

ОСОБЕННОСТИ УЧЕТА РЕЛАКСАЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ 3D МОДЕЛИРОВАНИИ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ С ПОМОЩЬЮ ПРОГРАММНОГО КОМПЛЕКСА MSC-MARC

Кундас С.П., Гуревич В.А., Кашко Т.А., Литвинов А.В.

Белорусский государственный университет информатики и радиоэлектроники
220027, г. Минск, ул. П. Бровки 6. Тел. (017)239-80-76. Факс: (017)231-36-16,
e-mail: kundas@gw.bsuir.unibel.by

Аннотация

В докладе обсуждаются возможности 3D моделирования напряженно-деформированного состояния плазменных покрытий с учетом большинства физических процессов, влияющих на конечное распределение и уровень остаточных напряжений. Для этих целей разработан специальный препроцессор, который упрощает в сравнении с Mentat формирование конечно-элементной модели анализируемой детали, ввод необходимых свойств, граничных и начальных условий и др. необходимой для расчета информации. Моделирование осуществлялось с использованием следующих процедур MARC: сдвоенный термо-механический анализ с учетом пластических деформаций (Coupled thermal mechanically-elastic-plastic), анализ ползучести (Creep), образование трещин (Stress intensity factor, J-Integral). Обсуждаются полученные результаты и возникшие проблемы.

ВВЕДЕНИЕ

Керамические покрытия широко используются в качестве теплозащитных слоев лопаток газовых турбин. Их применение позволят значительно повысить рабочие температуры турбин и надежность их работы [1,2].

Наиболее широко для нанесения теплозащитных покрытий (покрытия на основе стабилизированного оксида циркония, оксида алюминия) применяется метод плазменного напыления [1]. Одной из проблем технологии плазменного напыления является появление микротрещин и отслоений покрытий в процессе нанесения и, в особенности, при остывании детали с покрытием. Эти явления прежде всего определяются напряженно-деформированным состоянием системы покрытие-основание [1,3]. Поэтому обеспечение оптимального напряженно-деформированного состояния покрытий в процессе напыления является важной научной и технической задачей.

Для экспериментального измерения остаточных напряжений в плазменных покрытиях в настоящее время находят применение методы рентгеноструктурного анализа, измерения деформаций деталей с помощью тензодатчиков, последовательного стравливания слоев покрытия, сверления микроотверстий [1,3-6]. Эти методы характеризуются значительной трудоемкостью и сложностью. Поэтому для исследования и оптимизации остаточных напряжений в плазменных покрытиях наряду с экспериментальными методами, все шире применяются методы компьютерного моделирования [1,3,4], которые при наличии адекватных моделей позволяют значительно ускорить и снизить затраты на технологическую подготовку производства новых изделий.

1. АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ МОДЕЛЕЙ НДС ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ

Основными причинами, вызывающими появление остаточных напряжений в плазменных покрытиях являются:

- 1) напряжения, вызванные быстрым охлаждением на массивном основании отдельных расплюснутых частиц порошка (закалочные напряжения – quenching stresses);
- 2) напряжения, вызванные различием в коэффициентах температурного расширения материала покрытия и основания, а также за счет градиентов температур.
- 3) напряжения, вызванные фазовыми превращениями.

Следует отметить, что большинство разработанных математических и компьютерных моделей учитывает возникновение напряжений в плазменных покрытиях только за счет температурных градиентов и различия в коэффициентах температурного расширения [7-11]. Эти модели построены на анализе тепловых полей с системе покрытие-основание и расчете на их основе упругих деформаций и напряжений. Результаты расчетов дают обычно завышенное значение напряжений, так как не учитываются релаксационные процессы, имеющие место в реальных системах, в частности, пластические деформации, ползучесть, возникновение микротрещин, отслоения покрытий и др. Поэтому при моделировании напряженно-деформированного состояния на макроуровне степень приближения моделей к реальному процессу будет в значительной степени зависеть от возможности учета этих релаксационных процессов.

Попытка учета релаксации напряжений за счет пластических деформаций была сделана авторами работ [9, 12]. Модель разработана на основе FEM-программного комплекса ABAQUS. Однако применение одномерной модели для анализа НДС позволяет выявить только качественные закономерности с большой степенью из приближения к реальному процессу. Упругая конечно-элементная модель рассматривается в работе [13]. Особенностью этой модели является учет при моделировании НДС образующейся в интерфейсной зоне окисной пленки. Учитывается также релаксация напряжений за счет образования трещин с помощью простейшей модели. Рассматривается остывание всего слоя покрытия и если напряжения в определенной зоне превышают предел материала покрытия, то считается, что в этом месте образуется трещина, напряжения релаксируют и не увеличиваются выше предела прочности. Эта модель в определенной степени учитывает релаксационные процессы, однако имеет значительные упрощения, которые связаны с тем, что при описании тепловой задачи не учитывается динамика нанесения покрытия. Кроме этого механизм релаксации напряжений за счет образования микротрещин имеет более качественный характер, чем количественный.

Таким образом, проведенный анализ показывает, что в разработанных моделях не в полной мере учитываются релаксационные процессы, в особенности за счет образования микротрещин и отслоения покрытия. С помощью MARC до настоящего времени разработаны модели остаточных напряжений с покрытиях, учитывающие только упругие термические напряжения [10, 11], т.е. все заложенные в MARC возможности моделирования пластических деформаций, ползучести, разрушения не использованы для решения описанной выше задачи.

2. РАЗРАБОТКА ФИЗИЧЕСКОЙ И МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ НДС ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ С УЧЕТОМ РЕЛАКСАЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ

Прежде всего следует отметить, что эффективное использование методов компьютерного моделирования может быть только при условии адекватности разработанных

моделей реальным процессам. Поэтому одной из важных задач моделирования НДС плазменных покрытий, является возможность экспериментальной верификации результатов моделирования. Исходя из вышеизложенного принята физическая модель исследуемого процесса, которая может быть верифицирована с помощью доступных технических средств. В частности, как уже упоминалось выше, широкое применение для экспериментального измерения напряжений в процессе плазменного напыления и остывания покрытий используется достаточно простой и доступный для практического использования метод, основанный на измерении кривизны изгиба напыляемого образца (curvature measurement method, рис.1[3,6]).

