

# **Applications of Computer Modelling to Fire Safety Design**

**Jose L. Torero**

School of Engineering and Electronics  
The University of Edinburgh  
Edinburgh  
United Kingdom

and

**Thomas Steinhaus**

DVS Risk Service GmbH  
Breite Straße 98 - D 53111 Bonn  
Germany

## **Abstract**

Tools in support of fire safety engineering design have proliferated in the last few years due to the increased performance of computers. These tools are currently being used in a generalized manner in areas such as egress, fire modelling, smoke migration and evacuation and structural design. Although these tools have been developed by highly competent individuals most users do not have similar credentials. The complexity of these tools requires more than the novice for their proper use and for many they should be deemed only as "Research Tools" and not as "Design Tools". The main questions to be asked are:

- What are the limitations of the tools?
- To what variables are they sensitive?
- What skills are necessary to properly use them?
- What level of accuracy do they produce?
- How much better are the outputs of these tools than classical hand calculations?

All these issues will be addressed through an example of the application of CFD tools to fire resistance.

## **Introduction**

Three different types of tools have been developed in support of Fire safety Engineering, Compartment Fire Models, Egress Tools and Structural codes. The first group is designed to model the growth of a fire, the second the evacuation of occupants within a premise affected by fire and the third group includes models that are generally used for structural design that have been adapted to incorporate the thermal effects induced by a fire. Evaluating all three tools is a very complex task, thus in this paper emphasis will be given to Compartment Fire Models and will only touch on the other two groups when interactions are inevitable.

Since the early 1970's a number of Compartment Fire Models (CFM's) have flourished. Initially the term Model referred to either analytical or empirical formulations that allowed simple calculations associated to the growth of a fire within a compartment. Computer-based models rapidly followed and were developed on the framework established by these analytical expressions and experimental data. Computer tools available for fire modelling in the 1970's favoured the development of zone-models. Zone models require simple computations therefore they were an appropriate solution given the computational constraints of the time. A number of variants emerged and their use became generalized towards the end of this decade. Only in the late 1980's advancement in computer technology made Computational Fluid Dynamics (CFD) or Field Models a viable alternative for fire related calculations. Currently, a vast array of these computer-models exists and compete well with traditional zone models. Analytical and experimental formulations are still used to gain insight on the behaviour of fires within compartments but due to the multiple variables and complexities of the problem, quantitative predictions are now mostly obtained from numerical computations.

The present review will address compartment fire models, and for models it will be understood "computer models." As an example, it will emphasize the evaluation of the models as it pertains the integration of Structural and Fire Engineering. The objective of this paper is to demonstrate the depth required in the understanding of these models to guarantee proper use. By dissecting the particular application of CFM's to structural analysis the advantages of this approach will be introduced and a number of limitations of the different methodologies will be highlighted. Furthermore, this paper attempts to provide a review of the applicability of current models, with consideration of gaps in pertinent predictive capabilities, input data requirements, required assumptions and their effect on predictive results.

## Background

Fire resistance calculations have been conducted in the past and are being conducted currently on the basis of a simulation of the fire by means of Temperature vs. Time curves. Whatever the temperature evolution is used (Petterson (1976), ISO-834) the methodology is the same. A heat flux is imposed on the structural element on the basis of a boundary condition defined by the gas phase temperature. The gas phase temperature is assumed to be that of the fire compartment. Then the energy equation of the structural element can be solved (Drysdale, 1999). The energy equation can be of two forms depending on the thermal thickness of the material:

$$\rho_s C_p V_s \frac{dT}{dt} = A_s \dot{q}_s'' \quad (\text{Thermally Thin Material- i.e. Steel})$$

$$\rho_s C_p \frac{\partial T}{\partial t} = k_s \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (\text{Thermally Thick Material – i.e. Concrete})$$

Where the boundary condition for both cases corresponds to the input from the fire and is given by:

$$\dot{q}_s'' = h(T_g - T_s) + \epsilon_s \sigma (T_g^4 - T_s^4) \quad (\text{Thermally Thin Material})$$

$$\dot{q}_s'' = h(T_g - T_s) + \epsilon_s \sigma (T_g^4 - T_s^4) = -k_s \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} \quad (\text{Thermally Thick Material})$$

Where  $T_g$  is the imposed temperature of the gas as defined by the Temperature vs. Time curves. For the thermally thin elements  $A_s$  will be the exposed area. The unexposed area can be ignored or treated as a loss to some ambient temperature. For the thermally thick materials the boundary condition at the other end will be fixed based on the conditions established for this side of the element. If a fire is present at the other side then a similar boundary condition will be included at this end, if no fire is imposed a heat loss to an ambient temperature can be used.

A very different way of defining the boundary condition is by assuming that the surface temperature of the structural element is that of the gas. This is a simpler boundary condition that requires the introduction of less parameter, but currently is consistently deemed as not properly describing the physics of the heat transfer process.

Whatever the computation methodology used this approach has a major physical limitation. The methodologies use a single temperature to describe the gas phase. As noted from the definition of  $\dot{q}_s''$  there is a

convective and a radiative component. The radiative component needs to be account for all sources of radiation, thus a better way to describe the above boundary condition will be:

$$\dot{q}_s'' = h(T_g - T_s) + \dot{q}_{r,T}'' - \epsilon_s \sigma T_s^4$$

Where the net heat input to the structural element is  $\dot{q}_s''$ ,  $h(T_g - T_s)$  is the convective contribution,  $-\epsilon_s \sigma T_s^4$  is the surface re-radiation and the term  $\dot{q}_{r,T}''$  conglomerates all radiative inputs. Radiative inputs can come from the hot gases (i.e. smoke), other surfaces or the flame.

The role of Compartment Fire Models (CFM's) within this application is to allow proper prediction of the net heat flux  $\dot{q}_s''$ . Of the three terms involved in the net heat flux the convective heat flux ( $h(T_g - T_s)$ ) and the global quantity  $\dot{q}_{r,T}''$  are those that should be expected as outputs of Compartment Fire Models. This paper will address these two terms.

Characteristic time scales for the heating of solids are in general considered much larger than the time scales for fire growth. Thus it has been an accepted approach to ignore the fire growth period and conduct all structural analysis under conditions corresponding to a post-flashover or fully developed fire. As a first order of magnitude approach, this might be appropriate but if CFM's are going to be used, this simplification is unnecessary. The objective of a CFM will be to provide a much more detailed evolution of the conditions within the compartment where the fire originated and adjacent areas. Within a fire scenario it is possible that flashover might be attained within the compartment of origin before any structural element has undergone significant heating, nevertheless at that point in time none of the adjacent compartments will be expected to have reached fully developed conditions. Furthermore, growth beyond the compartment of origin will generally be within the same time scales as the heating of structural elements. Under the principle that fire resistance is given directly by the temperature of the structural elements this approximation might not matter and result simply in conservative requirements for insulation. If the behaviour of the structure is to be studied dynamically and in an complete manner (Usmani et al., 2001) then the results are unknown. If the objective is to integrate CFM's with structural analysis, significant effort is necessary to establish realistic timescales and characteristic conditions of fire growth beyond the compartment of origin. Experimental validation should follow because little or no useful data exists.

It is of critical importance to note that extensive experimental data has been gathered on the evolution of the temperatures within a compartment but very little information exists on the evolution of the heat fluxes imposed on a compartment surface. This data is of immediate need if any validated integration of Fire and Structural Engineering is to be achieved.

## **General Remarks on Computer Based CFM's**

Numerous reviews on computer based CFM's have been made in the past and it is not the objective of this paper to provide a new one. These models have been traditionally divided in two groups, Zone Models (ZM) and Computational Fluid Dynamics (CFD) or Field Models. This division is still relevant and will be used here.

Reviews available in the literature are of two types, surveys and summaries of features. Surveys collect data on all existing models and provide a list of them with some brief description of the numerical model, its developers and application. Friedman (1992) has published the most comprehensive survey of this type. Just recently Olenick and Carpenter (2003) have developed a new survey that is currently in press. Both surveys provide a complete list of all existing models, their sources and applications. No critical review of the models is provided. Summaries of features have been published in much greater number, the last of them being the reviews by Walton (2002) and Cox and Kumar (2002). These summaries of features expose the basic principles of the CFM's, numerical techniques and applications. In most cases limitations are presented only within a general context. The rapid increase on the usage of CFD models for fire has prompted more detailed reviews of which the more comprehensive is that of Novozhilov (2001).

