα εργαλείων προσομοίωσης φωτιάς στο εσωτερικό πειραματικών διατάξεων δωματίου-πρόσοψης (Nguyen et al., 2014; Jahn et al. 2010; Giraldo et al., 2013; Martinez, 2013; Yan et al., 2013; Peng et al., 2013) υπάρχει ένα μικρό πλήθος δημοσιευμένων ερευνών που να εστιάζουν συγκεκριμένα στην εξέλιξη και χαρακτηρισμό ΦΕΑ και της επίδρασής τους σε συστήματα προσώψεων (Floyd et al., 2003; Wang, 2009; Mammoser and Battaglia, 2004; Meunders et al., 2012; Satoh and Kuwahara, 1991; Galea et al., 1993). Δεδομένου ότι η διεξαγωγή πειραμάτων είναι μια χρονοβόρα και δαπανηρή διαδικασία η ύπαρξη αξιόπιστων υπολογιστικών μεθοδολογιών λειτουργεί καταλυτικά στην πραγματοποίηση παραμετρικών και άλλων μελετών με στόχο την κατανόηση και αξιολόγηση των φαινομένων που εμπλέκονται στην δημιουργία και εξέλιξη ΦΕΑ. Το γεγονός αυτό καθιστά αναγκαία την δημιουργία αξιόπιστων υπολογιστικών μοντέλων όπως αυτό που παρουσιάζεται στο παρόν κεφάλαιο και χρησιμοποιείται για την προσομοίωση πειραμάτων φωτιάς διαμερίσματος-πρόσοψης μεσαίας κλίμακας. Οι προλέξεις με την χρήση αυτής της μεθοδολογίας συγκρίνονται με τις πειραματικές μετρήσεις των περιπτώσεων D-1.00L, D-2.35L, D-4.70 L και W-2.35L όπως παρουσιάστηκαν στο Κεφάλαιο 4. Οι προσομοιώσεις αυτές χρησιμοποιούνται όχι μόνο για την πιστοποίηση της υπολογιστικής μεθοδολογίας αλλά και προκειμένου να διερευνηθεί κατά πόσο ο κώδικας FDS μπορεί να προσομοιώσει συνθήκες μη επαρκούς αερισμού, όπως αυτές αναπτύσσονται κατά τη διάρκεια των πειραμάτων D-2.35L, D-4.70 L και W-2.35L. μια τέτοια ανάλυση είναι εξαιρετικά σημαντική, καθώς μια τέτοια υπολογιστική μεθοδολογία μπορεί να παρέχει τα μέσα προκειμένου να μελετηθεί η συμπεριφορά της φωτιάς στο εσωτερικό διαμερισμάτων σε τέτοιου είδους πειράματα, κάτι το οποίο είναι πρακτικά ανέφικτο χρησιμοποιώντας μόνο πειραματικές μεθοδολογίες. Άρα σε συνδυασμό με πειραματικά δεδομένα μπορεί να παρέχει πολλές επιπλέον απαραίτητες πληροφορίες για το αναπτυσσόμενο θερμικό και ροικό περιβάλλον.

Επειδή κατά την διάρκεια των πειραμάτων δεν διενεργήθηκε Θερμιδομετρία Οξυγόνου προκειμένου να υπολογιστεί ο PEΘ ακολουθήθηκαν δυο προσεγγίσεις προκειμένου να περιγραφεί ο PEΘ στην υπολογιστική μεθοδολογία που αναπτύχθηκε. Αρχικά ο PEΘ εισάγεται σαν δεδομένο εισόδου στις προσομοιώσεις με τον κώδικα FDS χρησιμοποιώντας απευθείας τα δεδομένα του ρυθμού απώλειας μάζας του καυσίμου όπως καταγράφηκαν και η δεξαμενή καυσίμου μοντελοποιήθηκε χρησιμοποιώντας σαν οριακή τιμή εισόδου τις προδιαγεγραμμένες τιμές του ρυθμού απώλειας μάζας του καυσίμου. Επιπλέον, ακολουθήθηκε μια δεύτερη προσέγγιση, θεωρώντας την απώλεια μάζας καυσίμου σαν μια προς επίλυση μεταβλητή και όχι σαν δεδομένο εισόδου.

Μιας και η επιλογή του κατάλληλου πλέγματος είναι πρωτίστης σημασίας διενεργήθηκε μελέτη ανεξαρτησίας πλέγματος χρησιμοποιώντας πληθώρα κριτηρίων. Το πρώτο κριτήριο που χρησιμοποιήθηκε είναι η ποσότητα D^*/dx η οποία χαρακτηρίζει το κατά πόσο η διακριτική ικανότητα του πλέγματος είναι ικανοποιητική για την μελέτη ενός σεναρίου φωτιάς (Lin et al., 2009). Η ποσότητα D^*/dx είναι η χαρακτηριστική κλίμακα μήκους της φωτιάς, όπου D^* η χαρακτηριστική διάμετρος της φωτιάς και dx το μήκος του υπολογιστικού κελιού. Πρόκειται για αδιάστατη ποσότητα που προκύπτει συναρτήσει του ολικού ρυθμού έκλυσης θερμότητας, την πυκνότητα αέρα περιβάλλοντος, την ειδική θερμοχωρητικότητα αέρα περιβάλλοντος και την θερμοκρασία του όπως περιγράφεται στην Εξίσωση 5-11. Πληθώρα μελετών σε υπολογιστικές μελέτες σεναρίων φωτιάς υποστηρίζουν ότι για τιμές μεγαλύτερες του 10, Εξίσωση 5-12, τότε

η ακρίβεια των προλέξεων είναι αρκούντως ικανοποιητική χωρίς να αυξάνεται υπέρμετρα το υπολογιστικό κόστος. Επιπλέον χρησιμοποιήθηκαν άλλες δύο πρόσφατα προτεινόμενες αδιάστατες κλίμακες, l_o και l_o^* , Εξισώσεις 5-13 και 5-14, ενώ τα αντίστοιχα όρια που προτείνονται περιγράφονται στις Εξισώσεις 5-15 and 5-16 καθώς και στον Πίνακα 5-2. Τα δύο αυτά κριτήρια χρησιμοποιήθηκαν πρόσφατα για την ανάλυση σφαλμάτων λόγω επιλογής πλέγματος σε σενάρια φωτιάς μη επαρκούς αερισμού διαμερισμάτων με ΦΕΑ (Zhao et al., 2015). Όλα τα παραπάνω κριτήρια εφαρμόστηκαν αρχικά στην περίπτωση D-2.35L ενώ για την αξιολόγηση χρησιμοποιήθηκαν αντίστοιχα τέσσερα διαφορετικά πλέγματα με μήκος κελιού 0.020 m, 0.025 m και 0.050 m αντίστοιχα. Ισορροπώντας ανάμεσα στο υπολογιστικό κόστος και στην ακρίβεια των προλέξεων, το πλέγμα με 0.025 m μήκος κελιού φάνηκε μια συνετή επιλογή. Έτσι στην συνέχεια εφαρμόστηκε η ίδια σειρά κριτηρίων και στις υπόλοιπες περιπτώσεις μελέτης, Πίνακας 5-3, και τα αποτελέσματα υπέδειξαν ότι αυτό το πλέγμα μπορεί να χρησιμοποιηθεί ικανοποιητικά για όλες τις περιπτώσεις. Παρόλα αυτά, επαναξιολογήθηκε η συγκεκριμένη επιλογή πραγματοποιώντας μια μελέτη ευαισθησίας πλέγματος χρησιμοποιώντας τις προλέξεις θερμοκρασίας στο εσωτερικό του διαμερίσματος, Σχήμα 5-1, θερμοκρασία ΦΕΑ, Σχήμα 5-2 και 5-3, θερμοκρασία πρόσοψης, Σχήμα 5-4 και ροή θερμότητας στην πρόσοψη, Σχήμα 5-5 της υπολογιστής μεθοδολογίας για την περίπτωση D-2.35L, εκτελώντας τους υπολογισμούς για όλα τα προαναφερθέντα πλέγματα. Επανεξετάζοντας τα αποτελέσματα της ανάλυσης ευαισθησίας σφάλματος που διενεργήθηκε, επιλέχθηκε τελικά το πλέγμα με 0.025 m μήκος κελιού για την διεξαγωγή των υπολογισμών στα πειράματα διατάξεως διαμερίσματος-πρόσοψης μεσαίας κλίμακας.

Το υπολογιστικό χωρίο εκτείνεται πέρα από τις φυσικές διαστάσεις του δωματίου προκειμένου να είναι δυνατή η προσομοίωση της εισόδου αέρα στο δωμάτιο δια μέσω της πόρτας με ικανοποιητικό τρόπο (Zhang et al., 2010), Σχήμα 5-7. Το συνολικό υπολογιστικό χωρίο αποτελείται από 159.744 κελιά και στην αρχή της υπολογιστικής προσομοίωσης θεωρείται ότι το πεδίο ταχυτήτων σε όλο το υπολογιστικό χωρίο, είναι μηδενικό και επικρατεί ενιαία αρχική θερμοκρασία 20°C. Οι τιμές των τυρβωδών παραμέτρων, C_s και S_c , ορίστηκαν ίσες με 0,5. Ο μετρούμενος ρυθμός έκλυσης θερμότητας εισάγεται σαν δεδομένο εισόδου στο μοντέλο. Στα όρια του υπολογιστικού χωρίου (εκτός από το δάπεδο) χρησιμοποιήθηκαν "ανοιχτές" οριακές συνθήκες (απαιτείται οριακή συνθήκη τύπου Dirichlet, η πίεση είναι προκαθορισμένη και η τιμή της εξαρτάται από το αν η ροή εισέρχεται ή εξέρχεται από το υπολογιστικό χωρίο).

5.3.2. Συμπεριφορά γυψοσανίδας σε συνθήκες φωτιάς

Τα χαρακτηριστικά ανάπτυξης της φωτιάς σε ένα διαμέρισμα εξαρτάται σε μεγάλο βαθμό από τις θερμοφυσικές ιδιότητες των υλικών κατασκευής οι οποίες είναι γνωστό ότι μεταβάλλονται σημαντικά συναρτήσει της θερμοκρασίας (Jahn et al., 2008; Jahn et al., 2011). Έτσι προκειμένου οι προλέξεις ενός μοντέλου φωτιάς να είναι ακριβής πρέπει να ενσωματώνονται σε αυτό μεταβλητές ιδιότητες υλικών συναρτήσει της θερμοκρασίας. Στην παρούσα διατριβή στα πειράματα μεσαίας κλίμακας όπως παρουσιάστηκαν στο Κεφάλαιο 4, το διαμέρισμα φωτιάς είναι κατασκευασμένο από γυψοσανίδες. Γενικά, αν και η υπολογιστική προσομοίωση της θερμικής συμπεριφοράς δομικών υλικών έχει απασχολήσει ιδιαίτερα την επιστημονική κοινότητα δεν υπάρχουν επαρκείς μεθοδολογίες ενσωματωμένες σε κώδικες υπολογιστικής ρευστοδυναμικής οι οποίοι να περιγράφουν με ακρίβεια τις μεταβλητές θερμο-φυσικές ιδιότητες τους (Hopkin et al., 2012). Πρόσφατα έχουν δημιουργηθεί μοντέλα που προσδιορίζουν με ικανοποιητική ακρίβεια την συμπεριφορά γυψοσανίδων στα πλαίσια μονοδιάστατων (Kontogeorgos et al., 2012) ή δυσδιάστατων μοντέλων μεταφοράς θερμότητας σε συνθήκες υψηλών θερμοκρασιών και περιβάλλον φωτιάς. Μέχρι τώρα, η επίδραση της έκλυσης υγρασίας κατά την διάρκεια προσομοιώσεων έχει μελετηθεί σε ένα μικρό πλήθος μονοδιάστατων μοντέλων μεταφοράς θερμότητας και μάζας (Wang et al., 2004; Van der Heijden, 2011; Craft et al., 2008) ενώ δεν υπάρχουν μελέτες υπολογιστικής ρευστοδυναμικής σε σενάρια φωτιάς που να λαμβάνουν υπόψη τους αυτό το φαινόμενο.

Εστιάζοντας στην πυραντοχή, όταν η γυψοσανίδα εκτίθεται σε υψηλή θερμοκρασία λόγω ύπαρξης φωτιάς, το μοριακά δεσμευμένο στην κρυσταλλική της δομή νερό αλλά και η ελεύθερη υγρασία της, απελευθερώνονται και μεταφέρονται διαμέσου αυτής, απορροφώντας ενέργεια και άρα μειώνοντας την μέση θερμοκρασία του τοίχου. Η γυψοσανίδα έχει την ικανότητα να επιβραδύνει την διάδοση της θερμότητας διαμέσου των τοίχων και των δαπέδων, λόγω της ενδόθερμης αφύγρανσης που συμβαίνει σε συγκεκριμένες θερμοκρασίες, με αποτέλεσμα τη βελτίωση της συνολικής συμπεριφοράς του κτιρίου στην φωτιά. Το γεγονός αυτό είναι πολύ σημαντικό καθώς, διασφαλίζοντας καλύτερες συνθήκες πυροπροστασίας, υπάρχει περισσότερος χρόνος για την εκκένωση του κτιρίου σε περίπτωση πυρκαγιάς. Η ιδιαιτερότητα της γυψοσανίδας έγκειται στο γεγονός ότι περιέχει 21% κατά βάρος κρυσταλλικό νερό (νερό προσκολλημένο σε διάφορες χημικές ουσίες που σχηματίζει ένυδρες ενώσεις, συνήθως κρυσταλλικές, όπως είναι ο ένυδρος θειικός χαλκός, ο γύψος, το θειικό ασβέστιο κ.α.). Όταν η θερμοκρασία αυξάνεται πάνω από του 1000°C σε κάποιο σημείο της γυψοσανίδας, τότε ξεκινάει η αντίδραση της αφυδάτωσης και της εξάτμισης του ελεύθερου νερού, οι οποίες απορροφούν ένα συγκεκριμένο ποσό θερμότητας που επιβραδύνει σημαντικά την θέρμανση του υλικού.

Ο καθαρός γύψος, ο οποίος στην φυσική του κατάσταση βρίσκεται σε πετρώδη μορφή, αποτελείται από διυδρίτη θειικού ασβεστίου ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) με 3% ελεύθερη υγρασία και περίπου 21 % κρυσταλλικό νερό. Κατά την θέρμανσή της, η γυψοσανίδα υφίσταται δύο ενδόθερμες αντιδράσεις αποσύνθεσης, Εξισώσεις 5-21 και 5-22. Η αντίδραση αφυδάτωσης λαμβάνει χώρα ξεκινώντας στους 80°C όταν ο διυδρίτης θειικού ασβεστίου μετατρέπεται σε ημιυδρίτη θειικού ασβεστίου, και ολοκληρώνεται πριν τους 250°C όταν ο ημιυδρίτης θειικού ασβεστίου μετατρέπεται σε ανυδρίτη θειικού ασβεστίου. Η ενδόθερμη ενέργεια αντίδρασης που απαιτείται για την πρώτη αντίδραση είναι 329 kJ/kg και για την δεύτερη 109 kJ/kg. Για την αφυδάτωση της γυψοσανίδας ορίζεται αντίδραση πυρόλυσης δύο βημάτων μέσω του προσδιορισμού κατάλληλων παραμέτρων Arrhenius βασισμένο στο μοντέλο αντίδρασης δύο βημάτων Χημικής Κινητικής Στερεών (Solid Reaction Kinetics – SRK) όπως υπολογίστηκαν με χρήση πειραματικών μετρήσεων Διαφορικής Θερμιδομετρίας Σάρωσης (Kolaitis and Founti, 2013; Asimakoroulou et al., 2015), όπως παρουσιάζονται αναλυτικά στον Πίνακα 5-7.