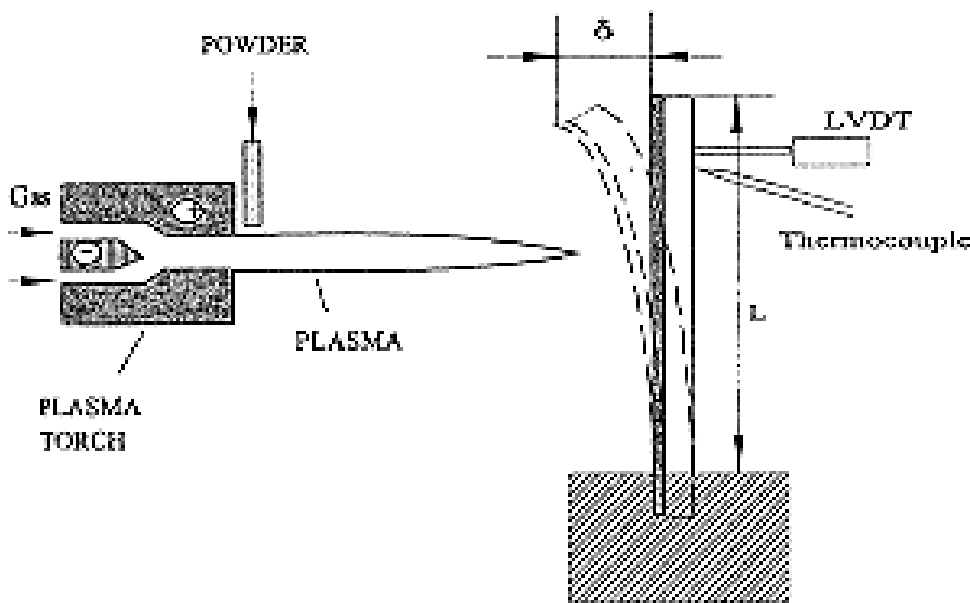


Рис.1. Схема измерения изгиба напыляемого образца в процессе плазменного напыления покрытия

Особенностью этой схемы является возможность непрерывного измерения в реальном масштабе времени изгиба пластины и определения возникающих в ней напряжений. Величина механических напряжений, возникающих на поверхности покрытия и в интерфейсном слое можно рассчитать на основе теории изгиба биметаллических пластин [14-16]:

$$\sigma_1 = \frac{2\delta}{L^2} \left[\frac{2}{ha_c} (E_c I_c + E_s I_s) + \frac{a_c E_c}{2} \right] \quad (1)$$

$$\sigma_2 = \frac{2\delta}{L^2} \left[\frac{2}{ha_c} (E_c I_c + E_s I_s) - \frac{a_c E_c}{2} \right], \quad (2)$$

где σ_1 и σ_2 максимальное значение напряжений в интерфейсной зоне и на поверхности покрытия, соответственно, индексы „с“ и „s“ обозначают принадлежность величин покрытию и основанию, соответственно, δ - измеряемая величина изгиба пластины (см. рис. 1), a - толщина покрытия, h - общая толщина системы покрытие-основание, L - длина образца, I - момент инерции, $I = a^3 b / 12$ (b - ширина образца), E - модуль Юнга (учитывается температурная зависимость).

В случае примерно одинаковых толщин основания и покрытия по кривизне изгиба образца можно рассчитать распределение напряжений по толщине покрытия [17, 18].

Адаптированная для компьютерной реализации с помощью MARC физическая модель показана на рис. 2. Она представляет собой прямоугольную пластину с размерами (100x15x1.2 mm), изготовленную из конструкционной стали (Сталь 45) на которую последовательно наносится слой покрытия ($ZrO_2 + 7\%Y_2O_3$) толщиной 0.06 мм. Для того, чтобы в первом приближении считать слой покрытия в виде плоской тонкой пластины, последовательно осаждаемой на основание. Ширина образца принимается примерно в 2-3 раза меньше диаметра плазменной струи на дистанции напыления.

Движение плазменной горелки относительно основания моделируется в конечно-элементной модели последовательной активацией (в соответствии с задаваемой скоростью движения горелки) участков покрытия, как это показано на рис. 2.

Принимается, что в начальный момент основание подогрето до температуры 500 К. На него последовательно наносятся элементарные участки покрытия с начальной температурой, равной температуре плавления оксида циркония, с последующим охлаждением системы покрытие-основание до комнатной температуры.

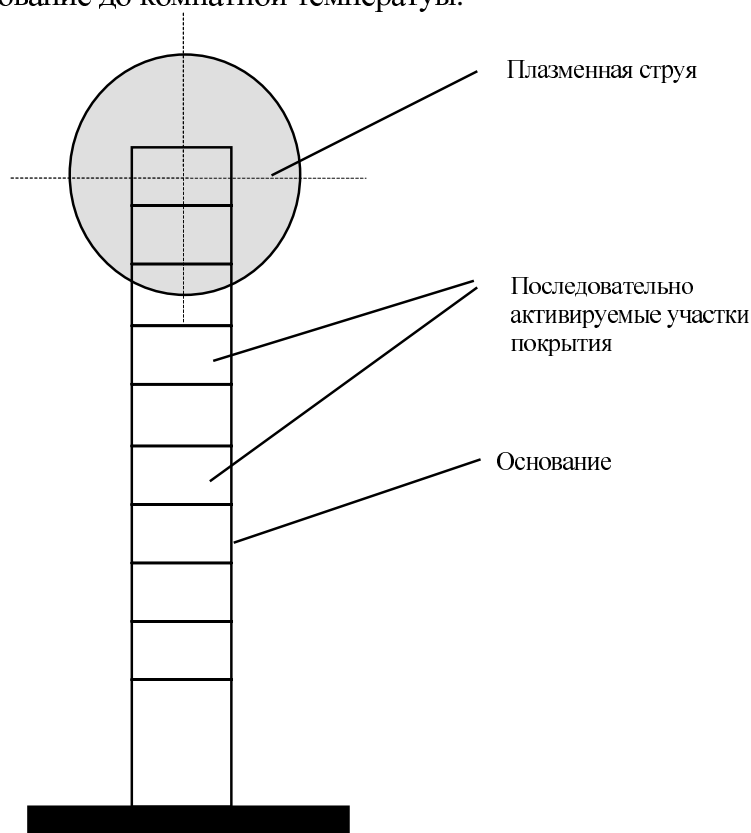


Рис.2. Адаптированная к конечноэлементной реализации физическая модель плазменного напыления покрытий

Таким образом, для анализа напряжений в системе покрытие-основание необходимо решить 2 основные задачи: расчёт нестационарного температурного поля в основании и в покрытии и анализ термоупругости и термопластичности (с учетом ползучести и образования трещин), определение которых и даёт поля напряжений.

Граничные условия для температурного расчёта представляются следующим образом.

Со стороны напыления на основание действует тепловой поток, который состоит из двух составляющих: часть тепла поступает за счет конвективной составляющей, а часть за счёт лучистого теплообмена. В точках, где основание механически закрепляется, имеет место теплопроводность с материалом держателя. Обычно такие точки моделируются

фиксированной температурой. Для элементов с узлами, которые имеют фиксированные точки по температуре, составляются матрицы податливости, которые в последствии преобразуют в локальные матрицы жёсткости, чтобы получить глобальную матрицу жёсткости системы. Задача граничных условий такого рода требует незначительных преобразований. Кроме того, необходимо проводить учёт роста покрытия, который моделируется, как уже было упомянуто выше, последовательной активацией элементов. Между наносимыми участками покрытия и основания теплообмен осуществляется за счет кондукции. С обратной стороны основания идёт естественный конвективный теплообмен между основанием и окружающей средой. Нижняя часть пластины имеет жесткое механическое закрепление.

Рассмотрим математическое описание учитываемых при моделировании физических процессов (для упрощения записи, выражения будем приводить в одномерном виде, с учетом того, что в MARC проводится расчет для трехмерной модели).

Теплообмен с рассматриваемой системе описывается на основе уравнения Фурье [19]:

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda_{ij} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + Q - \rho c \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (3)$$

где Q – удельный тепловой поток, ρ - плотность, c – теплоемкость, λ_{ij} – теплопроводность в различных направлениях.