As mentioned above two different fundamental methodologies can be used for prediction of compartment fire behaviour. The first are Zone Models and the second is CFD.

### ***Zone Models***

Zone models treat compartments as a control volume sub-divided into two smaller control volumes. It is assumed that within the two smaller control volumes all properties and conditions are homogeneous. One control volume considers the smoke and the other the fresh air. Flow, temperature and species fields within these control volumes are not resolved. A process of mass and energy transfer between them links different compartments. The solution of the flow, which is the most computationally intense aspect of these calculations, is thus avoided by this simple two-zone approach. All heat transfer related quantities within

these numerical model are established in an empirical manner, therefore, no general comments on the limitations of these numerical Models will be provided at this stage. Significant experimental validation of the principles of this methodology has been generated in the last three decades and its limitations have been many times described. The reader is referred to Walton (2002) for detailed information.

Two-zone models are by definition limited when analysing heat transport from the gas phase to the solid phase. They avoid the solution of the fluid mechanics equations thus allows for faster computations and more complex scenarios. Nevertheless relies on empirical correlations at all levels of heat and mass transfer. These empirical correlations have in general no link with the burning conditions, thus the convective heat transfer coefficients und radiation heat transfer used for a small fire will be the same as for large fires.

- Calculation of the convective coefficient (assumed to be natural convection) is via correlations for walls, ceilings and floors (Jones et al., 2000 and Cooper, 1991). The convective transfer coefficient is generally defined in terms of the Nusselt number (i.e in CFAST (Cooper, 1991):

$$h = \frac{Nu_L k}{L} = C \cdot Ra_L^n$$

Where the Rayleigh number is defined as:

$$Ra_L = Gr_L \cdot Pr = \frac{g\beta(T_s - T_g)L^3}{\nu\alpha}$$

This number is based on a characteristic length,  $L$ , of the geometry. The power  $n$  is typically 1/4 and 1/3 for laminar and turbulent flow, respectively. All properties are evaluated at the film temperature:  $T_f = (T_s + T_g)/2$ . The thermal diffusivity and thermal conductivity of air are also defined as a function of the film temperature, from data in (Atreya, 1988).

$$\alpha = 1.0 \times 10^{-9} T_f^{7/4}$$

$$k = \left( \frac{0.0209 + 2.33 \times 10^{-5} T_f}{1 - 0.000267 T_f} \right)$$

In the following table the different correlations employed in CFAST are presented.

Geometry	Correlation	Restrictions
Walls	$Nu_L = \left( 0.825 + \frac{0.387 Ra_L^{1/6}}{\left( 1 + (0.492/Pr)^{9/16} \right)^{8/27}} \right)^2$ $\approx 0.12 Ra_L^{1/3}$	none
Ceilings and floors (hot surface up or cold surface down)	$Nu_L = 0.13 Ra_L^{1/3}$	$2 \cdot 10^8 \leq Ra_L \leq 10^{11}$
Ceilings and floors (cold surface up or hot surface down)	$Nu_L = 0.16 Ra_L^{1/3}$	$10^8 \leq Ra_L \leq 10^{10}$

**Table 1** Different heat transfer correlations employed in CFAST

In two-zone models the Reynolds number cannot be calculated properly since there are no velocity fields within the two zones. For this reason, the convective heat transfer, and the boundary layer, have to be calculated in a different way. The thickness of the boundary layer is determined by the temperature difference between the gas zone and the wall or object being heated (Jones et al., 2000). So, all the convective heat transfer is calculated based on the temperature difference between the gas zone and the object. From the principles of this model it is impossible to improve this approach, nevertheless validation that it is adequate to use these correlations is necessary under conditions that are relevant to the modelling of structural response to fires. Appropriate validation data under these conditions currently does not exist.

Thermal radiation tends to be treated in a complex manner. Methods, such as the four-wall algorithm, derived by Siegel and Howell (1981), that solve the net radiation equation, are present in Zone Models. The objects that participate in the radiation exchange are walls, gases and fires. The heat exchange between layers is also possible. The zones and surfaces are assumed to radiate and absorb like a grey body. Gas layer absorption can be calculated. This method shows adequate results when appropriate absorbance coefficients are applied (0.5 and 0.01 for the upper and lower layers, respectively). These coefficients represented reasonable approximations for fires with sooty upper layers and clean lower layers, nevertheless are fully empirical. For fully developed conditions these coefficients have never been validated (Forney, 1991).

Zone Models generally do not include pyrolysis models, thus the user must set pyrolysis rates. Approximate pyrolysis rates for pre-flashover fires are defined by empirical heat release rates and abundant data is available in the literature. For fully developed fires they are defined by ventilation and a very restricted set of data is available. This is very

important because the flame characteristics, and thus heat transfer and entrainment are defined by the pyrolysis rates.

The validity of these models depend on the applicability of two zone models and of the empirical correlations. The limits of the two-zone approximation have not been studied extensively. Among the empirical correlations those corresponding to entrainment rates are critical and their validation under conditions other than free axis-symmetric or line fires is limited (Joulain, 1998).

The use of these models for very complicated geometries has not been validated and thus is questionable. Because of the constant properties in each zone, complicated geometries would be treated in the same way as less complicated ones. The absence of velocity fields and lack of turbulence modelling implies that the convective heat transfer will not be affected by complicated geometries.

Zone model assumptions have been found to break down in flashover fire scenarios (Novozhilov, 2001) leading to predicted heat release rates that are lower than the actual ones.

In summary, Zone Models are inherently limited by their basic assumptions. Nevertheless are simple to use and robust in nature. Extensive validation is available in the literature and clear estimates of error can be generated. Nevertheless, its intrinsic limitations are clearly of great importance when addressing the application to modelling of structures exposed to fires.

### ***CFD models***

The main aspect that differentiates CFD models is the way by which turbulence is modelled. Thus, CFD models can be divided into three groups: Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) models, Large Eddy Simulation (LES) models and Direct Numerical Simulation (DNS) models. For the modelling of an environment such as a compartment fire and given the computational resources currently available, DNS simulations are not feasible for a number of reasons. DNS requires the grid resolution to be as fine as the Kolmogorov micro scale. All eddies, down to the dissipation scale, must be simulated with accuracy. The number of DNS grid points required, for the resolution of all scales, increases approximately with the cube of the Reynolds number ( $Re^3$ ). Since the Reynolds number for typical fire and smoke movement in a compartment is approximately  $10^5$ , the total number of cells necessary for solving fire and smoke movement in a room is approx  $10^{13}$ . Current super computers have the capability to provide a grid resolution only as fine as  $512^3$  (134,217,728) cells. Therefore, current computing technology is still far too small to solve such fire motions. DNS,



therefore, cannot be used to simulate complicated fire spread and smoke movement in a full compartment.

Since full resolution of the Navier-Stokes equations is not practically possible, it is necessary to model some aspects of the flow. The choices of which aspects of the flow will be modelled and thus the approach to be followed, is difficult and implies inevitable subjectivity. RANS solves ensemble-averaged Navier-Stokes equations by using turbulence modelling. RANS can be further divided into turbulent viscosity models (such as the k- $\epsilon$  model) and Reynolds-stress models. The most widely used turbulent viscosity model is the standard k- $\epsilon$  model. In a RANS solution, all dynamical degrees of freedom smaller than the size of the largest (energy-containing) eddies are averaged, so there is no dynamic information about the smaller scales.

LES, developed in the early 1960s~1970s by Smagorinsky (1963) and Deardorff (1970), assumes that turbulent motion can be separated into large-eddies and small-eddies. The large eddies (grid scale) motion is directly simulated and the small eddies (sub-grid scale) motion is approximated. Since LES solves the time-dependent flow, it can provide detailed information on turbulence, such as 3D velocity evolution with time.