5.3.3. Αποτελέσματα

Στα Σχήματα 5-8 και 5-9 παρουσιάζονται οι χρονικές μεταβολές των θερμοκρασιών του αέρα στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς και συγκρίνονται οι πειραματικές μετρήσεις (Exp.) με τις προλέξεις χρησιμοποιώντας την υπολογιστική μεθοδολογία χρησιμοποιώντας τον κώδικα FDS (FDS). Το στάδιο ανάπτυξης φωτιάς IF, φαίνεται να υποεκτιμάται και ΦΕΑ σχηματίζονται και εξέρχονται από το άνοιγμα στα πολύ αρχικά στάδια της προσομοίωσης. Επιπλέον η διάρκεια του φαινομένου για τις περιπτώσεις D-2.35L και D-4.70L, δεν είναι ίδια με αυτήν που παρατηρήθηκε κατά την διάρκεια των πειραμάτων. Γενικά οι προλέξεις της μέσης θερμοκρασίας αερίων στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς φαίνεται να παρουσιάζουν ποιοτική συμφωνία με τις πειραματικές μετρήσεις. Σε όλες τις περιπτώσεις, εκτός της περίπτωσης D-1.00L, οι προλέξεις υποεκτιμούν τις πειραματικές μετρήσεις γεγονός που μπορεί να αποδοθεί στην αδυναμία του κώδικα FDS να υπολογίσει με ακρίβεια την παρουσία πλουμίου φωτιάς στο εσωτερικό του διαμερίσματος υπό συνθήκες μη επαρκούς αερισμού (Klorovic and Turan, 1998). Στα Σχήματα 5-10 και 5-11 παρουσιάζονται οι χρονικές μεταβολές των θερμοκρασιών αερίου μείγματος στην μεσοκάθετο του πλουμίου ΦΕΑ σε ύψη 0,71 m και 1,5 m. Οι προλέξεις υποεκτιμούν τις πειραματικές τιμές στις περιπτώσεις επαρκούς αερισμού καθόλη την διάρκεια της προσομοίωσης για την περίπτωση D-1.00L και κατά την διάρκεια των σταδίων IF και IFE για τις περιπτώσεις D-2.35L και D-4.70L. Οι θερμοκρασίες στην πρόσοψη στα αντίστοιχα ύψη απεικονίζονται στα Σχήματα 5-12 και 5-13, όπου οι προλέξεις φαίνονται να υπερεκτιμούν τις πειραματικές τιμές στις περιπτώσεις μη επαρκούς αερισμού. Οι προλέξεις της ροής θερμότητας στην πρόσοψη σε ύψος 0,71 m από το έδαφος, απεικονίζονται στα Σχήματα 5-16 και 5-17 όπου

οι προλέξεις γενικά υπερεκτιμούν τις πειραματικές μετρήσεις, κατά αντιστοιχία με τις προλέξεις θερμοκρασίας αερίου στον κεντρικό άξονα ΦΕΑ όπως παρουσιάστηκε παραπάνω.

Όσον αφορά τις διαστάσεις του πλουμίου ΦΕΑ, ακολουθήθηκε η ίδια μεθοδολογία που περιγράφηκε στο Κεφάλαιο 4 χρησιμοποιώντας το λογισμικό επεξεργασίας εικόνας που αναπτύχθηκε. Χρησιμοποιώντας τις εικόνες του PEΘ όπως αυτές απεικονίζονται στο Smokeview, προσαρμόστηκαν οι οριακές τιμές του λογισμικού λαμβάνοντας υπόψη το τρόπο που απεικονίζεται η φωτιά στο Smokeview. Έτσι οι οριακές τιμές που χρησιμοποιήθηκαν είναι οι $R_{Limit} = 255$, $G_{Limit} = 128$ και $B_{Limit} = 0$. Η χωρική κατανομή της πιθανότητας I της ΦΕΑ παρουσιάζεται στα Σχήματα 5-18 και 5-19 ενώ στο Σχήμα 5-20 απεικονίζεται η μεταβολή της τιμής της πιθανότητας I η οποία χρησιμοποιείται για την εκτίμηση του μέσου ύψους ΦΕΑ, τόσο χρησιμοποιώντας τις εικόνες που αποσπάστηκαν από τα πειράματα (μαύρη γραμμή) όσο και χρησιμοποιώντας τις προλέξεις του κώδικα FDS (μπλε γραμμή). Παρατηρείται γενικά ότι υπό συνθήκες μη επαρκούς αερισμού οι προλέξεις των γεωμετρικών χαρακτηριστικών ΦΕΑ τείνουν να υπερεκτιμούν τις πειραματικές τιμές ενώ δεν συμβαίνει το αντίστοιχο στην περίπτωση επαρκούς αερισμού, D-1.00L. Σε αυτήν την περίπτωση μόνο μόνο η προβολή του πλουμίου ΦΕΑ από την πρόσοψη εκτιμάται με ακρίβεια.

Τέλος, παρουσιάζονται οι προλέξεις ταχύτητας στο εσωτερικό και εξωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς κατά μήκος του άξονα συμμετρίας της διάταξης για τα στάδια φωτιάς IF, IFE και CEF, για όλες τις περιπτώσεις στα Σχήματα 5-21, 5-22 και 5-23 αντίστοιχα. Η επίδραση του πυροθερμικού φορτίου στο σχήμα του πλουμίου ΦΕΑ και στο πεδίο ταχυτήτων που σχηματίζεται είναι εμφανές, καθώς με την αύξηση του πυροθερμικού φορτίου παρατηρείται και αντίστοιχη αύξηση του ποσοστού της καύσης η οποία λαμβάνει χώρα στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς με αποτέλεσμα να σχηματίζεται μεγαλύτερος όγκος ΦΕΑ. Μέσα στην ζώνη του πλουμίου ΦΕΑ, οι τιμές των ταχυτήτων αυξάνονται συναρτήσει του ύψους καθώς τα φαινόμενα διοχέτευσης αέρα στην βάση του πλουμίου είναι όλο και πιο έντονα. Πλησιάζοντας στο τέλος της κάθε προσομοίωσης, όπως φαίνεται στο Σχήμα 5-24 για την περίπτωση D-4.70L, το ροικό πεδίο στο εσωτερικό του διαμερίσματος μεταβάλλεται καθώς το ανώτερο θερμό στρώμα αέρα αρχίζει να ψύχεται και παρατηρείται αυξανόμενη ροή φρέσκου ατμοσφαιρικού αέρα από τα κατώτερα στρώματα του ανοίγματος. Αυτό έχει σαν αποτέλεσμα το μέτωπο της φλόγας να μετακινείται προς το εσωτερικό του δωματίου με αποτέλεσμα να μειώνεται σταδιακά ο όγκος ΦΕΑ στο εξωτερικό του δωματίου.

Όπως αναφέρθηκε και προηγουμένως χρησιμοποιήθηκε μια επιπλέον μεθοδολογία για την περιγραφή του πυροθερμικού φορτίου που χρησιμοποιήθηκε στις προσομοιώσεις. Έτσι το πυροθερμικό φορτίο προσομοιώθηκε σαν κηλίδα καυσίμου στο εσωτερικό του διαμερίσματος. Τα χαρακτηριστικά της προσομοίωσης παρέμειναν τα ίδια όπως περιγράφηκαν προηγουμένως όμως χρησιμοποιήθηκε το μοντέλο προσομοίωσης εξάτμισης υγρού καυσίμου. Οι μεταβλητές και οι αντίστοιχες τιμές που χρησιμοποιήθηκαν παρουσιάζονται ενδελεχώς στον Πίνακα 5-10. Στο Σχήμα 5-25 απεικονίζεται ο ρυθμός απώλειας μάζας καυσίμου όπως υπολογιστικές από την αριθμητική μεθοδολογία και όπως καταγράφηκε από τα πειράματα. Γενικά οι προλέξεις υποεκτιμούν τις πειραματικές τιμές ενώ υπερεκτιμάται η διάρκεια του πειράματος. Οι προλέξεις της θερμοκρασίας αέρα στο εσωτερικό του δωματίου, Σχήμα 5-26, της θερμοκρασίας στην πρόσοψη και στον κεντρικό άξονα ΦΕΑ, Σχήμα 5-27 και της ροής θερμότητας στην πρόσοψη, Σχήμα 5-28, χρησιμοποιώντας και τις δύο υπολογιστικές μεθοδολογίες συγκρίνονται με τις αντίστοιχες πειραματικές τιμές. Η μεθοδολογία χρησιμοποιώντας το ρυθμό απώλειας μάζας καυσίμου σαν δεδομένο εισόδου στον κώδικα FDS είναι πιο ακριβής.

5.4. Υπολογιστική προσομοίωση πειραμάτων μεγάλης κλίμακας

5.4.1. Υπολογιστική μεθοδολογία

Η υπολογιστική μεθοδολογία εφαρμόστηκε αντίστοιχα για να μελετηθεί η εξέλιξη ΦΕΑ σε διάταξη μεγάλης κλίμακας χρησιμοποιώντας πειραματικά δεδομένα από την βιβλιογραφία όπως παρουσιάστηκαν στο Κεφάλαιο 2 (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b). Χρησιμοποιήθηκαν δύο περιπτώσεις μελέτης διάταξης διαμερίσματος-πρόσοψης, Περίπτωση 8 και 28 όπως παρουσιάζονται στον Πίνακα 2-1, οι οποίες αντιπροσωπεύουν συνθήκες μη εξαναγκασμένου και εξαναγκασμένου αερισμού από πειράματα μεγάλης κλίμακας που διενεργήθηκαν το 1999 στο Εθνικό Ινστιτούτο Έρευνας στον Καναδά. Πιο συγκεκριμένα χρησιμοποιήθηκαν οι μετρήσεις της θερμοκρασίας στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς, στον κεντρικό άξονα ΦΕΑ εκτός του δωματίου, γεωμετρίας ΦΕΑ, ταχυτήτων στα ανοίγματα και ρυθμού απώλειας μάζας του καυσίμου. Στα πειράματα αυτά χρησιμοποιήθηκαν ρεαλιστικά φορτία καυσίμου ενώ οι βασικές παράμετροι που χρησιμοποιήθηκαν σαν δεδομένα εισόδου στις προσομοιώσεις παρουσιάζονται αναλυτικά στον Πίνακα 5-11.

5.4.2. Αποτελέσματα

Οι προλέξεις και πειραματικές μετρήσεις της μέγιστης και μέσης θερμοκρασίας στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς απεικονίζονται στο Σχήμα 5-31. Και στις δύο περιπτώσεις, εξαναγκασμένου και μη αερισμού, οι προλέξεις υπερεκτιμούν τις πειραματικές τιμές των μέγιστων θερμοκρασιών ενώ συμβαίνει το αντίθετο για τις μέσες τιμές. Παρατηρείται γενικά ότι οι προλέξεις ταχύτητας καθ' ύψος του ανοίγματος στο σημείο που ενώνεται ο διάδρομος με το δωμάτιο σε συνθήκες εξαναγκασμένου αερισμού είναι σε ικανοποιητικό βαθμό σε συμφωνία με τις πειραματικές τιμές. Στο Σχήμα 5-25 απεικονίζονται οι προλέξεις και πειραματικές τιμές της θερμοκρασίας του αερίου μείγματος στον κεντρικό άξονα ΦΕΑ κατά την διάρκεια του σταδίου φωτιάς CEF. Οι προλέξεις υπό συνθήκες μη εξαναγκασμένου αερισμού υποεκτιμούν τις πειραματικές τιμές σε μεγάλα ύψη, ενώ συμβαίνει το αντίθετο υπό συνθήκες εξαναγκασμένου αερισμού. Στον Πίνακα 5-11 παρουσιάζονται οι διαστάσεις του πλουμίου ΦΕΑ όπου φαίνεται να υποεκτιμάται το ύψος του πλουμίου ΦΕΑ ενώ υπερεκτιμάται η προβολή του από την πρόσοψη και για τις δύο περιπτώσεις.

5.5. Ανάλυση αποτελεσμάτων

Στον Πίνακα 5-12 παρουσιάζεται μια συνολική αξιολόγηση της υπολογιστικής μεθόδου που αναπτύχθηκε για την εκτίμηση των γεωμετρικών και θερμικών χαρακτηριστικών ΦΕΑ σε μεσαίες και μεγάλες πειραματικές διατάξεις δωματίου προσόψεις υπό συνθήκες εξαναγκασμένου και μη αερισμού. Συμπερασματικά παρατηρούνται τα εξής:

- Στο **εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς** παρατηρείται ικανοποιητική ποιοτική και ενίοτε ποσοτική συμφωνία για τις μέσες θερμοκρασίες αέρα στα πειράματα μεσαίας κλίμακας υπό συνθήκες επαρκούς αερισμού. Αντίθετα υπό συνθήκες μη επαρκούς αερισμού και σε πειράματα μεγάλης κλίμακας υπό συνθήκες επαρκούς και μη αερισμού δεν παρατηρείται παρόμοια συμπεριφορά. Παρόλα αυτά, σε κάθε περίπτωση, εξαιρουμένων των περιπτώσεων μεσαίας κλίμακας μη επαρκούς αερισμού, οι μέγιστες θερμοκρασίες στο εσωτερικό του δωματίου μπορούν να υπολογιστούν με ακρίβεια.
- Η υπολογιστική μεθοδολογία φαίνεται να μπορεί να υπολογίσει με ακρίβεια τις τιμές της **προβολής του πλουμίου ΦΕΑ** από την πρόσοψη σε πειράματα μεσαίας και μεγάλης κλίμακας. Όμως, το **ύψος του πλουμίου ΦΕΑ** υποεκτιμάται σε μεγάλο βαθμό σε όλες τις περιπτώσεις εκτός από τα πειράματα μεσαίας κλίμακας σε συνθήκες μη επαρκούς αερισμού. Το **πλάτος του πλουμίου ΦΕΑ** υπολογίζεται

με ακρίβεια υπό συνθήκες μη επαρκούς αερισμού στα πειράματα μεσαίας κλίμακας (στα πειράματα μεγάλης κλίμακας δεν υπήρχαν αντίστοιχες διαθέσιμες πειραματικές μετρήσεις).

- Όσον αφορά τις τιμές θερμοκρασίας στον κεντρικό άξονα ΦΕΑ και των αντίστοιχων θερμοκρασιών στην εκτιθέμενη πλευρά της πρόσοψης, παρατηρείται ικανοποιητική ποιοτική συμφωνία. Η υπολογιστική μέθοδος γίνεται πιο ακριβής σε υψηλότερες τιμές τυροθερμικών φορτίων.
- Η μεθοδολογία χρησιμοποιώντας το ρυθμό απώλειας μάζας καυσίμου σαν δεδομένο εισόδου στον κώδικα FDS είναι πιο ακριβής.
- Η απόδοση της υπολογιστικής μεθοδολογίας στα πειράματα μεγάλης κλίμακας είναι αυξημένη όταν μελετώνται περιπτώσεις εξαναγκασμένου αερισμού.
- Η υπολογιστική μεθοδολογία μπορεί να χρησιμοποιηθεί με ασφάλεια για την προσομοίωση πειραματικών διατάξεων μεσαίας κλίμακας υπό συνθήκες μη επαρκούς αερισμού.