Конечно-элементная аппроксимация уравнения (3) осуществляется с помощью метода Галеркина:

$$C(T) \cdot \dot{T} + K(T) \cdot T = Q \quad (4)$$

где \dot{T} - вектор узловых температур, C – матрица теплоемкости:

$$C = \int_{V^e} \rho c N \cdot N^T dV^e, \quad (5)$$

N – вектор функции формы, K - матрица теплопроводности:

$$K = \int_{V^e} \left(\lambda_x \frac{\partial N}{\partial x} \cdot \frac{\partial N^T}{\partial x} + \lambda_y \frac{\partial N}{\partial y} \cdot \frac{\partial N^T}{\partial y} + \lambda_z \frac{\partial N}{\partial z} \cdot \frac{\partial N^T}{\partial z} \right) dV, \quad (6)$$

Q - вектор узловых тепловых потоков, интегрированный по площади S^e :

$$Q = \int_{S^e} N \cdot q dS \quad (7)$$

Тепловые потоки за счет конвекции и излучения описываются уравнением:

$$q = \sigma \varepsilon (T_S^4 + T_E^4) + \alpha (T_S - T_G), \quad (8)$$

где ε - коэффициент эмиссии, $\sigma = 5.669 \cdot 10^{-8} \text{ Вт}(\text{м}^2\text{К}^4)$, α - коэффициент конвективного теплообмена, T_S , T_E и T_G соответственно температуры поверхности образца, окружающей среды и пазменной струи.

Температурные деформации описываются уравнением:

$$\varepsilon^T = \beta_T (T - T_0) \quad (9)$$

и зависят от коэффициента температурного расширения материала β_T и градиента температур. Зависимость между деформациями ε и напряжениями σ для однородных материалов подчиняется закону Гука:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu \sigma_y] + \beta_T (T - T_0) \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu \sigma_x] + \beta_T (T - T_0) \\ \gamma_{xy} &= \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{xy} \end{aligned} \right\}, \quad (10)$$

где E – модуль Юнга, ν – коэффициент Пуассона.

Учитывая линейно-упругое и идеально пластическое поведение материала можно рассчитать отобразующиеся в системе термические напряжения. При этом необходимо учитывать их релаксацию, которая, как уже упоминалась выше, может происходить за счет пластических деформаций, ползучести, образования трещин, фазовых превращений и других физических процессов. В настоящей работе сделана попытка учета первых трех физических процессов.

Релаксацию напряжений за счет пластических деформаций можно описать с помощью критерия Мизенса, который хорошо описывает поведение изотропных материалов в широком диапазоне внешних воздействий [19]:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]^{1/2}, \quad (11)$$

где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – составляющие напряжения.

Так как керамические материалы (покрытие) имеют различное значение напряжения текучести при воздействии сжимающих и растягивающих усилий, то для рассматриваемой задачи более целесообразным будет применение уравнения текучести Хилла (Hill anisotropic yield function) [19]:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[a_1 (\sigma_y - \sigma_z)^2 + a_2 (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + a_3 (\sigma_3 - \sigma_1)^2 + 3a_4 \tau_{zx}^2 + 3a_5 \tau_{yz}^2 + 3a_6 \tau_{xy}^2 \right] \quad (11)$$

В MARC изотропные деформации описываются функцией YRDIR, деформации за счет касательных напряжений – функцией YRSHR.

Ползучесть – это неупругое, зависящее от времени поведение материала, наблюдаемое при определенном уровне напряжений, который в общем случае может быть ниже и выше предела текучести. Ползучесть также может быть изотропной и анизотропной и описывается потенциалом ползучести фон Мизенса (для изотропного материала или определенного направления анизотропного):

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = f(\bar{\sigma}, \varepsilon^{cr}, T, t). \quad (12)$$

Поведение материала при этом описывается уравнением:

$$\Delta \varepsilon^{cr} = \dot{\varepsilon}^{cr} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma'}, \quad (13)$$

где $\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma}$ - нормаль к текущей поверхности напряжений Мизенса, $\bar{\varepsilon}^{cr}$ - величина эквивалентной деформации ползучести.

Для учета ползучести при конечноэлементном описании модели в правую часть уравнения жесткости вводится вектор приращения псевдо-нагрузки за счет деформации ползучести:

$$\mathbf{K} \Delta u = \Delta P + \int_V \beta^T D \Delta \varepsilon^{cr} dV, \quad (14)$$

где \mathbf{K} – матрица жесткости, Δu и ΔP векторы приращения узловых перемещений и сил, соответственно.

В MARC для описания ползучести используется процедура CREEP, в которой для скорости ползучести применяется степенная функция вида:

$$g(\sigma) = A \sigma^b \quad (15)$$

Проведенный анализ показывает, что лучшая корреляция с реальными процессами обеспечивается при следующих значениях коэффициентов в уравнении (15): $A = 0.001E^{-28}$, $b = 3.0$.

Релаксация напряжений за счет появления трещин может быть описана в MARC по следующему алгоритму:

- определение точек покрытия, где могут возникнуть трещины. Этот этап может быть реализован с использованием критериев разрушения (функция FAIL DATA). В MARC для этих целей предусмотрены следующие критерии: максимальные напряжения (MX STRESS), максимальные деформации (MX STRAIN), максимальные напряжения для неанизотропного материала с близким характером поведения в условиях сжимающих и растягивающих нагрузок (HILL), модифицированный критерий Хилла для различных сжимающих и растягивающих напряжений и др.

Анализ этих критериев показывает, что для рассматриваемой модели больше подходят критерии Хилла. В соответствии с этим критерием, в каждой интегрируемой точке MARC рассчитывается уравнение:

$$\left\{ \begin{array}{l} \left(\frac{1}{X_t} - \frac{1}{X_c} \right) \sigma_1 + \left(\frac{1}{Y_t} - \frac{1}{Y_c} \right) \sigma_2 + \frac{\sigma_1^2}{X_t X_c} + \\ \frac{\sigma_2^2}{Y_t Y_c} + \frac{\sigma_{12}^2}{S^2_c} + \frac{\sigma_1 \sigma_2}{X_t X_c} \end{array} \right\} / F \quad (16)$$

где F - индекс разрушения (обычно, $F=1.0$), X_t , X_c – максимально допустимые напряжения сжатия и растяжения в первом направлении, Y_t , Y_c - максимально допустимые напряжения сжатия и растяжения в другом направлении, S – максимальные касательные напряжения.

Эти критерии позволяют определить точку возможного возникновения трещины и направление ее распространения, так как обычно трещины в изотропных материалах распространяются перпендикулярно направлению максимума главных напряжений.

Возникновение дефектов в материалах может быть также описано в MARC с помощью функции DAMAGE, которая базируется на модели Гурсона (Gurson model) [19]. В модифицированной модели Гурсона величина разрушения описывается скалярным

параметром f (volume fraction). Критерий предельных напряжений для макроскопического объединения дефектов представляется в виде:

$$F = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_y} \right)^2 + 2 q_1 f^* \operatorname{cosh} \left(\frac{q_2 \sigma_{kk}}{2 \sigma_y} \right) - \left[1 - (q_1 f^*)^2 \right] = 0 \quad (17)$$

Коэффициенты в этом уравнении для твердых тел с периодическим расположением дефектов принимаются равными [19]: $q_1 = 1.5$, $q_2 = 1.0$.