The key step in both LES and RANS is the derivation of the underlying dynamical equations, averaged over small scales. The only difference between LES and RANS is the definition of small scales. In LES, the small length scales are smaller than the grid size and in RANS small length scales are smaller than the largest eddies. If the grid size of an LES simulation is taken larger and larger, self-consistency requires that LES results approach the RANS results (Orszag et al., 1993). LES techniques always need to be 3D and must have a time step short enough to capture most of the important turbulent motion. Because of this, LES is computationally more expensive than RANS. Nevertheless, recent advances in computer performance and numerical methods have made the use of LES feasible for such fire and smoke flow problems.

Some general limitations for both approaches (RANS and LES) to the modelling of turbulent flows relevant to fires can be established:

- RANS models average over time, thus all dynamic information for scales smaller than the large turbulence scales is lost. For the calculation of the thermal response of structural elements this might not be significant since the time scales of solids are much larger than those of gases. Nevertheless, the loss of dynamic information can significantly affect the predictions of fire growth therefore needs to be handled with great proficiency.

- LES does not average over time so it allows modelling the time evolution of the sub-grid scales. This can be translated in a better resolution of the time evolution of the fire. To achieve computations within reasonable time constraints, better time resolution requires an increase in the cell size thus large grid cells characterize LES solutions. The grid cells are much larger than the flame thickness, therefore the temperatures of each cell represent an average of reactive and non-reactive regions. Thus, the capability of these numerical models to properly model flame temperatures and thus radiative heat transfer is questionable. Furthermore, LES modelling implies a proper definition of the grid size that is consistent with the model parameters and with the computation constraints. A reduction of the grid not always produces an improvement in precision. Determination of the grid requires pre acquired empirical knowledge or independent computations (Novozhilov, 2001).
- RANS relies on numerous empirical model coefficients (between 7 to 12 different coefficients) that will describe turbulent viscosity and fluid wall interactions. These functions are well defined for high Reynolds numbers with homogeneous turbulence but difficult to establish for transitional flows with complicated boundaries as those to be expected close to the boundaries with structural elements. Wall functions have been established to address these areas but their accuracy and generality is still questionable (Bilger, 1988).
- Diffusion flames representative of fires are generally considered thick, thus the validity of the direct application of RANS and LES models is highly questionable (Bilger, 1988). Despite this statement, proficient use of these models can provide adequate results.
- LES can also rely on an empirical model coefficient (i.e. Smagorinsky constant) but its calibration is easier and is independent of the Reynolds number. In fact, this model coefficient can be avoided entirely with a dynamic sub-grid model (Orzag et al., 1993). Calibration of the model coefficients has been done for a multiplicity of scenarios but these rarely include conditions typical of fires (Orzag et al. 2003). Dynamic sub-grid models are beginning to appear in the fire literature but are still ongoing research and have never been validated.
- Proper combustion models are necessary to generate correct heat release rates (thus temperatures) and species. To achieve proper temperature predictions it is also necessary to adequately establish radiative heat transfer. For radiation to be properly modelled the

most important aspects are temperature, soot concentrations and morphology. Significant work on the development of combustion models, radiation models, and soot models is currently underway (NIST, BRE, Cranfield, Sandia National Laboratories, University of Utah, etc.). These models are being incorporated into numerical tools on a constant basis. Currently, existing combustion models have been validated only in simple scenarios and with very limited diagnostics. Common validations rely on simple comparison with temperature measurements (Grandison et al, 2003) that in many cases are decades old (Steckler, et al. 1982). These validation exercises clearly are not sufficient to determine the adequacy of the complex models proposed.

- Time scales more relevant to structural behaviour imply in most cases fully developed fires. None of the existing CFD models have been properly validated under these conditions. The data available for post-flashover, fully developed fires, is generally in the form of average punctual measurements of temperature (Thomas et al., 1972, Thomas, 1972) which is more suited for the validation of Zone Models than of CFD models. Combustion and soot models are greatly sensitive to the burning conditions therefore the capability of existing model to provide reasonable predictions under fully-developed fire conditions remains untested.

Independent of the model used all numerical tools are severely limited by an improper definition of the fundamental properties of materials controlling fire growth. An analysis of the input variables for all flammable materials shows a systematic dependence of simple and very approximate databases (i.e. Drysdale, 1999, Quintiere, 1985, Tewarson, 2003). The errors that can be induced by an improper or incomplete selection of material properties can be more important than those generated by an improper use of the parameters of the turbulence model.

These general limitations to these numerical models are by no means insurmountable but improvement and confidence can only be achieved with systematic and precise validation. In their current state, all CFD models are research tools that require great proficiency in their use and by far the biggest challenge is to guarantee that the users are making a proper use of these tools.

## **Conclusions**

A review of the different approaches used for the modelling of compartment fires has been presented. This review has been presented

within the context of parameters relevant to the modelling of structural response to fires. A series of general comments on the validity and limits of the different modelling methodologies was provided first. These general comments give just a guideline of areas that need further attention. It is important to note that these are complex tools thus improvements in most cases will have to be seen within the context of specific tools. Finally, it is necessary to remark that at this stage all computer-based models for compartment fires are at a level of development that enables their use as research tools only for qualified users and should not be promoted as design tools. Especial mention has to be made of CFD based tools where improper definition of the input parameters and user variables can result in extremely poor answers. All efforts have to be made to guarantee appropriate training of users.

## **Gebrauch von Computermodellen bei der brandschutztechnischen Auslegung**

**Jose L. Torero**

School of Engineering and Electronics  
The University of Edinburgh  
Edinburgh  
United Kingdom

und

**Thomas Steinhaus**

DVS Risk Service GmbH  
Breite Straße 98 - D 53111 Bonn  
Germany

### **Abstrakt**

Rechnerbasierte Werkzeuge, die bei der brandschutztechnischen Planung und Auslegung den Ingenieur bei seiner Arbeit unterstützen, sind in den letzten Jahren aufgrund der rasanten Leistungssteigerung der Rechner regelrecht aus dem Boden geschossen. Allgemein finden diese Werkzeuge ihren Einsatz in Bereichen wie Fluchtwege, Brandsimulation, Rauchausbreitung, Rauch & Wärmeabzug und Gebäudeauslegung. Obwohl diese Werkzeuge von sehr kompetenten Personen entwickelt worden sind, haben die meisten Anwender keine vergleichbaren Referenzen. Aufgrund ihrer Komplexität erfordert deren

Nutzung mehr als ein Grundwissen. Viele sollten nur als „Forschungswerkzeug“ und nicht als „Auslegungs- und Planungswerkzeug“ angesehen werden. Die grundsätzlich zu erörternden Fragen sind:

- Welches sind die Grenzen dieser Werkzeuge?
- Welches sind die sensitiven Parameter?
- Welche Fähigkeiten sind notwendig, um sie zu benutzen?
- Welche Genauigkeit haben sie?
- Wie genauer sind diese Werkzeuge im Vergleich zu herkömmlichen manuellen Berechnungen?

All diese Punkte werden anhand eines Beispiels unter Verwendung eines CFD Werkzeuges bezüglich der Feuerbeständigkeit dargestellt.

## **Einführung**

Es sind drei unterschiedliche Arten von Werkzeugen entwickelt worden, die die Brandschutztechnik unterstützen: Raumbrandmodelle, Evakuierungswerkzeuge und Tragwerksberechnungen. Die erste Gruppe wurde entwickelt, um die Brandausbreitung zu modellieren, die zweite Gruppe, um die Evakuierung der Bewohner eines Komplexes zu modellieren und die dritte Gruppe erfasst Modelle die normalerweise für den Tragwerksentwurf genutzt werden, aber so angepasst wurden, dass sie die thermischen Effekte, die durch einen Brand hervorgerufen werden, berücksichtigen. Alle drei Werkzeuge auszuwerten ist eine sehr komplizierte Aufgabe, darum wird dieser Artikel sein Hauptaugenmerk auf die Raumbrandmodelle legen und die anderen zwei Gruppen nur dann kurz ansprechen, wenn eine Interaktion unausweichlich ist.