ΚΕΦΑΛΑΙΟ 6: Πειραματική διερεύνηση ΦΕΑ σε Συστήματα Αεριζόμενης Πρόσοψης

6.1.Εισαγωγή

Η χρήση πρωτογενούς ενέργειας σε κτίρια αντιπροσωπεύει περίπου το 40% της συνολικής ετήσιας κατανάλωσης ενέργειας και εκπομπών CO₂ στην Ευρωπαϊκή Ένωση. Υπάρχει πληθώρα διαθέσιμων τεχνικών δόμησης προσόψεων και υλικών δόμησης τα οποία μπορούν να χρησιμοποιηθούν για την βελτίωση της ενεργειακής συμπεριφοράς των κτιρίων. Με στόχο τη μείωση των συνολικών ενεργειακών απαιτήσεων των κτιρίων έχουν αναπτυχθεί μια σειρά καινοτόμων συστημάτων δόμησης που κάνουν χρήση ανανεώσιμων πηγών ενέργειας, όπως για παράδειγμα η ηλιακή ενέργεια. Ένα τέτοιο σύστημα που εφαρμόζεται σήμερα είναι το Σύστημα Αεριζόμενης Πρόσοψης (ΣΑΠ). Το ΣΑΠ είναι μια κατασκευή διπλού τοιχώματος, η οποία αποτελείται από ένα εξωτερικό πάνελ και την πρόσοψη του κτιρίου. Ενδιάμεσα υπάρχει ένα διάκενο με αέρα. Το ΣΑΠ χρησιμοποιείται ευρέως για την επένδυση προσόψεων καθώς, συνδυάζοντας αρμονικά πολλαπλά φυσικά και κατασκευαστικά πλεονεκτήματα, έχει την ικανότητα να αυξάνει αισθητά την ενεργειακή απόδοση των κτιρίων που εφαρμόζεται, βασιζόμενο κυρίως στην εκμετάλλευση της προσπίπτουσας ηλιακής ακτινοβολίας στην πρόσοψη. Η χρήση του ΣΑΠ διασφαλίζει μέγιστη άνεση στο εσωτερικό περιβάλλον των κτιρίων καθώς επιπλέον δύναται να μετριάξει σημαντικά τις επιδράσεις των περιβαλλοντικών συνθηκών σε αυτό.

Η μέχρι τώρα ερευνητικές προσπάθειες σχετικά με το ΣΑΠ έχουν επικεντρωθεί κυρίως στη διερεύνηση της ενεργειακής τους συμπεριφοράς. Εντούτοις, σε περίπτωση εκδήλωσης μια πυρκαγιάς στο κτίριο, το ΣΑΠ δύναται να συμβάλει στην εξάπλωση της πυρκαγιάς μέσω της πρόσοψης στο υπόλοιπο κτίριο ή ακόμα και σε διπλανά κτίρια. Το «φαινόμενο της καμινάδας» σε μια τέτοια περίπτωση αποτελεί σοβαρή απειλή, καθώς το διάκενο του αέρα μπορεί να αποτελέσει δίοδο για τη φωτιά, επιτρέποντας την εξάπλωση της και σε άλλους χώρους εκτός από το αρχικό διαμέρισμα έναυσης της πυρκαγιάς. Αν και έχουν παρατηρηθεί αρκετά συμβάντα εξάπλωσης πυρκαγιάς που σχετίζονται με ΣΑΠ, η έρευνα της συμπεριφοράς ενός τέτοιου συστήματος σε συνθήκες φωτιάς είναι περιορισμένη. Παρά το γεγονός ότι αρκετοί συγγραφείς έχουν καταδείξει τη σημαντική επίδραση της πρόσοψης στα γεωμετρικά χαρακτηριστικά των ΦΕΑ (Yokoi, 1960; Oleszkiewicz, 1989), υπάρχουν λίγες βιβλιογραφικές αναφορές που επικεντρώνονται στις αεριζόμενες προσόψεις (Chow, 2003; Chow and Hung, 2006; Chow, 2014), και δει στο ΣΑΠ (Jeffs et al., 1986; Giraldo et al., 2013).

Από τη στιγμή που η φωτιά εισέλθει στο διάκενο αέρα του ΣΑΠ, οι κίνδυνοι που συνδέονται με την εξάπλωση της πυρκαγιάς εξαρτώνται κυρίως από τους ακόλουθους παράγοντες (Giraldo et al. 2013):

- **Θερμικές ιδιότητες της μόνωσης:** η χρήση εύφλεκτων υλικών μόνωσης συμβάλλει στην ένταση του φαινομένου.
- **Κατασκευή της πρόσοψης:** η θερμοκρασία της φλόγας και των θερμών αερίων που μετακινούνται μέσω της κοιλότητας ενδέχεται να ξεπεράσει τους 600 οC. Στην περίπτωση λοιπόν που η φωτιά εισέλθει στην κοιλότητα αέρα και έρθει σε επαφή με τον μεταλλικό σκελετό, συνεισφέρει στην θέρμανσή του. Όταν γίνει αυτό, ο σκελετός μπορεί να χάσει την αντοχή και ακεραιότητά του. Σε συνθήκες παρατεταμένης έκθεσης, το σύστημα μπορεί ακόμα και να καταρρεύσει.
- **Σχήμα του διακένου αέρα και «φαινόμενο της καμινάδας»:** η εξάπλωση της πυρκαγιάς σε ένα ΣΑΠ μπορεί να συμβεί είτε μέσω του διακένου αέρα είτε μέσω των ανοιγμάτων που υπάρχουν στην πρόσοψη. Όταν οι φλόγες εγκλωβίζονται στο διάκενο, τότε τείνουν να επιμηκύνονται καθώς

αναζητούν οξυγόνο και επιπλέον καύσιμο για να διατηρηθεί η καύση. Το φαινόμενο αυτό, το οποίο συνδέεται στενά με το «φαινόμενο της καμινάδας», μπορεί να οδηγήσει σε επιμήκυνση της φλόγας μέχρι και δέκα φορές σε σχέση με το πλούσιο ΦΕΑ ανεξαρτήτως των υλικών μόνωσης που χρησιμοποιούνται στο ΣΑΠ. Σε περίπτωση που δεν χρησιμοποιούνται πυροφράγματα εσωτερικά του ΣΑΠ, το φαινόμενο αυτό μπορεί να οδηγήσει στην ταχύτετη εξάπλωση της φωτιάς μέσω της πρόσοψης, χωρίς μάλιστα να είναι εξωτερικά εμφανές.

- **Δομή «ευάλωτων περιοχών»:** τα πλαίσια των ανοιγμάτων στην πρόσοψη (παράθυρα ή πόρτες) μπορεί να αποτελέσουν άμεση διαδρομή εισόδου για τις φλόγες προς το διάκενο αέρα του ΣΑΠ. Αυτό συμβαίνει γιατί τα πλαίσια αυτά είναι συνήθως κατασκευασμένα από υλικά μικρής αντοχής στη φωτιά (π.χ. PVC).

Όπως φαίνεται και παραπάνω, η πρόληψη της εξάπλωσης της πυρκαγιάς στο διάκενο αέρα του ΣΑΠ είναι ζωτικής σημασίας. Η χρήση πυροφραγμάτων μπορεί να αποτρέψει επαρκώς την εξάπλωση της πυρκαγιάς όμως επί του παρόντος υπάρχει έλλειψη πρότυπων δοκιμών που θα επιτρέψουν την σωστή χρήση αυτών στα ΣΑΠ.

6.2. Πειραματική διάταξη μεγάλης κλίμακας

Με στόχο την πειραματική διερεύνηση των θεμελιωδών χαρακτηριστικών των ΦΕΑ και της επίδρασής τους σε ΣΑΠ, πραγματοποιήθηκε μια δοκιμή φωτιάς σε διαμέρισμα μεγάλης κλίμακας σε διάταξη δωματίου-πρόσοψης στις εγκαταστάσεις της Πυροσβεστικής Ακαδημίας (βλ. Σχήματα 6-2 και 6-3). Στο Σχήμα 6-4 παρουσιάζονται οι διαστάσεις και ένα σχηματικό διάγραμμα της πειραματικής διάταξης δωματίου-πρόσοψης μεγάλης κλίμακας που κατασκευάστηκε. Οι εσωτερικές διαστάσεις του διαμερίσματος είναι 1760 mm x 800 mm x 2100 mm. Στο νότιο τοίχωμα του διαμερίσματος διαμορφώθηκε άνοιγμα (παράθυρο) διαστάσεων 765 mm x 1100 mm, του οποίου η απόσταση από το δάπεδο του δωματίου είναι 940 mm. Για την κατασκευή των τοιχωμάτων, του δαπέδου και της οροφής του δωματίου χρησιμοποιήθηκε διπλή πυράντοχη γυψοσανίδα, πάχους 15 mm το κάθε φύλλο.

Οι διαστάσεις της εξωτερικής πρόσοψης στην νότια πλευρά της πειραματικής διάταξης είναι 2614 mm x 5230 mm. Η επιφάνεια της εσωτερικής πρόσοψης διαμορφώθηκε χρησιμοποιώντας πυράντοχη γυψοσανίδα πάχους 15 mm ενώ για την στήριξη της πρόσοψης στο διαμέρισμα χρησιμοποιήθηκαν ξύλινοι δοκοί όπως φαίνεται και στο Σχήμα 6-2. Το ΣΑΠ αποτελείται, όπως φαίνεται και στο Σχήμα 6-5, από ένα εσωτερικό στρώμα γυψοσανίδας (15 mm), μεταλλικά στηρίγματα πλάτους 25 mm, Σχήμα 6-6, ένα στρώμα τσιμεντοσανίδας (12,5 mm) και μια εξωτερική στρώση επιχρίσματος (5 mm). Σύμφωνα με τις συνήθειες πρακτικές δόμησης των ΣΑΠ, ένα άνοιγμα στην άνω πλευρά του πλαισίου του παραθύρου (πρέκι), τροφοδοτεί αέρα περιβάλλοντος στο διάκενο αέρα, πλάτους 25 mm, που δημιουργείται μεταξύ της τσιμεντοσανίδας και της γυψοσανίδας. Οι υπόλοιπες τρεις πλευρές του πλαισίου του παραθύρου παραμένουν κλειστές, Σχήμα 6-7.

6.3. Δίκτυο αισθητήρων και σύστημα συλλογής δεδομένων

Προκειμένου να καταγραφεί η χρονική εξέλιξη του αναπτυσσόμενου πεδίου στο εσωτερικό του διαμερίσματος κατά την εξέλιξη της φωτιάς αλλά και των φυσικών μεγεθών της ΦΕΑ, χρησιμοποιήθηκε ένα εκτεταμένο δίκτυο αισθητήρων. Συγκεκριμένα στο εσωτερικό και εξωτερικό του δωματίου της πειραματικής διάταξης έγινε λεπτομερής καταγραφή μιας πληθώρας μεταβλητών όπως η ταχύτητα και θερμοκρασία αέριου περιβάλλοντος, θερμοκρασία τοιχωμάτων της πρόσοψης, ρυθμός απώλειας μάζας καυσίμου, σχήμα και μέγεθος ΦΕΑ. Για την καταγραφή, με συχνότητα δειγματοληψίας 1 s, και επεξεργασία των πειραματικών

δεδομένων από τις μετρητικές συσκευές χρησιμοποιήθηκε το λογισμικό Universal Data Logging Interface της LabView. Η συνολική σχηματική απεικόνιση της πειραματικής διάταξης δωματίου-πρόσοψης μεγάλης κλίμακας όπου απεικονίζονται οι θέσεις τοποθέτησης των συσκευών μέτρησης θερμοκρασίας, θερμοκρασίας δομικών υλικών, ταχύτητας και μάζας καυσίμου απεικονίζεται αναλυτικά στο Σχήμα 6-8.

Ιδιαίτερη έμφαση δόθηκε στον χαρακτηρισμό του θερμοκρασιακού περιβάλλοντος πλησίον του εξωτερικού τοιχώματος της πρόσοψης το οποίο εκτίθετο στο πλούμιο της ΦΕΑ. Για το λόγο αυτό χρησιμοποιήθηκαν 30 θερμοστοιχεία τύπου K, διαμέτρου 1,5 mm, Σχήματα 6-8 και 6-9, με τα οποία μετρήθηκαν οι θερμοκρασίες αερίου στο πλούμιο της ΦΕΑ ενώ 34 επιπλέον αντίστοιχα θερμοστοιχεία εγκαταστάθηκαν κατά μήκος της πρόσοψης προκειμένου να γίνει καταγραφή των θερμοκρασιών στις επιφάνειες των διαφόρων στρωμάτων δομικών υλικών του ΣΑΠ, Σχήμα 6-9. Η τοποθέτηση των θερμοστοιχείων σε κάθε επιφάνεια, εκτεθειμένη και μη, των διαφορετικών στρωμάτων δομικών υλικών του ΣΑΠ αλλά και του διακένου αέρα μεταξύ της τσιμεντοσανίδας και της γυψοσανίδας απεικονίζονται στο Σχήμα 6-9. Αναλυτικότερα, οι θέσεις «1» και «2» αντιστοιχούν στη μη-εκτεθειμένη και στην εκτεθειμένη πλευρά της εσωτερικής γυψοσανίδας του ΣΑΠ, Σχήμα 6-5. Στη θέση «3» γίνεται καταγραφή της θερμοκρασίας αερίου στο μέσο του διακένου αέρα. Αντίστοιχα, στις θέσεις «4» και «5» γίνεται καταγραφή της θερμοκρασίας στερεού τοιχώματος στην μη-εκτεθειμένη πλευρά της τσιμεντοσανίδας και στην εκτεθειμένη πλευρά του επιχρίσματος.

Παρά το γεγονός ότι δόθηκε έμφαση στην χρονική εξέλιξη της ΦΕΑ και της επίδρασής της στο ΣΑΠ, διερευνήθηκε επίσης και η εξέλιξη της φωτιάς στο εσωτερικό του διαμερίσματος. Προκειμένου να μπορέσει να χαρακτηριστεί το θερμοκρασιακό πεδίο που δημιουργήθηκε στο εσωτερικό του διαμερίσματος, χρησιμοποιήθηκαν 5 θερμοστοιχεία τύπου K τα οποία τοποθετήθηκαν σε διάφορες θέσεις καθ' ύψος, Σχήμα 2.8, στο γεωμετρικό κέντρο του δωματίου, Σχήμα 6-11. Αντίστοιχα, τοποθετήθηκαν και 4 θερμοστοιχεία καθ' ύψος στο μέσον του παραθύρου, προκειμένου να καταγραφεί το θερμοκρασιακό πεδίο στις θέσεις που ήταν αντίστοιχα τοποθετημένες οι συσκευές μέτρησης ταχύτητας, Σχήμα 6-11. Στις μετρήσεις θερμοκρασίας από το εσωτερικό του δωματίου έγινε επιπλέον επεξεργασία, μετά το πέρας του πειράματος, με σκοπό τη διόρθωση της τιμής τους λόγω ακτινοβολίας σύμφωνα με την μεθοδολογία που αναφέρεται αναλυτικά στο Παράρτημα Α.

Για τη μέτρηση της ταχύτητας του αερίου μείγματος που εισέρχεται και εξέρχεται από το δωμάτιο διαμέσου του ανοίγματος κατασκευάστηκαν και χρησιμοποιήθηκαν 4 συσκευές μέτρησης ταχύτητας αμφίδρομου τύπου (bidirectional velocity probes) οι οποίες τοποθετήθηκαν καθ' ύψος στο μέσον του παραθύρου, Σχήμα 6-12. Η λειτουργία αυτών των συσκευών μέτρησης βασίζεται στην μέτρηση της ταχύτητας ενός ρευστού μέσω μέτρησης της διαφορικής πίεσης. Η συσκευή αυτή διαθέτει χαρακτηριστικά που την καθιστούν κατάλληλη για χρήση σε πειράματα φωτιάς. Κατασκευασμένη από ανοξείδωτο χάλυβα δύναται να μετρήσει με ακρίβεια ταχύτητες σε περιβάλλον υψηλών θερμοκρασιών ενώ η γεωμετρία της επιτρέπει ακριβείς μετρήσεις σε μια μέγιστη γωνία έως και 50° μεταξύ της συσκευής μέτρησης και του ρεύματος αέρα. Η συμμετρική της φύση επιτρέπει μέτρηση ταχυτήτων ανεξάρτητα από την κατεύθυνση του ρεύματος αέρα. Αυτή η αμφίδρομη ιδιότητα τους επιτρέπει την τοποθέτησή τους ακόμα και σε περιπτώσεις που δεν υπάρχει προηγούμενη γνώση της διεύθυνσης της ροής. Η μέτρηση μπορεί να επιτευχθεί ακόμα και όταν η ροή σε ένα σημείο αλλάξει κατεύθυνση.