Эволюция разрушения описываемого параметром f происходит вследствие образования и роста дефектов. Оригинальная модель Гурсона предсказывает какое предельное разрушение произойдет при достижении параметром f величины, равной единице.

С параметром “**Volume fraction**” может быть получена начальная длина трещины. Для описания распространения трещин в MARC используются модели на основе нелинейной механики разрушения, в частности J-INTEGRAL, LORENZI [19].

J-интеграл может применяться как для упругих и пластичных материалов, так и для материалов с нелинейными свойствами (зависящие от напряжений). Физически J-интеграл-это энергетический показатель, приблизительно равный энергии деформации, высвобождаемой при росте трещины. Для плоских двумерных элементов он может быть рассчитан с помощью уравнения:

$$J = - \int_{\Omega} \frac{1}{\Delta a} \frac{\partial \delta x_1}{\partial \delta x_j} \left(W \delta_{1j} - \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right) dv - \int_{\Omega} \frac{\partial x_1}{\Delta a} \left(\left(f_i - \rho u_i \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_1} - \sigma_{ij} \frac{\partial \varepsilon_{ij}^0}{\partial x_1} \right) dv - \int_{\Gamma_s} \frac{\partial x_1}{\Delta a} t_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} da \quad (17)$$

В уравнении области Ω_1 и Ω_2 имеют границы Γ_1 и Γ_2 соответственно. $\Omega = \Omega_1 + \Omega_2$; $\delta x_1 = \Delta a$ на границе Γ_1 и $\delta x_1 = 0$ на границе Γ_2 .

Решение задачи о нахождении релаксации напряжений за счёт образования трещин зависит от режима распространения трещин. Существует три режима образования трещин: режим открытия трещины (преобладают напряжения, перпендикулярные стенкам трещины), скольжение (преобладают напряжения, параллельные стенкам трещины) и комбинированный режим (имеются и параллельные и перпендикулярные напряжения). Это необходимо учитывать при описании проблемы в MARC.

Большие возможности для описания трещин имеет продвинутая версия J-integral (extended J-integral), которая учитывает действие инерционных сил, термических и механических нагрузок, начальных деформаций и др. Поэтому более целесообразно ее использование для решения последней задачи (с параметром DYNAMIC и опцией определения модели LORENZI).

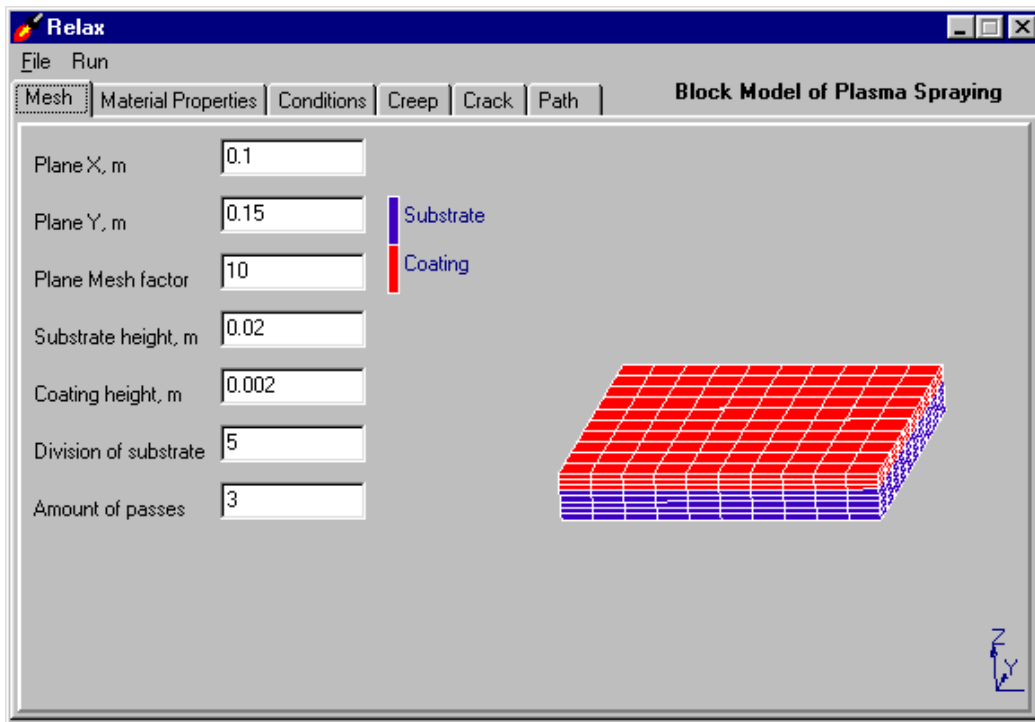
3. ОСОБЕННОСТИ РЕАЛИЗАЦИИ МОДЕЛИ В MARC

Создание конечноэлементной модели в Mentat достаточно трудоемкая задача. И если требуется постоянное изменение геометрии детали или разбиения на конечные элементы, то это связано с большими затратами времени. Для упрощения этих работ нами разработан специальный препроцессор, который полностью заменяет Mentat и намного упрощает процесс создания модели.

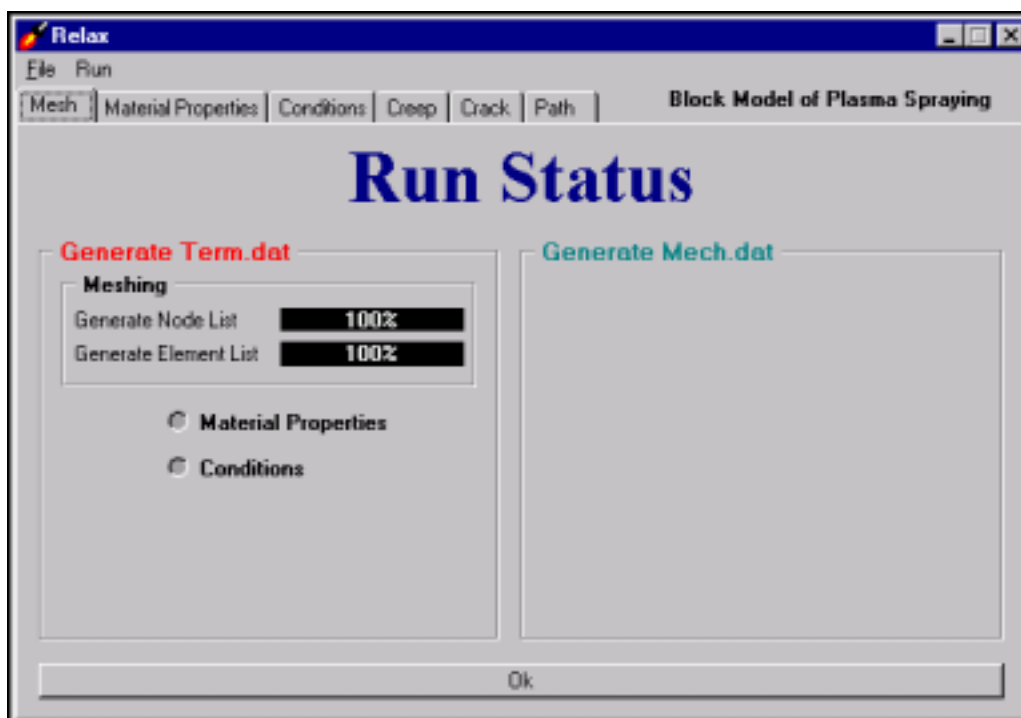
Как видно из рис.1 с помощью препроцессора Relax возможно проводить создание моделируемой системы покрытие-основание, покрытие сеткой конечных элементов, задавать свойства материалов, формировать начальные и граничные условия для каждого вида расчетов. На выходе препроцессора (Run Status) формируются *.dat- файлы в формате MARC

для каждой из выполняемых функций, которые здесь же возможно запускать на выполнение. Результаты расчетов можно просмотреть по обычной технологии с помощью Mentat.