Seit den frühen 70ern sind eine Reihe von Raumbrandmodellen aus dem Boden gesprossen. Ursprünglich bezog sich der Ausdruck „Modell“ auf analytische oder empirische Formulierungen, die einfache Berechnungen in Bezug auf die Brandausbreitung in einem Raum zuließen. Rechnergestützte Modelle folgten schnell und wurden auf dem etablierten Gerüst der analytischen Ausdrücke und Testergebnisse entwickelt. Die rechnergestützten Berechnungswerkzeuge, die zur Brandmodellierung in den 70ern zur Verfügung standen, bevorzugten die Entwicklung von Zonenmodellen. Zonenmodelle brauchen einfache Berechnungen und waren deshalb der richtige Ansatz für die rechnerbedingten Grenzen der Zeit. Es tauchten eine Vielzahl von Varianten auf, die zum Ende des Jahrzehnts hin in ihrem Gebrauch verallgemeinert wurden. Nur die Weiterentwicklung der Rechnertechnologie in den späten 80ern stellte die Verwendung von Computational Fluid Dynamics (CFD) oder Feld Modellen als eine brauchbare Alternative bei der Berechnung von Bränden dar. Zur Zeit

gibt es eine Unmenge dieser Rechnermodelle, die gut mit den traditionellen Zonenmodellen konkurrieren. Analytische und experimentelle Formulierungen werden noch immer verwendet, um einen Einblick in das Raumbrandverhalten zu gewinnen aber quantitative Vorhersagen werden aufgrund der vielen Variablen und Komplexitäten des Problems nun hauptsächlich aus numerischen Berechnungen gewonnen.

Dieser Bericht bezieht sich auf Raumbrandmodelle. Unter „Modellen“ sollen hier „Rechnerbasierte Modelle“ verstanden werden. Als ein Beispiel wird die Bewertung der Modelle, wie es die Integration von Baustatik und Brandschutztechnik betrifft, herausgestellt. Die Zielsetzung dieses Artikels ist es aufzuzeigen, welche Detailkenntnisse für diese Modelle notwendig sind, um einen richtigen Gebrauch zu gewährleisten. Durch die Freilegung des speziellen Einsatzgebietes von Raumbrandmodellen auf die Konstruktionsanalyse werden die Vorteile dieser Angehensweise vorgestellt und eine Vielzahl von Einschränkungen der verschiedenen Methodologien herausgestellt. Außerdem versucht dieser Artikel einen Überblick über die Anwendbarkeit der aktuellen Modelle durch Berücksichtigung der Lücken bei den entsprechenden Vorhersagefähigkeiten, den Anforderungen an die Eingabedaten, den erforderlichen Annahmen und deren Auswirkungen auf die Vorhersageergebnisse zu geben.

## Hintergrund

Feuerwiderstandsberechnungen sind in der Vergangenheit durchgeführt worden und werden gegenwärtig auf der Basis einer Brandsimulation mittels Temperatur-Zeit-Kurven durchgeführt. Egal welche Temperaturentwicklung Verwendung findet (Pettersson (1976), ISO-834), die Methodik ist die selbe. Das Bauteil wird mit einem Wärmestrom beaufschlagt, der auf den Randbedingungen, die durch die Gasphasetemperatur definiert sind, basiert. Die Gasphasetemperatur wird als die des Raumbrandes erachtet. Daraufhin kann die Energiegleichung des Bauteils gelöst werden (Drysdale, 1999). Die Energiegleichung kann abhängig der thermischen Dicke des Materials zwei Erscheinungsformen haben,

$$\rho_s C_p V_s \frac{dT}{dt} = A_s \dot{q}_s'' \quad (\text{thermisch dünnes Material- z.B. Stahl})$$

$$\rho_s C_p \frac{\partial T}{\partial t} = k_s \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (\text{thermisch dickes Material – z.B. Beton})$$

wobei die Randbedingung für beide Fälle den Vorgaben des Brandes entsprechen und wie folgt gegeben sind:

$$\dot{q}_s'' = h(T_g - T_s) + \epsilon_s \sigma (T_g^4 - T_s^4) \quad (\text{thermisch dünnes Material})$$

$$\dot{q}_s'' = h(T_g - T_s) + \epsilon_s \sigma (T_g^4 - T_s^4) = -k_s \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} \quad (\text{thermisch dickes Material})$$

Hier ist  $T_g$  die durch das Gas beaufschlagte Temperatur, die durch die Temperatur-Zeit-Kurve bestimmt ist. Für thermisch dünne Teile stellt  $A_s$  die exponierte Fläche dar. Die nicht exponierte Fläche kann ignoriert oder als Verlust gegenüber einer Umgebungstemperatur behandelt werden. Für thermisch dicke Materialien werden die Randbedingungen auf der anderen Seite aufgrund der bekannten Bedingungen für diese Seite des Elementes fixiert. Wenn ein Brand auf der anderen Seite vorherrscht, wird eine ähnliche Randbedingung auf dieser Seite integriert. Wenn kein Brand vorherrscht, kann ein Wärmeverlust zu einer Umgebungstemperatur benutzt werden.

Ein ganz anderer Weg die Randbedingungen zu bestimmen, ist die Annahme, dass die Oberflächentemperatur des Bauteils die des Gases annimmt. Dies ist eine einfachere Randbedingung, die der Einführung weniger Parameter bedarf, aber übereinstimmend als physikalisch nicht richtige Beschreibung des Wärmetransportprozesses erachtet wird.

Welche Berechnungsmethode auch immer Anwendung findet, dieser Ansatz hat erhebliche physikalische Grenzen. Die Methodologien benutzen eine einzige Temperatur, um die Gasphase zu beschreiben. Wie von der Definition von  $\dot{q}_s''$  her bekannt, gibt es dort einen Konvektiventeil und einen Strahlungsteil. Der Strahlungsteil muss alle Strahlungsquellen berücksichtigen; somit ist es eine bessere Art die obige Randbedingung wie folgt zu beschreiben:

$$\dot{q}_s'' = h(T_g - T_s) + \dot{q}_{r,T}'' - \epsilon_s \sigma T_s^4$$

Hierbei besteht die Netto-Wärmezufuhr ins Bauteil  $\dot{q}_s''$  aus dem konvektiven Beitrag  $h(T_g - T_s)$ , der Oberflächenabstrahlung  $-\epsilon_s \sigma T_s^4$  und der Term  $\dot{q}_{r,T}''$ , der alle zugeführten Strahlungsanteile in sich vereint. Die zugeführten Strahlungsanteile können von den heißen Gasen (z.B. den Rauchgasen), anderen Oberflächen oder der Flamme kommen.

Die Rolle der Raumbrandmodelle bei diesem Anwendungsfall erlaubt eine exakte Prognose des Netto-Wärmestromes. Von den drei beteiligten Termen des Wärmestromes sind der konvektive Wärmestrom

$h(T_g - T_s)$  und die globale Größe  $\dot{q}_{r,T}''$  diejenigen, die man als Ergebnis der Raumbrandmodelle erwarten können müsste. Dieser Artikel wird diese beiden Termen näher erörtern.