Η συσκευή μέτρησης αποτελείται από ένα κυλινδρικό τμήμα ανοξείδωτου χάλυβα διαμέτρου 22 mm. Στο μέσο της απόστασης μεταξύ των δύο ακραίων σημείων δειγματοληψίας υπάρχει μεταλλικός φραγμός, ο οποίος χωρίζει το κυλινδρικό τμήμα σε δύο θαλάμους, Σχήμα 6-13. Με αυτόν το τρόπο, μετράται η διαφορά πίεσης μεταξύ αυτών των δύο σημείων μέσω ενός αισθητηρίου διαφορικής πίεσης (Omega PX277-0.1D5V) που είναι συνδεδεμένο μέσω εύκαμπτων σωλήνων. Στο σημείο δειγματοληψίας ανάντη στην ροή, μετράται η πίεση ανακοπής, ενώ στο κατάντη σημείο δειγματοληψίας ανιχνεύεται η πίεση, η οποία είναι ελαφρώς χαμηλότερη από τη στατική πίεση. Η μετατροπή της διαφοράς πίεσης σε ταχύτητα γίνεται σύμφωνα με την

μεθοδολογία που παρουσιάζεται στην εργασία των McCaffrey και Heskestad σχετικά με το σχεδιασμό και τη βαθμονόμηση συσκευής μέτρησης ταχύτητας αμφίδρομου τύπου για εφαρμογή σε χαμηλές ταχύτητες όπως αυτές εμφανίζονται σε περιβάλλον φωτιάς (McCaffrey και Heskestad, 1976).

Για την πηγή του πυροθερμικού φορτίου, κατασκευάστηκε και τοποθετήθηκε στο γεωμετρικό κέντρο του δωματίου φωτιάς, 100 mm πάνω από το δάπεδο, μια δεξαμενή από ανοξείδωτο χάλυβα, διαστάσεων 700 mm x 700 mm x 250 mm. Σε αυτήν τοποθετήθηκαν 56,7 kg υγρού καυσίμου (εξάνιο) που χρησιμοποιήθηκαν ως πυροθερμικό φορτίο στη δοκιμή. Η κατώτερη θερμογόνος δύναμη του εξανίου που χρησιμοποιήθηκε (43521,2 kJ/kg), μετρήθηκε χρησιμοποιώντας ένα ισοπεριβολικό θερμιδόμετρο τύπου οβίδας οξυγόνου σύμφωνα με το πρότυπο ASTM D240-14 (ASTM D240-14, 2014). Η στιγμιαία μάζα του καυσίμου καταγραφόταν συνεχόμενα καθώς κάτω από την δεξαμενή καυσίμου ήταν τοποθετημένος ηλεκτρονικός ζυγός ακριβείας, ευαισθησίας 2mV/V.

Η χρήση υγρού καυσίμου επιλέχθηκε προκειμένου να προσομοιωθούν με ρεαλιστικό τρόπο οι συνθήκες που αναπτύσσονται κατά τη διάρκεια μιας πυρκαγιάς σε ένα κτίριο. Η ποσότητα καυσίμου και οι διαστάσεις του ανοίγματος επιλέχθηκαν έτσι ώστε να εξασφαλιστούν συνθήκες μη-επαρκούς αερισμού, οι οποίες ευνοούν την ανάπτυξη ΦΕΑ. Η μέση ισχύς φωτιάς που καταγράφηκε κατά τη διάρκεια της πλήρους ανεπτυγμένης φάσης του πειράματος (100 - 800 s) και θεωρώντας ιδανικές συνθήκες καύσης εξανίου (100% απόδοση καύσης) ήταν 2,76 MW.

Η καταγραφή της χρονικής εξέλιξης του σχήματος και του μεγέθους του πλουμίου της ΦΕΑ πραγματοποιήθηκε με τη χρήση 2 συσκευών video camera υψηλής διακριτικής ανάλυσης. Η τοποθέτηση των συσκευών έγινε με τρόπο τέτοιο ώστε να μεγιστοποιείται το διαθέσιμο οπτικό πεδίο. Οι συσκευές τοποθετήθηκαν νότια, απέναντι από την πρόσοψη σε απόσταση 8,60 m και ανατολικά, σε ορθή γωνία από την πρόσοψη, σε απόσταση 9,40 m. Ο ρυθμός καταγραφής που χρησιμοποιήθηκε ήταν 30 στιγμιότυπα ανά δευτερόλεπτο. Επίσης, νότια, απέναντι από την πρόσοψη, σε απόσταση 8,60 m, τοποθετήθηκε και μια θερμοκάμερα, με την οποία καταγράφηκαν επιπλέον πληροφορίες σχετικά με την θερμική απόκριση της πρόσοψης.

6.4.Αποτελέσματα

6.4.1.Ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου

Ο ρυθμός καύσης σε φωτιές κηλίδας υγρού καυσίμου σε κλειστούς χώρους επηρεάζεται από πολλές παραμέτρους όπως για παράδειγμα οι συνθήκες αερισμού και η ακτινοβολία από τα τοιχώματα του δωματίου (Thomas et al., 2007; DiNunno et al., 2002). Στο Σχήμα 6-13 παρουσιάζεται ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου για τις περιπτώσεις μελέτης, όπου φαίνεται η επίδραση των παραπάνω παραμέτρων. Ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου παραμένει γενικά σταθερός κατά τη διάρκεια του πειράματος μέχρι να επέλθει η περίοδος σβέσης μετά από περίπου 850 s. Το θορυβώδες σήμα του ρυθμού κατανάλωσης καυσίμου που λαμβάνεται αποδίδεται στην αυξημένη τυρβώδη κίνηση του ρευστού στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς.

6.4.2.Αναπτυσσόμενες θερμοκρασίες στο εσωτερικό του διαμερίσματος

Στο Σχήμα 6-14 απεικονίζεται η χρονική μεταβολή της θερμοκρασίας στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς σε τέσσερα ύψη από το δάπεδο (50 mm, 100 mm, 150 mm, 175 mm και 200 mm), όπου διακρίνονται οι τρεις φάσεις εξέλιξης μιας τυπικής φωτιάς σε διαμέρισμα: το στάδιο ανάπτυξης, το στάδιο της πλήρους ανεπτυγμένης φωτιάς και το στάδιο της σβέσης. Η θερμοκρασία σε κάθε ύψος αυξάνεται ταχύτατα μετά την ανάφλεξη και μόνο η θερμοκρασία στην θέση ακριβώς πάνω από το δοχείο καυσίμου (50 mm) παραμένει σε

χαμηλά επίπεδα, περίπου 600°C, κατά την διάρκεια της φάσης της πλήρους ανεπτυγμένης φωτιάς. Αυτό συμβαίνει επειδή το συγκεκριμένο θερμοστοιχείο αν και θερμαίνεται γρήγορα λόγω της επαφής με την φλόγα μετά την ανάφλεξη, στην συνέχεια καταγράφει χαμηλότερες θερμοκρασίες καθώς οι φλόγες κατευθύνονται προς το άνοιγμα του δωματίου. Γενικά, κατά την φάση της πλήρους ανεπτυγμένης φωτιάς η θερμοκρασία στο εσωτερικό του διαμερίσματος παραμένει πρακτικά σταθερή. Όπως αναμένεται, παρατηρούνται υψηλότερες θερμοκρασίες στο ανώτερο θερμό στρώμα του εσωτερικού του δωματίου. Η μέγιστη τιμή στο εσωτερικό του διαμερίσματος έφθασε τους 1100°C.

6.4.3. Μετρήσεις ταχύτητας αερίου μείγματος στο άνοιγμα

Πραγματοποιήθηκαν μετρήσεις ταχύτητας αέρα στον κεντρικό άξονα του ανοίγματος σε ύψη 22 cm, 44 cm, 66 cm και 88 cm από κάτω πρεβάζι του παραθύρου όπως φαίνεται και στο Σχήμα 6-15. Οι αρνητικές τιμές ταχύτητας αντιστοιχούν σε ροή ρευστού από το εξωτερικό στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς. Φρέσκος αέρας από το περιβάλλον εισέρχεται στο διαμέρισμα με σχεδόν σταθερό ρυθμό από το κάτω μέρος του ανοίγματος ενώ θερμά αέρια, άκαυστοι υδρογονάνθρακες και καπνός εξέρχεται από αυτό διαμέσου του άνω μέρους του ανοίγματος. Η ταχύτητα εξόδου των θερμών αερίων κυμαίνεται μεταξύ 2 - 4 m/s και επηρεάζεται σε μεγάλο βαθμό από την περιδίνηση της ΦΕΑ που οφείλεται στις περιβαλλοντικές συνθήκες και στο ανοδικό ρεύμα αέρα που δημιουργείται στην βάση του πλουμίου της ΦΕΑ. Επίσης, όπως παρατηρήθηκε και οπτικά, ο αέρας περιβάλλοντος είχε την τάση να παρασύρει το πλούμιο της ΦΕΑ προς την κατεύθυνση της πρόσοψης κατά τη διάρκεια του πειράματος. Η ταχύτητα του «φρέσκου» αέρα που εισέρχεται στο διαμέρισμα φωτιάς είναι σημαντικά χαμηλότερη, περίπου 1 - 2 m/s.

6.4.4. Γεωμετρία πλουμίου ΦΕΑ

Στα σχήματα 6-16 και 6-17 παρουσιάζεται ένα αντιπροσωπευτικό χρονοδιάγραμμα της εξέλιξης της ΦΕΑ με τη βοήθεια διαδοχικών στιγμιότυπων από την εμπρός και πλάγια όψη της πειραματικής διάταξης ανά 2,5 min. Κατά τη διάρκεια του αρχικού σταδίου ανάπτυξης της πυρκαγιάς, μέχρι τα πρώτα 2 min, περίοδος κατά την οποία υπάρχει αρκετό οξυγόνο στο διαμέρισμα, η φωτιά παραμένει περιορισμένη στο εσωτερικό του. Μόλις εξαντληθεί το οξυγόνο, οι φλόγες αρχίζουν σταδιακά να εξαπλώνονται προς την οριζόντια κατεύθυνση της οροφής και μέσω του ανοίγματος αρχίζουν να εξέρχονται του δωματίου. Μετά τα πρώτα 2 min από την έναρξη του πειράματος, δημιουργείται ΦΕΑ, η οποία παραμένει σταθερά εξωτερικά του δωματίου. Το πλούμιο της ΦΕΑ πάλλεται ενώ ο όγκος του δεν παραμένει σταθερός αλλά κυμαίνεται εξαρτώμενος από τη διεύθυνση του εξωτερικού αέρα. Οι ΦΕΑ εξέρχονται του διαμερίσματος υπό γωνία 45° σε σχέση με τον οριζόντια μέσω του ανώτερου τμήματος του παραθύρου και έχουν την τάση να κλίνουν προς την πρόσοψη όσο αυξάνεται το ύψος, Σχήμα 6-17. Μάλιστα, κατά τη διάρκεια της δοκιμής παρατηρήθηκε έντονα το φαινόμενο της κάμψης του πλουμίου της ΦΕΑ προς την πλευρά της πρόσοψης ακριβώς πάνω από το παράθυρο. Αυτό συμβαίνει λόγω της έντονης εισχώρησης φρέσκου αέρα περιβάλλοντος στην βάση του πλουμίου. Το ίδιο το πλούμιο ΦΕΑ λειτουργεί ως πηγή ακτινοβολίας. Λόγω αυτού, η πρόσοψη εκτίθεται σε ισχυρή ροή θερμότητας, η οποία, λόγω συναγωγής και ακτινοβολίας, μεταφέρεται στην εκτεθειμένη στη ΦΕΑ όψη της. Καθώς η πρόσοψη απορροφά θερμότητα από το πλούμιο, η θερμοκρασία της εκτεθειμένης στην ΦΕΑ όψη της μπορεί να φθάσει σε μέχρι και τους 500°C, Σχήμα 6-18.

Η χωρική κατανομή της πιθανότητας I της ΦΕΑ παρουσιάζεται στο Σχήμα 6-19 Το πλούμιο της ΦΕΑ έχει ελλειπτικό σχήμα, γεγονός το οποίο είναι συμβατό με τα σχήματα που προτείνονται από ευρέως χρησιμοποιούμενες μεθοδολογίες σχεδιασμού πυρασφάλειας όπως παρουσιάστηκαν στο Κεφάλαιο 3 (Yokoi, 1960; Himoto et al, 2009). Η εξέλιξη της ΦΕΑ εξαρτάται κυρίως από την συγκέντρωση άκαυστων υδρογονανθράκων και τη θερμοκρασία των θερμών αερίων που εξέρχονται από το δωμάτιο τα οποία καίγονται όταν βρεθούν σε περιβάλλον περίσσειας οξυγόνου. Η μεθοδολογία που χρησιμοποιήθηκε για την εκτίμηση του μέσου ύψους της ΦΕΑ, $L_{f,0.50}$ και πλάτους w_f απεικονίζεται αναλυτικά στο Σχήματα 6-20 και 6-

21 όπου παρουσιάζεται η μεταβολή της πιθανότητας I (Intermittency) καθ' ύψος στον κεντρικό άξονα και κατά πλάτος του πλουμίου ΦΕΑ. Οι εικόνες που χρησιμοποιήθηκαν στο λογισμικό επεξεργασίας εικόνας αντιστοιχούν σε αυτές που εξάχθηκαν από την κάμερα που ήταν τοποθετημένη βόρεια της πειραματικής διάταξης (εμπρός όψη).