Конечно-элементная модель системы покрытие-основание показана на рис. 4, 5. Применено адаптивное разбиение моделируемой системы на конечные элементы. Шаг сетки по толщине покрытия намного меньше, чем шаг в основании, кроме этого он увеличивается в направлении от интерфейсной зоны к обратной стороне основания.



а)



б)

Рис.3. Общий вид рабочего поля препроцессора Relax

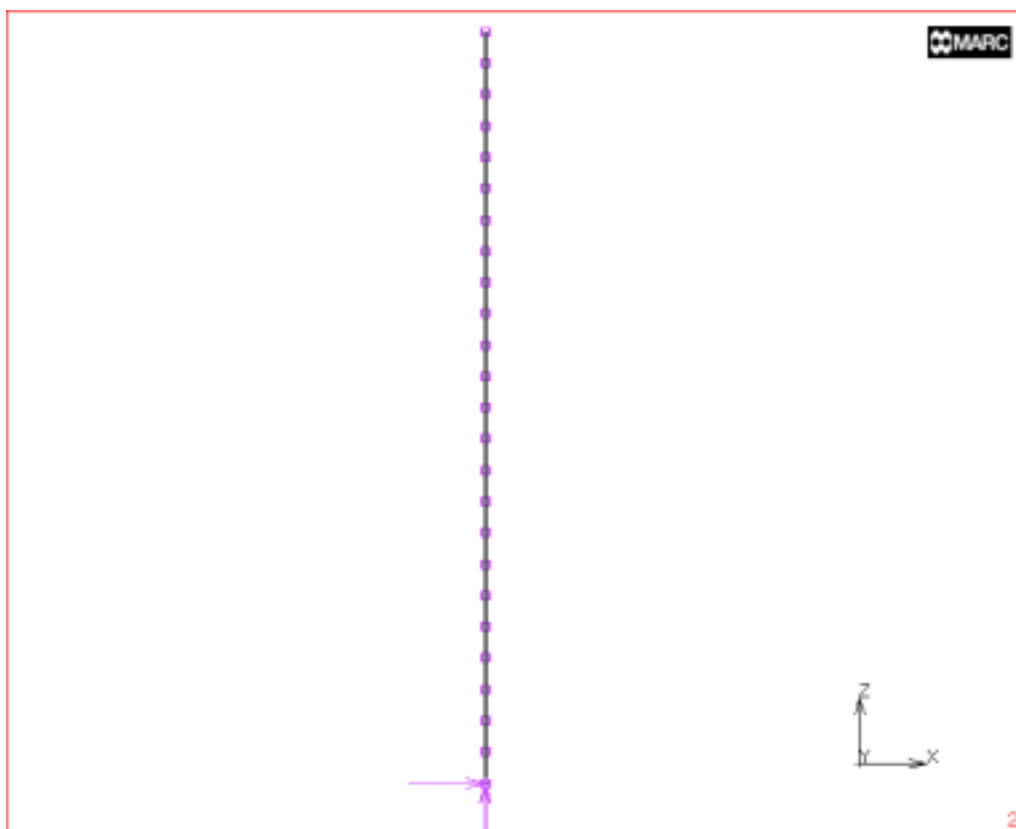


Рис.4. Общий вид конечно-элементной модели системы покрытие-основание

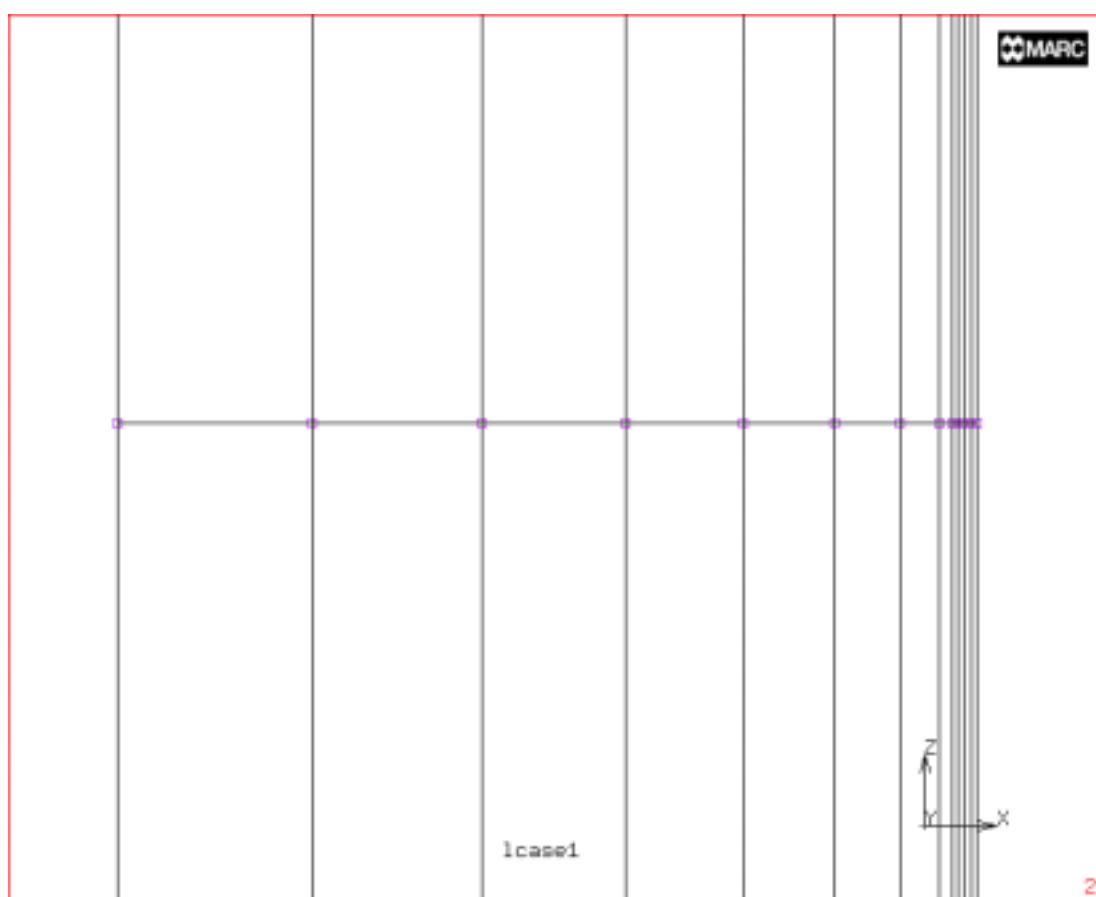


Рис.4. Увеличенный вид конечно-элементной модели системы покрытие-основание

4. РЕЗУЛЬТАТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ И ИХ АНАЛИЗ

В процессе моделирования исследовалась динамика изменения тепловых полей и напряженно-деформированного состояния системы покрытия-основания в процессе нанесения покрытия и остывания до комнатной или другой температуры, зависящей от установленного времени процесса.