Der charakteristischen Zeitmaßstäbe für die Erwärmung von Körpern werden als erheblich größer erachtet als die Zeitmaßstäbe der Brandentwicklung. Daher war es ein üblicher Ansatz, die Brandentwicklungsperiode zu vernachlässigen und alle Konstruktionsanalysen unter den Bedingungen durchzuführen, die denen eines voll entwickelten Brandes entsprechen. Als Annäherung erster Ordnung mag dies zweckdienlich sein, aber wenn Raumbrandmodelle verwendet werden, ist diese Vereinfachung unnötig. Die Zielsetzung eines Raumbrandmodells ist es, eine viel detailliertere Entwicklung der Bedingungen im Raum, wo der Brand entstand, und angrenzender Bereiche zur Verfügung zu stellen. Innerhalb eines Brandszenarios ist es möglich, dass der Zustand eines „flashover“ innerhalb des Raumes der Brandentstehung erreicht wird, bevor irgendein Bauteil eine erhebliche Aufheizung erfahren hat. Nichtsdestotrotz wird zu diesem Zeitpunkt in keinem der angrenzenden Räume erwartet, den Zustand eines voll entwickelten Brandes erreicht zu haben. Außerdem liegen die Zeitmaßstäbe für die Ausbreitung normalerweise über den Grenzen des Entstehungsraumes hinaus bei denen der Erwärmung der Bauteile. Nach dem Prinzip, dass der Feuerwiderstand direkt durch die Temperatur der Bauteile gegeben ist, dürfte diese Näherung nichts ausmachen und schlicht zu konservativen Isolationsanforderungen führen. Wenn das Bauwerksverhalten dynamisch und auf eine komplette Art und Weise untersucht werden soll (Usmani et al., 2001), sind die Ergebnisse unbekannt. Wenn es Ziel ist, die Raumbrandmodelle in die Konstruktionsanalyse zu integrieren, ist ein erheblicher Aufwand erforderlich, um realistische Zeitskalen und charakteristische Bedingungen der Brandausbreitung über die Grenzen des Ursprungsraums hinaus zu ermitteln. Eine experimentelle Überprüfung sollte folgen, weil nur wenige oder unbrauchbare Datensätze existieren.

Es ist wichtig klar zu stellen, dass umfangreiches Versuchsmaterial über die Temperaturentwicklung in einem Raum zur Verfügung steht, aber es sehr wenig Informationsmaterial über die Entwicklung des Wärmestromes gibt, der auf eine Raumbofläche einwirkt. Diese Daten sind umgehend erforderlich, wenn man die Integration von Brandschutztechnik und Baustatik überprüfen/absichern möchte.



## **Allgemeine Anmerkungen zu rechnerbasierten Raumbrandmodellen**

In der Vergangenheit wurden viele Berichte über computerbasierte Raumbrandmodelle veröffentlicht und es ist nicht das Ziel dieses Artikels noch einen zu erzeugen. Diese Modelle wurden traditionell in zwei Gruppen unterteilt: Zonenmodelle (ZM) und Computational Fluid Dynamics (CFD) oder Feldmodelle. Diese Einteilung ist noch immer gültig und findet hier Verwendung.

Die in der Literatur zur Verfügung stehenden Berichte haben zwei Erscheinungsformen: Es gibt Übersicht verschaffende Sammlungen und Funktionszusammenfassungen. Die Übersichtverschaffenden sammeln die Eckdaten aller existierenden Modelle und listen sie mit einer kurzen Beschreibung des numerischen Modells seiner Entwickler und Anwendungsgebiete auf. Friedman (1992) hat die kompletteste Sammlung dieser Art veröffentlicht. Erst kürzlich haben Olenick und Carpenter (2003) eine Übersicht erstellt, die zurzeit in Druck ist. Beide Sammlungen liefern eine vollständige Liste aller bestehenden Modelle, deren Quellen und Anwendungsgebiete. Es wird keine Kritik über die Modelle geäußert. Funktionszusammenfassungen wurden in viel größerer Anzahl veröffentlicht, die letzten waren die Berichte von Walton (2002) und Cox und Kumar (2002). Diese Funktionszusammenfassungen legen die Grundprinzipien der Raumbrandmodelle, der numerischen Techniken und Anwendungsgebiete bloß. In den meisten Fällen werden Einschränkungen nur in einem allgemeinen Zusammenhang geäußert. Die schnelle Nutzungszunahme von CFD Modellen hat ausführlichere Berichte hervorgebracht, von denen der umfangreichste der von Novozhilov (2001) ist.

Wie oben erwähnt können zwei fundamental verschiedene Methodologien für die Vorhersage des Raumbrandverhaltens genutzt werden. Die ersten sind Zonenmodelle und die zweiten CFD Modelle.

### **Zonemodelle**

Zonenmodelle behandeln Räume als ein Kontrollvolumen, die in zwei kleinere Kontrollvolumen unterteilt sind. Es wird angenommen, dass innerhalb der zwei kleineren Kontrollvolumen alle Eigenschaften und Bedingungen homogen sind. Eines der Kontrollvolumen betrachtet den Rauch, das andere die Frischluft. Strömungs-, Temperatur- und Stofffelder werden innerhalb des Kontrollvolumens nicht gelöst. Ein Massen- und Energietransportprozess zwischen ihnen verbindet die Kontrollvolumen. Die Beschreibung der Strömung, welches der rechenintensivste Aspekt dieser Berechnung ist, wird folglich durch

diesen einfachen Zweizonenansatz vermieden. Alle Wärmeübertragungsgrößen dieser numerischen Modelle sind auf empirische Art und Weise ermittelt worden und deshalb werden zu diesem Zeitpunkt keine allgemeingültigen Aussagen über die Einschränkungen dieser Programme getroffen. Die bedeutende experimentelle Überprüfung der Prinzipien dieser Methodologie entstand in den vergangenen drei Jahrzehnten und ihre Grenzen wurden oft beschrieben. Für nähere Informationen wird der Leser zu Walton (2002) verwiesen.

Zweizonenmodelle sind per Definition begrenzt, wenn es um die Wärmeübertragung von einem gasförmigen zu einem festen Aggregatzustand geht. Sie vermeiden es, die Strömungslehrgleichungen zu lösen und erlauben somit eine schnellerer Berechnung und komplexere Szenarien. Dennoch bauen sie in allen Ebenen des Wärme- und Massentransportes auf empirischen Zusammenhängen auf. Diese empirischen Zusammenhänge sind üblicherweise nicht mit den Verbrennungsbedingungen verbunden, daher werden für kleine sowie für große Brände die gleichen Wärmeübertragungskoeffizienten für die Konvektion und Strahlung benutzt.

- Die Berechnung des konvektiven Koeffizienten (bei natürlicher Konvektion) erfolgt über die Beziehungen von Wänden, Decken und Böden (Jones et al., 2000 und Cooper, 1991). Der konvektive Übertragungskoeffizient wird im allgemeinen über die Gleichung der Nusselt-Zahl (d.h. in CFAST (Cooper, 1991):

$$h = \frac{Nu_L k}{L} = C \cdot Ra_L^n \quad (5)$$

definiert, wobei die Rayleigh-Zahl wie folgt definiert wird:

$$Ra_L = Gr_L \cdot Pr = \frac{g\beta(T_s - T_g)L^3}{\nu\alpha}$$

Diese Zahl basiert auf einer charakteristischen Länge  $L$ , der Geometrie. Die Potenz  $n$  ist normalerweise 1/4 für eine laminare Strömung und 1/3 für eine turbulente Strömung. Alle Werte werden bei der Filmtemperatur:  $T_f = (T_s + T_g)/2$  berechnet. Die Temperaturleitfähigkeit und die Wärmeleitfähigkeit der Luft werden auch als Funktion der Filmtemperatur ausgedrückt (siehe Daten bei Atreya, 1988):

$$\alpha = 1.0 \times 10^{-9} T_f^{7/4}$$

$$k = \left( \frac{0.0209 + 2.33 \times 10^{-5} T_f}{1 - 0.000267 T_f} \right)$$

Der folgenden Tabelle sind die verschiedenen in CFAST verwendeten Beziehungen zu entnehmen:

Geometry	Correlation	Restrictions
Walls	$Nu_L = \left( 0.825 + \frac{0.387 Ra_L^{1/6}}{\left( 1 + (0.492/Pr)^{9/16} \right)^{8/27}} \right)^2$ $\approx 0.12 Ra_L^{1/3}$	none
Ceilings and floors (hot surface up or cold surface down)	$Nu_L = 0.13 Ra_L^{1/3}$	$2 \cdot 10^8 \leq Ra_L \leq 10^{11}$
Ceilings and floors (cold surface up or hot surface down)	$Nu_L = 0.16 Ra_L^{1/3}$	$10^8 \leq Ra_L \leq 10^{10}$

Tabelle 1 Verschiedene in CFAST genutzte Wärmeübergangsbeziehungen

In Zweizonenmodellen kann die Reynoldszahl nicht richtig berechnet werden, da es in den zwei Zonen keine Geschwindigkeitsfelder gibt. Aus diesem Grund müssen die konvektive Wärmeübertragung und die Grenzschicht auf eine andere Art berechnet werden. Die Stärke der Grenzschicht wird über den Temperaturunterschied zwischen der Gaszone und der Wand oder dem Objekt, das erhitzt wird, bestimmt (Jones et al., 2000). Somit wird die gesamte konvektive Wärmeübertragung auf Basis des Temperaturunterschiedes zwischen der Gaszone und dem Objekt berechnet. Aufgrund der Prinzipien auf denen das Modell beruht, ist es unmöglich diesen Ansatz zu verbessern. Dennoch ist es unerlässlich zu prüfen, ob es angemessen ist, diese Zusammenhänge unter den Bedingungen zu verwenden, die für die Modellierung von Tragwerksreaktionen im Brandfall relevant sind. Zweckdienliche Bewertungsdaten bestehen für diese Bedingungen zur Zeit nicht.