Η πιθανότητα I μειώνεται συναρτήσει του ύψους καθώς παρατηρούνται υψηλότερες τιμές στην περιοχή της «συνεχούς φλόγας» οι οποίες μειώνονται σταδιακά στις περιοχές της «διακοπτόμενης φλόγας» και του «ανωστικού πλουμίου». Η γκριζα περιοχή που απεικονίζεται στο γράφημα του Σχήματος 6-20 (αριστερά) αντιστοιχεί στο άνοιγμα του διαμερίσματος. Κάτω από το ύψος του παραθύρου δεν παρατηρείται φλόγα. Το μέσο ύψος του πλουμίου της ΦΕΑ θεωρείται ίσο με το μέγιστο ύψος όπου η πιθανότητα I έχει τιμή 0,5 και το οποίο συμβολίζεται με κόκκινο αστερίσκο. Οι υπολογισμοί έγιναν στην μεσοκάθετο της πειραματικής διάταξης καθώς σε αυτό το σημείο παρατηρήθηκαν οι μέγιστες τιμές του ύψους του πλουμίου ΦΕΑ. Αντίστοιχα, προσδιορίστηκε και το μέσο πλάτος του πλουμίου της ΦΕΑ σε ύψος 3 m από το έδαφος, όπου παρατηρήθηκε και το μέγιστο πλάτος του πλουμίου ΦΕΑ. Χρησιμοποιώντας τα δεδομένα από την κάμερα που ήταν τοποθετημένη δυτικά (πλάγια) της πρόσοψης έγινε χρήση της ίδιας μεθοδολογίας με στόχο τον καθορισμό της προβολής της από την πρόσοψη $2*L_H$, Σχήμα 6-21. Οι τιμές που προκύπτουν παρουσιάζονται αναλυτικά στον Πίνακα 6-2. Στο Σχήμα 6-20 (δεξιά) απεικονίζεται η χρονική μεταβολή της μέσης τιμής του ύψους της ΦΕΑ στην μεσοκάθετο της πρόσοψης, όπως εκφράζεται από την τιμή της μεταβλητής $L_{f,0.50}$, η οποία υπολογίστηκε εφαρμόζοντας την παραπάνω μεθοδολογία για κάθε στιγμιότυπο που αποτυπώθηκε από την κάμερα που ήταν τοποθετημένη βόρεια της πειραματικής διάταξης (εμπρός όψη). Η περίπτωση αυτή είναι αντιπροσωπευτική προκειμένου να μελετηθεί η μεταβολή του μέσου ύψους της ΦΕΑ σε περιπτώσεις μη επαρκούς αερισμού. Παρατηρούνται δύο ευδιάκριτες περιόδους. Αρχικά οι φλόγες παραμένουν στο εσωτερικό του δωματίου («φλόγες στο εσωτερικό») ενώ σταδιακά απομακρύνονται από την περιοχή του δοχείου καυσίμου και κινούνται προς το άνοιγμα του δωματίου. Με την πάροδο του χρόνου, παρατηρείται ότι εμφανίζονται μόνιμα φλόγες στο εξωτερικό του δωματίου («σταθερή εξωτερική φλόγα») και οι σχηματιζόμενες ΦΕΑ καλύπτουν ολόκληρη την περιοχή πάνω από το άνοιγμα, ενώ το μέσο ύψος κατά τη διάρκεια αυτής της περιόδου είναι μεγαλύτερο. Οι τιμές του μέσου ύψους στην μεσοκάθετο και του μέσου όρου του μέσου ύψους σε κάθε θέση κατά το πλάτος της πρόσοψης είναι παραπλήσιες.

6.4.5.Θερμοκρασία κεντρικού άξονα ΦΕΑ

Στο Σχήμα 6-22 απεικονίζονται οι χωρικές κατανομές της θερμοκρασίας εξωτερικά του δωματίου, σε επίπεδο κάθετο ως προς την πρόσοψη. Τα δεδομένα που απεικονίζονται προέκυψαν με γραμμική παρεμβολή από τα θερμοκρασιακά δεδομένα των θερμοστοιχείων που ήταν τοποθετημένα εξωτερικά του δωματίου. Απεικονίζονται τέσσερις χαρακτηριστικές χρονικές στιγμές, 210 s, 420 s, 630 s και 840 s μετά την έναυση, προκειμένου να αξιολογηθούν τα θερμικά χαρακτηριστικά της ΦΕΑ κατά τη διάρκεια του πειράματος. Επιπλέον, προκειμένου να μπορέσει να γίνει ένας συνολικός χαρακτηρισμός της ΦΕΑ απεικονίζεται και ο χρονικά μέσος όρος της θερμοκρασίας κατά τη διάρκεια του πειράματος.

Με μαύρη διακεκομμένη γραμμή απεικονίζονται οι διαστάσεις του πλουμίου ΦΕΑ όπως αυτές υπολογίζονται από την μεθοδολογία που προτείνεται από τον EN 1991-1-2. Οι μέγιστες θερμοκρασίες, έως και 900°C, παρατηρούνται στις θέσεις πλησίον του ανοίγματος. Οι θερμοκρασίες του πλουμίου ΦΕΑ μειώνονται σταδιακά όσο αυξάνεται το ύψος. Επιβεβαιώνεται επίσης ότι η μεθοδολογία που προτείνει ο Ευρωκώδικας υπερεκτιμά την προβολή του πλουμίου ΦΕΑ από την πρόσοψη.

6.4.6.Θερμοκρασίες ΣΑΠ

Στο Σχήμα 6-23 παρουσιάζεται η χρονική μεταβολή της θερμοκρασίας στο ΣΑΠ σε τέσσερα ύψη από το επάνω μέρος του παραθύρου, 50 cm, 100 cm, 150 cm και 200 cm, στην μεσοκάθετο της πρόσοψης (βλ. Σχήμα 2.8). Οι θέσεις μέτρησης σε κάθε ύψος παρουσιάζονται στο Σχήμα 6-8. Στην μη εκτεθειμένη πλευρά του ΣΑΠ (Θέση 1), η θερμοκρασία αυξάνεται με αργό ρυθμό κατά την διάρκεια των πρώτων 200 s και παραμένει σταθερή κατά τη διάρκεια της δοκιμής. Σύμφωνα με το αυστραλιανό πρότυπο AS1530.4 (AS1530.4, 2005), θεωρείται ότι μια γυψοσανίδα αστοχεί όταν η μέγιστη αύξηση θερμοκρασίας σε σχέση με τη θερμοκρασία περιβάλλοντος στην μη εκτεθειμένη πλευρά της υπερβαίνει τους 180°C (Clancy, 2002). Λαμβάνοντας υπόψη αυτό το κριτήριο, είναι ασφαλές να υποθεθεί ότι το ΣΑΠ μπορεί να διατηρήσει την αντοχή του στη φωτιά σε κάθε ύψος μέτρησης, κατά την έκθεση του για 900 s, καθώς η θερμοκρασία στην μη εκτεθειμένη πλευρά δεν ξεπέρασε τους 180°C σε καμία θέση μέτρησης. Επιπλέον, οι γυψοσανίδες που εκτίθενται σε συνθήκες φωτιάς θεωρείται ότι αστοχούν μηχανικά όταν παρουσιάζονται ρωγμές ή ανοίγματα κατά μήκος της τοιχοποιίας (Manzello et al., 2007). Μετά το πέρας της δοκιμής έγινε οπτική παρατήρηση του ΣΑΠ και δεν φάνηκαν σημάδια ρωγμών ούτε και ανοίγματα στην μη εκτεθειμένη πλευρά του.

Ένα επιπλέον σημαντικό θέμα αφορά τη διείσδυση της ΦΕΑ στο διάκενο αέρα του ΣΑΠ. Όπως φαίνεται από την ξαφνική θερμοκρασιακή αύξηση στην κοιλότητα (Θέση 3) σε ύψος 50 cm, όταν αρχίζει να εμφανίζεται η ΦΕΑ, μερικά καυσάερια φαίνεται να εισχωρούν στο διάκενο αέρα πάνω από το άνοιγμα. Αυτό έχει σαν άμεση συνέπεια την θέρμανση της εκτεθειμένης πλευράς της γυψοσανίδας (Θέση 4). Παρόλα αυτά, καθώς η ΦΕΑ εξελίσσεται στο εξωτερικό του διαμερίσματος, διαφαίνεται ότι το μεγαλύτερο ποσοστό θερμών αερίων και φλόγας τείνει να διαφεύγει από το άνοιγμα και δεν εισχωρεί στο διάκενο αέρα του ΣΑΠ. Οι θερμοκρασίες διαφοροποιούνται ανάλογα με την κάθε θέση μέτρησης και αυξάνονται με την αύξηση του ύψους από το άνοιγμα. Από τα δεδομένα που συλλέχθηκαν από τις κάμερες και από οπτική παρατήρηση κατά την διάρκεια του πειράματος, δεν φάνηκαν φλόγες να διαπερνούν το διάκενο αέρα του ΣΑΠ.

6.5.Ανάλυση αποτελεσμάτων

Μια διαδεδομένη τεχνική δόμησης που εφαρμόζεται για την εξοικονόμηση ενέργειας είναι το Σύστημα Αεριζόμενης Πρόσοψης (ΣΑΠ), το οποίο αποτελεί μία από τις ιδανικότερες επενδύσεις προσόψεων καθώς συνδυάζοντας αρμονικά πολλαπλά φυσικά και κατασκευαστικά πλεονεκτήματα έχει την ικανότητα να αυξάνει αισθητά την ενεργειακή απόδοση των κτιρίων που εφαρμόζεται. Η χρήση του ΣΑΠ διασφαλίζει μέγιστη άνεση στο εσωτερικό περιβάλλον των κτιρίων καθώς μετριάζει σημαντικά τις επιδράσεις των περιβαλλοντικών συνθηκών σε αυτό. Η μέχρι τώρα έρευνα σχετικά με τα ΣΑΠ επικεντρώνεται κυρίως στην διερεύνηση της ενεργειακής τους συμπεριφοράς. Παρόλα αυτά, κατά την διάρκεια της εκδήλωσης μια πυρκαγιάς, ένα ΣΑΠ δύναται να συμβάλει στην εξάπλωση πυρκαγιάς μέσω της πρόσοψης στο υπόλοιπο κτίριο ή ακόμα και σε διπλανά κτίρια. Αν και έχουν παρατηρηθεί συμβάντα εξάπλωσης πυρκαγιάς που σχετίζονται με ΣΑΠ, η έρευνα της συμπεριφοράς ενός τέτοιου συστήματος σε συνθήκες φωτιάς είναι περιορισμένη.

Σε αυτό το πλαίσιο, με στόχο την πειραματική διερεύνηση των θεμελιωδών χαρακτηριστικών των Φλογών Εξερχόμενων από Κτίριο (ΦΕΑ) και της αλληλεπίδρασής τους με ένα ΣΑΠ, πραγματοποιήθηκε μια δοκιμή φωτιάς σε διαμέρισμα μεγάλης κλίμακας σε διάταξη δωματίου-πρόσοψης. Κατά την εκτέλεση των πειραμάτων χρησιμοποιήθηκε ένα εκτεταμένο δίκτυο αισθητήρων, εσωτερικά και εξωτερικά της πειραματικής διάταξης, προκειμένου να καταγραφεί η χρονική εξέλιξη σημαντικών φυσικών μεγεθών. Ιδιαίτερη έμφαση δόθηκε στην εκτίμηση των ροϊκών και θερμικών χαρακτηριστικών των ΦΕΑ καθώς από αυτά εξαρτάται και η αντίστοιχη έκθεση του ΣΑΠ στη θερμότητα. Μελετήθηκε η πιθανότητα εξάπλωσης

πυρκαγιάς μέσω του διακένου αέρα του ΣΑΠ, αξιολογώντας τα πειραματικά δεδομένα από τα θερμοστοιχεία που ήταν τοποθετημένα στο διάκενο αέρα, αλλά και τα δεδομένα από τις οπτικές κάμερες οι οποίες ήταν τοποθετημένες βόρεια και ανατολικά της πειραματικής διάταξης. Δεν παρατηρήθηκε εξάπλωση της πυρκαγιάς μέσω του διακένου αέρα. Το ΣΑΠ αποδείχθηκε ότι μπορεί να διατηρήσει την αντοχή του σε φωτιά σε κάθε ύψος μέτρησης κατά την έκθεση του για 900 s, καθώς η θερμοκρασία στην μη εκτεθειμένη πλευρά δεν ξεπέρασε τους 180°C ενώ μετά το πέρας του πειράματος δεν παρατηρήθηκαν ρωγμές ούτε ανοίγματα στην μη εκτεθειμένη πλευρά του ΣΑΠ.

ΚΕΦΑΛΑΙΟ 7: Αξιολόγηση μεθοδολογιών σχεδιασμού πυρασφάλειας ΦΕΑ

7.1.Εισαγωγή

Κατά την περίοδο της πλήρως ανεπτυγμένης φάσης μιας τυπικής φωτιάς σε κτίριο όπως αναλύθηκε στο Κεφάλαιο 2, οι φλόγες ενδέχεται να εξέλθουν από το χώρο της αρχικής έναυσης μέσω των ανοιγμάτων του (π.χ. παράθυρα, θύρες). Σήμερα, με στόχο τη βελτίωση της ενεργειακής συμπεριφοράς και απόδοσης των κτιρίων, παρατηρείται μια ολοένα αυξανόμενη τάση χρήσης νέων υλικών κατασκευής σε προσόψεις κτιρίων, στα οποία συμπεριλαμβάνονται και εύφλεκτα θερμομονωτικά υλικά. Παρόλα αυτά, στην πλειοψηφία των κανονισμών πυρασφάλειας που ισχύουν σήμερα σε παγκόσμιο επίπεδο δεν συμπεριλαμβάνονται συγκεκριμένες μεθοδολογίες για την αξιολόγηση των κινδύνων που σχετίζονται με ΦΕΑ. Το γεγονός αυτό, σε συνδυασμό με τον αυξανόμενο αριθμό πρόσφατων πυρκαγιών σχετιζόμενων με ΦΕΑ ανά τον κόσμο (Klorovic and Turan, 2001, Empis, 2010, Asimakopoulou et al., 2013), όπως παρουσιάστηκαν αναλυτικά στο Κεφάλαιο 1, καθιστά επιτακτική την ανάγκη βελτίωσης των οδηγιών σχεδιασμού πυρασφάλειας προσόψεων έναντι ΦΕΑ. Προκειμένου να επιτευχθούν τα παραπάνω, είναι βασικό να διερευνηθούν τα θεμελιώδη φυσικά φαινόμενα που σχετίζονται με τις ΦΕΑ.

Ένας από τους στόχους του παρόντος κεφαλαίου είναι και η αξιολόγηση εμπειρικών σχέσεων (Ε.Σ.) και μεθοδολογιών, όπως παρουσιάστηκαν στο Κεφάλαιο 3, που χρησιμοποιούνται ευρέως σε μεθοδολογίες σχεδιασμού πυρασφάλειας για τον υπολογισμό των χαρακτηριστικών ΦΕΑ (Tang et al., 2012; EN 1991-1-2, 2002; Heskestad, 1983). Αξιολογούνται μεθοδολογίες για την εκτίμηση των θερμικών και γεωμετρικών χαρακτηριστικών ΦΕΑ χρησιμοποιώντας μια ευρεία κλίμακα πειραματικών δεδομένων μεσαίας κλίμακας, όπως παρουσιάστηκαν στο Κεφάλαιο 4, και μεγάλης κλίμακας, όπως παρουσιάστηκαν στα Κεφάλαια 2 και 6. Δίνεται ιδιαίτερη έμφαση στην αξιολόγηση των παραμέτρων που επηρεάζουν τα αποτελέσματα των μεθοδολογιών εκτίμησης της ροής θερμότητας σε προσόψεις και γίνεται εκτενής αξιολόγηση αυτών των μεθοδολογιών. Τέλος παρουσιάζεται μια συνολική ποιοτική αξιολόγηση των Ε.Σ. και μεθοδολογιών και καθορίζονται οι περιορισμοί τους και το εύρος εφαρμοσιμότητάς τους.

7.2.Πειράματα μεσαίας κλίμακας

Στον Πίνακα 7-1 παρουσιάζονται οι διαστάσεις ΦΕΑ, όπως υπολογίστηκαν στο Κεφάλαιο 4, και οι αντίστοιχες εκτιμήσεις χρησιμοποιώντας τις Ε.Σ. που παρουσιάστηκαν στο Κεφάλαιο 3. Υπό συνθήκες μη επαρκούς αερισμού, οι Ε.Σ. H1 και H5 παρουσιάζουν ικανοποιητική ποιοτική συμφωνία με τις πειραματικές τιμές ύψους ΦΕΑ ($L_{f,0.50}$) ενώ οι Ε.Σ. H2 και H5 υποεκτιμούν τις πειραματικές μετρήσεις σε χαμηλά πυροθερμικά φορτία. Στην περίπτωση W-2.35, η Ε.Σ. H2 υποεκτιμά σε μεγάλο βαθμό τα πειραματικά δεδομένα. Όσον αφορά την προβολή ΦΕΑ από την πρόσοψη ($2*L_H$) στις περιπτώσεις D-1.00L, D-2.35L και D-4.70L, μόνο η εμπειρική σχέση P1 μπορεί να χρησιμοποιηθεί ασφαλώς ενώ στην περίπτωση W-2.35L όλες οι Ε.Σ. τείνουν να μπορούν να χρησιμοποιηθούν με ασφάλεια. Παρατηρείται επίσης ότι το πλάτος ΦΕΑ (w_f) σε όλες τις περιπτώσεις λαμβάνει τιμές μεγαλύτερες από το πλάτος του ανοίγματος (W_v). Αυτή η παρατήρηση έρχεται σε αντίθεση με την γενική θεώρηση, όπως παρουσιάστηκε στο Κεφάλαιο 2, ότι το πλάτος ΦΕΑ (w_f) ισούται με το πλάτος του ανοίγματος (W_v).