На рис. 5-9 показаны динамика изгиба и распределение по сечению пластины нормальных напряжений. Видно, что на начальных стадиях нанесения покрытия, за счет интенсивного нагрева основания со стороны покрытия происходит изгиб напыляемой детали в направлении обратном действию теплового потока. Однако, за счет того, что температура покрытия и основания в интерфейсной зоне после прохождения плазменной горелки начинает уже с первого инкремента уменьшаться, напряженное состояние имеет сложный характер. Так как коэффициент линейного расширения стали ($14,7 \times 10^{-5} \text{ 1/K}$) значительно превышает аналогичную величину для покрытия ($9,1 \times 10^{-5} \text{ 1/K}$), то в покрытии образуются напряжения сжатия, в основании, преимущественно напряжения растяжения. На 14 инкременте за счет выравнивания температур в основании пластина практически выпрямляется и начинает изгибаться уже в правую сторону. Уровень нормальной составляющей напряжений при этом несколько увеличивается.

Сравнительный анализ трех вариантов результатов расчетов (1 – упруго-пластический анализ, 2 – упруго-пластический с подключением процедур учета ползучести, 3- с дополнительным подключением процедур анализа возникновения трещин) показал, что наблюдается снижение уровня напряжений в различных точках исследуемого образца от первого к третьему варианту анализа, что свидетельствует о работоспособности моделей.

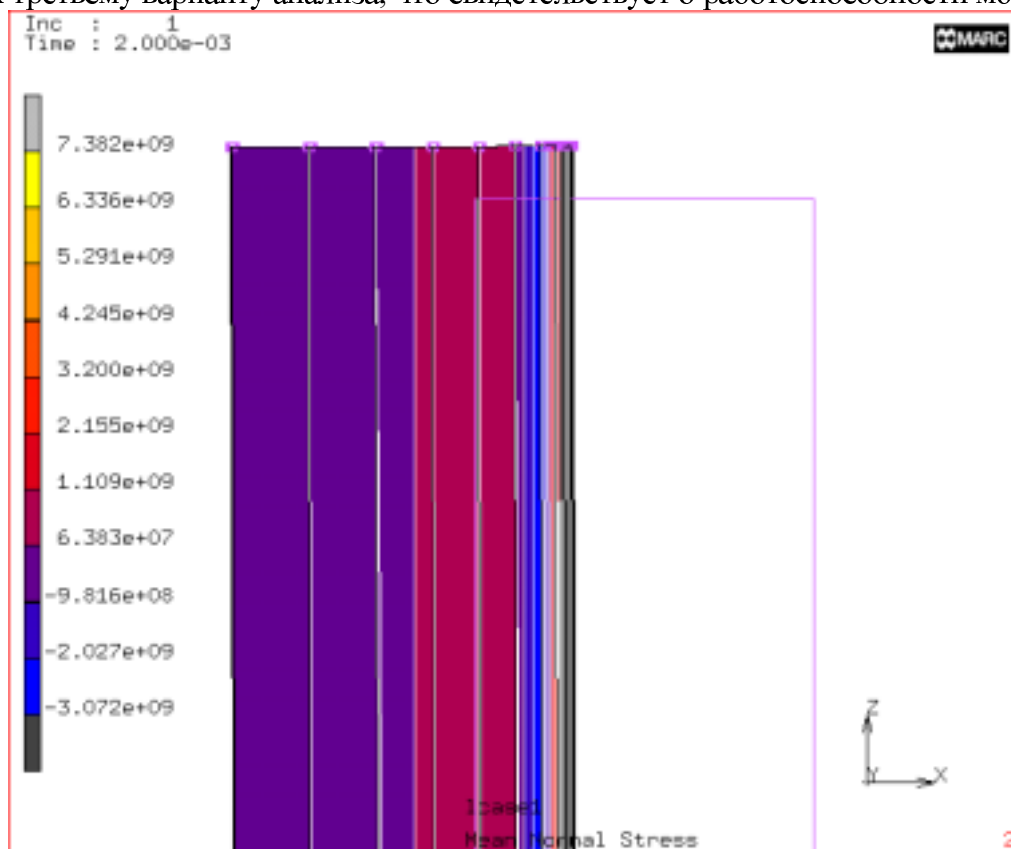


Рис.5. Деформация пластины и распределение напряжений после первого инкремента расчетов

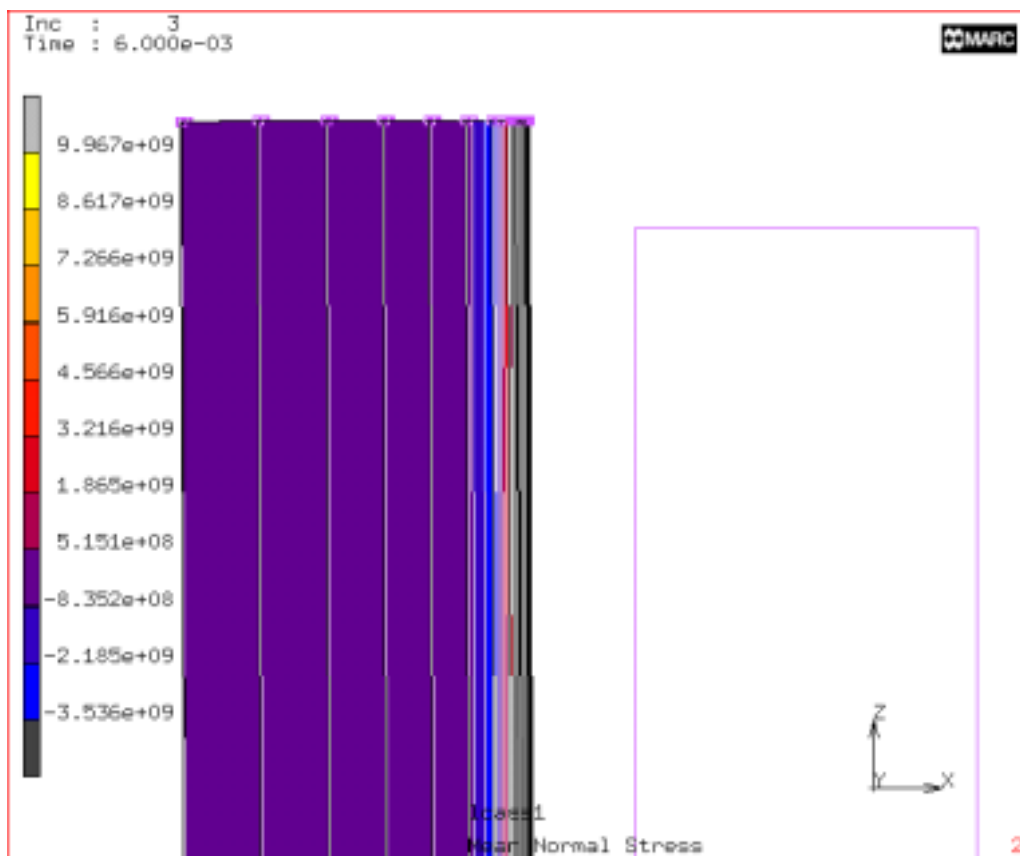


Рис.6. Деформация пластины и распределение напряжений после третьего инкремента расчетов