Man neigt dazu, die Wärmestrahlung auf komplexe Art und Weise zu behandeln. Methoden wie der Vier-Wand Algorithmus, hergeleitet von Siegel und Howel (1981), die die gesamte Strahlungsgleichung lösen, sind in Zonenmodellen vorhanden. Die Elemente, die sich am Strahlungsaustausch beteiligen, sind Wände, Gase und Brände. Der Wärmeaustausch zwischen Schichten ist ebenfalls möglich. Man nimmt

an, dass die Zonen und Oberflächen wie graue Körper strahlen und absorbieren. Die Gasschichtabsorption kann berechnet werden. Diese Methode zeigt ausreichende Ergebnisse, wenn passende Absorptionskoeffizienten verwendet werden (0,5 für die oberen und 0,01 für die unteren Schichten). Diese Koeffizienten stellen angemessene Näherungen für Brände mit einer rußigen oberen Schicht und einer saubereren unteren Schicht dar. Nichtsdestotrotz sind sie absolut empirisch. Für voll entwickelte Bedingungen wurden diese Koeffizienten nie überprüft (Forney, 1991).

Zonenmodelle beinhalten im Allgemeinen keine Pyrolysemodelle, deshalb muss der Benutzer die Pyrolyseraten bestimmen. Ungefähre Pyrolyseraten für sich entwickelnde Brände, also für Brände vor einem „flashover“, sind durch empirische Wärmefreisetzungsraten definiert. Hierzu steht reichlich Datenmaterial in der Literatur zur Verfügung. Für voll entwickelte Brände sind sie über die zur Verfügung stehende Zuluft definiert, worüber es nur begrenztes Datenmaterial gibt. Dieses ist sehr wichtig, weil die Flammeneigenschaften und folglich die Wärmeübertragung und der Lufteinzug über die Pyrolyserate definiert werden.

Die Gültigkeit dieser Modelle hängt von der Anwendbarkeit der Zweizonenmodelle und den empirischen Zusammenhängen ab. Die Beschränkungen von Zweizonennäherungen sind nicht umfangreich erforscht worden. Unter den empirischen Zusammenhängen sind die, welche die Einzugsraten betreffen, kritisch und ihre Überprüfung unter Bedingungen außer freien achsensymmetrischen oder linearen Bränden ist begrenzt (Joulain, 1998).

Die Nutzung dieser Modelle für sehr komplizierte Geometrien wurde nicht überprüft und ist daher zweifelhaft. Aufgrund der konstanten Eigenschaften in jeder Zone würden komplizierte Geometrien genau so wie weniger komplizierte behandelt werden. Das Fehlen von Geschwindigkeitsfeldern und die nicht vorhandene Turbulenzmodellierung impliziert, dass die konvektive Wärmeübertragung nicht durch komplizierte Geometrien beeinflusst wird.

Die Annahmen der Zonenmodelle brechen bei „flashover“ Bränden in sich zusammen (Novozhilov, 2001) und führen dazu, dass die vorausgesagten Wärmefreisetzungsraten kleiner als die tatsächlichen sind.

Zusammenfassend sind Zonenmodelle schon von Natur aus durch ihre grundsätzlichen Annahmen begrenzt. Trotzdem sind sie in ihrer Anwendung einfach und von Natur aus robust. Umfangreiche Überprüfungen stehen in der Literatur zur Verfügung und eine klare Abschätzung der Fehler ist möglich. Trotzdem sind ihre inhärenten

Grenzen eindeutig von großer Bedeutung, wenn ihr Einsatzgebiet sich auf die Modellierung von Tragwerken richtet, die einem Brand ausgesetzt sind.

### ***Numerische CFD Modelle***

Der Hauptaspekt durch den sich numerische CFD Modelle unterscheiden, ist die Art wie die Turbulenz modelliert wird. Somit können numerische CFD Modelle in drei Gruppen unterteilt werden: Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) Modelle, Large Eddy Simulation (LES) Modelle und Direct Numerical Simulation (DNS). Zur Modellierung einer Umgebung wie die des Raumbrandes und angesichts der zurzeit zur Verfügung stehenden Rechenmittel, sind DNS Simulationen aufgrund einer Anzahl von Gründen nicht durchführbar. Die DNS erfordert es, die Gitter rasterung so fein zu wählen, wie die der Kolmogorov-Länge. Alle Wirbel müssen mit Präzision bis runter zur Dissipationsskala simuliert werden. Die Anzahl der benötigten DNS Gitterpunkte, die für die Rasterung aller Skalen erforderlich ist, erhöht sich grob mit der dritten Potenz der Reynoldszahl ( $Re^3$ ). Da die Reynoldszahl für eine typische Brand- und Rauchbewegung in einem Raum ungefähr  $10^5$  beträgt, beläuft sich die insgesamt erforderliche Anzahl von Zellen, um die Brand- und Rauchbewegungen in einem Raum zu berechnen, auf ungefähr  $10^{13}$ . Die heutigen Hochleistungsrechner sind nur in der Lage eine Gitter rasterung von  $512^3$  (134.217.728) Zellen zu erzeugen. Folglich ist die gegenwärtige Rechenleistung immer noch zu klein, um solche Brandbewegungen zu berechnen. Aus diesem Grund kann DNS nicht für die Simulation von komplizierten Brandausbreitungs- und Rauchbewegungen in einem kompletten Raum herangezogen werden.

Da die komplette Lösung der Navier-Stokes Gleichungen praktisch nicht möglich ist, ist es erforderlich, Teile der Strömung zu modellieren. Die Wahl welche Teile der Strömung modelliert werden und daher die zu verfolgende Vorgehensweise, ist schwierig und deutet auf eine unvermeidliche Subjektivität. RANS löst gemittelte Navier-Stokes Gleichungen, indem es eine Turbulenzmodellierung verwendet. RANS kann weiter in turbulente Viskositätsmodelle (wie dem k-e Modell) und Reynolds-Stress Modell unterteilt werden. Das am meisten verwendete turbulente Viskositätsmodell ist das Standard k-e Modell. In einer RANS Lösung sind alle dynamischen Freiheitsgrade, die kleiner sind als der größte (energiebeladene) Wirbel, gemittelt und somit gibt es keine dynamischen Informationen über diese kleineren Maßstäbe.

Bei der LES, entwickelt in den frühen 60ern bis 70ern von Smagorinsky (1963) und von Deardorff (1970), geht man davon aus,

dass turbulente Strömungen in große und kleine Wirbel unterteilt werden können. Die großen Wirbelbewegungen (Grobstruktur) werden direkt simuliert, die kleinen (Feinstruktur) werden angenähert. Da LES die zeitabhängige Strömung berechnet, kann es Detailinformationen der Turbulenzen liefern, wie z.B. die dreidimensional und zeitabhängige Geschwindigkeitsentwicklung.