Στις περιπτώσεις με χαμηλό πυροθερμικό φορτίο, οι Ε.Σ. T2 και T3 υπερεκτιμούν τις πειραματικές τιμές, ενώ η Ε.Σ. T4 έχει εξαιρετική συμφωνία με τις πειραματικές μετρήσεις. Όταν αυξάνεται το πυροθερμικό φορτίο,

οι Ε.Σ. T1 και T4 υποεκτιμούν τις πειραματικές τιμές ενώ οι Ε.Σ. T2 και T3 τις υπερεκτιμούν. Συνολικά η Ε.Σ. η χρήση της Ε.Σ. T1 φαίνεται να υποεκτιμά της πειραματικές τιμές, όμως γενικά η χρήση των υπόλοιπων Ε.Σ. μπορεί να γίνει με ασφάλεια αν και έχουν μειωμένη ακρίβεια σε χαμηλότερα ύψη κοντά στο άνοιγμα του διαμερίσματος φωτιάς.

Στο Σχήμα 7-2 παρουσιάζεται η χρονική μεταβολή της πειραματικά μετρούμενης ροής θερμότητας καθώς και οι εκτιμώμενες τιμές χρησιμοποιώντας τις πέντε μεθοδολογίες που παρουσιάστηκαν αναλυτικά στον Πίνακα 3-4 του Κεφαλαίου 3. Η επίδραση του σχήματος του πλουμίου ΦΕΑ διαφαίνεται μέσω των μεθοδολογιών HF1 και HF2. Η μεθοδολογία HF1 υποεκτιμά τις πειραματικές μετρήσεις ενώ η μεθοδολογία HF2, αν και επιφέρει πιο ακριβή αποτελέσματα, δεν είναι πρακτικά πιο ασφαλής στην χρήση της. Όταν εφαρμόζεται η μεθοδολογία HF3, όπου λαμβάνονται υπόψη οι ιδιότητες του καυσίμου, οι εκτιμήσεις είναι ασφαλής με εξαίρεση την περίπτωση W-2.35L όπου παρατηρείται μια ελαφριά υποεκτίμηση των πειραματικών μετρήσεων. Λιγότερο ακριβή αποτελέσματα συνεπάγεται η χρήση των μεθοδολογιών HF4 και HF5. Στον Πίνακα 7-2 φαίνεται μια συλογική αξιολόγηση των αποτελεσμάτων.

7.3. Πειράματα μεγάλης κλίμακας

Οι Ε.Σ. και μεθοδολογίες αξιολογούνται χρησιμοποιώντας δεδομένα από το σύνολο των πειραμάτων φωτιάς μεγάλης κλίμακας όπως παρουσιάστηκαν στο Κεφάλαιο 2 αλλά και από το πείραμα μεγάλης κλίμακας που διενεργήθηκε στα πλαίσια της παρούσας διατριβής, Κεφάλαιο 6.

Οι εκτιμήσεις του ύψους και της προβολής από την πρόσοψη ΦΕΑ παρουσιάζονται στους Πίνακες 7-3 και 7-4 αντίστοιχα. Στην πλειονότητα των διαθέσιμων πειραμάτων δεν παρέχονται πληροφορίες για την ταχύτητα ανέμου, οπότε στους υπολογισμούς που διενεργήθηκαν χρησιμοποιήθηκε η ενδεικτική τιμή των 6 m/s όπως υποδεικνύεται στις συνήθειες μεθοδολογίες σχεδιασμού πυρασφάλειας (EN 1991-1-2, 2002; Hurley, 2016).

Υπό συνθήκες NoFD, οι Ε.Σ. H2, H3 και H4 υποεκτιμούν τα βιβλιογραφικά πειραματικά δεδομένα γεγονός που δεν παρατηρείται στο πείραμα μεγάλης κλίμακας που διενεργήθηκε στα πλαίσια της παρούσας διατριβής (περίπτωση 31). Σε αυτήν την περίπτωση, οι Ε.Σ. εκτιμούν με ασφάλεια το ύψος ΦΕΑ. Στις περιπτώσεις αερισμού FD δεν υπάρχει μεγάλη συμφωνία πειραματικών μετρήσεων και υπολογισμών χρησιμοποιώντας την Ε.Σ. H1 καθώς υποεκτιμείται το ύψος ΦΕΑ. Ικανοποιητική συμφωνία πειραματικών μετρήσεων και αποτελεσμάτων με χρήση Ε.Σ. παρατηρείται υπό συνθήκες μη εξαναγκασμένου αερισμού. Το ίδιο δεν μπορεί να ειπωθεί για την περίπτωση 31 και για συνθήκες FD, όπου όλες οι Ε.Σ., με εξαίρεση την Ε.Σ. P1, υποεκτιμούν σε μεγάλο βαθμό τις πειραματικές μετρήσεις.

Στο Σχήμα 7-3 παρουσιάζονται οι μετρήσεις του κεντρικού άξονα του πλουμίου ΦΕΑ για τις περιπτώσεις 8 και 28 (Klorovic and Turan, 2001_a; Klorovic and Turan, 2001_b) ενώ στο Σχήμα 7-4 τα αντίστοιχα πειραματικά αποτελέσματα και τα δεδομένα χρησιμοποιώντας τις Ε.Σ. T1-T4 για την περίπτωση 31, Κεφάλαιο 6. Υπό συνθήκες NoFD, η Ε.Σ. T1 υποεκτιμά τις πειραματικές τιμές ενώ οι Ε.Σ. T3 και T4 δείχνουν μια πολύ καλή ποιοτική και ποσοτική συμφωνία. Μόνο η χρήση της Ε.Σ. T1 δείχνει ακριβής στις θέσεις μέτρησης κοντά στο άνοιγμα του δωματίου φωτιάς σε συνθήκες εξαναγκασμένου αερισμού.

Στην συνέχεια παρουσιάζεται η αξιολόγηση χρήσης των μεθοδολογιών εκτίμησης της ροής θερμότητας στην πρόσοψη. Σε κάθε γράφημα παρουσιάζονται οι εκτιμώμενες τιμές με την χρήση της κάθε μεθοδολογίας και οι πειραματικές τιμές. Συνεπώς μπορούν να διακριθούν δύο περιοχές, ασφαλούς και μη ασφαλούς χρήσης των μεθοδολογιών.

Όσον αφορά τις μεθοδολογίες για την εκτίμηση της ροής θερμότητας στην πρόσοψη λόγω ΦΕΑ, αρχικά αξιολογούνται οι μεθοδολογίες HF1 (Layout I στο Σχήμα 2-4) και HF2 (Layout II στο Σχήμα 2-4), οι οποίες παρουσιάστηκαν στον Πίνακα 3-4. Αρχικά αξιολογούνται τα αποτελέσματα που προκύπτουν χρησιμοποιώντας την μεθοδολογία HF1 χρησιμοποιώντας τα διαθέσιμα πειραματικά αποτελέσματα. Στην προσπάθεια αξιολόγησης της επίδρασης του PEΘ (HRR), συντελεστή ανοίγματος ($OF = A_o H_o^{1/2}$) και ύψος από το άνοιγμα, οι μετρήσεις παρουσιάζονται σε τρεις διαφορετικές ομάδες, Σχήματα 7-5, 7-6 και 7-7. Δεν διακρίνεται εμφανώς κάποια τάση, συνεπώς για τις επόμενες μεθοδολογίες HF2 - HF4 παρουσιάζονται μόνο τα αποτελέσματα οργανωμένα σε ομάδες συναρτήσεως της τιμής του PEΘ. Οι τιμές που εκτιμώνται με χρήση της μεθοδολογίας HF1 υπό συνθήκες αερισμού NoFD τείνουν να είναι ασφαλής σε πάνω από τις μισές περιπτώσεις ενώ η μεθοδολογία αυτή φαίνεται να μην είναι καθόλου ακριβής υπο συνθήκες FD. Η μεθοδολογία HF2 είναι ίδια με την HF1 θεωρώντας τριγωνικό σχήμα ΦΕΑ και μπορεί να εφαρμοστεί μόνο όταν ισχύουν συνθήκες αερισμού NoFD. Οι τιμές έχουν μικρότερο διασκορπισμό όμως δεν μπορεί να θεωρηθεί ότι η ακρίβεια της μεθοδολογίας είναι πολύ καλλίτερη.

Η μεταφορά θερμότητας λόγω ακτινοβολίας είναι ο ισχύων μηχανισμός μεταφοράς θερμότητας λόγω ύπαρξης φλόγας σε κλίμακες μεγαλύτερες των 0,2 m (Quintiere, 2006). Για αυτό και η ακριβής εκτίμηση του συντελεστή εξάλειψης, όπως γίνεται στην μεθοδολογία HF3, κρίνεται πολύ σημαντική. Σε πραγματικά σενάρια πυρκαγιάς η τιμή του συντελεστή μεταβάλλεται τόσο χωρικά όσο και χρονικά συναρτήσεως των επικρατούντων συνθηκών, π.χ. την συγκέντρωση αιθάλης, θερμοκρασία κλπ. Ο ακριβής υπολογισμός του μπορεί να γίνει είτε διενεργώντας εκτενείς πειραματικές μετρήσεις είτε χρησιμοποιώντας κάποιο υπολογιστικό εργαλείο. Όμως μια τέτοια προσέγγιση είναι αρκετά χρονοβόρα για αυτό συνήθως χρησιμοποιείται κάποια πιο απλοποιημένη μεθοδολογία χρησιμοποιώντας τυπικές τιμές της συγκέντρωσης αιθάλης και αερίων προϊόντος για κάθε καύσιμο (Hurley, 2016; Drysdale, 2011). Οι τιμές που χρησιμοποιήθηκαν στην συγκεκριμένη προσέγγιση είναι βιβλιογραφικές και οι συντελεστές εξάλειψης για το κάθε καύσιμο παρουσιάζονται στον Πίνακα 3-5. Στο Σχήμα 7-9 παρουσιάζονται τα αποτελέσματα της αξιολόγησης. Η μεθοδολογία HF3 είναι πιο ακριβής από την μεθοδολογία HF1 και για τις δύο περιπτώσεις αερισμού NoFD και FD.

Τέλος αξιολογείται η επίδραση του συντελεστή μεταφοράς θερμότητας συγκρίνοντας τα αποτελέσματα των μεθοδολογιών HF4 και HF5 με τις διαθέσιμες πειραματικές μετρήσεις. Κατά την μεθοδολογία HF4 χρησιμοποιείται σταθερή τιμή του συντελεστή ίση με $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ όπως υποδεικνύεται από την παράγραφο 3.2.2 του EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002). Ειδικά υπο συνθήκες αερισμού FD, η εκτιμήσεις χρησιμοποιώντας αυτήν την μεθοδολογία είναι αρκετά ακριβής. Τέλος στην μεθοδολογία HF5, χρησιμοποιούνται οι Εξισώσεις 7-3 και 7-4 για την εκτίμηση του συντελεστή μεταφοράς θερμότητας. Αν και γενικά επιφέρει ικανοποιητικά αποτελέσματα, σε περιοχές κοντά στο άνοιγμα του δωματίου φωτιάς οι εκτιμήσεις δεν είναι καθόλου ρεαλιστικές.

7.4. Ανάλυση αποτελεσμάτων

Στο Σχήμα 7-5 παρουσιάζεται μια γενική εκτίμηση των σχετικών σφαλμάτων όταν εφαρμόζονται οι μεθοδολογίες υπολογισμού ροής θερμότητας στην πρόσοψη, όταν αυτές αξιολογούνται με τα διαθέσιμα δεδομένα από τα πειράματα μεσαίας κλίμακας. Αντίστοιχα στον Πίνακα 7-5 παρουσιάζεται η ίδια ανάλυση όταν οι μεθοδολογίες αξιολογούνται χρησιμοποιώντας δεδομένα μεγάλης κλίμακας. Γενικά η θεώρηση τριγωνικού σχήματος πλουμίου ΦΕΑ δεν επιφέρει σημαντική βελτίωση των εκτιμήσεων. Όταν χρησιμοποιείται η μεθοδολογία HF3 υπό συνθήκες αερισμού NoFD και FD, οι υπολογισμοί τείνουν να είναι πιο ασφαλή. Στην περίπτωση αερισμού FD, πιο συντηρητικοί υπολογισμοί προέκυψαν όταν

χρησιμοποιήθηκε η μεθοδολογία HF4 ενώ η μεθοδολογία HF5 δεν είναι τόσο ακριβής. Μια συνολική ποιοτική αξιολόγηση όλων των περιπτώσεων που εφαρμόστηκαν οι Ε.Σ. και οι μεθοδολογίες απεικονίζεται αναλυτικά στον πίνακα 7-6.

ΚΕΦΑΛΑΙΟ 8: Συμπεράσματα και προτάσεις για μελλοντική έρευνα

8.1. Γενικά σχόλια και στοιχεία πρωτοτυπίας

Ο σχεδιασμός έναντι πυρασφάλειας αποτελεί έναν σχετικά νέο ερευνητικό πεδίο, ειδικά στην Ελλάδα, κατά τον οποίο απαιτείται βαθιά κατανόηση των εμπλεκόμενων φυσικών φαινομένων. Μόνο έτσι μπορεί να γίνει εφικτή με αποτελεσματικό τρόπο η εγγύηση της ασφάλειας μειώνοντας τις απώλειες λόγω πυρκαγιάς, βελτιώνοντας το νομοθετικό πλαίσιο, βελτιώνοντας την ανάλυση μετά το πέρας μιας πυρκαγιάς και αυξάνοντας την περιβαλλοντολογική προστασία.

Στα πλαίσια της παρούσας διατριβής διενεργείται θεωρητική, πειραματική και υπολογιστική διερεύνηση της διάδοσης μιας πυρκαγιάς σε κτίρια και συστήματα προσόψεων λόγω ΦΕΑ. Με αυτόν τον γνώμονα δημιουργείται και αξιολογείται μια εμπειριστατωμένη μεθοδολογία, η οποία βασίζεται στους τρεις παραπάνω άξονες ενώ συλλέγονται και παρουσιάζονται για πρώτη φορά οι απαραίτητες πληροφορίες για έναν μηχανικό πυρασφάλειας προκειμένου να μπορέσει να αξιολογήσει μια πληθώρα Ε.Σ. και μεθοδολογιών κατά την διάρκεια σχεδιασμού έναντι ΦΕΑ.