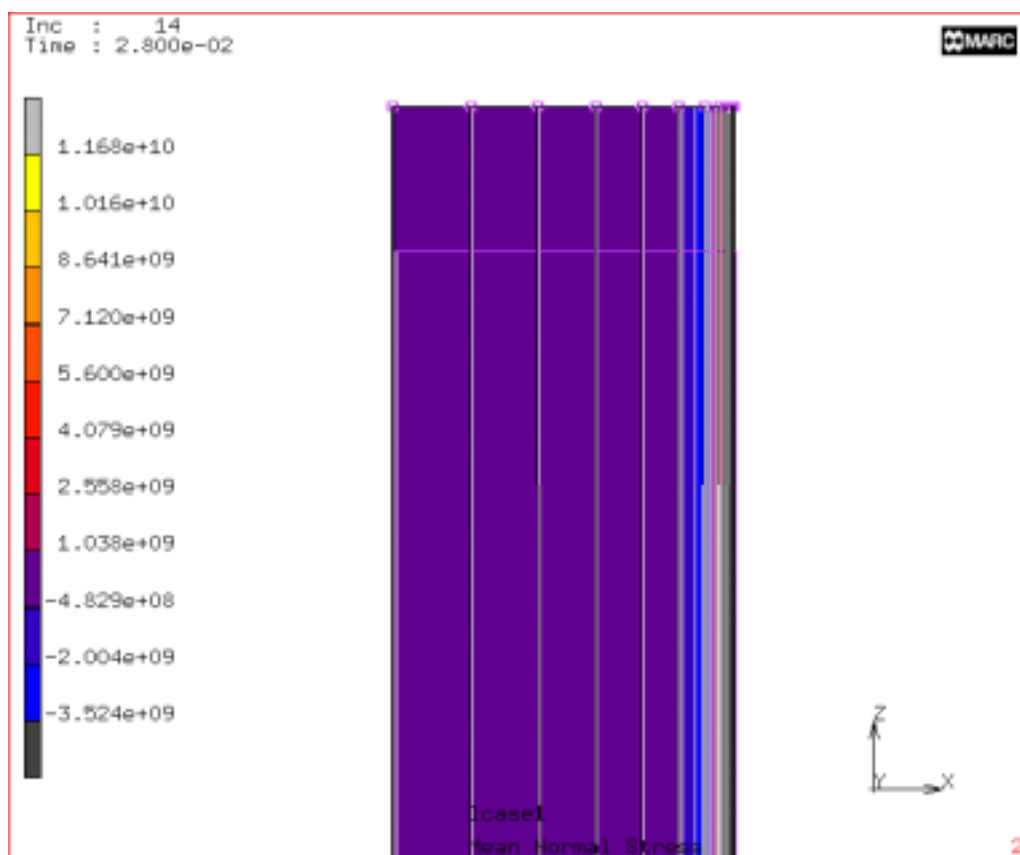


Рис.7. Деформация пластины и распределение напряжений после 14-го инкремента расчетов

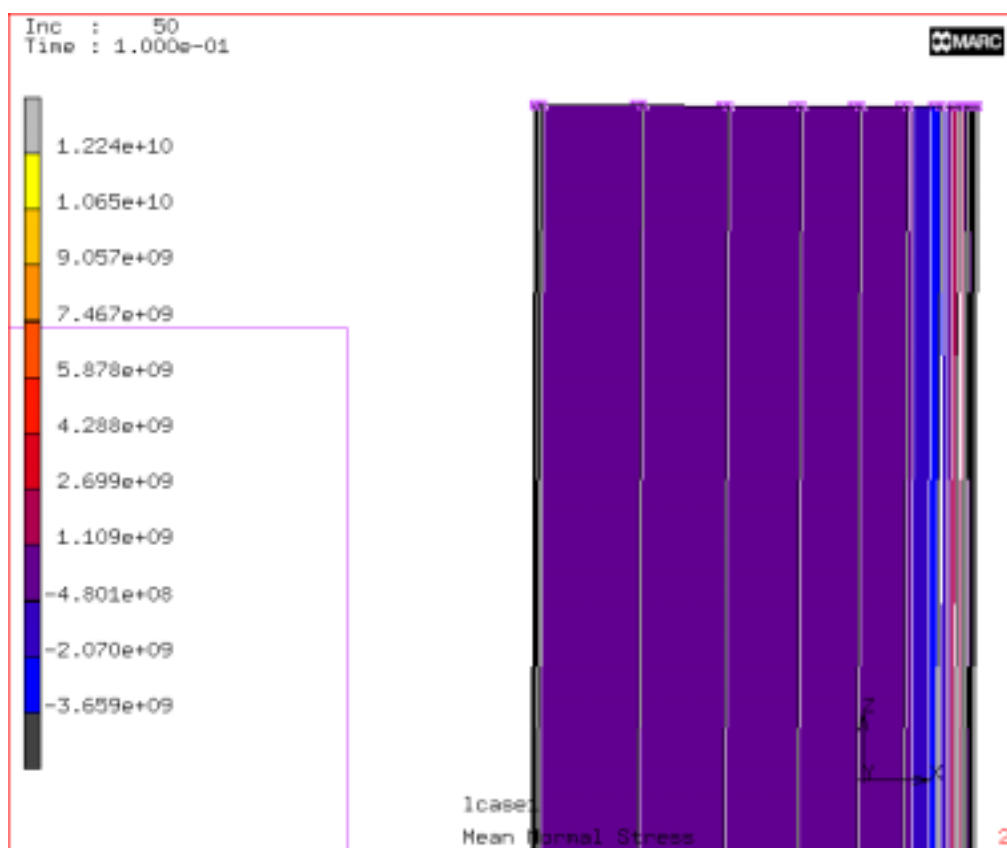


Рис.8. Деформация пластины и распределение напряжений после последнего инкремента расчетов