Der entscheidende Schritt in LES und in RANS ist die Ableitung der zugrunde liegenden dynamischen Gleichungen, gemittelt über kleine Längenmaße. Der einzige Unterschied zwischen LES und RANS ist die Definition der kleinen Längenmaße. In LES sind die kleinen Längenmaße kleiner als die Gitterzellengröße und in RANS sind die kleinen Längenmaße kleiner als der größte Wirbel. Wenn die Gitterzellengröße einer LES Simulation größer und größer werden, nähern sich die LES Ergebnisse denen der RANS Ergebnisse an (Orszag et al., 1993). Die LES Techniken müssen immer dreidimensional sein und einen Zeitschritt aufweisen, der kurz genug ist, den größten Teil der wichtigen turbulenten Strömung zu berücksichtigen. Deshalb sind LES-Berechnungen teurer als RANS-Berechnungen. Dennoch haben die neusten Entwicklungen in der Rechnerleistung und in den numerischen Methoden die Nutzung von LES für solche Brand- und Rauchströmungsprobleme möglich gemacht.

Es können allgemeingültige Einschränkungen für beide Herangehensweisen (RANS und LES) an die Modellierung von turbulenten Strömungen, die für Brände relevant sind, aufgezeigt werden:

- RANS Modelle mitteln über die Zeit und somit gehen alle dynamischen Informationen über Maße, die kleiner als die der großen Turbulenzmaße sind, verloren. Für die Berechnung der thermischen Reaktion der Tragwerkselemente mag dies nicht ausschlaggebend sein, da die Zeitskalen der Festkörper erheblich größer sind, als die der Gase. Dennoch kann der Verlust der dynamischen Informationen erheblich die Vorhersagen der Brandausbreitung beeinflussen. Folglich muss mit viel Kenntnis vorgegangen werden.
- LES mittelt nicht über die Zeit, somit ermöglicht es die zeitliche Entwicklung der Feinstrukturskalen zu modellieren. Dieses kann in einer besseren Rasterung der zeitlichen Entwicklung des Brandes umgesetzt werden. Um eine Berechnung innerhalb eines zumutbaren Zeitraums durchzuführen, erfordert die bessere zeitliche Auflösung eine Zunahme der Zellengröße; folglich sind große Gitterzellen für die LES Lösungen charakterisierend. Die Gitterzellen sind erheblich größer als die Flammendicke, deswegen

stellen die Temperaturen jeder Zelle den Mittelwert der reagierenden und nicht reagierenden Regionen dar. Somit sind die Fähigkeiten dieser numerischen Modelle die Flammentemperaturen richtig und dadurch die Strahlungswärmeübertragung zu modellieren fraglich. Außerdem erfordert eine LES Modellierung eine passende Bestimmung der Gitterzellengröße, die mit den Modellparametern und den Rechneinschränkungen übereinstimmt. Eine Reduzierung der Gitterzellen, erzeugt nicht immer eine Verbesserung der Genauigkeit. Die Bestimmung des Gitters erfordert ein empirisches Vorwissen oder unabhängige Berechnungen (Novozhilov, 2001).

- RANS beruht auf zahlreichen empirischen Modellkoeffizienten (zwischen 7 bis 12 unterschiedlichen Koeffizienten), welche die turbulente Viskosität und die Wechselbeziehungen zwischen der Flüssigkeit und Wand beschreiben. Diese Funktionen sind für große Reynoldszahlen mit homogener Turbulenz gut beschrieben, aber schwierig für Übergangsströmungen mit komplizierten Grenzen, wie man sie in der Nähe der Grenzen mit Bauteilen erwartet. Wandfunktionen sind eingeführt worden, um diese Bereiche zu adressieren, aber ihre Genauigkeit und Allgemeingültigkeit ist noch anfechtbar (Bilger, 1988).
- Die Diffusionsflammen von repräsentativen Brände, werden im allgemeinen als dick angenommen, somit ist die Gültigkeit der direkten Anwendung von RANS und LES Modellen höchst fraglich (Bilger, 1988). Trotz dieser Aussage kann eine geübte Nutzung dieser Modellen hinreichende Resultate liefern.
- LES kann auch auf einen empirischen Modellkoeffizienten (d.h. Smagorinsky Konstante) vertrauen. Seine Kalibrierung ist aber einfacher und unabhängig von der Reynoldszahl. Tatsächlich kann dieser Modellkoeffizient mit einem dynamischen Feinstrukturmodell (Orzag et al., 1993) völlig vermieden werden. Die Kalibrierung der Modellkoeffizienten ist für eine Vielzahl von Szenarien durchgeführt worden, aber selten beinhalten sie die typischen Bedingungen für Brände (Orzag et al. 2003). Dynamische Feinstrukturmodelle fangen an in der Brandschutzliteratur zu erscheinen, sind aber noch laufende Forschungsprojekte und sind nie bestätigt worden.
- Geeignete Verbrennungsmodelle sind notwendig, um zutreffende Wärmefreisetzungsraten (folglich Temperaturen) und Stoffe zu erzeugen. Um passende Temperaturvorhersagen zu erzielen, ist es ebenfalls notwendig, eine angemessene Wärmestrahlungsübertragung festzulegen. Um die Strahlung richtig zu modellieren, sind die Faktoren Temperatur,

Russkonzentration und Morphologie am wichtigsten. Bedeutende Arbeiten bezüglich der Entwicklung von Verbrennungs-, Strahlungs- und Russmodellen (NIST, BRE, Cranfield, Sandia National Laboratories, University of Utah, etc.) sind zurzeit am Laufen. Diese Modelle werden ständig mit numerischen Werkzeugen verbunden. Gegenwärtig existierende Verbrennungsmodelle sind nur für einfache Szenarien und mit sehr begrenzter Diagnostik überprüft worden. Übliche Überprüfungen beruhen auf einem einfachem Vergleich mit Temperaturwerten (Grandison et al., 2003), die in vielen Fällen Jahrzehnte alt sind (Steckler, et al. 1982). Es ist klar, dass diese Überprüfungsübungen nicht ausreichend sind, um die Adäquanz der vorgeschlagenen komplexen Modelle zu untersuchen.

- Die Zeitskalen, die besser zu dem Tragverhalten passen, setzen in den meisten Fällen einen voll entwickelten Brand voraus. Keines der existierenden CFD Modelle ist unter diesen Bedingungen richtig überprüft worden. Das zur Verfügung stehende Datenmaterial für voll entwickelte Brände besteht meist aus durchschnittlichen punktuellen Messungen der Temperatur (Thomas et al., 1972, Thomas, 1972), welche besser für die Überprüfung von Zonenmodellen als für CFD Modelle geeignet sind. Verbrennungs- und Russmodelle reagieren außerordentlich empfindlich auf die Brandbedingungen, daher bleibt die Fähigkeit der existierenden Modelle, angemessene Vorhersagen für voll entwickelten Brandbedingungen zu liefern, ungetestet.

Unabhängig vom benutzten Modell, sind alle numerischen Werkzeuge bei einer unsachgemäßen Definition der fundamentalen Eigenschaften der Materialien, die die Brandausbreitung kontrollieren, empfindlich eingeschränkt. Eine Analyse der Eingangsvariablen für alle brennbaren Materialien zeigt eine systematische Abhängigkeit der einfachen und sehr rudimentären Datenbanken (d.h. Drysdale, 1999, Quintiere, 1985, Tewarson, 2003). Die Fehler, die durch eine unsachgemäße oder unvollständige Auswahl der Materialeigenschaften erzeugt werden, können viel schwerwiegender sein als die, die durch einen nicht angemessenen Gebrauch der Turbulenzmodellparameter erzeugt werden.

Diese allgemeinen Beschränkungen dieser numerischen Modelle sind auf keinen Fall unüberwindbar, aber Verbesserung und Vertrauen kann nur mit einer systematischen und gewissenhaften Überprüfung erreicht werden. In ihrem jetzigen Stadium sind alle CFD Modelle Forschungswerkzeuge, die eine große Kenntnis in ihrer Anwendung



voraussetzen. Die bei weitem größte Herausforderung liegt darin, sicherzustellen, dass die Anwender diese Werkzeuge richtig anwenden.