Συγκεκριμένα τα βασικά στοιχεία πρωτοτυπίας της παρούσας διατριβής μπορούν να συνοψιστούν στα εξής:

- Στα Κεφάλαια 1 και 2 γίνεται μια εκτεταμένη ανασκόπηση της φαινομενολογίας και των στοιχείων πυρασφάλειας που αφορούν την διάδοση φωτιάς λόγω ΦΕΑ, δίνοντας έμφαση στην επίδραση των γεωμετρικών και θερμικών χαρακτηριστικών πλουμίων ΦΕΑ αλλά και της ροής θερμότητας σε συστήματα προσόψεων. Συγκεντρώνεται για πρώτη φορά ένα ολοκληρωμένο σύνολο δεδομένων των πλέον πρόσφατων πειραμάτων φωτιάς μεσαίας και μεγάλης κλίμακας, Κεφάλαια 1, 2 και 5, που δίνουν έμφαση σε ΦΕΑ, παρέχοντας έτσι την δυνατότητα να αναγνωριστούν οι πιο σημαντικές παράμετροι που επηρεάζουν την εξέλιξη των ΦΕΑ. Διενεργείται επίσης και μια ανάλυση ευαισθησίας των βασικών παραμέτρων Ε.Σ. και των ευρέως χρησιμοποιούμενων μεθοδολογιών οι οποίες χρησιμοποιούνται κατά τον σχεδιασμό πυρασφάλειας και εντοπίζονται με αυτόν τον τρόπο τα όρια εφαρμογής και οι περιορισμοί χρήσης τους, Κεφάλαιο 3.
- Σχεδιάστηκαν και διενεργήθηκαν μια σειρά πειραμάτων φωτιάς μεσαίας κλίμακας προκειμένου να διερευνηθούν οι φυσικοί μηχανισμοί και οι παράμετροι που επηρεάζουν την εξέλιξη των ΦΕΑ, Κεφάλαιο 4. Συγκεκριμένα διενεργήθηκε παραμετρική μελέτη προκειμένου να αξιολογηθεί η επίδραση της ποσότητας πυροθερμικού φορτίου και της γεωμετρίας του ανοίγματος. Ιδιαίτερη έμφαση δόθηκε στην εκτίμηση των δυναμικών χαρακτηριστικών του πλουμίου ΦΕΑ.
- Σχεδιάστηκε και διενεργήθηκε ένα καινοτόμο πείραμα φωτιάς μεγάλης κλίμακας προκειμένου να μελετηθεί η επίδραση ΦΕΑ σε ΣΑΠ.
- Αναπτύχθηκε μια αυτόνομη υπολογιστική μεθοδολογία για την ακριβή περιγραφή των χαρακτηριστικών ΦΕΑ σε διατάξεις δωματίων πρόσοψης μεσαίας και μεγάλης κλίμακας το οποίο μπορεί να χρησιμοποιηθεί στα πλαίσια των κανονισμών σχεδιαστικής απόδοσης. Σε αυτήν την μεθοδολογία ενσωματώθηκε και μια μεθοδολογία για την ακριβή πρόλεξη της αντίδρασης γυψοσανίδας σε υψηλές θερμοκρασίες περιβάλλοντος φωτιάς. Οι προλέξεις αξιολογήθηκαν χρησιμοποιώντας δεδομένα μεσαίας κλίμακας, Κεφάλαιο 4, αλλά και μεγάλης κλίμακας, Κεφάλαια 2 και 4.
- Αξιολογούνται, Κεφάλαιο 7, Ε.Σ. και μεθοδολογίες για την εκτίμηση των γεωμετρικών χαρακτηριστικών πλουμίων ΦΕΑ, θερμοκρασία του κεντρικού άξονα πλουμίου ΦΕΑ και εκτίμησης

ροής θερμότητας στην εκτιθέμενη πλευρά συστημάτων πρόσοψης, Κεφάλαιο 3, χρησιμοποιώντας διαθέσιμα πειραματικά δεδομένα μεσαίας και μεγάλης κλίμακας από την βιβλιογραφία αλλά και από τα πειράματα που διενεργήθηκαν στα πλαίσια της παρούσας διατριβής, Κεφάλαια 2,4 και 6.

Τα γενικά συμπεράσματα και στοιχεία αξιολόγησης παρουσιάζονται συγκεντρωτικά στον Πίνακα 8-1. Παρουσιάζεται μια ποιοτική αξιολόγηση των υπολογιστικών μεθοδολογιών (Num.) και αντίστοιχων Ε.Σ. και μεθοδολογιών σχεδιασμού έναντι πυρασφάλειας (CM) για την εκτίμηση των γεωμετρικών και θερμικών χαρακτηριστικών ΦΕΑ σε μεσαίας και μεγάλης κλίμακας πειραματικές διατάξεις. η αξιολόγηση περιλαμβάνει σενάρια φωτιάς υπό συνθήκες επαρκούς (OV) και μη επαρκούς αερισμού (UV) αλλά και μη εξαναγκασμένου (NoFD) και εξαναγκασμένου (FD) αερισμού.

8.2. Θεωρητική αξιολόγηση μεθοδολογιών σχεδιασμού πυρασφάλειας για ΦΕΑ

Ο σκοπός της θεωρητικής ανάλυσης που παρουσιάζεται στο Κεφάλαιο 3 είναι η ανασκόπηση της ουσιαστικής προόδου που έχει επιτευχθεί μέχρι σήμερα στην ανάπτυξη Ε.Σ. και μεθοδολογιών για την κατανόηση πλουμίων ΦΕΑ και η αποτύπωση του πώς αυτές μπορούν να ενσωματωθούν επιτυχώς στα πλαίσια του σχεδιασμού πυρασφάλειας. Η εφαρμογή Ε.Σ. και μεθοδολογιών για την εκτίμηση της ροής θερμότητας σε συστήματα προσόψεων είναι απαραίτητη προκειμένου να εκτιμηθεί η επικινδυνότητα που σχετίζεται με την ασφαλή εκκένωση ανθρώπινου δυναμικού από κτίρια, άμεσο υπολογισμό μεταφοράς θερμότητας σε συστήματα προσόψεων και δομικών στοιχείων και πιθανότητα εκτίμησης κινδύνου ανάφλεξης και διάδοσης πυρκαγιάς μέσω της πρόσοψης.

Η ανάλυση ευαισθησίας που διενεργήθηκε μπορεί να συνοψισθεί στα εξής:

- Η γεωμετρία και το μέγεθος του δωματίου φωτιάς δεν επηρεάζει την γεωμετρία του πλουμίου ΦΕΑ. Μόνο ο PEΘ, οι διαστάσεις των ανοιγμάτων και οι περιβαλλοντικές συνθήκες επηρεάζουν τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά του πλουμίου ΦΕΑ, όπως φαίνεται και στον Πίνακα 3-6.
- Στην πλειονότητα των Ε.Σ., το ύψος του πλουμίου ΦΕΑ είναι ανάλογο του PEΘ και αντιστρόφως ανάλογο της υδραυλικής διαμέτρου της «ωφέλιμης» επιφάνειας της πηγής θερμότητας. Όλες οι Ε.Σ. για τον υπολογισμό του ύψους του πλουμίου ΦΕΑ, με εξαίρεση της Ε.Σ. H3, μπορούν να χρησιμοποιηθούν τόσο σε συνθήκες επαρκούς όσο και σε συνθήκες μη επαρκούς αερισμού. Οι συνθήκες αερισμού FD, αν και αποτελούν ένα από τα πιο συνηθισμένα σενάρια πυρκαγιάς, λαμβάνονται υπό όψη μόνο στις Ε.Σ. H1 και P1, όπως αυτές εφαρμόζονται στην ευρέως διαδεδομένη μεθοδολογία του EN 1991-1-2 (EN 1991-1-2, 2002). Οι υπόλοιπες Ε.Σ. (H2, H3 και H4), αν και χρησιμοποιούνται ευρέως στην επιστημονική κοινότητα, προέρχονται κυρίως από πειραματικά δεδομένα από κηλίδες φωτιάς σε ανοιχτούς χώρους.
- Οι Ε.Σ. για την εκτίμηση της προβολής πλουμίου ΦΕΑ από την πρόσοψη αν και επίσης βασίζονται σε πειραματικά δεδομένα κηλίδας φωτιάς σε ανοιχτούς χώρους, μπορούν να εφαρμοστούν με ασφάλεια αν θεωρηθεί το άνω μισό του εμβαδού του ανοίγματος ως η πηγή θερμότητας. Όταν χρησιμοποιούνται αυτές οι σχέσεις πρέπει να δίνεται ιδιαίτερη προσοχή στην χρήση μόνο του όρου συναγωγής στον PEΘ από το άνοιγμα.
- Τα πλάτος του πλουμίου ΦΕΑ θεωρείται συνήθως ίσο με το πλάτος του ανοίγματος και μόνο ένας μικρός αριθμός αναφορών υποδεικνύει την εξάρτησή του από το ύψος του πλουμίου ΦΕΑ και τον λόγο των διαστάσεων του ανοίγματος.

- Στην πλειονότητα των Ε.Σ. για την εκτίμηση της θερμοκρασίας του κεντρικού άξονα του πλουμίου ΦΕΑ, διαφαίνεται μια ισχυρή εξάρτηση από την $2/3^{\text{η}}$ δύναμη του ΡΕΘ.
- Η ροή θερμότητας επηρεάζεται κυρίως από τις διαστάσεις του διαμερίσματος φωτιάς, τον ΡΕΘ, τις συνθήκες περιβάλλοντος (π.χ. θερμοκρασία και ταχύτητα ανέμου), την θερμοκρασία αέρα στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς και τις ιδιότητες του καυσίμου. Ο πιο σημαντικός παράγοντας εξ αυτών είναι οι ιδιότητες του καυσίμου.

Σε όλες τις Ε.Σ. και μεθοδολογίες που αναλύονται οι διαστάσεις του πλουμίου ΦΕΑ θεωρούνται χρονικά αμετάβλητες διευκολύνοντας την εκτίμηση των γεωμετρικών παραμέτρων χρησιμοποιώντας απλούς τριγωνομετρικούς κανόνες. Παρόλα αυτά, στην παρούσα διατριβή οι παρατηρήσεις των δεδομένων των πειραμάτων φωτιάς μεσαίας και μεγάλης κλίμακας που διενεργήθηκαν καταδεικνύουν την ανάγκη εξαγωγής σχέσεων που θα λαμβάνουν υπόψη τους την χρονική εξέλιξη των φαινομένων.

8.3. Πειραματική διερεύνηση ΦΕΑ και της επίδρασής τους στην πρόσοψη

Η δυσκολία συλλογής ενός πλήρους συνόλου πειραματικών δεδομένων εστιαζόμενων στην δυναμική συμπεριφορά ΦΕΑ, έδωσε το κίνητρο για το σχεδιασμό και τη διεξαγωγή πειραμάτων μεσαίας κλίμακας σε διάταξη δωματίου-πρόσοψης στις εγκαταστάσεις του Εργαστηρίου Ετερογενών Μειγμάτων και Συστημάτων Καύσης του ΕΜΠ. Τα καινοτόμα στοιχεία και τα κυρίως συμπεράσματα που προέκυψαν από αυτήν την σειρά πειραμάτων συνοψίζονται ως εξής:

- Κατασκευάστηκε μια πειραματική διάταξη η οποία μπορεί να χρησιμοποιηθεί για την δοκιμή συστημάτων προσόμενων σε συνθήκες φωτιάς. Ο μεταλλικός σκελετός παρέχει την δυνατότητα εύκολης τοποθέτησης και αντικατάστασης των υλικών τοιχοποιίας στο εσωτερικό του διαμερίσματος φωτιάς και στην πρόσοψη.
- Χρησιμοποιήθηκε «αναλώσιμη» πηγή θερμότητας (φωτιά υγρής κηλίδας, με καύσιμο το κανονικό εξάνιο) προκειμένου να προσομοιωθούν «ρεαλιστικές» συνθήκες πυρκαγιάς, σε αντίθεση με την πλειονότητα των περιπτώσεων όπου χρησιμοποιούνται πορώδεις καυστήρες ή ξύλινο πυροθερμικό φορτίο. Παρατηρήθηκε ότι η χρονική μεταβολή του ΡΕΘ ήταν παρόμοια με αυτές που παρατηρούνται σε ρεαλιστικές συνθήκες πυρκαγιάς.
- Χρησιμοποιήθηκε ένα εκτεταμένο δίκτυο αισθητήρων στο εσωτερικό και εξωτερικό της πειραματικής διάταξης όπου μετρήθηκαν οι χρονικά μεταβαλλόμενες τιμές του της θερμοκρασίας στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς, οι θερμοκρασίες του πλουμίου ΦΕΑ, οι θερμοκρασίες στην πρόσοψη, η ροή θερμότητας στην πρόσοψη, ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου και οι συγκεντρώσεις αερίων.
- Αναπτύχθηκε μια μεθοδολογία για την διόρθωση λόγω ακτινοβολίας στην καταγραφή των θερμοκρασιών στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς.
- Διασφαλίστηκε ότι το πυροθερμικό φορτίο που χρησιμοποιήθηκε αντιστοιχεί σε συνθήκες κατά το «μετά την καθολική ανάφλεξη» στάδιο όπως επιβάλλεται από τις σχεδιαστικές υποδείξεις του Ευρωκώδικα, χρησιμοποιώντας το Π Θεώρημα Buckingham. Η αναγωγή υπό κλίμακα επιτεύχθηκε αξιολογώντας τις εξισώσεις συνέχειας και επιλέγοντας τις κατάλληλες αδιάστατες ομάδες μεταβλητών για τη διατήρηση της συνοχής μεταξύ της μεγάλης και μεσαίας κλίμακας.
- Χρησιμοποιήθηκε η ASME μεθοδολογία για την εκτίμηση των πειραματικών σφαλμάτων.
- Αναπτύχθηκε υπολογιστικό εργαλείο επεξεργασίας εικόνας σε περιβάλλον MATLAB προκειμένου να καθοριστεί η γεωμετρία του πλουμίου ΦΕΑ.

- Αναπτύχθηκε μεθοδολογία για τον καθορισμό των σταδίων IF, IFE και CEF με χρήση οπτικών δεδομένων, ρυθμό απώλειας μάζας καυσίμου και μέσω της παραμέτρου GER. Υπο συνθήκες μη επαρκούς αερισμού κατά την διάρκεια του σταδίου IF ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου παραμένει κοινός για όλες τις περιπτώσεις μελέτης ενώ κατά την διάρκεια του σταδίου IFE αυτός παραμένει πρακτικά σταθερός, με εξαίρεση την περίπτωση D-4.70L όπου το πυροθερμικό φορτίο είναι αυξημένο. Κατά το στάδιο CEF, ο μέσος ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου είναι αυξημένος. Όσο μειώνεται το εμβαδόν του ανοίγματος τόσο μειώνεται και ο ρυθμός κατανάλωσης καυσίμου.
- Η απότομη μείωση της συγκέντρωσης CO σηματοδοτεί την λήξη της περιόδου IF σε όλες τις περιπτώσεις μελέτης μεσαίας κλίμακας. Οι τιμές της παραμέτρου GER όταν οι ΦΕΑ εξέρχονται για πρώτη φορά από το άνοιγμα κυμαίνονται μεταξύ 0,2 και 0,5. Κατά την διάρκεια του σταδίου IFE, οι τιμές της παραμέτρου GER γενικά αυξάνονται σηματοδοτώντας την μετάβαση από συνθήκες επαρκούς σε συνθήκες μη επαρκούς αερισμού. Η διάρκεια του σταδίου CEF αυξάνεται αισθητά με την μείωση του εμβαδού του ανοίγματος.
- Οι διαστάσεις του πλουμίου ΦΕΑ σε συνθήκες χαμηλού πυροθερμικού φορτίου και συνθηκών επαρκούς αερισμού είναι εμφανώς μικρότερες σε σχέση με υψηλότερες τιμές πυροθερμικού φορτίου και συνθήκες μη επαρκούς αερισμού. Το σχήμα του πλουμίου ΦΕΑ είναι ελλειπτικό και η εξέλιξη του εξαρτάται από την συγκέντρωση αερίων και θερμοκρασίας των άκαυστων υδρογονανθράκων που εξέρχονται του δωματίου φωτιάς μέσω του ανοίγματος. Το πλάτος του πλουμίου ΦΕΑ αυξάνεται συναρτησίως του ύψους, όπου και φθάνει μια μέγιστη τιμή και στην συνέχεια μειώνεται και πάλι. Η γεωμετρία του πλουμίου εξαρτάται τόσο από το πυροθερμικό φορτίο όσο και από τις διαστάσεις του ανοίγματος.
- Η ροή θερμότητας στην πρόσοψη εξαρτάται από την αρχική ποσότητα καυσίμου και την γεωμετρία του ανοίγματος. Όμως κατά την διάρκεια του σταδίου CEF η γεωμετρία του ανοίγματος δεν φαίνεται να επηρεάζει σε τόσο μεγάλο βαθμό τις τιμές της ροής θερμότητας.