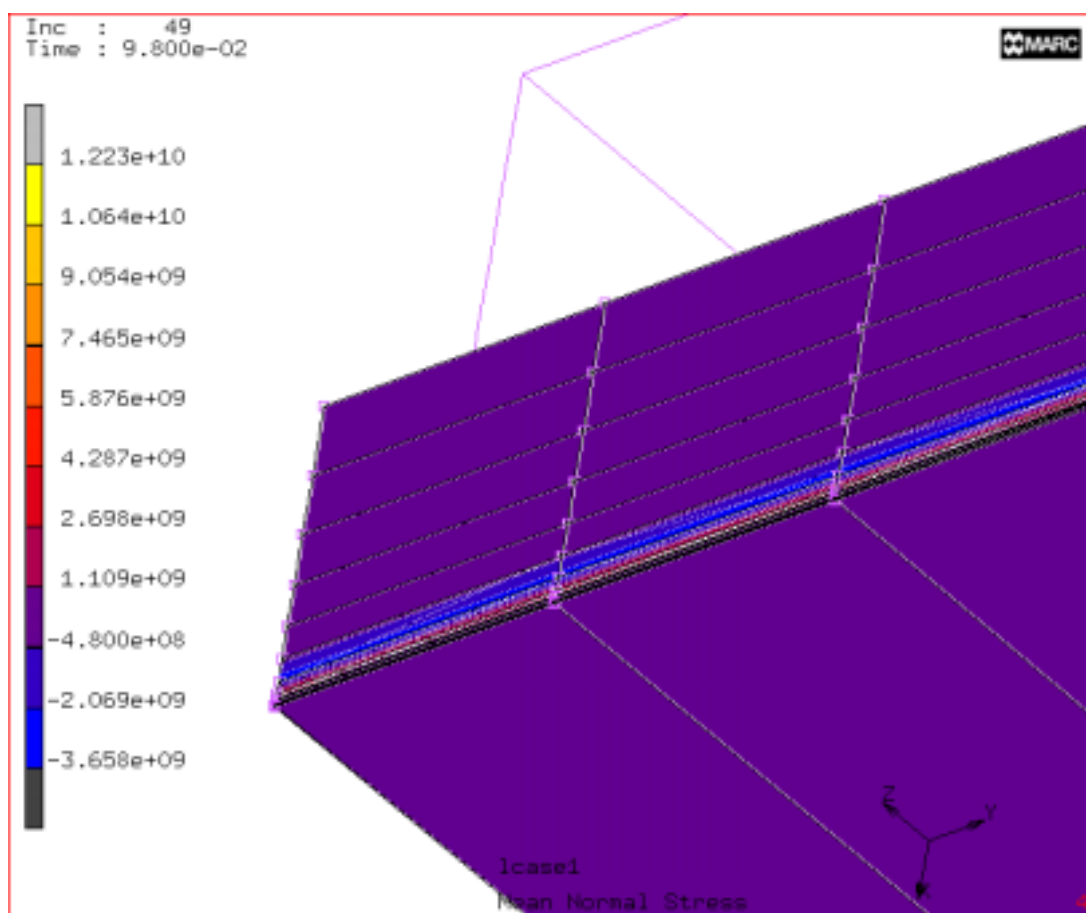


Рис.9. 3D-распределение нормальных напряжений после 49 инкремента

Однако наибольшую проблему вызвало подключение к анализу процедур последнего варианта расчетов, т.е. учет релаксации напряжений за счет образования трещин. Все попытки получить реальную картину раскрытия трещины на сегодняшний день не увенчались успехом, хотя уменьшение уровня наблюдается. Это свидетельствует, что подключаемые модели участвуют в расчетах с физически закономерными результатами. К сожалению в имеющейся документации к MARC, также не содержится не одного примера, на котором было бы показано образования трещин.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработана динамическая 3D модель напряженно-деформированного состояния системы покрытие-основания в процессе плазменного напыления, которая учитывает релаксацию напряжений за счет пластических деформаций, ползучести и образования трещин.

Первые результаты моделирования свидетельствуют о соответствии их основным физическим закономерностям. Однако они требуют экспериментальной верификации, которую планируется провести в ближайшем будущем с применением метода измерения кривизны изгиба напыляемого образца.

Не удалось к настоящему времени в полном объеме реализовать возможности MARC в моделировании возникновения и продвижения трещин, хотя релаксация напряжений за счет образования трещин в разработанной модели наблюдается.

Список цитируемой литературы

1. Процессы плазменного нанесения покрытий: теория и практика / А.Ф. Ильющенко, С.П. Кундас, А.П. Достанко Lugscheider, U. Eritt.: Под общ. ред. акад. НАН Беларуси А.П. Достанко, П.А. Витязя. – Мн.:Научный центр исследований политики и бизнеса «Армита», 1999.- 544 с.
2. Troczynsky T., Cockoft S., Wong H. Thermal barrier coating for heat engines / Kay Engineering Materials, 1996. Vol. 122-124. P. 425-462.
3. Clyne T.W., Gill S.C. Residual stresses in thermal spraying coatings and their effect on interfacial adhesion // Journal of Thermal Spray Technology. Vol.5. No.1. 1996. P.401-418.
4. Компьютерное моделирование процессов плазменного напыления покрытий / С.П.Кундас, А.П.Достанко, А.Ф.Ильющенко, А.Н.Кузьменков, Е.Lugscheider, U. Eritt. – Мн.: Бестпринт, 1998. –212 с.
5. Jonsson G., Persson C. Analysis of the stress state in thermal barrier coating during a thermal cycle // Proc. of NTSC '96'. Material Park, OH-USA, 1996. P. 897-901.
6. Swank W., Gavalya R., Wright J., Wright R. Residual stress determination from a laser-based curvature measurement // Proc. of 1st International Thermal Spray Conference. Toronto. Canada, 2000. P.363-369.
7. Steffens H.-D, Gramlich M. FEM-analyses of plasma sprayed thermal barrier coatings// Proceeding of NTSC '92'. Orlando,USA, 1992. P. 531-336.
8. Djabella H., Arnell R. Two-dimensional finite element analyses of elastic stresses in double-layer systems under combined surface normal and tangential loads // Thin Solid Films, 1993. Vol.226. P.65-67.
9. Gruhn H., Malléner W., Stöver D. Modeling of residual stresses in plasma sprayed multilayer systems// Proceedings of the 8th NTSC, Houston, USA, 1995. P. 231-236.

10. Dynamische Modelle zur Simulation der thermischen Spannungen während der Schichtbildung beim atmosphärischen Plasmaspritzen / S.Kundas, A. Kuzmenkov, E.Lugsheider, U.Eritt, M. Glißmann // MARC Benutzertreffen 28-29 Oktober 1998.- MARC Software GmbH. München, 1998. -P.25/1-22.
11. Кузменков А.Н., Кундас С.П., Гуревич В.А., Люгшайдер Э, Эритт У. Моделирование теплообмена и остаточных напряжений в плазменных покрытиях// Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук, 2000. № 1. С.134–141.
12. Residual stress calculation by finite element method / H.Grün, W.Fischer, C.Finke at al. // Proceeding of the 9th NTSC. Material Park, OH-USA, 1996. P. 869-874.
13. Residual stress analysis of plasma sprayed thermal barrier coating / V.Teixeira, M.Andritschy, W.Fischer at al. // Proceeding of Termal Spray Unuted Forum for Science and Technological Advances. Material Park, OH-USA, 1998. P. 839-843.
14. Kuroda S. and Clyne T.W. The Quenching Stress in Thermally Sprayed Coatings / Thin Solid Films, 1991. V. 200. P. 49-65.
15. Bao Y., Zhang T., Gawne D.T. Analysis of residual stress generated during plasma spraying of glass coating // 15-th Int. Thermal Spray Conference and Exhibition. Nice, France, 1998. P. 575-580.
16. Townsend P., Barnett D., Brunner T. Elastic ralationship in layered composite media with approximation for the case of thin films on a thick substrate. Journal Appl. Phys., 1987. 62(11). P.4438-4444.
17. Kesler O., Finot M., Suresh S., Sampath S. Determination of processing-indused stresses and properties of layerd and graded coatings: experimental method and result for plasma-sprayed Ni-Al₂O₃. Acta Materialia, 1997. 42(2). P. 3123-3134.
18. Hsueh C., Evans G. Residual stresses in metal/ceramic bonded streps. Journal of American Ceramic Society, 1985. 68(5). P.214-248.
19. MARC Volume A: Theory and user information.- MARC Analysis Research Corporation. Palo Alto. CA,USA, 1997.