## **Zusammenfassung**

Ein Überblick über die verschiedenen Ansätze, die für die Modellierung von Raumbränden benutzt werden, wurde präsentiert. Dieser Bericht wurde im Kontext von Parametern aufgebaut, die für die Modellierung von Tragwerksreaktionen im Brandfalle relevant sind. Zuerst wurde eine Reihe von allgemeinen Anmerkungen über die Gültigkeit und Einschränkungen der verschiedenen Modellierungsmethodologien gemacht. Diese allgemeinen Anmerkungen geben die Richtung für Bereiche an, die weiterer Aufmerksamkeit bedürfen. Es ist wichtig anzumerken, dass es sich hier um komplexe Werkzeuge handelt, weshalb Verbesserungen in den meisten Fällen im Zusammenhang mit ganz speziellen Werkzeugen gesehen werden müssen. Schließlich ist es notwendig zu erwähnen, dass sich gegenwärtig alle rechnerbasierten Modelle für Raumbrände in der Entwicklungsphase befinden und der Gebrauch als Forschungswerkzeuge deshalb nur für qualifizierte Nutzer zulässig ist und nicht als Planungshilfe propagiert und genutzt werden sollte. Besonders zu erwähnen sind CFD basierte Werkzeuge, wo eine ungenaue Bestimmung der Parameter und vom Benutzer bestimmter Variablen zu einem außerordentlich schlechten Ergebnis führen können. Es müssen alle Anstrengungen unternommen werden, um eine geeignete Schulung der Nutzer sicher zu stellen.

## **Literaturnachweis / References**

Atreya, A. "Convection Heat Transfer," Chapters 1-4 in SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 1988, National Fire Protection Association.

Bilger, R.W. "The Structure of Turbulent Nonpremixed Flames", Proceedings of 22<sup>nd</sup> Int. Symp. On Combustion, 1988, The Combustion Institute.

Bressloff, N.W., Moss, J.B., Rubini, P.A. "CFD Prediction of Coupled Radiation Heat Transfer and Soot Production in Turbulent Flames", Proceedings of 26<sup>th</sup> Int. Symp. On Combustion, 1996, The Combustion Institute.

Cooper, L.Y. "Fire-Plume-Generated Ceiling Jet Characteristics and Convective Heat Transfer to Ceiling and Wall Surfaces in a Two-Layer Zone-Type Fire Environment", NISTIR 4705, 1991, NIST.

Cox, G. and Kumar, S., "Modeling Enclosure Fires Using CFD," Chapter 8, 3.194-3.218, SFPE Handbook for Fire Protection Engineering, 3<sup>rd</sup> Edition, 2002.

Deardorff, J. W., "A Three-Dimensional Numerical Study of Turbulent Channel Flow at Large Reynolds Numbers," *Journal of Fluid Mechanics*, 41, 1970.

Drysdale, D.D. An Introduction to Fire Dynamics, 2<sup>nd</sup> Edition, John Wiley and Sons, 1999.

Forney, G. P. "Computing Radiative Heat Transfer Occurring in a Zone Fire Model", NISTIR 4709, 1991, NIST.

Friedman, R., "An International Survey of Computer Models for Fire and Smoke," SFPE Journal of Fire Protection Engineering, 4 (3), 1992, p. 81-92.

Grandison, A.J., Galea, E.R., Patel, M.K. "Development of Standards for Fire Models: Report on Phase 1 Simulations," Office of the Deputy Prime Minister, FRD Publication Number 1/2003.

Grandison, A.J., Galea, E.R., Patel, M.K. "Development of Standards for Fire Models: Report on SMARTFIRE Phase 2 Simulations," Office of the Deputy Prime Minister, FRD Publication Number 2/2003.

Jones, W.W., Forney, G.P., Peacock, R.D., Reneke, P.A. "A Technical Reference for CFAST: Eng. Tools for Estimating Fire Growth and Smoke Transport", 2000, NIST.

Joulain, P. Proceedings of the Combustion Institute, v.28, 1998.

Lewis, M.J., Moss, M.B., Rubini, P.A. "CFD Modelling of Combustion and Heat Transfer in Compartment Fires". Proceedings of 5<sup>th</sup> Int. Symp. On Fire Safety Science, March 1997, IAFSS.

McGrattan, K.B., Baum, H.R., Rehm, R.G., Hamins, A., Forney, G.P., Floyd, J.E., Hostikka, S., Prasad, K. "Fire Dynamics Simulator (Version 3) – Technical Reference Guide", 2002, NIST.

McGrattan, K.B., Forney, G.P., Floyd, J.E., Hostikka, S., Prasad, K. "Fire Dynamics Simulator (Version 3) – User's Guide", 2002, NIST.

Musser, A., McGrattan, K., Palmer, J. "Evaluation of a Fast, Simplified Computational Fluid Dynamics Model for Solving Room Airflow Problems", 2001, NIST.

Novozhilov, V. "Computational Fluid Dynamics Modelling of Compartment Fires". Progress in Energy and Combustion Science, 2001, Elsevier Science Ltd.

Olenick, Stephen M., and Carpenter, Douglas J., "An Updated International Survey of Computer Models for Fire and Smoke," SFPE Journal of Fire Protection Engineering, 2002.

Orszag, S., Staroselsky, I. and Yakhot V., "Some Basic Challenges for Large Eddy Simulation Research," Large Simulation of Complex Engineering and Geophysical Flows", Orszag, G. B. et al., 1993.

Peacock, R.D., Reneke, P.A., Jones, W.W., Bukowski, R.W., Forney, G.P. "A User's Guide for FAST: Eng. Tools for Estimating Fire Growth and Smoke Transport", 2000, NIST.

Petterson, N.M. "Assessing the Feasibility of Reducing the Grid Resolution in FDS Field Modelling". Project Report for Partial Fulfillment of M.E. degree at the University of Canterbury, 2002, School of Engineering, U. of Canterbury.

Petterson, O., Magnuson, S.E. and Thor, J., Fire Engineering Design of Structures, Swedish Institute of Steel Construction, Publication 50, 1976.

Prasad K., Li C., Kailasanath K., Ndubizu C., Ananth R., Tatem P.A. "Numerical modelling of methanol liquid pool fires". Combustion Theory and Modelling, 1999.

Quintiere, J.G., Fire and Materials, 5,2,pp.52-60, 1982.

Seigel, R. and Howell, J.R., "Thermal Radiation Heat Transfer," Hemisphere Publishing Corporation, 1981.

Smagorinsky, J., "General Circulation Experiments with Primitive Equations – I: The Basic Experiment," *Monthly Weather Review*, 1963.

SOFIE, Simulation of Fires in Enclosures, 2003. Web Site: [www.cranfield.ac.uk/sme/sofie](http://www.cranfield.ac.uk/sme/sofie).

SOFIE Technical Summary. School of Mechanical Engineering, Cranfield University, 2003.

Steckler, K.D., Quintiere, J.G. and Rinkinen, W.J., "Flow induced by fire in a compartment," NBSIR-82-25-20, National Bureau of Standards, 1982.

Tewarson, A., "Generation of Heat and Chemical Compounds in Fires," Chapter 3, 3.82-3.161, SFPE Handbook for Fire Protection Engineering, 3<sup>rd</sup> Edition, 2002.

Thomas, P.H. and Heselden, A.J.M., "Fully-Developed Fires in Single Compartment – A Co-operative Research Programme of the Conseil International du Batiment (CIB Report No 20), Fire Res. Station, UK, FR Note No. 923, Aug. 1972.

Thomas, P.H., *14<sup>th</sup> Symp. (Int.) on Combustion*, Comb. Inst., 1007, 1972.

Usmani, A.S., Rotter, J. M., Lamont, S., Sanad, A.M. and Gillie, M., "Fundamental Principles of Structural Behaviour Under Thermal Effects" *Fire Safety Journal*, 36, 721-744, 2001.

Walton, W.D., *Zone Computer Fire Models for Enclosures*, Chapter 7, 3.189-3.194, *SFPE Handbook for Fire Protection Engineering*, 3rd Edition, 2002.

Welch, S., Rubini, P.A. "Three-dimensional Simulation of a Fire-Resistance Furnace". *Proceedings of 5th Int. Symp. On Fire Safety Science*, March 1997, IAFSS.

Woodburn, P.J., Britter, R.E. "CFD Simulations of a Tunnel Fire – Parts I and II". *Fire Safety Journal*, 1996 (26), Elsevier Science Ltd.