8.4.Υπολογιστική διερεύνηση ΦΕΑ

Αναπτύχθηκε μια λεπτομερής υπολογιστική μεθοδολογία προκειμένου να χαρακτηριστούν επακριβώς τα ροϊκά και θερμικά πεδία που δημιουργούνται λόγω ΦΕΑ σε διάταξη δωματίου πρόσοψης μεσαίας και μεγάλης κλίμακας. Χρησιμοποιήθηκε το εργαλείο υπολογιστικής ρευστομηχανικής ανοικτού κώδικα FDS προκειμένου να προσομοιωθεί η τυρβώδης αντιδρώσα ροή στο εσωτερικό και εξωτερικό των διατάξεων δωματίου πρόσοψης. Οι προλέξεις συγκρίνονται διαδοχικά με τα πειραματικά δεδομένα μεσαίας κλίμακας, Κεφάλαιο 4, και διαθέσιμα αποτελέσματα από πειράματα μεγάλης κλίμακας όπως παρουσιάζονται στο Κεφάλαιο 2. Τα καινοτόμα στοιχεία και τα βασικά συμπεράσματα που προκύπτουν παρουσιάζονται παρακάτω:

- Καθώς ο κώδικας FDS είναι γνωστό ότι εξαρτάται σε μεγάλο βαθμό από την επιλογή του υπολογιστικού πλέγματος λόγω της προσέγγισης LES, πραγματοποιήθηκε μια εκτεταμένη μελέτη ανεξαρτησίας πλέγματος. Η ποιότητα του πλέγματος που χρησιμοποιήθηκε αξιολογήθηκε χρησιμοποιώντας τόσο «συμβατικά» όσο και πιο πρόσφατα προτεινόμενα στην βιβλιογραφία κριτήρια τα οποία έχουν αναπτυχθεί συγκεκριμένα για σενάρια μη επαρκούς αερισμού σε περιπτώσεις διαμερισμάτων φωτιάς με ΦΕΑ.
- Αναπτύχθηκε μεθοδολογία προκειμένου να ενσωματωθεί και να προσομοιωθεί με ακρίβεια η απόφυση και συμπεριφορά της γυψοσανίδας σε συνθήκες φωτιάς. Αναπτύχθηκε ένα μοντέλο απόφυσης δύο βημάτων μέσω του καθορισμού κατάλληλων παραμέτρων Arrhenius.

- Το αναπτυχθέν μοντέλο μπορεί να προλέξει με ικανοποιητική ακρίβεια τις μέγιστες θερμοκρασίες αερίου στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς σε συνθήκες μη επαρκούς αερισμού για τα πειράματα μεσαίας κλίμακας και αντίστοιχα για όλες τις συνθήκες αερισμού σε πειράματα μεγάλης κλίμακας.
- Εφαρμόστηκε ο αλγόριθμος επεξεργασίας εικόνας που αναπτύχθηκε, μεταβάλλοντας κατάλληλα τα κριτήρια βάσει των δεδομένων απεικόνισης φωτιάς, όπως αυτά χρησιμοποιούνται στο Smokeview, προκειμένου να υπολογιστούν οι διαστάσεις του πλουμίου ΦΕΑ. Γενικά παρατηρείται ότι χρησιμοποιώντας την υπολογιστική μεθοδολογία μπορούν να εξαχθούν ασφαλή συμπεράσματα αναφορικά με την προβολή του πλουμίου ΦΕΑ από την πρόσοψη σε όλες τις περιπτώσεις μελέτης. Οι προλέξεις του ύψους και πλάτους του πλουμίου ΦΕΑ είναι αποδεκτές μόνο στις περιπτώσεις μη επαρκούς αερισμού υπό συνθήκες NoFD στα πειράματα φωτιάς μεσαίας κλίμακας.
- Ικανοποιητική ποιοτική συμφωνία με τις πειραματικές τιμές παρατηρείται στις προλέξεις θερμοκρασίας του κεντρικού άξονα της φλόγας του πλουμίου ΦΕΑ και της αντίστοιχης θερμοκρασίας στην εκτιθέμενη πλευρά της πρόσοψης σε χαμηλά ύψη. Γενικά όμως η υπολογιστική μεθοδολογία υπο-εκτιμά τις πειραματικές τιμές σε συνθήκες επαρκούς αερισμού στα πειράματα μεσαίας κλίμακας και σε συνθήκες μη επαρκούς αερισμού στα πειράματα μεγάλης κλίμακας.
- Υπο συνθήκες μη επαρκούς αερισμού σε πειράματα φωτιάς μεσαίας κλίμακας οι προλέξεις ροής θερμότητας στην πρόσοψη τείνουν να είναι ασφαλείς.
- Η υπολογιστική μεθοδολογία μπορεί να χρησιμοποιηθεί με ακρίβεια για την προσομοίωση μη επαρκών συνθηκών αερισμού σε πειράματα μεσαίας κλίμακας ενώ η επίδοση της βελτιώνεται υπο συνθήκες FD.
- Η προσέγγιση χρησιμοποιώντας τον ρυθμό απώλειας μάζας καυσίμου ως μεταβλητή που επιλύεται από τον κώδικα και όχι σαν δεδομένο εισόδου δεν επιφέρει αποδεκτά αποτελέσματα αφού ο κώδικας FDS δεν μπορεί να προβλέψει με ακρίβεια την διάρκεια και την ένταση του συμβάντος φωτιάς.

8.5. Πειραματική διερεύνηση ΦΕΑ σε συστήματα αεριζόμενης πρόσοψης

Διερευνήθηκαν τα θεμελιώδη χαρακτηριστικά των ΦΕΑ και της επίδρασής τους σε ΣΑΠ, σχεδιάζοντας και πραγματοποιώντας ένα καινοτόμο πείραμα φωτιάς σε διαμέρισμα μεγάλης κλίμακας σε διάταξη δωματίου-πρόσοψης. Η χρήση εκτεταμένου δικτύου αισθητήρων, εσωτερικά και εξωτερικά της πειραματικής διάταξης, επέτρεψε την καταγραφή της χρονικής εξέλιξης σημαντικών φυσικών μεγεθών. Ιδιαίτερη έμφαση δόθηκε στην εκτίμηση των ροϊκών και θερμικών χαρακτηριστικών των ΦΕΑ καθώς από αυτά εξαρτάται και η αντίστοιχη έκθεση του ΣΑΠ στη θερμότητα. Μελετήθηκε η πιθανότητα εξάπλωσης πυρκαγιάς μέσω του διακένου αέρα του ΣΑΠ, αξιολογώντας τα πειραματικά δεδομένα από τα θερμοστοιχεία που ήταν τοποθετημένα στο διάκενο αέρα, αλλά και τα δεδομένα από τις οπτικές κάμερες οι οποίες ήταν τοποθετημένες βόρεια και ανατολικά της πειραματικής διάταξης. Επίσης εφαρμόστηκε ο αλγόριθμος επεξεργασίας εικόνας που αναπτύχθηκε επιτρέποντας την εκτίμηση των μέσων και χρονικά μεταβαλλόμενων γεωμετρικών χαρακτηριστικών του πλουμίου ΦΕΑ. Το ΣΑΠ αποδείχθηκε ότι μπορεί να διατηρήσει την αντοχή του σε φωτιά σε κάθε ύψος μέτρησης κατά την έκθεση του για 900 s, καθώς η θερμοκρασία στην μη εκτεθειμένη πλευρά δεν ξεπέρασε τους 180°C.

8.6. Αξιολόγηση μεθοδολογιών σχεδιασμού πυρασφάλειας ΦΕΑ

Αξιολογήθηκαν εμπειρικές συσχετίσεις (Ε.Σ.) και μεθοδολογίες, όπως παρουσιάστηκαν στο Κεφάλαιο 3, που χρησιμοποιούνται ευρέως σε μεθοδολογίες σχεδιασμού πυρασφάλειας για την εκτίμηση των θερμικών και

γεωμετρικών χαρακτηριστικών ΦΕΑ καθώς και της συνεπαγόμενης ροής θερμότητας στην πρόσοψη και αξιολογήθηκαν χρησιμοποιώντας ένα αυρύ φάσμα πειραματικών δεδομένων μεσαίας κλίμακας, όπως παρουσιάστηκαν στο Κεφάλαιο 4, και μεγάλης κλίμακας, όπως παρουσιάστηκαν στα Κεφάλαια 2 και 6. Τα βασικά συμπεράσματα που προκύπτουν από αυτήν την ανάλυση είναι τα εξής:

- Οι Ε.Σ. για την εκτίμηση του ύψους του πλουμίου ΦΕΑ μπορούν να χρησιμοποιηθούν με ασφάλεια σε περιπτώσεις συνθηκών μη επαρκούς αερισμού σε πειράματα μεσαίας κλίμακας υπό συνθήκες NoFD, αν και η εφαρμογή τους είναι περιορισμένη, ενώ σε περιπτώσεις πειραμάτων μεγάλης κλίμακας τείνουν να υπο-εκτιμούν τα πειραματικά δεδομένα.
- Το πλάτος και η προβολή του πλουμίου ΦΕΑ από την πρόσοψη εξαρτάται κυρίως από τον ΡΕΘ και το ύψος από το δάπεδο. Σε διατάξεις μεγάλης κλίμακας υπό συνθήκες NoFD, οι Ε.Σ. για τον υπολογισμό της προβολής του πλουμίου ΦΕΑ από την πρόσοψη παρουσιάζουν ποιοτική συμφωνία με τις πειραματικές μετρήσεις. Στα πειράματα μεσαίας κλίμακας μόνο οι Ε.Σ. που προτείνονται από την μεθοδολογία EN 1991-1-2 μπορούν να χρησιμοποιηθούν με ασφάλεια.
- Σχετικά με την εκτίμηση της θερμοκρασίας του κεντρικού άξονα του πλουμίου ΦΕΑ, παρατηρήθηκε ότι η Ε.Σ. T1 υπο-εκτιμά τις πειραματικές τιμές υπό συνθήκες NoFD ενώ παράγει πιο συντηρητικές τιμές υπό συνθήκες FD. Οι Ε.Σ. T2, T3 και T4 μπορούν επίσης να χρησιμοποιηθούν με ασφάλεια αν και η ακρίβεια τους είναι μειωμένη σε θέσεις κοντά στο άνοιγμα του δωματίου φωτιάς.
- Οι προλέξεις της ροής θερμότητας στην πρόσοψή τόσο σε μεσαίας όσο και μεγάλης κλίμακας φωτιά υπό συνθήκες NoFD και FD καταδεικνύουν την σημασία του ακριβούς προσδιορισμού του συντελεστή εξάλειψης. Χρησιμοποιώντας την μεθοδολογία HF3, λαμβάνοντας υπόψη τις ιδιότητες του καυσίμου, οι υπολογισμοί της ροής θερμότητας στην πρόσοψη είναι ασφαλείς υπό συνθήκες NoFD και FD τόσο για μεσαίας όσο και μεγάλης κλίμακας διάταξης δωματίου πρόσοψης.

8.7. Προτάσεις μελλοντικής εργασίας

Παρουσιάζονται κάποιες γενικές κατευθύνσεις για περαιτέρω έρευνα σε σχέση με τα θέματα που διερευνήθηκαν στα πλαίσια της παρούσας διατριβής. Αναλυτικά, παρακάτω παρουσιάζονται κάποιες ερευνητικές περιοχές που παρουσιάζουν ιδιαίτερο ενδιαφέρον και θα μπορούσαν να αποτελέσουν τα θεμέλια μελλοντικής έρευνας :

- Περαιτέρω διερεύνηση της επίδρασης της θέσης του πυροθερμικού φορτίου σε σχέση με τον άνοιγμα του δωματίου φωτιάς και των διαστάσεων του ανοίγματος στην εξέλιξη του πλουμίου ΦΕΑ.
- Επιπλέον θα πρέπει να μελετηθούν επισταμένως οι συνθήκες που ισχύουν κατά την μετάβαση μεταξύ των σταδίων IF, IFE και CEF.
- Η μελέτη της επίδρασης των διαφορετικών τύπων πυροθερμικού φορτίου θα απέφερε σημαντικές πληροφορίες που θα οδηγούσαν στην βαθύτερη κατανόηση των εμπλεκόμενων φαινομένων. Κάτι τέτοιο θα απαιτούσε τον σχεδιασμό και διενέργεια επιπλέον πειραμάτων φωτιάς μεσαίας και μεγάλης κλίμακας μεταβάλλοντας το πυροθερμικό φορτίο. Υπάρχει έλλειψη πειραματικών δεδομένων φωτιάς μεγάλης κλίμακας με χρήση επίπλων σαν πυροθερμικό φορτίο ειδικά υπό συνθήκες FD.
- Ιδιαίτερο ενδιαφέρον θα είχε η μελέτη σεναρίων φωτιάς σε διατάξεις δωματίου πρόσοψης όπου τα υλικά δόμησης στο εσωτερικό του δωματίου φωτιάς είναι επίσης εύφλεκτα (π.χ. χρήση γυψοσανίδας η οποία περιέχει εύφλεκτα υλικά αλλαγής φάσης).
- Επίσης η διερεύνηση περισσότερο πολύπλοκων τεχνικών δόμησης προσόψεων αλλά και χρήσης διαφορετικών υλικών δόμησης και η αντίδρασή τους υπο συνθήκες φωτιάς κρίνεται αναγκαία.

- Θα μπορούσε να διερευνηθεί περαιτέρω, χρησιμοποιώντας είτε πειραματικές είτε υπολογιστικές μεθόδους, η επίδραση εξωστών (μπαλκονιών) ή κάθετων πρόβολων γενικά στην ανάπτυξη του πλούμιου ΦΕΑ.
- Σε πρόσφατα συμβάντα πυρκαγιάς λόγω ΦΕΑ σε πολύ ψηλά κτίρια παρατηρήθηκε ένας μηχανισμός μετάδοσης φωτιάς από τους υψηλότερους προς τους χαμηλότερους ορόφους. Η συμπεριφορά αυτή θα πρέπει να μελετηθεί περαιτέρω.
- Περαιτέρω ανάπτυξη Ε.Σ. και μεθοδολογιών που θα συμπεριλαμβάνουν την επίδραση εξωτερικών περιβαλλοντικών συνθηκών, όπως ο άνεμος, στην ανάπτυξη ΦΕΑ.
- Επέκταση και ανάπτυξη του αλγορίθμου επεξεργασίας εικόνας έτσι ώστε να μπορεί να χρησιμοποιηθεί σε πραγματικό χρόνο.
- Πρέπει να αξιολογηθεί περαιτέρω η ικανότητα του Smokeview να απεικονίζει ρεαλιστικά πλούμια ΦΕΑ.